BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH
HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ LẦN THỨ XXI - NĂM 2026

(TẬP 1: HÓA-LÝ KỸ THUẬT, CƠ KHÍ, VŨ KHÍ)

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
ISBN: 978-632-06-0210-0



Hà Nội - 2026

BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH

Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XXI - năm 2026

TẬP 1: HÓA - LÝ KỸ THUẬT, CƠ KHÍ, VŨ KHÍ

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
ISBN: 978-632-06-0210-0

Hà Nội - 2026

MỤC LỤC

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
1.	Nghiên cứu tổng hợp và ứng dụng vật liệu Nanocomposite Pd/$CoFe_2O_4$ làm xúc tác cho phản ứng Hydrodebenzyl hóa	Cao Bá Tước, Nguyễn Duy Thái, Lê Minh Đông, Vũ Hữu Mạnh, Cao Hải Thường	1
2.	Tổng hợp vật liệu Titanium dioxide pha tạp Tantalum và Niobium có cấu trúc rỗng xốp ứng dụng trong chuyển hóa và lưu trữ năng lượng	Hoàng Thanh Lý, Mai Quốc Cường, Trần Hoàng Phi	11
3.	Nghiên cứu xác định nguồn ô nhiễm nitrat trong môi trường nước bằng phương pháp phổ khối tỷ lệ đồng vị	Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Trung Dũng	22
4.	Nghiên cứu tổng hợp vật liệu trên cơ sở carbon cứng ứng dụng làm điện cực âm cho pin Natri-ion	Nguyễn Đình Sinh, Vũ Đình Thảo, Ngô Quý Quyền, Hoàng Thị Tuệ Minh, Nguyễn Thị Phương Thảo	32
5.	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Ni xốp bằng phương pháp thiêu kết	Phùng Văn Chí, Ngô Thị Lan	41
6.	Nghiên cứu tổng hợp vật liệu (NiFeCo)O - LDO spinnel ứng dụng làm siêu tụ điện	Lê Xuân Dương, Trần Viết Thứ	51
7.	Tổng hợp vật liệu quang xúc tác g-C3N4 và ứng dụng để phân huỷ glyphosate trong môi trường nước	Trần Tiến Đạt, Nguyễn Phương Thảo, Nguyễn Thị Thu Hòa, Nguyễn Trung Dũng	60
8.	Nghiên cứu tổng hợp và khảo sát các đặc trưng tính chất của vật liệu nano lưỡng kim trên nền SiO2 xốp	Đỗ Như Kiên, Đỗ Đình Trung, Vũ Đình Thảo, Hoàng Thị Tuệ Minh, Nguyễn Phương Thảo	68
9.	Nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$	Đoàn Tiến Phát, Ngô Thị Lan, Cao Thị Minh Thúy, Nguyễn Văn Nghĩa	77
10.	The effect of gas pressure on the optical properties of Si_3N_4 thin films fabricated by sputtering method	Nguyen Duc Thang , Bui Thi Thu Phương, Thi Kim Oanh Vu	87
11.	Analysis of thermoplastic dimensions and shrinkage in injection molding: Experiment, simulation and model improvement	Quang Dung Pham, Trong Nghia Nguyen, P.V. Surikov	93
12.	Low-cost UV-A microsensors based on printed circuit boards: Fabrication and performance	Nguyen Van Toan, Nguyen Xuan Thau, Nguyen Tuan Linh, Vu Anh Hung, Nguyen Tien Anh and Nguyen Thanh Nam	104
13.	Nghiên cứu tổng hợp vật liệu phát quang trên cơ sở kim loại kiềm thổ đồng pha tạp nguyên tố đất hiếm	Nguyễn Trọng Nghĩa, Trịnh Đắc Hoành	110
14.	Optimization of the Friction Stir Welding AA 5052 Process Parameters in terms of Mechanical Properties	Nguyễn Duy Linh, Lê Văn An, Đỗ Đức Huy, Lê Xuân Hùng, Nguyễn Trung Thành	116
15.	Ứng dụng mô phỏng số trong tính toán kết cấu cối ghép khi ép chảy nguội hợp kim nhôm AA2024	Võ Hồng Quang, Nguyễn Trường An, Lại Đăng Giang, Ngô Văn Tuân	126
16.	Influence of process parameters on surface waviness of SS316L thin-wall structures fabricated by Direct Laser Metal Deposition	Nguyễn Văn Quân, Đoàn Tất Khoa, Nguyễn Văn Hoàng, Đặng Xuân Hiệp, Phan Văn Mạnh	136

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
17.	Cơ sở lý thuyết gia công tia lửa điện có trộn bột	Vũ Trường Sơn, Lê Văn Tạo, Nguyễn Trung Thành, Hà Trung Tự	145
18.	Nghiên cứu ảnh hưởng của mấp mô bề mặt đến sự phân bố ứng suất và giới hạn bền mỏi của chi tiết cơ khí	Lê Đăng Nhàn, Bùi Việt Hùng, Bùi Mạnh Cường	154
19.	Dynamic analysis of FG-GOEAM plates using a quasi-3D finite element incorporating visco-Winkler-Pasternak foundation effects	Đỗ Duy Nam, Lê Phạm Bình, Nguyễn Mạnh Hùng	164
20.	Nghiên cứu ảnh hưởng của mô hình nguồn nhiệt và thời gian chờ giữa các lớp đến sự hình thành ứng suất dư trong chế tạo bằng công nghệ in 3D WAAM	Lê Đăng Nhàn, Bùi Mạnh Cường, Lê Văn Thảo	174
21.	Nghiên cứu mất ổn định kéo vào của dầm kích thước micro trong hệ vi cơ điện tử MEMS	Nguyễn Thế Bình, Lê Đức Long, Lê Công Ích	184
22.	Mô hình điện - nhiệt - cơ và tối ưu hóa dầm micro chữ V có tiết diện thay đổi ứng dụng trong thiết bị MEMS	Nguyễn Văn Đảo, Hoàng Trung Kiên, Lê Đức Long	193
23.	Phân tích dao động riêng của vỏ trụ FGM bằng phương pháp phần tử hữu hạn và sử dụng lý thuyết biến dạng cắt bậc cao	Viengphone SOUVANTHA, Nguyễn Ngọc Vinh	203
24.	Study on the influence of spring manufacturing errors on the cross-axis sensitivity of an accelerometer	Nguyễn Văn Cường, Trần Văn Hiệp, Bùi Mạnh Cường, Nguyễn Văn Hoan, Phan Văn Mạnh, Chu Mạnh Hoàng	209
25.	Design and simulation of a new hard-soft hybrid gripper for safe handling of soft fruits	Vũ Minh Hoàn, Trịnh Xuân Hiệp	217
26.	Mô phỏng thủy động lực học ngư lôi	Hà Trường Sang, Vũ Mạnh Hiếu, Ngô Văn Trí, Đặng Đình An	226
27.	Mô phỏng động lực của đạn bắn hai môi trường	Ngô Văn Trí, Đặng Đình An, Vũ Mạnh Hiếu, Hà Trường Sang	234
28.	Nghiên cứu ảnh hưởng của ma sát dị hướng đến đáp ứng động lực học của hệ tự di chuyển nhờ dao động	Nguyễn Văn Toản, Nguyễn Khắc Tuân, Bùi Mạnh Cường	244
29.	Nghiên cứu thực nghiệm khả năng chống mài mòn của lớp phủ điện phân plasma trên hợp kim nhôm ở các chế độ công nghệ khác nhau	Lê Trần Thù Quân, Nguyễn Văn Hoan, Nguyễn Hữu Chiến, Đỗ Văn Quỳnh, Phan Văn Trường	253
30.	Nghiên cứu ứng dụng mô hình truyền thông tích hợp tại Học viện Kỹ thuật quân sự	Bùi Thanh Thảo, Trần Sơn Ninh, Lê Trọng Tấn	261
31.	Nghiên cứu giải pháp tạo động lực trong hoạt động nghiên cứu khoa học cho đội ngũ cán bộ nghiên cứu tại Trung tâm tư vấn, khảo sát thiết kế lĩnh vực xây dựng quốc phòng	Lê Xuân Minh, Đinh Thị Thu Hương	271
32.	Nghiên cứu giải pháp nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN tại doanh nghiệp quốc phòng	Nguyễn Hữu Dương, Nguyễn Thanh Phú	280

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
33.	Nâng cao hiệu quả hoạt động nghiên cứu trong lĩnh vực khoa học xã hội trước bối cảnh chuyển đổi số và cách mạng công nghiệp 4.0	Nguyễn Hữu Hưng, Nguyễn Thanh Phú	290
34.	Giải pháp định hướng lựa chọn công nghệ thích hợp lĩnh vực điện tử, bán dẫn phục vụ công nghiệp quốc phòng	Nguyễn Hữu Tuấn Minh, Đinh Thị Thu Hương	299
35.	Phát triển năng lực nghiên cứu khoa học cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong bối cảnh chuyển đổi số	Trần Thị Huyền, Nguyễn Thị Gấm	309
36.	Giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật miền Trung	Đinh Nguyễn Trí Dũng, Đinh Thị Thu Hương	319
37.	Nghiên cứu tính toán dao động giá pháo phòng không 37mm K65 – 2 khi bắn liên thanh	Đỗ Văn Thắng, Nguyễn Văn Dung, Mai Anh Quang, Nguyễn Quốc Đạt	328
38.	Nghiên cứu thiết kế và đánh giá hoạt động thiết bị hãm lùi cho cối 100mm VN khi lắp trên robot chiến đấu	Ngô Thế Long, Trần Đức Vượng, Lại Thanh Tuấn	338
39.	Phương pháp xác định vận tốc đạn bắn dưới nước bằng thực nghiệm sử dụng bia đứt dây	Nguyễn Văn Tuyến	348
40.	Nghiên cứu cải tiến và nội địa hóa rơ le điều chỉnh P - 5M cho hệ thống điện điều khiển vũ khí	Ngô Trần Phi Hùng	357
41.	Nghiên cứu quá trình truyền nhiệt qua thành nòng súng có kể đến ảnh hưởng của lớp mạ crôm	Nguyễn Đình Thi, Nguyễn Văn Hưng	367
42.	Tính toán động lực học của pháo 105mm-M102 trên xe M548	Bùi Văn Đạt, Trần Văn Tân	377
43.	Mô hình toán và phương pháp giải bài toán bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu	Hoàng Văn Đáng, Nguyễn Nam Quý	387
44.	Tối ưu hóa thời gian hoàn thành sửa chữa TBKT tại Kho cấp chiến dịch bằng mô hình quy hoạch tuyến tính	Nguyễn Ngọc Hạnh, Nguyễn Văn Tuyến	397
45.	Ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng đến dao động của nòng súng khi bắn	Nguyễn Văn Ngọc, Nguyễn Văn Dũng, Uông Sỹ Quyền	407
46.	Nghiên cứu ảnh hưởng của không khí đến hoạt động của máy hãm lùi	Vũ Văn Tới, Trần Văn Tân	414
47.	Khảo sát quá trình lan truyền sóng đầu nòng khi bắn súng DShK 12.7mm	Phan Đăng Phi, Bùi Qúy Việt	424
48.	Nghiên cứu độ ổn định của pháo 130mm-M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn	Vũ Hồng Quân, Nguyễn Duy Phồn	434
49.	Đánh giá ảnh hưởng của chiều dài nòng đến các đặc tính thuật phóng của một số loại súng bộ binh sản xuất tại Việt Nam	Vũ Xuân Ngưng, Nguyễn Văn Hưng	443

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
50.	Xây dựng mô hình tính toán năng lực sửa chữa một số loại súng pháo khí tài có xét đến phương án ưu tiên	Nguyễn Cao Thanh Hiếu, Nguyễn Văn Tuyến	453
51.	Tự động hóa điều khiển phóng đạn nhiễu vô tuyến trên hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN	Vũ Văn Hương, Nguyễn Thế Lực	461
52.	Nghiên cứu đặc tính khí động học dòng chảy qua loa phụt động cơ đạn phản lực 122 mm ĐPL-40	Vũ Đại Đô, Lại Thanh Tuấn, Nguyễn Dương Phụng	470
53.	Nghiên cứu, tính toán hiệu suất loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62mm kiểu T5000	Nguyễn Văn Huy, Nguyễn Văn Dũng, Vũ Đức Dũng	480
54.	Khảo sát ứng suất và biến dạng của ống phóng bom RBU-6000 khi bắn	Nguyễn Tất Sơn, Lại Thanh Tuấn, Nguyễn Quang Mạnh	489
55.	Nghiên cứu cơ sở thiết kế và xây dựng phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu Hải quân	Trương Nho Cường, Nguyễn Thế Lực	499
56.	Nghiên cứu chuyển động của vật thể mũi phẳng khi chuyển động từ không khí vào nước	Lê Xuân Long, Đào Văn Đoan	509
57.	Khảo sát ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động giàn phóng xe chiến đấu BM – 21	Nguyễn Thế Thường, Nguyễn Thanh Hải	519
58.	Thiết kế và kiểm bền nòng súng SPG-9 dạng thép–composite chịu áp suất ttrong dựa trên tương thích biến dạng và tiêu chuẩn phá hủy Tsai–Wu	Chu Văn Kiên, Nguyễn Thanh Hải	528
59.	Nghiên cứu tính toán bộ phận phát hỏa cơ khí của súng SPG-9C-2	Lâm Hải Sơn, Bùi Trọng Tuấn, Trần Thanh Hải, Nguyễn Văn Nam	536
60.	Ảnh hưởng của dung sai chế tạo đến độ tin cậy tham số thuật phóng trong của nòng súng PKMS	Ngô Đức Tuấn, Bùi Quý Việt	547
61.	Nghiên cứu bài toán động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1	Nguyễn Văn Quang, Mai Quốc Chiên	555
62.	Khảo sát ảnh hưởng của tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo trên hệ giảm giật của ZU-23-2 (23 mm)	Phạm Quang Thịnh, Nguyễn Văn Dung	564
63.	Khảo sát ảnh hưởng của các xung lực chính gây ra mất ổn định của súng tiểu liên khi bắn liên thanh	Phùng Văn Huyên, Bùi Quý Việt	573
64.	Nghiên cứu thiết kế kết cấu liều nhiên liệu tạo hai chế độ lực đẩy cho động cơ hành trình tên lửa chống tăng CT21	Bùi Quốc Vũ, Võ Văn Biên, Bùi Đình Tân	581
65.	Nghiên cứu động lực học khối lùi khi bắn của pháo tự hành PTH 130	Bùi Phương Nam, Nguyễn Viết Trung	590
66.	Nghiên cứu ảnh hưởng của chế độ bắn và các thông số của vật liệu đến truyền nhiệt thành nòng	Vương Trung Đức, Khương Tuấn Lợi	599
67.	Đánh giá ảnh hưởng của nhiệt độ đến ứng suất và biến dạng nòng súng PKP Pecheneg	Trần Văn Công, Nguyễn Văn Dũng, Nguyễn Văn Ngự	608

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
68.	Nghiên cứu ổn định của súng ngắn 7,62 mm SN-22 ở trạng thái cầm tay bắn	Đào Trọng Tuấn, Nguyễn Văn Hưng	618
69.	Nghiên cứu quá trình truyền nhiệt qua thành loa phụt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn cỡ nhỏ	Hoàng Đắc Hùng, Bùi Trọng Tuấn, Võ Văn Biên, Nguyễn Việt Trung	628
70.	Nghiên cứu chuyển động của đầu đạn hai môi trường khi qua mặt phân cách không khí - nước bằng phương pháp mô phỏng số	Lưu Trung Quốc, Nguyễn Văn Hưng	636
71.	Nghiên cứu, tính toán thiết kế phương án lắp đặt pháo 152mm Đ-20 lên xe quân sự bánh lốp	Trần Quốc Trí, Nguyễn Viết Trung	646
72.	Tính toán động lực học hệ thống khí động cơ cấu nạp đạn tự động pháo phòng không 57mm C60	Trần Trung Hải, Uông Sỹ Quyền	655
73.	Nghiên cứu thay thế liều phóng cho động cơ tên lửa phòng không vác vai IGLA theo điều kiện Việt Nam	Trần Văn Hào, Bùi Trọng Tuấn, Nguyễn Việt Trung, Võ Văn Biên	665
74.	Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của buồng đốt động cơ bom RGB-60	Trần Xuân Quyết, Trần Quốc Trình, Nguyễn Quang Mạnh	674
75.	Nghiên cứu ảnh hưởng của thông số nắp bịt kín tới đặc tính thuật phóng của động cơ nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước	Vũ Cao Kỳ, Nguyễn Trường Thanh	683
76.	Đánh giá hiệu quả sử dụng xung của động cơ phản lực xung để hiệu chỉnh đường bay	Đặng Hồng Duy, Phạm Xuân Quyền	693
77.	Nghiên cứu quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp bằng phương pháp mô phỏng số	Đặng Hồng Duy, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường, Nguyễn Tuyển Vũ	700
78.	Nghiên cứu đánh giá mô hình tính toán cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy	Đặng Hồng Duy, Phạm Đức Hùng, Nguyễn Việt Trung, Ngô Tiến Sỹ	710
79.	Nghiên cứu thiết kế thiết bị đánh giá ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực của đạn xuyên lõm	Phùng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Văn Cường	718
80.	Xác định mô hình bền của vật liệu khi chịu tải trọng tốc độ cao trên thiết bị Hopkinson	Đỗ Thành Nhân, Hoàng Văn Cường, Phan Văn Tuấn, Nguyễn Quang Dũng	727
81.	Ảnh hưởng của tham số hình học phễu lót đến uy lực xuyên thép của đạn xuyên lõm cỡ 40mm ổn định quay	Huỳnh Thanh Sơn, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Văn Cường, Lê Xuân Cường, Phùng Văn Cường	737
82.	Phân tích và tổng hợp hệ thống bảo hiểm của ngòi mìn lục quân	Huỳnh Thanh Sơn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Nguyễn Thế Mạnh, Võ Duy Thông, Lê Xuân Cường	746
83.	Ảnh hưởng của đường kính đầu đạn đến một số tính năng của các loại đạn súng sử dụng vỏ đạn 7,62x51 NATO làm cơ sở	Lê Hoàng Long, Trần Văn Doanh	756
84.	Nghiên cứu ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đối với uy lực xuyên giáp của đạn súng 7,62 × 39 mm	Nguyễn Văn Bình, Trần Văn Doanh	764
85.	Nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến quá trình xuyên của đầu đạn xuyên giáp	Đoàn Công Minh, Lê Hoàng Tuyến, Nguyễn Quang Dũng, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn	773

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
	7,62x25 mm bằng phương pháp mô phỏng số		
86.	Nghiên cứu, đề xuất nguyên lý thiết kế thiết bị tháo (đẩy) khối CS ra khỏi lòng đạn	Trương Đức Thắng, Nguyễn Hoàng Hải, Đỗ Xuân Tươi	780
87.	Hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân	Nguyễn Trung Nhân, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Lê Thiện Quý, Võ Duy Thông	789
88.	Phương pháp xử lý kết quả thử nghiệm xác định độ tin cậy ngòi МГ-57	Nguyễn Trung Nhân, Phạm Đức Hùng, Đào Văn Toàn, Bùi Xuân Sơn	799
89.	Nghiên cứu hệ thống cảm biến mục tiêu kiểu trường tĩnh điện	Trịnh Văn Tuấn, Phạm Đức Hùng, Hoàng Hải Sơn, Bùi Minh Tuân	808
90.	Các biện pháp kết cấu nâng cao độ tin cậy ngòi đạn	Trịnh Văn Tuấn, Phạm Đức Hùng, Võ Duy Thông	816
91.	Nghiên cứu ảnh hưởng của góc mở đĩa lót đến quá trình hình thành nhân va đập trong liều nổ tạo hình	Ngô Quang Hiếu, Hoàng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Quang Dũng, Trần Ngọc Dương	826
92.	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến độ ổn định và cứng vững của vỏ đạn 7,62x51 mm khi nạp	Đào Duy Trường, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường	833
93.	Khảo sát ảnh hưởng chiều dài liều thuốc phóng đến đặc trưng động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng	Đào Duy Trường, Phạm Xuân Quyền, Bùi Minh Tuân, Nguyễn Quốc Đạt	840
94.	Nghiên cứu tính toán, đánh giá khả năng lắp lẫn của ngòi RGM-2 cho một số đầu đạn nổ mạnh	Đào Duy Trường, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Phan Văn Tuấn	850
95.	Nghiên cứu xác định các tham số kết cấu cho đạn bắn tập kiểu PUI dùng cho huấn luyện thực hành bắn đạn ĐCT-105TM1	Lê Duy Sỹ, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Nguyễn Văn Hường, Nguyễn Văn Nghĩa	858
96.	Tính toán khảo sát đặc trưng khí động của đạn bắn tập PUI-105M1 bằng phương pháp mô phỏng số	Lê Duy Sỹ, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Văn Cường	867
97.	Nghiên cứu tương tác giữa ngòi tác dụng phản lực lắp cho đạn thả rơi từ UAV với nền đất bằng mô phỏng số	Lê Thiện Quý, Phan Văn Tuấn, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường	877
98.	Nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến hệ số lực cản khí động đạn 7,62 mũi côn bằng phương pháp mô phỏng số	Mai Quốc Vương, Đỗ Văn Minh, Mai Quang Huy	886
99.	Đánh giá độ tin cậy gây nổ ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN bằng phương pháp lý thuyết kết hợp dữ liệu thống kê	Ngô Quang Hiếu, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Hải Sơn, Trần Ngọc Dương	896
100.	Nghiên cứu ảnh hưởng của kết cấu đĩa tạo hình và liều thuốc nổ đến vận tốc đạn nổ tạo hình bằng mô phỏng số kết hợp với mạng nơ-ron nhân tạo	Phạm Hồng Quân, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Đình Hùng, Ngô Quang Hiếu, Nguyễn Văn Hường, Đặng Đình Tuấn, Hoàng Minh Đức, Trần Ngọc Dương	904
101.	Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến mục tiêu kiểu bán dẫn trong ngòi đạn	Ngô Văn Sơn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn	913

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
102.	Khảo sát ảnh hưởng của góc chương động đến đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp mô phỏng số	Ngô Văn Sơn, Hoàng Văn Cường, Bùi Xuân Sơn, Nguyễn Tuyển Vũ, Hà Trường Sang	920
103.	Nghiên cứu quá trình nổ của lựu đạn sát thương, nổ tạo hình đa nhân bằng phương pháp mô phỏng số	Nguyễn Trung Nhân, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Phạm Hữu Nguyên	929
104.	Ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến uy lực lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp	Nguyễn Trung Nhân, Bùi Xuân Sơn, Phan Văn Tuấn, Nguyễn Quang Dũng, Phạm Hữu Nguyên	939
105.	Khảo sát tương tác giữa đầu đạn và giáp sợi bằng phương pháp mô phỏng số	Đỗ Văn Minh, Nguyễn Văn Quang, Hoàng Văn Cường, Phan Văn Tuấn, Trần văn Doanh, Tạ Văn Khoa	948
106.	Nghiên cứu xác định ảnh hưởng của đường kính, vật liệu lõi xuyên đến đạn xuyên thép 9×19 mm Luger kiểu thân thắt	Nguyễn Hữu Tân, Võ Trọng Trưởng, Bùi Xuân Sơn, Đỗ Văn Minh	956
107.	Nghiên cứu thực nghiệm sự phụ thuộc của mô đun đàn hồi vật liệu vào tải trọng va đập tốc độ cao trên thiết bị Hopkinson	Hoàng Văn Cường, Trần Văn Chiến, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Quốc Thịnh, Vũ Thế An, Phùng Huy Hoàn	966
108.	Nghiên cứu đặc tính điện – từ trường của ngòi nổ không tiếp xúc dùng cho ngư lôi Hải quân 53-BA	Đào Duy Trường, Phạm Đức Hùng, Hoàng Hải Sơn, Bùi Minh Tuân	973
109.	Nghiên cứu đánh giá pha lún xuống của ngòi RGM-2.VN khi lắp với các đầu đạn pháo bắn trên các pháo khác nhau bằng mô phỏng số	Đào Duy Trường, Hoàng Văn Cường, Phạm Đức Hùng	981
110.	Application of the taguchi method to study the effects of structural parameters of liner on the formation of explosively formed penetrators	Do Van Minh; Tran Dinh Thanh; Pham Hong Quan; Nguyen Van Huong; Ngo Quang Hieu; To Duc Tho; Hoang Minh Duc	991
111.	Nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán cho một số loại lò xò trong ngòi đạn.	Đỗ Thành Nhân, Phạm Đức Hùng, Lê Thiện Quý, Võ Duy Thông	1001
112.	Nghiên cứu mô hình động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã	Đỗ Thành Nhân, Phạm Xuân Quyền, Võ Duy Thông	1011
113.	Ảnh hưởng của các chức năng dự trữ (bổ sung) đến độ tin cậy ngòi đạn - ứng dụng với ngòi DMAF	Đỗ Trường Sơn, Phạm Đức Hùng, Đào Văn Toàn	1021
114.	Nghiên cứu mối quan hệ giữa quá trình mở cánh ổn định và lực cản khí động dựa trên phương pháp mô phỏng số	Đỗ Trường Sơn, Đỗ Văn Minh, Trần Thế Hùng	1030
115.	Khảo sát ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122 mm khi tương tác với mục tiêu	Nguyễn Quang Huy, Hoàng Văn Cường, Phan Văn Tuấn, Nguyễn Quang Dũng, Đỗ Xuân Tươi	1039
116.	Khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chạm và hình dáng mũi đạn đến khả năng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122mm БР-471 khi tương tác với bản thép	Nguyễn Quang Huy, Hoàng Văn Cường, Phan Văn Tuấn, Nguyễn Quang Dũng, Đỗ Xuân Tươi	1046

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
117.	Xây dựng mô hình toán học xác định tham số thuật phóng trong động cơ phản lực xung nhiên liệu rắn	Nguyễn Trung Nhân, Phạm Xuân Quyền	1055
118.	Cơ sở khoa học và ứng dụng thử nghiệm độ tin cậy trong kiểm định đạn dược lục quân tại các đơn vị kho Cục Quân khí	Nguyễn Văn Quang, Phạm Đức Hùng, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Quang Dũng, Trần Ngọc Dương	1065
119.	Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến mục tiêu tác dụng sóng ứng suất trong các ngòi đạn	Nguyễn Văn Quang, Phạm Đức Hùng, Trần Ngọc Dương	1073
120.	Nghiên cứu đề xuất các phương án thiết kế đạn dược sát thương sử dụng ngòi cận đích thả rơi từ UAV	Bùi Việt Bằng, Hoàng Hải Sơn, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường	1082
121.	Tính toán khảo sát đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp mô phỏng số	Trịnh Văn Tuấn, Bùi Xuân Sơn, Nguyễn Tuyển Vũ, Hoàng Văn Cường	1091
122.	Nghiên cứu mô phỏng số đặc tính khí động lực học của đạn có cánh thả từ UAV xét đến ảnh hưởng của gió ngang	Trịnh Văn Tuấn, Hà Trường Sang, Nguyễn Tuyển Vũ	1099
123.	Nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thép thoát vỏ cỡ 23x152mm đến uy lực xuyên	Nguyễn Trần Hoàng Thông, Trần Quyền Uy, Bùi Xuân Sơn, Đỗ Văn Minh	1109
124.	Mô phỏng phân bố plasma trong buồng mạ màng cacbon giả kim cương sử dụng công nghệ lắng đọng hơi hoá học tăng cường bằng plasma	Mai Thị Kiều Trang, Phan Nguyên Nhuệ, Nguyễn Minh Huệ, Dương Chí Dũng, Bùi Đình Bảo	1117
125.	Ảnh hưởng của điều kiện đo và mô hình tính NETD cải tiến cho đầu thu hồng ngoại làm lạnh	Nguyễn Thị Thắm, Mai Văn Huy	1127
126.	Bù quang sai và khôi phục ảnh bằng mô hình học sâu hai giai đoạn	Hoàng Việt Tiệp, Lê Văn Nhu, Lê Duy Tuấn, Trần Linh Khương, Đỗ Văn Sĩ	1136
127.	Giảm số lượng thấu kính khi thiết cấu hình hệ thống quang học so với phương pháp thiết kế truyền thống bằng sử dụng kỹ thuật xử lý ảnh	Hoàng Việt Tiệp, Lê Văn Nhu, Lê Duy Tuấn, Phạm Minh Nghĩa, Võ Thành Phong	1147
128.	Phương pháp xác định chiều cao bề mặt trong giao thoa kế ánh sáng trắng sử dụng biến đổi Hilbert-Huang	Nguyễn Doãn Thông, Lê Hoàng Hải, Lê Văn Nhu, Võ Thành Phong	1157
129.	Nghiên cứu công nghệ sản xuất thuốc nổ công nghiệp trên cơ sở amoni nitrat, bột nhôm và bột gỗ	Cao Văn Trưng, Đàm Quang Sang, Nguyễn Văn Tuân, Nguyễn Vũ Hùng	1165
130.	Experimental study on the curing process of diglycidyl ether bisphenol A resin and polyamide	Tran Bao Trung, Doan Minh Khai, Nguyen Tuan Anh, Nguyen Van Cuong, Dang Van Loi	1175
131.	Nghiên cứu sử dụng natri cacboxymetyl xenlulo làm chất hoạt động bề mặt để chế tạo thuốc phóng cầu từ nitromass BW	Nguyễn Minh Tuấn, Nguyễn Ngọc Hùng	1183
132.	Effects of selected processing parameters on particle size distribution and energetic and	Nguyen Tuan Anh	1191

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
	ballistic characteristics of high-energy spherical propellants		
133.	Influence of several factors on the compressive strength of new-generation thermobaric explosives based on silicon binders	Nguyen Van Tuan, Nguyen Van Tinh	1200

ISBN: 978-632-06-0210-0

NGHIÊN CỨU TỔNG HỢP VÀ ỨNG DỤNG VẬT LIỆU NANOCOMPOSITE $Pd/CoFe_2O_4$ LÀM XÚC TÁC CHO PHẢN ỨNG HYDRODEBENZYL HÓA

Cao Bá Tước[1], Nguyễn Duy Thái[1], Lê Minh Đông[1], Vũ Hữu Mạnh[1], Cao Hải Thường[1,*].

[1]Khoa Hoá - Lý kỹ thuật, Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: thuongch@lqdtu.edu.vn; Tel:0978945469

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, vật liệu nanocomposite coban sắt từ tính được làm chất mang palladium ($Pd/CoFe_2O_4$) được tổng hợp thành công bằng phương pháp phản ứng đồng kết tủa. Đặc điểm cấu trúc và hình thái học của vật liệu nanocomposite này đã được phân tích, đánh giá bằng các kỹ thuật phân tích hiện đại, bao gồm: kính hiển vi điện tử quét (SEM) và phổ tán sắc năng lượng tia X (EDX). Vật liệu nanocomposite $Pd/CoFe_2O_4$ có khả năng ứng dụng làm chất xúc tác hiệu quả cho quá trình chuyển hóa tiền chất quan trọng 2,4,6,8,10,12-hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclododecan (HBIW) thành 2,4,6,8,10,12-hexaacetyl-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclododecan (TADBIW) với hiệu suất 57,6% và có khả năng thu hồi, tái sử dụng. Các kết quả chỉ ra rằng vật liệu composite $Pd/CoFe_2O_4$ có hiệu quả cao và tính ứng dụng linh hoạt, mở ra triển vọng ứng dụng làm xúc tác cho các phản ứng sử dụng kim loại quý palladium

Từ khóa: *Palladium; TADBIW; phản ứng đồng kết tủa, $CoFe_2O_4$.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh công nghệ quốc phòng và vũ trụ không ngừng phát triển, nhu cầu về các vật liệu nổ năng lượng cao (HEMs) thế hệ mới có hiệu suất vượt trội ngày càng cấp thiết. Trong số đó, hexanitrohexaazaisowurtzitane (HNIW hay CL-20) nổi lên như một hợp chất tiên phong nhờ cấu trúc lồng độc đáo và mật độ cực cao (lên đến 2,04 g/cm³), vượt xa các thuốc nổ thông thường như HMX hay RDX [1]. Tuy nhiên, con đường đưa CL-20 từ phòng thí nghiệm ra ứng dụng thực tiễn trên quy mô rộng gặp phải một rào cản lớn: chi phí tổng hợp cao, đặc biệt tập trung ở bước chuyển hóa then chốt từ HBIW thành TADBIW thông qua phản ứng hydrodebenzyl hóa [2,3].

Phản ứng này đòi hỏi sử dụng xúc tác palladium (Pd) trong môi trường hydro để cắt chọn lọc các liên kết C-N của nhóm benzyl, đồng thời thực hiện quá trình acetyl hóa. Các xúc tác Pd truyền thống trên nền carbon như Pd/C hay $Pd(OH)_2/C$ mặc dù cho hiệu suất khá cao (70-80%) nhưng tồn tại nhiều hạn chế: tải lượng Pd lớn (thường 10%), khó thu hồi và tái sử dụng hoàn toàn, dẫn đến thất thoát kim loại quý và tăng chi phí tổng thể, đồng thời tạo ra chất thải từ quá trình lọc hoặc ly tâm phức tạp [4]. Những yếu tố này làm giảm tính khả thi về kinh tế và tính bền vững của quy trình sản xuất CL-20.

Trước thách thức đó, xu hướng phát triển các hệ xúc tác dị thể thông minh, dễ thu hồi và tái sử dụng đã trở thành trọng tâm của nhiều nghiên cứu. Trong đó, vật liệu nanocomposite từ tính chứa kim loại quý là một hướng đi đầy hứa hẹn [5]. Đặc biệt, cobalt ferrite ($CoFe_2O_4$) với tính chất từ tính mạnh, độ bền hóa học và nhiệt tốt, được xem là chất nền lý tưởng để cố định các hạt nano Pd. Việc tạo ra nanocomposite $Pd/CoFe_2O_4$ hứa hẹn mang lại nhiều ưu điểm vượt trội: (i) Diện tích bề mặt lớn và sự phân tán tốt của các hạt nano Pd giúp tăng số lượng trung tâm xúc tác hoạt động, có khả năng nâng cao hiệu suất ngay cả với tải lượng Pd thấp; (ii) Tính siêu thuận từ cho phép thu hồi xúc tác một cách nhanh chóng và triệt để khỏi hỗn hợp phản ứng chỉ bằng một nam châm đơn giản, loại bỏ các công đoạn lọc phức tạp; (iii) Khả năng tái sử dụng nhiều lần mà không bị suy

giảm hoạt tính đáng kể nhờ cấu trúc bền vững, từ đó giảm thiểu chi phí nguyên liệu và chất thải, hướng tới một quy trình tổng hợp xanh và bền vững hơn [5-7].

Mặc dù tiềm năng đã được nhận diện, các nghiên cứu chi tiết về ứng dụng của nanocomposite từ tính Pd/$CoFe_2O_4$ cho phản ứng tổng hợp TADBIW vẫn còn rất hạn chế. Việc tối ưu hóa điều kiện tổng hợp vật liệu, mối quan hệ giữa cấu trúc (kích thước hạt, độ phân tán Pd) với hoạt tính xúc tác, cũng như khả năng tái sử dụng thực tế trong quy trình đa chu kỳ cần được làm sáng tỏ [8,9].

Xuất phát từ thực tế đó, nghiên cứu này được thực hiện với mục tiêu tổng hợp thành công vật liệu nanocomposite Pd/ $CoFe_2O_4$ và ứng dụng làm xúc tác dị thể cho phản ứng hydrodebenzyl hóa HBIW tổng hợp TADBIW. Trọng tâm của bài báo là đánh giá toàn diện hiệu suất xúc tác, tính chọn lọc và đặc biệt là khả năng tái sử dụng thông qua phương pháp tách từ tính của vật liệu này. Các phương pháp phân tích đặc trưng cấu trúc vật liệu hiện đại (XRD, SEM, EDX, VSM) sẽ được sử dụng để phân tích mối liên hệ giữa cấu trúc và tính chất. Kết quả nghiên cứu dự kiến sẽ cung cấp một giải pháp xúc tác tiên tiến, góp phần thúc đẩy quy trình tổng hợp CL-20 theo hướng hiệu quả kinh tế cao hơn, thân thiện với môi trường và phù hợp cho sản xuất bền vững.

2. Thực nghiệm

2.1. Hoá chất

Các hóa chất được sử dụng bao gồm: Cobalt (II) nitrate hexahydrate ($Co(NO_3)_2.6H_2O$, ≥98%), Palladium (II) acetate ($Pd(OAc)_2$, ≥98%), Iron (II) sulfate hexahydrate ($FeSO_4.6H_2O$, ≥98%), Iron (III) sulfate hexahydrate ($Fe_2(SO_4)_3.6H_2O$, ≥98%), Palladium trên cacbon (Pd/C), Palladium hydroxit trên cacbon ($Pd(OH)_2/C$), Natri hydroxide (NaOH, ≥98%) và Natri borohydride ($NaBH_4$, ≥98%), Bình Khí H_2. Tất cả các hóa chất được mua từ Công ty Sinopharm Chemical Reagent Beijing và được sử dụng trực tiếp không qua tinh chế thêm. Nước cất được sử dụng trong tất cả các thí nghiệm.

2.2. Chuẩn bị vật liệu

2.2.1. Tổng hợp lõi từ tính $CoFe_2O_4$

Lõi từ tính $CoFe_2O_4$ được tổng hợp thông qua phương pháp đồng kết tủa kép, với tiền chất là hydroxit lớp kép (LDH). Quy trình được thực hiện như sau: Đầu tiên, 150 mL dung dịch nước hỗn hợp các muối $Co(NO_3)_2.6H_2O$, $FeSO_4.7H_2O$ và $Fe_2(SO_4)_3.7H_2O$ (theo tỉ lệ mol Co/Fe(II)/Fe(III) = 3:5:2, tổng nồng độ cation là 0.8 M) được chuẩn bị. Dung dịch kiềm NaOH (15 M) được nhỏ từ từ vào hỗn hợp muối đang được khuấy liên tục ở 40°C trong môi trường khí N_2, cho đến khi đạt pH = 7. Tiếp theo, 50 mL dung dịch Na_2CO_3 được thêm vào hệ phản ứng để hoàn tất quá trình kết tủa. Hỗn hợp kết tủa thu được được già hóa trong chính dung dịch muối trong 6 giờ ở 40°C. Sau đó, sản phẩm được lọc, rửa kỹ bằng nước khử ion, thu được tiền chất dạng lớp Co^{2+}-Fe^{2+}-Fe^{3+}-CO_3^{2-}-LDH. Cuối cùng, lõi từ tính $CoFe_2O_4$ được tạo thành bằng cách nung mẫu tiền chất LDH ở 900°C trong 2 giờ [9,10].

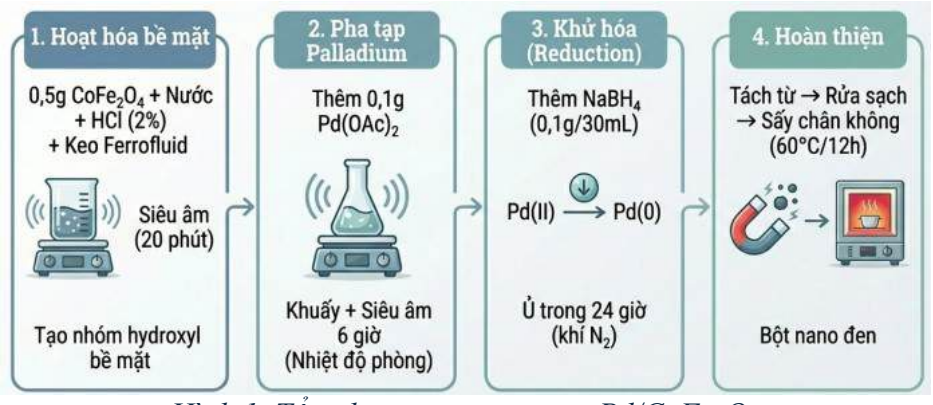
2.2.2. Tổng hợp nanocomposite từ tính Pd/$CoFe_2O_4$

Vật liệu nanocomposite $Pd/CoFe_2O_4$ được tổng hợp bằng phương pháp khử hóa học trực tiếp trên bề mặt lõi từ tính $CoFe_2O_4$ đã được hoạt hóa. Quy trình được tiến hành theo các bước tuần tự sau:

Đầu tiên, phân tán 0,5 g bột $CoFe_2O_4$ trong 150 mL nước khử ion bằng cách sử dụng khuấy từ kết hợp siêu âm trong 15 phút. Để hoạt hóa bề mặt, thêm vào hỗn hợp 2% thể tích dung dịch HCl và keo ferrofluid , sau đó tiếp tục siêu âm trong 20 phút. Quá trình này không chỉ giúp tách và phân tán các cụm kết tụ mà còn tạo ra một lớp màng chứa nhóm hydroxyl trên bề mặt $CoFe_2O_4$, tạo điều kiện thuận lợi cho việc gắn kết các hạt nano Pd sau này. Tiếp theo, thêm 0,1 g palladium(II) acetate ($Pd(OAc)_2$) vào hệ và tiếp tục khuấy kết hợp siêu âm trong 6 giờ ở nhiệt độ phòng, nhằm đảm bảo sự hấp phụ đồng đều của tiền chất Pd lên bề mặt vật liệu nền đã được hoạt hóa.

Dung dịch khử được chuẩn bị riêng bằng cách hòa tan 0,1 g $NaBH_4$ trong 30 mL nước khử ion. Dung dịch này sau đó được nhỏ từ từ vào hỗn hợp phản ứng ở trên trong điều kiện khuấy mạnh. Phản ứng khử Pd(II) thành Pd(0) xảy ra ngay lập tức, làm thay đổi màu sắc của hỗn hợp chuyển sang sẫm hơn. Sau khi thêm hết dung dịch khử, hỗn hợp được tiếp tục khuấy và ủ trong 24 giờ dưới môi trường khí N_2 nhằm đảm bảo phản ứng xảy ra hoàn toàn và ổn định cấu trúc nanocomposite.

Sản phẩm cuối cùng được thu hồi bằng phương pháp tách từ kết hợp ly tâm, sau đó rửa nhiều lần bằng nước khử ion và ethanol để loại bỏ các tạp chất ion và sản phẩm phụ. Vật liệu được sấy khô trong chân không ở 60 °C trong 12 giờ, thu được bột nanocomposite $Pd/CoFe_2O_4$ màu đen, sẵn sàng cho các phân tích đặc trưng và thử nghiệm hoạt tính xúc tác [11-13].



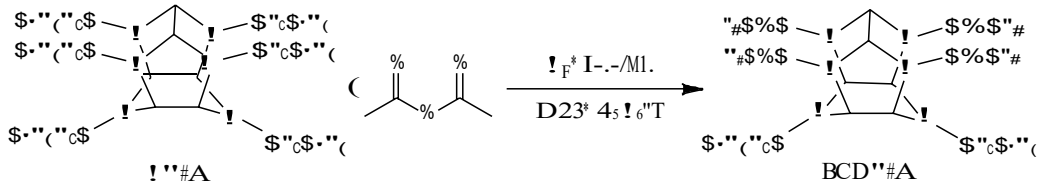
Hình 1. Tổng hợp nanocomposte $Pd/CoFe_2O_4$

2.3. Xác định tính chất vật liệu

Cấu trúc tinh thể được xác định bằng phương pháp nhiễu xạ tia X. Hình thái học được xác định bằng kính hiển vi điển tử quét SEM, phổ phát xạ năng lượng EDX để chứng minh cấu trúc vật liệu.

Hiệu suất xúc tác đã được đánh giá bằng cách tổng hợp TADBIW trong phản ứng debenzyl hoá HBIW. Hỗn hợp phản ứng gồm HBIW (1,0 g), anhydrid acetic (1,8 mL), chất xúc tác (loại và khối lượng xem Bảng 1), bromobenzen (0,02 mL) và DMF (2,5 mL) được cho vào bình cầu ba cổ 250 mL chịu áp. Bình được thổi khí H_2 qua sau khi hút chân không ba lần để loại hoàn toàn không

khí. Phản ứng được tiến hành bằng khí H_2 dưới áp suất khí 3 atm ở 17–19 °C (1 giờ) rồi ở 35–40 °C (24 giờ) dưới khuấy từ. Sau phản ứng, hỗn hợp được lọc, rửa bằng ethanol khan và sấy khô. Chất rắn thu được hòa tan trong chloroform (25 mL), lọc bỏ xúc tác, dung dịch được cô quay chân không thu được TADBIW thô. Sản phẩm thô được rửa nhẹ bằng acetone và sấy khô để thu TADBIW tinh khiết dạng bột trắng. Hiệu suất phản ứng được xác định theo khối lượng sản phẩm thu được.



Hình 2. Sơ đồ phản ứng debenzyl hoá HBIW

Bảng 1. Điều kiện của phản ứng debenzyl HBIW

STT	HBIW (in eq)	Anhydrid acetic (in eq)	Brombenzen (in eq)	DMF (in eq)	Xúc tác (Cat)
1	1	14	5%	20	Pd/C
2	1	14	5%	20	$Pd(OH)_2/C$
3	1	14	5%	20	$Pd(OAc)_2$
4	1	14	5%	20	$Pd/CoFe_2O_4$
Ghi chú: eq- equivalent. Thời gian phản ứng: 24 giờ					

Sau mỗi chu kỳ phản ứng, vật liệu xúc tác $Pd/CoFe_2O_4$ được thu hồi và tái sinh theo quy trình sau nhằm tái sử dụng cho các chu kỳ tiếp theo. Hỗn hợp phản ứng sau khi kết thúc được làm nguội về nhiệt độ phòng. Nhờ tính siêu thuận từ mạnh của lõi $CoFe_2O_4$, vật liệu được tách hoàn toàn khỏi dung dịch sản phẩm một cách nhanh chóng bằng một nam châm vĩnh cửu đặt bên ngoài bình phản ứng.

Bột xúc tác thu được sau khi tách từ được rửa giải lần lượt bằng dung môi chloroform (3 × 5 mL) để loại bỏ hoàn toàn sản phẩm hữu cơ và các tiền chất còn sót lại, sau đó rửa bằng ethanol khan (3 × 5 mL) để loại bỏ nước và các tạp chất hữu cơ dễ bay hơi. Quá trình rửa được thực hiện kết hợp với khuấy nhẹ và tách từ sau mỗi lần rửa để tránh thất thoát vật liệu. Cuối cùng, vật liệu được rửa nhanh bằng acetone (1 × 5 mL) và sấy khô trong tủ sấy chân không ở 60 °C trong 12 giờ.

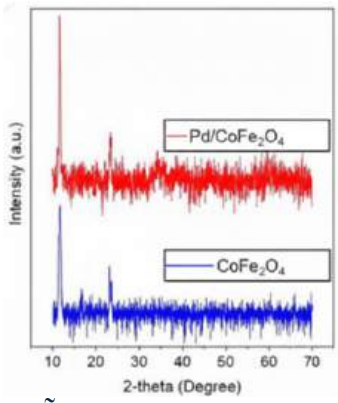
Trước khi đưa vào sử dụng cho chu kỳ phản ứng mới, vật liệu xúc tác đã qua sử dụng được hoạt hóa lại bằng cách xử lý nhiệt nhẹ dưới dòng khí N_2 ở 150 °C trong 1 giờ (tốc độ gia nhiệt 5 °C×phút^{-1}) nhằm loại bỏ các lớp hấp phụ vật lý bề mặt và phục hồi một phần hoạt tính của các trung tâm Pd. Quy trình thu hồi và tái sinh này được lặp lại nguyên vẹn cho các chu kỳ tái sử dụng tiếp theo. Hiệu suất thu hồi khối lượng và hoạt tính xúc tác tương đối qua mỗi chu kỳ được theo dõi và trình bày trong Bảng 1.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Cấu trúc tinh thể và hình thái của vật liệu

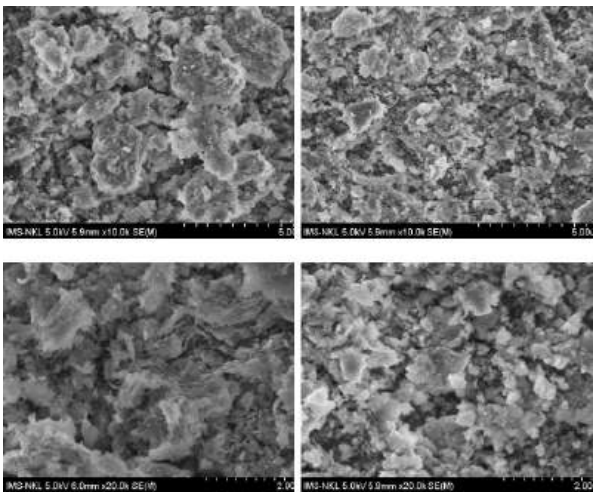
Giản đồ nhiễu tại tia X(XRD) của vật liệu $Pd/CoFe_2O_4$ và $CoFe_2O_4$ (Hình 3) cho thấy sự khác biệt rõ rệt về đặc điểm cấu trúc tinh thể giữa hai vật liệu. Mẫu $CoFe_2O_4$ thể hiện các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng ở các góc 2-theta khoảng 12° và 24°, đặc trưng cho cấu trúc tinh thể của hợp kim

$CoFe_2O_4$. Trong khi đó, phổ XRD của mẫu $Pd/CoFe_2O_4$ cho thấy sự suy giảm cường độ các đỉnh nhiễu xạ so với mẫu $CoFe_2O_4$ và sự xuất hiện thêm một số đỉnh mới, cho thấy sự biến đổi trong cấu trúc tinh thể sau khi pha tạp Pd. Sự thay đổi này là do sự phân bố của các nguyên tử Pd trong mạng tinh thể của $CoFe_2O_4$.

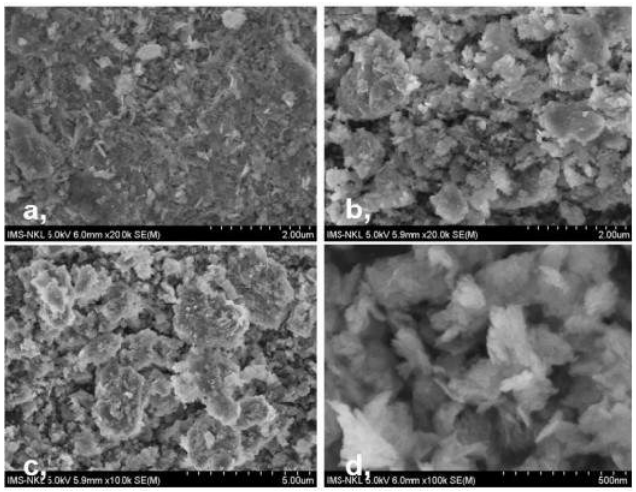


Hình 3. Giãn đồ nhiễu xạ tia X của $Pd/CoFe_2O_4$ và $CoFe_2O_4$

Quan sát hình thái học của vật liệu $CoFe_2O_4$ và $Pd/CoFe_2O_4$ sự khác biệt rõ rệt. Cụ thể, bề mặt của vật liệu $CoFe_2O_4$ (Hình 4 bên trái) có cấu trúc hạt nhỏ, phân bố tương đối đồng đều và mật độ cao, cho thấy sự tạo thành lớp phủ mịn, ít khoảng trống. Ngược lại, mẫu $Pd/CoFe_2O_4$ (Hình 4 bên phải) thể hiện sự kết tụ rõ rệt của các hạt, tạo thành các cụm kích thước lớn hơn, kèm theo đó là sự xuất hiện của nhiều khoảng trống giữa các cụm. Sự thay đổi này có thể bắt nguồn từ ảnh hưởng của pha Pd trong quá trình tổng hợp, dẫn đến cơ chế tạo hạt và tăng trưởng tinh thể khác biệt. Hình thái xốp và gồ ghề hơn của mẫu $Pd/CoFe_2O_4$ mang lại diện tích bề mặt riêng lớn hơn, tăng khả năng tiếp xúc khi phản ứng.



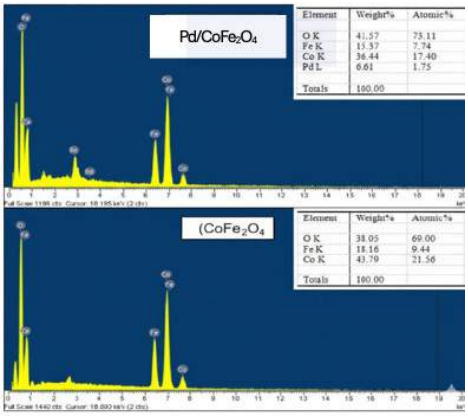
Hình 4. Ảnh SEM cấu trúc hình thái $CoFe_2O_4$ (bên trái) và $Pd/CoFe_2O_4$ (bên phải)



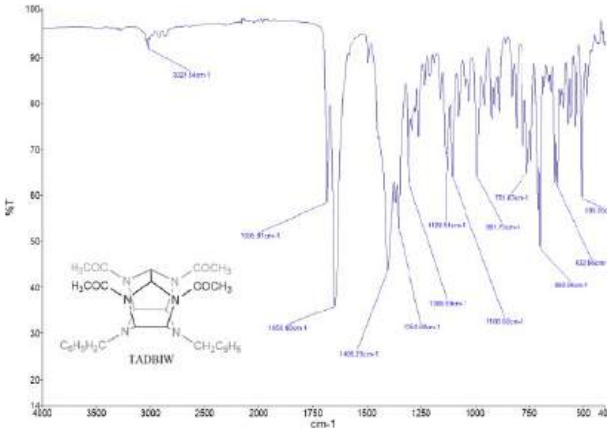
Hình 5. Ảnh SEM cấu trúc tinh thể $Pd/CoFe_2O_4$

Hình thái học của vật liệu được quan sát bằng kính hiển vi điện tử quét (SEM) của $Pd/CoFe_2O_4$ ở các mức phóng đại khác nhau cho thấy vật liệu có cấu trúc dạng cụm hạt kết tụ, bề mặt gồ ghề và xốp. Ở mức phóng đại cao (Hình 5d), các tiểu phân có dạng tấm/lá xếp lớp, cho thấy diện tích bề mặt riêng cao. Trong khi đó, ở các mức phóng đại thấp hơn (Hình 5a, 5b, 5c) có thể quan sát rõ sự kết tụ

của các hạt nano thành các cụm lớn, với nhiều khoảng trống giữa các cụm, làm tăng tính xốp tổng thể. Hình thái trên của $Pd/CoFe_2O_4$ cho thấy vật liệu có tiềm năng lớn trong các ứng dụng xúc tác cho phản ứng.



Hình 6. Phổ tán xạ tia X (EDX) của $Pd/CoFe_2O_4$ và $CoFe_2O_4$



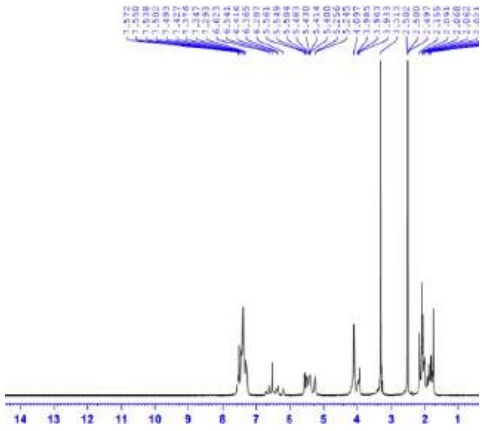
Hình 7. Phổ hồng ngoại của TADBIW

Kết quả phân tích phổ EDX của 2 vật liệu (Hình 6) đã cho thấy được các thành phần nguyên tố xuất hiện. Ngoài các nguyên tố đặc trưng có sẵn trong vật liệu là coban và sắt thì sự khác biệt lớn nhất giữa 2 phổ đó là sự xuất hiện của palladium ở mức năng lượng khoảng 2,5-3,5 keV và từ bảng khối lượng được tính toán trong phổ EDX của $Pd/CoFe_2O_4$ cho thấy được lượng palladium đã mang vào vật liệu chiếm 1,75%. Kết quả này cho thấy Palladium đã được pha tạp thành công vào vật liệu nền $CoFe_2O_4$ và có ảnh hưởng đáng kể đến cấu trúc tinh thể của vật liệu.

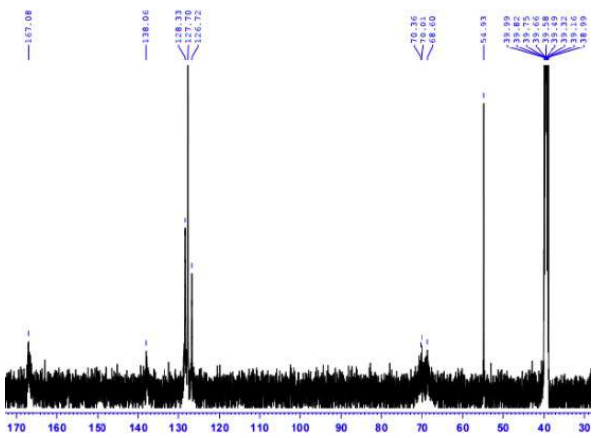
3.2. Kết quả phân tích sản phẩm của phản ứng debenzyl hoá HBIW

Phổ hồng ngoại (FT-IR) như Hình 7: Các peak đặc trưng của khung hexaazaisowurtzitane từ hợp chất tiền thân HBIW đều xuất hiện trong phổ của TADBIW. Các peak quan trọng tại 1685,91 cm^{-1} và 1650,80 cm^{-1} là đặc trưng cho dao động hóa trị của liên kết C=O trong nhóm acetyl, xác nhận sự hình thành sản phẩm thế. Phổ thu được hoàn toàn phù hợp với dữ liệu công bố trước đó, khẳng định cấu trúc TADBIW.

Phổ ^{1}H-NMR (600 MHz, DMSO-d_6) như Hình 8: Căn cứ vào phổ ^{1}H-NMR cho thấy, các nguyên tử H thuộc các nhóm liên kết trong phân tử TADBIW tương tác với nhau cho các tín hiệu có độ dịch chuyển hóa học tại: δ = 7,57 - 7,29 ppm (10H, phenyl); δ = 5,56 - 5,25 ppm (4H, CH thuộc vòng 6 cạnh); δ = 4,10 – 3,93 ppm (4H, CH_2 thuộc nhóm benzyl); δ = 2,16 - 1,75 ppm (12H, CH_3), trong đó, tín hiệu δ = 2,16 - 1,75 ppm tương ứng với độ dịch chuyển của proton liên kết với nhóm C=O.



Hình 8. Phổ H-NMR của TADBIW



Hình 9. Phổ C-NMR của TADBIW

Phổ ^{13}C-NMR (151 MHz, DMSO-d_6) như Hình 9: Các tín hiệu carbon (ppm) tại δ = 21.04 và δ = 20.70 thuộc về bốn nhóm carbon methyl (-CH) của các nhóm acetyl. Các tín hiệu carbon tại δ = 70.36 và δ = 68.60 tương ứng với hai carbon methyl (-CH) của khung vòng hexaazaisowurtzitane. Tín hiệu tại δ = 54.93 được gán cho hai carbon methylene (-CH_2) của cầu nối benzyl còn lại. Các tín hiệu carbon thơm xuất hiện ở δ = 138.06. Các tín hiệu carbonyl (C=O) của bốn nhóm acetyl cộng hưởng ở δ = 167.08.

Phân tích trên xác nhận cấu trúc của sản phẩm là TADBIW, trong đó bốn nhóm benzyl ở các vị trí 2, 6, 8, 12 đã được thay thế bằng nhóm acetyl, trong khi hai nhóm benzyl ở vị trí 4 và 10 vẫn được giữ nguyên. Các dữ liệu phổ thu được hoàn toàn phù hợp với các báo cáo trước đây.

3.3. Đánh giá hiệu suất tổng hợp TADBIW

Kết quả (Bảng 2) cho thấy hiệu suất tổng hợp TADBIW phụ thuộc vào loại xúc tác khác nhau. Xúc tác Pd/$CoFe_2O_4$ từ tính cho hiệu suất 57.62%, tuy thấp hơn so với Pd/C (71.35%) và $Pd(OH)_2$/C (76.83%), nhưng thể hiện lợi thế công nghệ quan trọng nhờ khả năng tách từ dễ dàng. Đặc điểm này giúp đơn giản hóa quy trình tách và thu hồi xúc tác, mở ra hướng nghiên cứu phát triển các hệ xúc tác dị thể từ tính vừa có hoạt tính cao vừa thân thiện với quy trình.

Bảng 2. Ảnh hưởng của loại xúc tác tới hiệu suất tổng hợp TADBIW

STT	Chất xúc tác	%Pd/%mas.cat	m_{sp} (g)	Hiệu suất (%)
1	Pd/C	10	0,52	71,35
2	$Pd(OH)_2$/C	10	0,56	76,83
3	$Pd(OAc)_2$	47,4%	0,25	34,30
4	Pd/$CoFe_2O_4$	1,75	0,42	57,62

Điều kiện phản ứng: 1,0 g HBIW, 1,8 mL anhydride acetic, %.cat = 5% mas HBIW, 0,02 mL brombenzen và 2,5 mL dung môi DMF. Phản ứng khuấy ở 0,3 MPa của khí H_2 ở nhiệt độ 17°–19 °C trong 1 giờ và ở 30–35 °C trong 24 giờ.

3.4. Đánh giá khả năng thu hồi và tái sử dụng của vật liệu xúc tác từ tính

Vật liệu xúc tác Pd/$CoFe_2O_4$ thể hiện tính ổn định hoạt tính đáng kể trong ba chu kỳ phản ứng đầu tiên. Hiệu suất xúc tác tương đối so với chu kỳ đầu (57,62%) gần như được duy trì ở chu

kỳ thứ hai (57,50%) và chỉ suy giảm nhẹ ở chu kỳ thứ ba (55,38%), tương ứng với mức giảm tích lũy khoảng 3,9%. Điều này cho thấy cấu trúc composite của vật liệu, với sự liên kết chặt chẽ giữa pha từ tính $CoFe_2O_4$ và các hạt Pd hoạt động, có khả năng bảo tồn tốt các trung tâm xúc tác trong quá trình phản ứng và tách thu hồi.

Bảng 3. Khả năng tái sử dụng của vật liệu xúc tác từ tính Pd/$CoFe_2O_4$

Chu kỳ	Khối lượng xúc tác (g)	Hiệu suất thu hồi KL Từ chu kỳ trước (%)	Hiệu suất xúc tác tương đối (%)
1	0,286	-	57,62
2	0,282	98,5%	57,50
3	0,268	95,0%	55,38
4	0,243	90,6%	48,89

Tuy nhiên, sau chu kỳ thứ tư, hiệu suất xúc tác giảm rõ rệt xuống 48,89%, tương ứng với mức giảm 15,1% so với chu kỳ đầu. Sự suy giảm này đi kèm với xu hướng mất mát khối lượng vật liệu qua mỗi lần tái sử dụng, được phản ánh qua hiệu suất thu hồi khối lượng giảm dần từ 98,5% (chu kỳ 2) xuống 90,6% (chu kỳ 4). Tổng khối lượng vật liệu sau bốn chu kỳ chỉ còn khoảng 85% so với lượng ban đầu. Nguyên nhân có thể bao gồm: (i) sự hao hụt cơ học không thể tránh khỏi trong quá trình rửa, lọc và tái sinh vật liệu; (ii) sự tích tụ dần các sản phẩm phụ hoặc tạp chất trên bề mặt hoạt động, làm giảm số lượng trung tâm xúc tác tiếp cận được; (iii) khả năng biến đổi cấu trúc bề mặt nhẹ sau nhiều lần sử dụng.

Mặc dù vậy, với việc duy trì hoạt tính sau ba chu kỳ với hiệu suất phản ứng trên 55% và hiệu suất vẫn ở mức chấp nhận được sau bốn chu kỳ, vật liệu Pd/$CoFe_2O_4$ thể hiện tiềm năng ứng dụng thực tế trong vai trò một chất xúc tác có thể tái sử dụng, đặc biệt khi xét đến lợi ích về mặt kinh tế nhờ khả năng tách thu hồi dễ dàng bằng từ tính. Để nâng cao hơn nữa độ bền của xúc tác, các nghiên cứu tiếp theo có thể tập trung vào việc tối ưu hóa quy trình tái sinh, cải thiện độ bền cơ học của vật liệu nền, hoặc điều chỉnh bề mặt để hạn chế sự hấp phụ bất lợi.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tổng hợp thành công vật liệu nanocomposite Pd/$CoFe_2O_4$ thông qua phương pháp đồng kết tủa kết hợp khử hóa học trực tiếp. Vật liệu được đặc trưng bằng XRD, SEM và EDX, xác nhận cấu trúc tinh thể, hình thái bề mặt xốp cùng sự phân bố đồng đều của Pd với hàm lượng khoảng 1,75% trên vật liệu từ tính $CoFe_2O_4$. Vật liệu này có khả năng ứng dụng làm xúc tác dị thể cho phản ứng hydrodebenzyl hóa HBIW tổng hợp TADBIW, Pd/$CoFe_2O_4$ cho hiệu suất 57,62%, và thể hiện ưu điểm vượt trội về khả năng thu hồi nhanh chóng bằng từ tính và tái sử dụng. Xúc tác duy trì được hoạt tính xúc tác trên 55% sau ba chu kỳ phản ứng, với hiệu suất thu hồi khối lượng trên 90% và hoạt tính xúc tác giảm không đáng kể. Mặc dù có sự suy giảm hoạt tính ở chu kỳ thứ tư, vật liệu vẫn cho thấy tiềm năng ứng dụng thực tế nhờ quy trình tách – tái sử dụng đơn giản, góp phần giảm chi phí và hướng tới quy trình tổng hợp xanh, bền vững.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi đề tài khoa học công nghệ cấp Bộ Quốc phòng với mã số đề tài **2025.73.43.**

TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Dodson B. Most powerful military explosive tamed for use. American Chemical Society. 2012.

2. Tang, X., et al., Research Progress and Key Issues of Hydrodebenzylation of Hexabenzylhexaazaisowurtzitane (HBIW) in the Synthesis of High Energy Density Material Hexanitrohexaazaisowurtzitane (HNIW). 2022. 15(2): p. 409.

3. Liu, W., et al., Role of the Bromide on the Hydrodebenzylation of 2,4,6,8,10,12-Hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-hexaazaisowurtzitane (HBIW). ChemistrySelect, 2022. 7.

4. Zhang, Q., et al., Deactivation and Regeneration of Palladium Catalysts for Hydrogenation Debenzylation of 2,4,6,8,10,12-Hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-Hexaazaisowurtzitane (HBIW). 2022. 12(12): p. 1547.

5. Boulahbal, A.I., Korili, S.A., and Gil, A.: 'Engineering metal-based layered double hydroxide catalysts for the valorization of CO2 into value-added chemicals', Catalysis Reviews, 2025, pp. 1–126.

6. Charabeh, A., Piltan, M., and Ghadermazi, M.: 'Immobilization of Palladium(II)acetate complex on dendrimer functionalized Cobalt ferrite nanoparticles as a nanocatalyst for Suzuki-Miyaura coupling and oxidation of sulfide', Sci Rep, 2025, 15, (1), pp. 26747

7. Hamad, H.A., El-latif, M.M.A., Kashyout, A.B., Sadik, W.A., and Feteha, M.Y.: 'Study on synthesis of superparamagnetic spinel cobalt ferrite nanoparticles as layered double hydroxides by co-precipitation method', Russian Journal of General Chemistry, 2014, 84, (11), pp. 2205–2210.

8. Wang, L., Xu, S.M., Yang, X., He, S., Guan, S., Waterhouse, G.I.N., and Zhou, S.: 'Exploiting Co Defects in CoFe-Layered Double Hydroxide (CoFe-LDH) Derivatives for Highly Efficient Photothermal Cancer Therapy', ACS Appl Mater Interfaces, 2020, 12, (49), pp. 54916–54926.

9 Wang, Z., Zeng, S., Liu, W., Wang, X., Li, Q., Zhao, Z., and Geng, F.: 'Coupling Molecularly Ultrathin Sheets of NiFe-Layered Double Hydroxide on NiCo(2)O(4) Nanowire Arrays for Highly Efficient Overall Water-Splitting Activity', ACS Appl Mater Interfaces, 2017, 9, (2), pp. 1488–1495

10 Jang, Y., Chung, J., Kim, S., Jun, S.W., Kim, B.H., Lee, D.W., Kim, B.M., and Hyeon, T.: 'Simple synthesis of Pd-Fe3O4 heterodimer nanocrystals and their application as a magnetically recyclable catalyst for Suzuki cross-coupling reactions', Phys Chem Chem Phys, 2011, 13, (7), pp. 2512–2516.

11. T. Yao, H. Wang, Q. Zuo, J. Wu, B. Xin, F. Cui, T. Cui, A simple way to prepare Pd/Fe_3O_4/polypyrrole hollow capsules and their applications in catalysis, *Journal of Colloid and Interface Science*, 450 (2015), 115-121. doi: 10.1016/j.jcis.2015.03.012.

12. S. Fatemeh Shams, Detlef Schmitz, Alevtina Smekhova, Mohammad Reza Ghazanfari, Margret Giesen, Eugen Weschke, Kai Chen, Chen Luo, Florin Radu & Carolin

Schmitz-Antoniak, Element-specific contributions to improved magnetic heating of theranostic CoFe2O4 nanoparticles decorated with Pd, *Scientific Reports*, 12 (2022), Art. no. 1211. doi: 10.1038/s41598-021-95189-y.

13. Sangmoon Byun, Jooyoung Chung, Jungmin Kwon, and B. Moon Kim, Mechanistic Studies of Magnetically Recyclable Pd-Fe_3O_4 Heterodimeric Nanocrystal-Catalyzed Organic Reactions, *Chemistry – An Asian Journal*, 9 (2014), no. 7, 1830-1836. doi: 10.1002/asia.20140320.

14. Gyandshwar Kumar Rao, Arun Kumar, Bharat Kumar and Ajai K. Singh, Didocosyl selenide stabilized recyclable Pd(0) nanoparticles and coordinated palladium(II) as efficient catalysts for Suzuki–Miyaura coupling, This journal is © The Royal Society of Chemistry 2012, Dalton Trans., 2012, 41, 4306.

SYNTHESIS AND APPLICATION OF Pd/$CoFe_2O_4$ NANOCOMPOSITE MATERIALS AS CATALYSTS FOR HYDRODEBENZYLATION REACTIONS

Abstract: *In this work, the palladium-decorated cobalt ferrite composite (Pd/$CoFe_2O_4$) was successfully synthesized via a co-precipitation reaction. The structural and morphological characteristics of the resulting nanomaterial were clearly demonstrated using modern analytical techniques, including Scanning Electron Microscopy (SEM) and Energy-Dispersive X-ray Spectroscopy (EDS). This material's applicability was confirmed through its successful use as a catalyst in the transformation of the key precursor 2,4,6,8,10,12-hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclododecane (HBIW) to 2,4,6,8,10,12-hexaacetyl-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclododecane (TADBIW). The results indicate that the Pd/$CoFe_2O_4$ composite is a highly effective and versatile material, providing a robust platform for catalytic applications.*

Keywords: *Palladium*; *TADBIW; co-precipitation reaction, $CoFe_2O_4$.*

Tổng hợp và nghiên cứu đặc trưng vật liệu TiO_2 pha tạp Nb và Ta có cấu trúc rỗng xốp cho các ứng dụng điện hóa

Hoàng Thanh Lý[1], Mai Quốc Cường[2], Trần Hoàng Phi[3,*]

[1] Hệ QLHV Sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2] Tiểu đoàn 3, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3] Khoa Hoá – Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: phith@lqdtu.edu.vn; Tel: 0969697485

Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày quy trình tổng hợp vật liệu Titanium dioxide (TiO_2) pha tạp Tantalum và Niobium có cấu trúc rỗng xốp bằng phương pháp sol-gel với sự hỗ trợ của chất hoạt động bề mặt DTAB và SDS. Các mẫu vật liệu được đặc trưng bằng các phương pháp XRD, SEM, EDX, ICP-MS, BET và đo thế zeta. Kết quả cho thấy vật liệu tổng hợp được có cấu trúc anatase đơn pha với độ tinh khiết cao, các ion Ta^{5+} và Nb^{5+} đã thay thế đồng hình vào mạng TiO_2 mà không hình thành pha oxide riêng biệt. Vật liệu có diện tích bề mặt riêng cao, khoảng 79,52-113,84 m^2/g. Tỷ lệ pha tạp 10% được xác định là tối ưu cho sự phát triển hệ thống mao quản, giúp mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB đạt diện tích bề mặt cao nhất. Điểm đẳng điện của vật liệu pha tạp Ta dịch chuyển về pH thấp (3,30-4,25) khi tăng hàm lượng Ta, tạo điều kiện thuận lợi cho hấp phụ phức chất $[IrCl_6]^{2-}$ trong tổng hợp xúc tác. Vật liệu TiO_2 pha tạp Nb/Ta có tiềm năng ứng dụng làm chất mang cho xúc tác trong các hệ thống chuyển hóa và lưu trữ năng lượng.

Từ khóa: *Titanium dioxide pha tạp; Ta; Nb; cấu trúc xốp; chất mang xúc tác.*

1. Đặt vấn đề

Việt Nam có tiềm năng điện gió và mặt trời hàng đầu khu vực, nên việc lưu trữ và truyền tải năng lượng đang trở thành nhu cầu bức thiết. Trong bối cảnh chuyển dịch năng lượng toàn cầu, công nghệ điện phân nước sử dụng màng trao đổi proton (PEMWE) là giải pháp chiến lược sản xuất hydrogen xanh – trung gian truyền tải năng lượng lý tưởng. Rào cản lớn nhất kìm hãm hiệu suất và thương mại hóa hệ thống này là phản ứng tiến hóa oxygen (OER) tại anode. Iridium (Ir) hiện là xúc tác tiên tiến nhất, cân bằng tối ưu giữa hoạt tính và độ bền trong môi trường axit, vượt trội so với các kim loại quý khác. Tuy nhiên, sự khan hiếm và chi phí tăng cao của Ir đòi hỏi chiến lược thiết kế vật liệu mới, trong đó phân tán kim loại quý lên chất mang bền vững là hướng tiếp cận hiệu quả nhất để tối đa hóa mật độ tâm xúc tác và giảm tải lượng Ir [1].

Trong số các chất mang phổ biến, Titanium dioxide (TiO_2) được chú ý đặc biệt nhờ độ bền cao về mặt hóa học, khả năng kháng ăn mòn anode vượt trội, thân thiện với môi trường và giá thành thấp. Mặc dù vậy, điểm yếu cố hữu của TiO_2 chính là tính chất bán dẫn điển hình, trong điều kiện không có kích thích, khả năng kháng ăn mòn anode sẽ đi kèm độ dẫn điện thấp [2], gây cản trở nghiêm trọng đến quá trình vận chuyển electron, làm hạn chế khả năng ứng dụng vào điện xúc tác. Để khắc phục nhược điểm này, việc pha tạp các nguyên tố kim loại có hóa trị cao hơn Ti^{4+} đã được chứng minh là hiệu quả trong việc cải thiện đáng kể tính dẫn điện của TiO_2. Trong đó, Niobium (Nb) và Tantalum (Ta) là hai kim loại chuyển tiếp, có bán kính ion (Nb^{5+}: 0,64 Å, Ta^{5+}: 0,65 Å) tương đồng với Ti^{4+} (0,605 Å) [3], cho phép chúng dễ dàng thay thế vị trí của Ti^{4+} trong mạng tinh thể mà không gây biến dạng cấu trúc đáng kể. Nhờ đó, các ion này dễ dàng hòa tan vào mạng tinh thể TiO_2 để tạo thành dung dịch rắn ổn định mà không gây biến dạng pha [4]. Sự thay thế đồng hình này làm tăng mật độ hạt tải điện và cải thiện đáng kể tính dẫn điện của vật liệu [5]. Đồng thời thiết lập các khuyết tật mạng lưới có lợi giúp thu hẹp độ rộng vùng cấm cũng

như củng cố độ ổn định nhiệt - điện hóa của vật liệu [6], mở ra khả năng ứng dụng điện xúc tác và quang xúc tác trong các ứng dụng chuyển hóa và lưu trữ năng lượng.

Trên thế giới, có khá nhiều nghiên cứu về hệ vật liệu TiO_2 pha tạp đáng chú ý. Testut và cộng sự (2015) đã tổng hợp thành công TiO_2 pha tạp Nb, Ta và V dạng aerogel bằng phương pháp sol-gel kết hợp sấy siêu tới hạn, diện tích bề mặt riêng đạt 65 m^2/g và xác định Nb là chất pha tạp hiệu quả nhất để cải thiện độ dẫn điện [7]. Li và cộng sự (2019) đã chế tạo thành công lớp TiO_2 pha tạp Nb/Ta có cấu trúc xốp mesoporous để ứng dụng trong pin mặt trời perovskite [8]. Gần đây, Liu và cộng sự (2022) đã phát triển vật liệu khung TiO_2 pha tạp Ta có cấu trúc đại mao quản ba chiều làm cathode cho pin lithium-lưu huỳnh, có khả năng cải thiện độ dẫn điện và động học chuyển hóa polysulfide nhờ pha tạp Ta [9]. Như vậy, các nghiên cứu tập trung vào việc tối ưu hóa đồng thời diện tích bề mặt, cấu trúc xốp và độ dẫn điện cho ứng dụng làm chất mang xúc tác, đặc biệt là chất mang cho xúc tác Ir trong phản ứng tiến hóa oxy (OER) vẫn còn khả năng đào sâu nghiên cứu.

Bên cạnh đặc tính điện tử, kiến trúc hình thái của chất mang đóng vai trò quyết định đến động học vận chuyển khối. Cấu trúc TiO_2 rỗng xốp với hệ thống mao quản trung bình và diện tích bề mặt riêng lớn không chỉ cung cấp mật độ điểm neo giữ dày đặc để phân tán đồng đều các cụm hạt nano Ir [10], mà còn tạo mạng lưới kênh dẫn tối ưu và tăng số lượng vị trí tâm hoạt động điện hóa [11] và rút ngắn quãng đường khuếch tán nội hạt trong quá trình OER [12]. Trong các phương pháp tổng hợp vật liệu TiO_2 pha tạp hiện hành, như phương pháp thủy nhiệt [13], phương pháp tẩm [14], phương pháp kết tủa [15], lắng đọng dung dịch hóa học [16] và phương pháp sol-gel [17, 18], phương pháp sol–gel thể hiện sự ưu việt tuyệt đối trong việc kiểm soát sự kết hợp của các ion pha tạp ở cấp độ phân tử, mang lại độ đồng nhất và tinh khiết pha vượt trội [19]. Đặc biệt, bằng cách sử dụng linh hoạt các chất hoạt động bề mặt mang điện tích trái dấu như Dodecyltrimethylammonium bromide (DTAB - cation) và Sodium dodecyl sulfate (SDS - anion) làm tác nhân tạo khuôn mềm (soft-templating) [20, 21]. Sau quá trình xử lý nhiệt trong khí quyển oxygen ở nhiệt độ cao (600°C), các tổ hợp phân tử chất hoạt động bề mặt bị phân hủy hoàn toàn và được loại bỏ, để lại một hệ thống lỗ xốp liên thông với kích thước nằm trong khoảng mao quản trung bình (mesopore, 2-50 nm) [21]. Cấu trúc mao quản trung bình này có ý nghĩa sống còn giúp tăng cường khả năng tiếp cận các tâm hoạt động của chất xúc tác trong các phản ứng OER.

Kế thừa các cơ sở khoa học trên, nghiên cứu này thiết kế và tối ưu hóa quy trình tổng hợp vật liệu TiO_2 pha tạp Nb/Ta cấu trúc mao quản trung bình bằng phương pháp sol-gel có hỗ trợ khuôn mềm (DTAB/SDS). Vật liệu sau tổng hợp được đánh giá toàn diện về cấu trúc, hình thái, thành phần hóa học và tính chất bề mặt bằng các phương pháp như XRD, SEM, EDX, ICP-MS, BET và đo thế zeta. Kết quả thu được là cơ sở khoa học để đánh giá tiềm năng ứng dụng của vật liệu TiO_2 pha tạp Nb/Ta cấu trúc rỗng xốp làm chất mang cho xúc tác Ir trong các hệ chuyển hóa và lưu trữ năng lượng.

2. Thực nghiệm

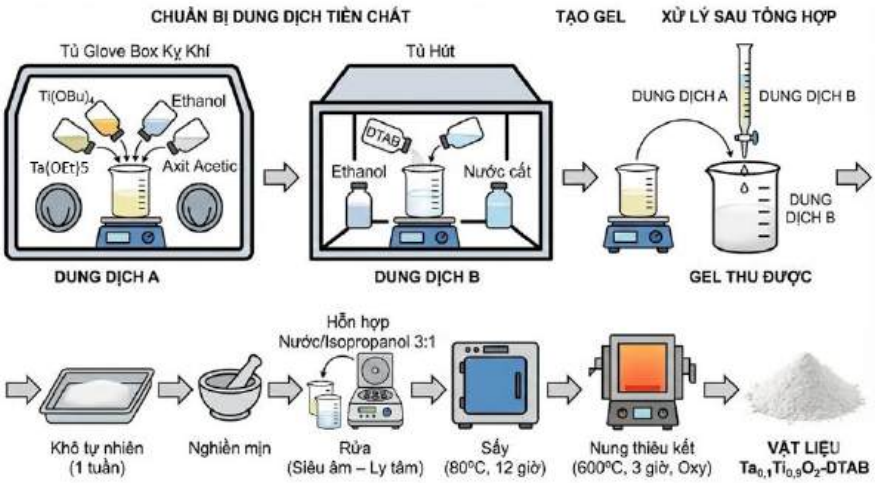
2.1. Hóa chất, dụng cụ và thiết bị

Tiền chất cơ kim được sử dụng là Titanium(IV) n-butoxide ($Ti(OBu)_4$), Tantalum ethoxide ($Ta(OEt)_5$), Niobium ethoxide ($Nb(OEt)_5$), chất hoạt động bề mặt – khung hữu cơ mềm Dodecyltrimethylammonium bromide (DTAB), Sodium dodecyl sulfate (SDS), axit acetic, ethanol tuyệt đối, nước cất hai lần và isopropanol (IPA). Tất cả hóa chất đều ở độ tinh khiết phân tích (>99%) và được sử dụng trực tiếp mà không qua xử lý thêm.

Quá trình tổng hợp và xử lý mẫu được thực hiện với các dụng cụ thí nghiệm thông thường (cốc đong, bình tam giác, cối mã não, đĩa petri, micropipet, phễu chiết) cùng các thiết bị chuyên dụng: tủ sấy, tủ nung có kiểm soát khí quyển, máy siêu âm, cân phân tích và tủ Glove box.

2.2. Tổng hợp vật liệu chất mang TiO_2 pha tạp

Vật liệu chất mang TiO_2 pha tạp được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel với sự hỗ trợ của chất hoạt động bề mặt (HĐBM). Cụ thể, ba mẫu pha tạp Ta sử dụng chất HĐBM cation DTAB được ký hiệu là $Ta_xTi_yO_2$-DTAB (với tỷ lệ mol x = 0,05; 0,1; 0,15 và y = 1-x). Ba mẫu pha tạp Nb bao gồm: hai mẫu sử dụng DTAB là $Nb_aTi_bO_2$-DTAB (với tỷ lệ mol a = 0,05; 0,1 và b = 1-a) và một mẫu sử dụng chất HĐBM anion SDS ($Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS) để làm mẫu đối chứng.



Hình 1. Quy trình tổng hợp vật liệu TiO_2 pha tạp

Quy trình tổng hợp điển hình cho mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB được mô tả như hình 1 và được thực hiện qua ba bước chính như sau:

Bước 1 - Chuẩn bị tiền chất và tạo sol: Trong môi trường tủ glove box kỵ khí, dung dịch tiền chất A được điều chế bằng cách hòa tan lần lượt 3,866 mL Titanium(IV) n-butoxide ($Ti(OBu)_4$) và 0,24 mL Tantalum ethoxide ($Ta(OEt)_5$) vào 20 mL ethanol tuyệt đối có chứa 0,736 mL axit acetic làm chất xúc tác. Song song đó, thực hiện bên trong tủ hút, dung dịch B được tạo thành bằng cách hòa tan 0,689 g DTAB vào hỗn hợp gồm 20 mL ethanol và 2,94 mL nước cất, khuấy đều trong 30 phút để tạo hệ sol đồng nhất.

Bước 2 - Gel hóa và già hóa: Nhỏ từ từ dung dịch A vào dung dịch B dưới điều kiện khuấy liên tục để thủy phân và ngưng tụ, hình thành gel. Gel thu được để khô tự nhiên trong 1 tuần ở nhiệt độ phòng nhằm hoàn thiện quá trình ngưng tụ và già hóa cấu trúc mạng lưới oxide.

Bước 3 - Chiết rửa và xử lý nhiệt: Gel sau khi già hóa được nghiền mịn, rửa sạch nhiều lần bằng chu trình siêu âm – ly tâm với hỗn hợp nước/isopropanol (tỷ lệ 3:1) để loại bỏ chất hoạt động bề mặt dư thừa. Sản phẩm được sấy khô ở 80°C trong 12 giờ, nghiền mịn và tiến hành nung thiêu kết ở 600°C trong 3 giờ dưới môi trường khí quyển oxygen, thu được chất mang pha tạp.

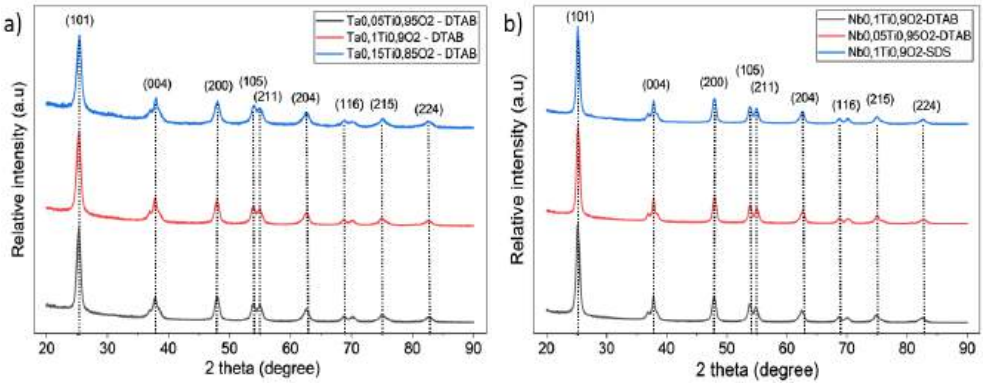
Các mẫu còn lại được tổng hợp theo quy trình tương tự với thể tích tiền chất và khối lượng chất hoạt động bề mặt (DTAB hoặc SDS) được điều chỉnh tương ứng.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thành phần hóa học, cấu trúc tinh thể và cơ sở lý thuyết cải thiện độ dẫn

Để làm rõ trạng thái tồn tại của các ion pha tạp, giản đồ nhiễu xạ tia X (XRD) của các

mẫu vật liệu sau khi nung ở 600°C được phân tích và trình bày trên Hình 2.



Hình 2. Giản đồ XRD của các mẫu vật liệu:
a) $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB, $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB, $Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$-DTAB;
b) $Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB, $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB, $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS.

Tất cả các mẫu đều xuất hiện các peak đặc trưng của pha anatase TiO_2 tại các góc 2θ = 25,3° (101), 37,8° (004), 48,1° (200), 53,9° (105), 55,1° (211) và các peak ở vùng góc cao 62,8° (204), 68,9° (116), 75,2° (215) và 82,7° (224), phù hợp với thẻ chuẩn JCPDS 21-1272. Đáng chú ý, không quan sát thấy sự xuất hiện của các peak đặc trưng cho pha rutile (2θ ≈ 27,4°), hay các pha riêng biệt của Ta_2O_5 ở vị trí 22,9°, 28,3°, 36,7°, 46,7° và 49,8° (theo PDF 01-070-9469) và của Nb_2O_5 ở vị trí 22,6° và 28,5° theo PDF 00-068-0148. Đây là minh chứng mạnh mẽ cho việc các ion Ta^{5+} và Nb^{5+} đã thay thế đồng hình thành công vào vị trí của Ti^{4+} trong mạng tinh thể. Kích thước tinh thể trung bình của các mẫu được tính toán từ reflection (101) của pha anatase sử dụng phương trình Scherrer:

$$D = K.\lambda/(\beta.\cos\theta) \quad (1)$$

Trong đó: K là hằng số hình dạng hạt (0,89), λ là bước sóng của tia X (Cu Kα, λ = 1,5406 Å), β là độ rộng bán vân phổ (FWHM) tính bằng radian và θ là góc nhiễu xạ Bragg.

Từ đây, tính toán được kích thước tinh thể trung bình của các mẫu trong khoảng 8,2-12,4 nm. Đối với các mẫu pha tạp Ta (Hình 2a), kích thước tinh thể giảm dần từ 12,4 nm xuống 10,1 nm và 8,2 nm khi hàm lượng Ta tăng từ 5% lên 10%, đến 15%. Nguyên nhân là do ion Ta^{5+} có bán kính lớn hơn (0,64 Å) thay thế vào vị trí Ti^{4+} (0,61 Å), gây biến dạng mạng lưới và ức chế sự phát triển của tinh thể trong quá trình xử lý nhiệt. Trong khi đó, các mẫu pha tạp Nb (Hình 2b) có kích thước tinh thể lần lượt là 11,3 nm (mẫu $Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB), 10,2 nm (mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB) và 9,1 nm (mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS). Đặc biệt, mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS có kích thước tinh thể nhỏ nhất trong nhóm pha tạp Nb, cho thấy SDS có vai trò tích cực trong kiểm soát quá trình hình thành và phát triển tinh thể, tạo điều kiện cho sự phân tán đồng đều của Nb vào mạng TiO_2.

Trong ứng dụng làm chất mang xúc tác điện hóa, khả năng dẫn điện tốt là yếu tố quyết định để đảm bảo truyền tải electron từ điện cực đến các tâm xúc tác trên bề mặt diễn ra hiệu quả. Độ dẫn điện của vật liệu TiO_2 pha tạp Nb hoặc Ta được xác định theo phương trình Drude:

$$\sigma = n.e.\mu \quad (2)$$

Trong đó σ là độ dẫn điện, n là mật độ hạt tải điện (electron hoặc lỗ trống), e là điện tích nguyên tố ($1,602.10^{-19}$ C) và μ là độ linh động của hạt tải điện. Đối với TiO_2 pha tạp Nb hoặc Ta, khi ion M^{5+} (với M là Nb, Ta) thay thế vị trí Ti^{4+} trong mạng tinh thể, chúng đóng vai trò

là donor, tạo ra các electron tự do theo phản ứng. Ở nồng độ oxy thấp, việc đưa M vào dẫn đến sự hình thành các electron theo phản ứng sau:

$$M_2O_5 \xrightarrow{2TiO_2} 2\,M_{Ti}^{\bullet} + 4\,O_O^x + \frac{1}{2}O_2 + 2\,e^{/} \quad (3)$$

Ở nồng độ oxy cao, việc đưa M vào dẫn đến sự hình thành các khuyết tật ion.

$$2\,M_2O_5 \xrightarrow{5TiO_2} 4\,M_{Ti}^{\bullet} + 10\,O_O^x + V_{Ti}^{////} \quad (4)$$

$$V_{Ti}^{////} + 2\,O_O^x \leftrightarrows O_2 + 4\,e^{/} \quad (5)$$

Như vậy, mỗi nguyên tử Nb hoặc Ta pha tạp đóng góp xấp xỉ một electron tự do vào mạng tinh thể, làm tăng mật độ hạt tải điện n và do đó cải thiện độ dẫn điện của vật liệu. Về mối tương quan giữa cấu trúc pha và độ dẫn điện, nghiên cứu của Magne và cộng sự [22] đã chỉ ra rằng độ dẫn điện và hệ số khuếch tán trong TiO_2 tuân theo thứ tự: rutile < brookite < anatase. Cấu trúc tinh thể dạng tứ phương của anatase cho phép sự di chuyển của electron dọc theo trục c dễ dàng hơn so với cấu trúc dạng khối của rutile. Kết quả nghiên cứu của Testut và cộng sự [7] xác nhận rằng Nb là chất pha tạp hiệu quả nhất để cải thiện độ dẫn điện của TiO_2, tiếp theo là Ta và V, với độ dẫn điện có thể tăng đáng kể so với TiO_2 tinh khiết.

Để kiểm chứng độ chính xác của quá trình pha tạp so với tỷ lệ tiền chất ban đầu, thành phần hóa học của các mẫu vật liệu được xác định bằng phương pháp ICP-MS. Kết quả phân tích được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Hàm lượng các nguyên tố trong mẫu vật liệu

Ký hiệu	Ti (% khối lượng)	Nb (ppm)	Ta (ppm)	Tỷ lệ mol M/Ti*	Tỷ lệ mol M/Ti* (lý thuyết)
$Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB	89,58	< 5	90775,9	0,042	0,052
$Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB	80,28	< 5	131959,1	0,069	0,111
$Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$-DTAB	70,28	< 5	248837,2	0,148	0,176
$Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB	94,75	49433,3	< 10	0,048	0,052
$Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB	89,51	98827,7	< 10	0,102	0,111
$Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS	82,33	108869,8	< 10	0,122	0,111

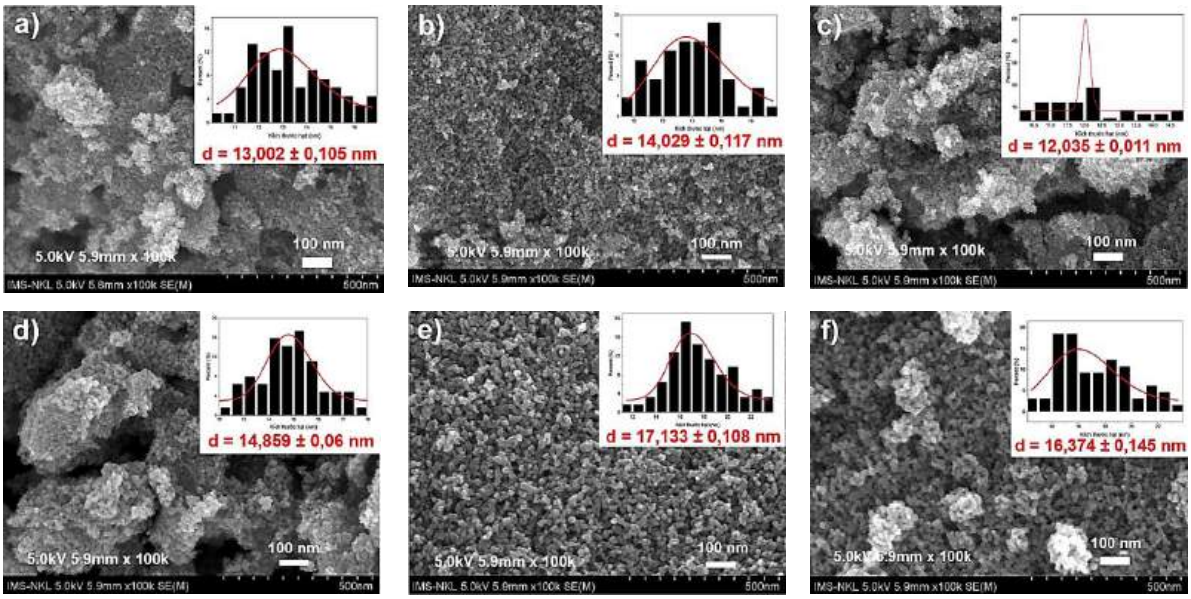
Theo kết quả ở bảng 1, hàm lượng TiO_2 trong các mẫu dao động từ 70,28% đến 94,75%, phù hợp với tỷ lệ pha tạp danh định ban đầu. Đối với nhóm mẫu pha tạp Ta, hàm lượng Ta đo được trong khoảng 90.775,9-248.837,2 ppm, tương ứng tỷ lệ mol Ta/Ti từ 0,042 đến 0,148. Mẫu $Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$-DTAB có sai số nhỏ nhất, với tỷ lệ mol Ta/Ti = 0,148 so với lý thuyết là 0,176. Trong khi đó, nhóm mẫu pha tạp Nb có độ chính xác cao hơn với tỷ lệ mol Nb/Ti từ 0,048 đến 0,122, sai số chỉ từ 7,7% đến 9,9% so với lý thuyết. Hơn nữa, hầu hết các tạp chất kim loại khác (Al, Fe, Cr, Cu, Ni,...) đều dưới ngưỡng phát hiện hoặc ở hàm lượng rất thấp (<0,1%), chứng tỏ vật liệu tổng hợp có độ tinh khiết cao.

Các kết quả này phù hợp tốt với dữ liệu phân tích EDX (được trình bày ở phần sau) về xu hướng biến thiên hàm lượng kim loại pha tạp. Tuy nhiên, giá trị tuyệt đối từ EDX sai lệch nhẹ

so với ICP-MS bởi EDX là phương pháp phân tích bán định lượng cho vùng vi mô được khảo sát, trong khi ICP-MS cho kết quả chính xác trên toàn bộ mẫu. Vì các tỷ lệ pha tạp thực tế từ ICP-MS đều sát với giá trị lý thuyết nên tên mẫu vẫn được giữ nguyên theo công thức danh định để đảm bảo tính thống nhất và tránh rườm rà trong quá trình trình bày.

3.2. Đặc trưng hình thái học và cấu trúc vi mao quản

Hình thái và phân bố kích thước hạt của vật liệu được khảo sát bằng kính hiển vi điện tử quét (SEM) và kết quả được trình bày trong Hình 3.

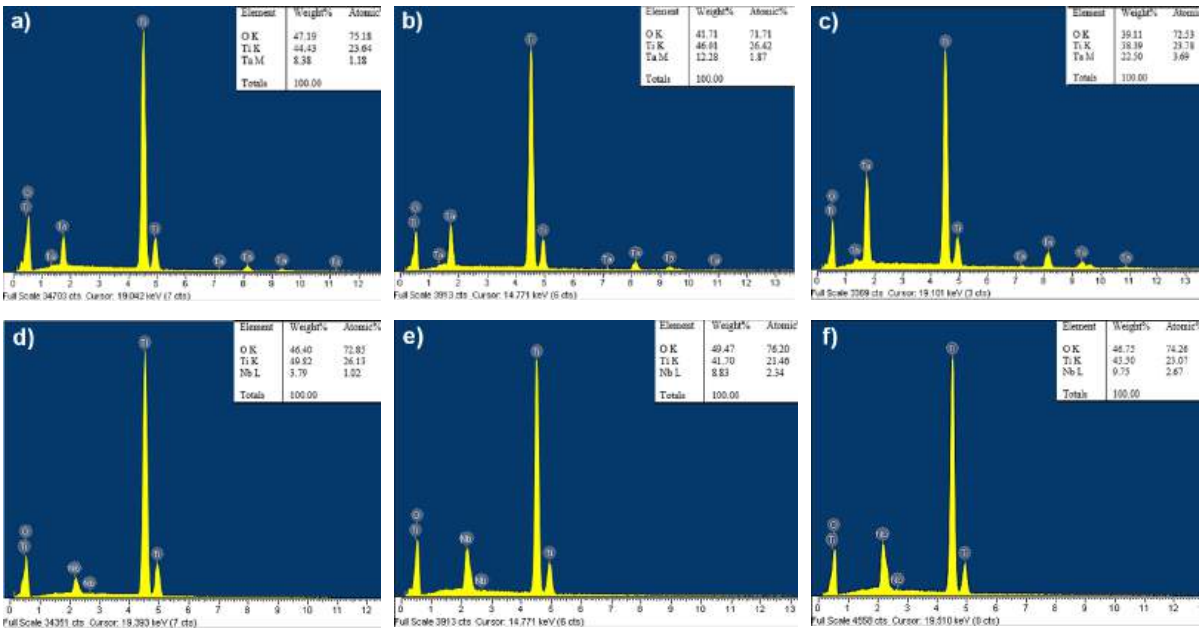


Hình 3. Ảnh SEM và biểu đồ phân bố kích thước hạt của:
a) $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB; b) $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB; c) $Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$-DTAB;
d) $Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB; e) $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB; f) $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS.

Tất cả các mẫu đều có cấu trúc hạt tương đối đồng đều với kích thước nanomet, không xuất hiện hiện tượng kết tụ lớn. Các hạt có dạng hình cầu hoặc gần cầu, phân bố khá đồng đều trên bề mặt, cho thấy phương pháp sol-gel với sự hỗ trợ của chất hoạt động bề mặt đã hỗ trợ hình thành hạt kích thước nhỏ. Đặc biệt, các mẫu pha tạp Nb có bề mặt mịn và độ đồng đều cao hơn so với các mẫu pha tạp Ta, có thể do Nb tương thích tốt hơn với mạng TiO_2.

Phân bố kích thước hạt của vật liệu được xác định từ ảnh SEM bằng phương pháp đo trực tiếp trên ít nhất 100 hạt riêng lẻ từ các vùng ảnh đại diện, sử dụng phần mềm ImageJ để thống kê, từ đó, xây dựng biểu đồ bằng phần mềm Origin 2025b. Kết quả xác định kích thước hạt trung bình trong khoảng 12,035–17,133 nm, lớn hơn đáng kể so với kích thước tinh thể trung bình được tính toán từ peak nhiễu xạ (101) của pha anatase sử dụng phương trình Schercher, trong khoảng 8,2-12,4 nm. Sự chênh lệch này chứng tỏ mỗi hạt nano quan sát được trên vi trường SEM không phải là một đơn tinh thể độc lập, mà là một cấu trúc đa tinh thể được hình thành do sự liên kết các mầm tinh thể nhỏ thông qua ranh giới hạt (grain boundaries) trong quá trình kết tập sol-gel và thiêu kết. Ngoài ra, giữa hai mẫu có chất hoạt động bề mặt khác nhau, mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS có kích thước hạt trung bình nhỏ hơn (16,374 nm so với 17,133 nm) và bề mặt mịn hơn so với mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB. Sự khác biệt này có thể do bản chất điện tích khác nhau giữa hai loại chất hoạt động bề mặt đến quá trình hình thành mầm và phát triển tinh thể trong dung dịch sol-gel.

Phổ EDX của các mẫu vật liệu được trình bày trong Hình 4, cung cấp thông tin về thành phần nguyên tố bề mặt và sự phân bố của các nguyên tố pha tạp.



Hình 4. Phổ EDX và thành phần nguyên tố của các vật liệu:
a) $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB; b) $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB; c) $Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$-DTAB;
d) $Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB; e) $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB; f) $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS

Với các mẫu pha tạp Ta (Hình 4a-c), phổ EDX thể hiện rõ các peak đặc trưng của O, Ti và Ta, với hàm lượng Ta tăng dần từ 8,38% lên 12,28% đến 22,50% khối lượng. Tỷ lệ nguyên tử Ta tương ứng tăng từ 1,18% lên 1,87% và 3,69%, phù hợp xu hướng pha tạp tăng dần. Tương tự, các mẫu pha tạp Nb (Hình 4d-f) cho thấy peak Nb xuất hiện rõ ràng với hàm lượng Nb từ 3,79% đến 9,75% khối lượng, tỷ lệ nguyên tử Nb từ 1,02% đến 2,67%. Ngoài ra, không phát hiện tạp chất kim loại nào khác ở tất cả các mẫu, khẳng định độ tinh khiết cao của vật liệu tổng hợp được.

So sánh kết quả ICP-MS và EDX cho thấy khác biệt về sự phân bố của các nguyên tố pha tạp. Ở mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-SDS, hàm lượng Nb từ EDX (9,75% khối lượng) cao hơn giá trị trung bình từ ICP-MS (8,83% khối lượng), cho thấy Nb có xu hướng tập trung nhiều hơn ở vùng bề mặt của vật liệu. Ngược lại, ở các mẫu pha tạp Ta, hàm lượng Ta từ EDX thấp hơn so với ICP-MS, chứng tỏ Ta phân bố sâu hơn vào bên trong hạt. Sự khác biệt này ảnh hưởng đến tính chất điện hóa bề mặt và khả năng tương tác với các tiền chất xúc tác. Nhìn chung, các vật liệu tổng hợp đáp ứng tốt các yêu cầu cơ bản để làm chất mang cho các nghiên cứu xúc tác điện hóa.

Diện tích bề mặt riêng của vật liệu là yếu tố quan trọng quyết định khả năng phân tán các tâm xúc tác sau này, thông số này được xác định từ phương trình BET ở dạng tuyến tính:

$$\frac{P}{V(P_0 - P)} = \frac{1}{V_m.C} + \frac{C-1}{V_m.C} x \frac{P}{P_0} \quad (6)$$

Trong đó P là áp suất cân bằng, P_o là áp suất bão hòa của khí hấp phụ, V là thể tích khí hấp phụ tại áp suất P, V_m là thể tích khí tương ứng với lớp hấp phụ đơn lớp, và C là hằng số BET phản ánh năng lượng hấp phụ. Từ số liệu đo đẳng nhiệt hấp phụ-giải hấp N_2 trong khoảng áp suất tương đối P/P_0= 0,05−0,30; giá trị V_m và C được xác định từ hệ số góc và điểm cắt của đường hồi quy tuyến tính. Diện tích bề mặt riêng S_{BET} được tính theo công thức:

$$S_{BET} = \frac{V_m.N.A_s}{V} \quad (7)$$

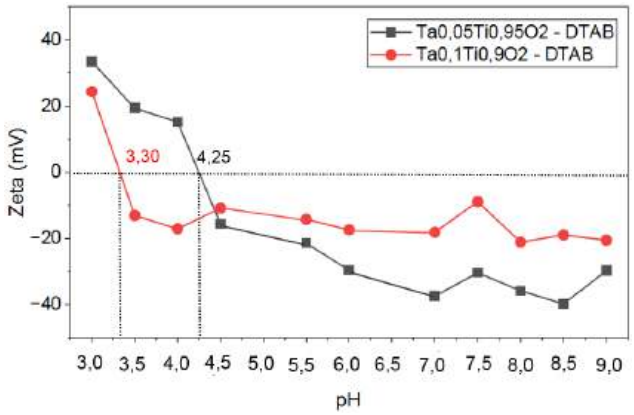
Trong đó: N là Số Avogadro ($6{,}022\times10^{23}$ mol^{-1}), A_S là diện tích bề mặt của một phân tử khí (với N_2 là 0,162 nm^2), V là thể tích mol khí ở điều kiện tiêu chuẩn (22414 cm^3/mol). Kết quả xác định diện tích bề mặt riêng BET (S_{BET}) được thể hiện trong Bảng 2.

Bảng 2. Diện tích bề mặt riêng của các mẫu vật liệu

Mẫu chất mang	Phương trình	Hệ số R^2	Hằng số C	V_m (cm^3/g)	S_{BET} (m^2/g)
$Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ - DTAB	y = 42,9325x + 0,8632	0,99978	50,73	0,0228	79,517
$Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB	y = 30,2139x + 0,3781	0,99997	80,90	0,0327	113,837
$Ta_{0,15}Ti_{0,85}O_2$ - DTAB	y = 31,582x + 0.0,4426	0,99995	72,34	0,0312	108,745
$Nb_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ - DTAB	y = 40,992x + 0,5755	0,99993	72,23	0,0241	83,780
$Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB	y = 33,2817x + 0,3424	0,99996	98,20	0,0297	103,572
$Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - SDS	y = 40,5577x + 0,2815	0,99996	145,07	0,0245	85,065

Các số liệu thực nghiệm phù hợp tốt với mô hình tuyến tính BET ($R^2 > 0{,}999$), hằng số $C > 50$ chứng tỏ tương tác Van der Waals mạnh giữa bề mặt vật liệu và khí N_2 ở lớp đơn phân tử. Diện tích bề mặt riêng của các vật liệu tương đối cao, từ 79,517 đến 113,837 m^2/g. Tỷ lệ pha tạp 10% là tối ưu cho sự phát triển của hệ mao quản, với mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB đạt giá trị S_{BET} lớn nhất. Khi tăng hàm lượng Ta lên 15%, diện tích bề mặt riêng giảm còn 108,745 m^2/g. Mẫu $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB đạt diện tích bề mặt 103,572 m^2/g, cao hơn so với mẫu đối chứng $Nb_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - SDS (85,065 m^2/g) sử dụng chất hoạt động bề mặt khác. Giá trị V_m dao động từ 0,0228 đến 0,0327 cm^3/g, tương quan tuyến tính tốt với diện tích bề mặt, khẳng định độ tin cậy của phép đo. Diện tích bề mặt lớn của vật liệu cung cấp các kênh vận chuyển khối lý tưởng để neo giữ và phân tán các cụm nano kim loại quý trong chế tạo xúc tác.

Để định hướng quá trình kết tủa Iridium lên bề mặt chất mang, việc xác định điện tích bề mặt ở các pH khác nhau là rất cần thiết. Tính chất này của hai mẫu $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ - DTAB và $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB được đánh giá qua phép đo thế zeta, kết quả được trình bày ở Hình 5.



Hình 5. Sự phụ thuộc của thế zeta vào pH của vật liệu Titanium dioxide pha tạp Tantalum

Cả hai mẫu vật liệu đều thể hiện xu hướng của các oxit kim loại lưỡng tính: thế zeta dương ở vùng pH thấp và chuyển dần sang âm khi pH tăng, do sự proton hóa và deproton hóa của các nhóm hydroxyl bề mặt. Điểm đẳng điện (IEP) của mẫu $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ - DTAB là 4,25 và mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB là 3,30. IEP dịch chuyển về phía pH thấp hơn khi tăng hàm lượng Ta, bởi ion Ta^{5+} với hóa trị cao hơn đã thay thế Ti^{4+} tạo ra điện tích dương dư thừa trong mạng tinh thể, làm tăng khả năng hấp phụ OH^- và làm giảm pH tại điểm đẳng điện. Hai giá trị IEP này thấp hơn đáng kể so với TiO_2 tinh khiết (IEP ≈ 5,8-6,2) [23], khẳng định sự thành công của quá trình pha tạp Ta vào mạng TiO_2.

Khi pH > IEP, cả hai mẫu đều mang điện tích âm với trị tuyệt đối tăng dần, đạt giá trị ổn định từ -30 đến -40 mV ở pH 6-9, cho thấy các hạt vật liệu có độ bền phân tán tốt trong môi trường trung tính và kiềm. Để hấp phụ các phức chất anion như $[IrCl_6]^{2-}$, bề mặt chất mang cần mang điện tích dương, tức là pH < IEP. Với mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$ - DTAB (IEP = 3,30), môi trường pH = 3,0 là phù hợp, còn với mẫu $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$ – DTAB (IEP = 4,25) thì có thể được sử dụng ở vùng pH = 3 - 4 để đạt hiệu quả hấp phụ tương tự.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tổng hợp thành công vật liệu TiO_2 pha tạp Ta và Nb có cấu trúc rỗng xốp bằng phương pháp sol-gel với chất hoạt động bề mặt DTAB và SDS. Kết quả phân tích XRD khẳng định vật liệu có cấu trúc anatase đơn pha, không xuất hiện các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng của Ta_2O_5 và Nb_2O_5, chứng tỏ các ion Ta^{5+} và Nb^{5+} đã thay thế đồng hình vào mạng TiO_2, tạo cơ sở cải thiện độ dẫn điện nhờ cơ chế donor. Các vật liệu tổng hợp được có diện tích bề mặt riêng đạt từ 79,517 đến 113,837 m^2/g và kích thước hạt trong khoảng 12,035-17,133 nm; trong đó, tỷ lệ pha tạp 10% được xác định là tối ưu cho sự phát triển của hệ thống mao quản, với mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB đạt giá trị S_{BET} cao nhất (113,837 m^2/g). Kết quả đo thế zeta xác định điểm đẳng điện của mẫu $Ta_{0,05}Ti_{0,95}O_2$-DTAB và mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB lần lượt là 4,25 và 3,30. Ở pH < 3,30 thì mẫu $Ta_{0,1}Ti_{0,9}O_2$-DTAB mang điện tích dương ổn định với giá trị tuyệt đối trên 20 mV, tạo điều kiện thuận lợi cho quá trình hấp phụ phức chất $[IrCl_6]^{2-}$ trong tổng hợp xúc tác cho phản ứng tiến hóa oxy. Các kết quả khẳng định tiềm năng ứng dụng của vật liệu TiO_2 pha tạp Ta/Nb làm chất mang cho xúc tác Ir trong các hệ thống chuyển hóa và lưu trữ năng lượng.

Tài liệu tham khảo

1. Ma, L., S. Sui, and Y. Zhai, *Preparation and characterization of Ir/TiC catalyst for oxygen evolution.* Journal of Power Sources, 2008. 177(2): p. 470-477.
2. Mazúr, P., et al., *Non-conductive TiO2 as the anode catalyst support for PEM water electrolysis.* International Journal of Hydrogen Energy, 2012. 37(17): p. 12081-12088.
3. Xue, Y., et al., *The effect of doping donor ions in the dielectric properties of (In0. 5B0. 5) 0.1 Ti0. 9O2 (BV, Nb, Ta) ceramics.* Ceramics International, 2024. 50(23): p. 51848-51857.
4. PAN, H., L. ZHANG, and J. HUANG, *Configuration and Stability of TiO2-rutile Doped with VB Metal Ions: Molecular Dvnamics Simulation.* Chinese Journal of Computational Physics, 2009. 26(4): p. 609.
5. Kavan, L., et al., *Lithium storage in nanostructured TiO2 made by hydrothermal growth.* Chemistry of Materials, 2004. 16(3): p. 477-485.
6. Li, R., T. Li, and Q. Zhou, *Impact of titanium dioxide (TiO2) modification on its application to pollution treatment—a review.* Catalysts, 2020. 10(7): p. 804.

7. Testut, L., et al. *Doped (Nb, Ta and V) titanium oxide as catalyst support for proton exchange membrane fuel cell (PEMFC) cathode*. in *FDFC 2015-6th International Conference on" Fundamentals & Development of Fuel Cells*. 2015.
8. Li, M., et al., *Performance enhancement of perovskite solar cells via Nb/Ta-doped TiO2 mesoporous layers.* Journal of Materials Science: Materials in Electronics, 2019. 30(9): p. 9038-9044.
9. Liu, F., et al., *A conductive and ordered macroporous structure design of titanium oxide-based catalytic cathode for lithium–sulfur batteries.* Nanotechnology, 2022. 33(12): p. 125704.
10. Chen, X., et al., *Increasing solar absorption for photocatalysis with black hydrogenated titanium dioxide nanocrystals.* Science, 2011. 331(6018): p. 746-750.
11. Li, Y., et al., *Under-water superaerophobic pine-shaped Pt nanoarray electrode for ultrahigh-performance hydrogen evolution.* Advanced Functional Materials, 2015. 25(11): p. 1737-1744.
12. Guo, D., et al., *Active sites of nitrogen-doped carbon materials for oxygen reduction reaction clarified using model catalysts.* Science, 2016. 351(6271): p. 361-365.
13. Furlong, D. and G. Parfitt, *Electrokinetics of titanium dioxide.* Journal of Colloid and Interface Science, 1978. 65(3): p. 548-554.
14. Sakthivel, S., et al., *Enhancement of photocatalytic activity by metal deposition: characterisation and photonic efficiency of Pt, Au and Pd deposited on TiO2 catalyst.* Water research, 2004. 38(13): p. 3001-3008.
15. Ranjit, K.T. and B. Viswanathan, *Synthesis, characterization and photocatalytic properties of iron-doped TiO2 catalysts.* Journal of Photochemistry and Photobiology A: Chemistry, 1997. 108(1): p. 79-84.
16. Yao, W.F., et al., *Photocatalytic property of bismuth titanate Bi2Ti2O7.* Applied Catalysis A: General, 2004. 259(1): p. 29-33.
17. Castillo, S., et al., *Catalytic reduction of nitric oxide on Pt and Rh catalysts supported on alumina and titania synthesized by the sol-gel method.* Applied Catalysis B: Environmental, 1998. 15(3-4): p. 203-209.
18. Ying, J.Y. and T. Sun, *Research needs assessment on nanostructured catalysts.* Journal of Electroceramics, 1997. 1(3): p. 219-238.
19. Miditana, S.R., S.R. Tirukkovalluri, and M.R. Imandi, *Review on the synthesis of doped TiO2 nanomaterials by Sol-gel method and description of experimental techniques.* Journal of Water and Environmental Nanotechnology, 2022. 7(2): p. 218-229.
20. Herrington, K.L., et al., *Phase behavior of aqueous mixtures of dodecyltrimethylammonium bromide (DTAB) and sodium dodecyl sulfate (SDS).* The Journal of Physical Chemistry, 1993. 97(51): p. 13792-13802.
21. Wan, Y. and N. Zhao, *On the controllable soft-templating approach to mesoporous silicates.* Chemical reviews, 2007. 107(7): p. 2821-2860.
22. Magne, C., et al., *Effects of TiO2 nanoparticle polymorphism on dye-sensitized solar cell photovoltaic properties.* Journal of Photochemistry and Photobiology A: Chemistry, 2012. 232: p. 22-31.
23. Choi, W., A. Termin, and M.R. Hoffmann, *The role of metal ion dopants in quantum-sized TiO2: correlation between photoreactivity and charge carrier recombination dynamics.* The Journal of Physical Chemistry, 2002. 98(51): p. 13669-13679.

Synthesis and characterization of highly porous Ta - and Nb - doped TiO_2 for electrochemical application

Abstract: *This study presents the synthesis of porous tantalum- or niobium-doped titanium dioxide (TiO_2) via a sol-gel method, assisted by DTAB and SDS surfactants. The synthesized materials were comprehensively characterized using XRD, SEM, EDX, ICP-MS, BET analysis, and zeta potential measurements. The results indicate that the as-prepared materials exhibit a highly pure, single-phase anatase structure, wherein Ta^{5+} and Nb^{5+} ions are isomorphously substituted into the TiO_2 lattice without the formation of secondary oxide phases. The doped materials possess high specific surface areas ranging from 79.52 to 113.84 $m^2 g^{-1}$. Owing to its larger atomic radius, Ta exhibits a slightly greater enhancement of the surface area compared to Nb. Specifically, a doping level of 10% was identified as optimal for the development of the mesoporous structure, with the $Ta_{0.1}Ti_{0.9}O_2$-DTAB sample achieving the maximum specific surface area. Furthermore, the isoelectric point of the Ta-doped materials shifts to lower pH values (3.30–4.25), indicating that low-pH conditions facilitate the adsorption of $[IrCl_6]^{2-}$ complexes during subsequent catalyst synthesis. The synthesized Nb- or Ta-doped TiO_2 materials demonstrate promising potential as robust catalyst supports for energy conversion and storage systems.*

Keywords: Doped titanium dioxide; Ta; Nb; porous structure; catalyst support.

Nghiên cứu xác định các hợp chất chứa nitơ trong nước thải nhà máy Z113 bằng phương pháp hóa lý

Nguyễn Anh Tuấn[1], Nguyễn Trung Dũng[2]

[1]*Hệ QLHV Sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Khoa Hóa-Lý Kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: nganhtuan257@gmail.com; Tel: 0367249433

Tóm tắt

Nghiên cứu xác định amoni (NH_4^+), nitrat (NO_3^-) và tổng nitơ trong các mẫu nước thải tại Nhà máy Z113 bằng các phương pháp hóa lý. Mẫu được lấy từ nước thải sinh hoạt, nước thải sản xuất TNT đầu vào và đầu ra sau xử lý. Kết quả cho thấy các phương pháp phân tích có độ tin cậy cao, với hệ số tương quan đường chuẩn R^2 của NH_4^+-N, NO_3^--N lần lượt đạt 0,9981 và 0,99805. Hàm lượng các hợp chất chứa nitơ trong nước thải sản xuất đầu vào ở mức cao, sau xử lý đều giảm rõ rệt. Hiệu suất xử lý đạt khoảng 46,6–55,5% đối với amoni, 64,1–67,0% đối với nitrat và 63–75% đối với tổng Nitơ. Kết quả cho thấy hệ thống xử lý nước thải có khả năng loại bỏ đáng kể các hợp chất chứa nitơ, tuy nhiên một số chỉ tiêu đầu ra vẫn cần tiếp tục kiểm soát để nâng cao hiệu quả xử lý. Kết quả làm nguồn dữ liệu cho việc kết hợp các dữ liệu đồng vị bền $\delta^{15}N$, $\delta^{18}O$ để nhận diện nguồn phát thải và làm rõ quá trình chuyển hóa Nitơ trong quá trình xử lý và trong môi trường.

Từ khóa: *hợp chất chứa nitơ; amoni; nitrat; tổng nitơ; nước thải công nghiệp; phương pháp hóa lý; nước thải TNT; xử lý nước thải; đồng vị bền.*

1. Đặt vấn đề

Nitơ là một trong những nguyên tố dinh dưỡng thiết yếu trong môi trường nước, tuy nhiên khi hiện diện với hàm lượng cao dưới các dạng như amoni (NH_4^+), nitrat (NO_3^-) và các hợp chất nitơ khác, chúng có thể gây ra ảnh hưởng đến hệ sinh thái thủy sinh và chất lượng nguồn tiếp nhận. Sự gia tăng nồng độ các hợp chất chứa nitơ trong nước thải không chỉ làm suy giảm chất lượng nước, thúc đẩy hiện tượng phú dưỡng, ảnh hưởng trực tiếp đến sức khỏe con người.[1]

Trong các cơ sở công nghiệp sản xuất vật liệu nổ, đặc biệt là dây chuyền sản xuất thuốc nổ TNT, nước thải phát sinh thường có thành phần phức tạp, chứa hàm lượng đáng kể các hợp chất nitơ hữu cơ và vô cơ.[2]

Hiện nay, các phương pháp hóa lý vẫn được sử dụng rộng rãi trong phân tích môi trường nhờ ưu điểm về độ tin cậy, khả năng áp dụng thực tế và mức độ phù hợp với điều kiện phòng thí nghiệm. [3-5].

Bên cạnh đó, việc theo dõi riêng rẽ các chỉ tiêu amoni, nitrat và tổng nitơ còn cho phép làm rõ sự chuyển hóa của nitơ trong quá trình xử lý. Một số nghiên cứu gần đây cho thấy việc kết hợp phân tích đồng vị bền với các thông số hóa lý là hướng tiếp cận hiệu quả để đánh giá nguồn gốc ô nhiễm, đặc biệt đối với ô nhiễm nitơ trong môi trường nước. Việc sử dụng kết hợp các chỉ tiêu hóa lý cùng với các tín hiệu đồng vị bền như $\delta^{15}N$, $\delta^{18}O$ để nhận diện nguồn phát thải và làm rõ quá trình chuyển hóa nitơ trong môi trường.[6-8]

Xuất phát từ những vấn đề trên, nghiên cứu này được thực hiện nhằm xác định hàm lượng amoni, nitrat và tổng nitơ trong một số mẫu nước thải tại Nhà máy Z113 bằng các phương pháp hóa lý tiêu chuẩn; đồng thời đánh giá bước đầu hiệu quả xử lý các hợp chất chứa nitơ của hệ thống xử lý nước thải nhà máy, làm nguồn dữ liệu cho việc kết hợp với các dữ liệu đồng vị bền

$\delta^{15}N$, $\delta^{18}O$ trong nước thải để nhận diện nguồn phát thải và làm rõ quá trình chuyển hóa nitơ trong quá trình xử lý và trong môi trường.

2. Thực nghiệm và phương pháp nghiên cứu

2.1. Đối tượng nghiên cứu

Mẫu nước thải tại Nhà máy Z113. Đây là đơn vị chuyên sản xuất các loại thuốc nổ TNT và các vật liệu nổ công nghiệp khác. Đặc điểm hệ thống xử lý nước thải tại khu vực nghiên cứu bao gồm:

- Hệ thống xử lý nước thải sinh hoạt: Công suất thiết kế 11 m^3/ngày đêm, tiếp nhậnnước thải từ các khu vực sinh hoạt, nhà ăn của cán bộ công nhân viên.

- Hệ thống xử lý nước thải công nghiệp: Phục vụ dây chuyền sản xuất thuốc nổ TNT với công suất 600 m^3/ngày đêm. Nước thải này có đặc thù chứa hàm lượng các hợp chất nitơ hữu cơ và vô cơ cao, đòi hỏi quy trình xử lý lý hóa và sinh học kết hợp.

2.2. Hóa chất, dụng cụ và thiết bị

2.2.1. Hóa chất

- Axit sunfuric đặc 98%, Trung Quốc.
- Axit nitric đặc (HNO_3) 80%, Trung Quốc.
- Axit axetic (CH_3COOH) tinh khiết 99%, Đức.
- Axit clohidric đặc 37% (HCl), Đức.
- Natri hydroxit, độ tinh khiết 96%, Đức.
- Na_2EDTA, Đức.
- Natri nitrua (NaN_3), Đức.
- Natri salixylat ($C_7H_6O_3Na$), Đức.
- Natri nitrat ($NaNO_3$), Đức.
- Hợp kim Devarda, dạng bột, Đức.
- Kali sunfat (K_2SO_4), Đức.
- Axit boric (H_3BO_3), Đức.
- Bromocresol xanh, Đức.
- Metyl đỏ, Đức.
- Glycin, Đức.
- Kali nitrat (KNO_3), Đức.
- Trinatri xytrat ($C_6H_5O_7Na_3.2H_2O$), Đức.
- Dung dịch chuẩn gốc NH_4Cl 1000 mg/L, Đức.
- Dung dịch chuẩn gốc nitrat 1000 mg/L, Đức.
- Natri nitroprusiat, Đức.

Các hóa chất được dùng trong quá trình thực nghiệm đều thuộc loại phân tích hoặc tương đương.

2.2.2. Dụng cụ và thiết bị

- Máy đo PH bàn điện tử Hanna HI5222-02.
- Cân phân tích với độ chính xác 0,0001g.
- Máy quang phổ hấp thụ phân tử UV-Vis Jasco V-530, dải bước sóng 190–1100 nm.
- Máy phá mẫu.
- Dụng cụ thủy tinh các loại.

2.3. Phương pháp nghiên cứu

2.3.1. Lấy mẫu, bảo quản mẫu

Để đánh giá toàn diện các nguồn phát thải nitơ và hiệu quả xử lý, quá trình lấy mẫu được thực hiện tại các vị trí khác nhau. Toàn bộ quy trình lấy mẫu được thực hiện theo TCVN 6663-3:2016 về chất lượng nước, hướng dẫn chi tiết các biện pháp bảo quản và xử lý mẫu nước từ thời điểm lấy mẫu đến khi phân tích [9]. Tại thời điểm lấy mẫu, dây chuyền sản xuất và hệ thống xử lý nước thải đều đang vận hành ổn định.

Bảng 1. Thông tin chi tiết các mẫu phân tích

STT	Ký hiệu	Vị trí	Thời gian lấy mẫu
1	NT1	Nước thải sinh hoạt	10/12/2025
2	NT2	Nước thải sản xuất TNT đầu vào đợt 1	10/12/2025
3	NT3	Nước thải sản xuất TNT đầu vào đợt 2	11/12/2025
4	NT4	Nước thải sản xuất TNT đầu vào đợt 3	12/12/2025
5	NT5	Nước thải sản xuất TNT đầu ra đợt 1	10/12/2025
6	NT6	Nước thải sản xuất TNT đầu ra đợt 2	11/12/2025
7	NT7	Nước thải sản xuất TNT đầu ra đợt 3	12/12/2025

Mẫu nước được thu vào chai PE sạch. Đối với chỉ tiêu amoni, mẫu nên được phân tích trong vòng 24 giờ sau khi lấy, trường hợp chưa phân tích ngay thì mẫu được axit hóa bằng HNO_3 đến pH < 2,0 và bảo quản lạnh ở 2–5°C.

Đối với nitrat và tổng N, mẫu được bảo quản bằng cách axit hóa bằng H_2SO_4 đến pH < 2 và giữ ở 2–5°C. Do điều kiện bảo quản của hai chỉ tiêu không hoàn toàn giống nhau, khi lấy mẫu thực tế nên chia mẫu thành các phần riêng cho từng chỉ tiêu để bảo đảm độ ổn định của mẫu phân tích.

2.3.2. Phân tích amoni trong nước

Nguyên tắc của phương pháp: Hàm lượng amoni trong mẫu nước được xác định theo TCVN 6179-1:1996 bằng phương pháp trắc quang. Nguyên tắc của phương pháp là amoni trong mẫu nước tác dụng với salyxilat, ion hypoclorit và sự tham gia của natri nitrosopentaxyano sắt (III), taxyano sắt (III) (natri nitroprusiat) sẽ tạo thành hợp chất màu xanh. Natri xitrat có trong thuốc thử để cản sự nhiễu của các cation, đặc biệt là canxi và magiê. Phép so màu hợp chất phức màu xanh tại bước sóng 655 nm trên máy UV-VIS.[3]

- Quy trình xây dựng đường chuẩn theo bảng dưới.

Bảng 2. Thông tin xây dựng đường chuẩn NH_4^+-N

Bình số / Dung dịch (mL)	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Dung dịch NH_4^+-N 5,0 mg/L (mL)	0,3	0,6	0,9	1,2	1,5	2,0	3,0	4,0	5,0
Thuốc thử mầu (mL)	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Thể tích dung dịch natri dicloxyanuarat (mL)	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Thể tích định mức (mL)	50	50	50	50	50	50	50	50	50
Hàm lượng NH_4^+-N (mg/L)	**0,03**	**0,06**	**0,09**	**0,12**	**0,15**	**0,2**	**0,3**	**0,4**	**0,5**

- Quy trình phân tích mẫu:

Một thể tích mẫu thích hợp được cho vào bình định mức 50 mL. Đối với các mẫu có nồng độ amoni cao, mẫu được pha loãng trước bằng nước cất không chứa amoni để nồng độ nằm trong khoảng tuyến tính của đường chuẩn. Sau đó, lần lượt thêm 4,0 mL thuốc thử màu và 4,0 mL dung dịch natri dicloxyanurat vào bình chứa mẫu, lắc đều sau mỗi lần thêm. Hỗn hợp phản ứng được để yên trong thời gian thích hợp để màu phát triển hoàn toàn, rồi định mức đến 50 mL bằng nước cất và lắc đều. Độ hấp thụ quang của dung dịch được đo trên máy UV-VIS tại bước sóng 655 nm, sử dụng mẫu trắng để hiệu chỉnh. Hàm lượng NH_4^+ trong mẫu được xác định dựa trên đường chuẩn xây dựng từ các dung dịch chuẩn amoni và tính toán có xét đến hệ số pha loãng khi cần thiết. Mỗi mẫu được đo độ hấp thụ quang 5 lần, lấy kết quả trung bình.

2.3.3. Phân tích nitrat trong nước

Nguyên tắc của phương pháp: Hàm lượng nitrat trong mẫu nước được xác định theo TCVN 6180:1996 bằng phương pháp trắc quang. Nitrat phản ứng của axit sunfosalixylic (được hình thành do việc thêm natri salixylat và axit sunfuric vào mẫu) tạo thành hợp chất màu vàng và tiếp theo xử lý với kiềm. Dinatri dihidro etylenditrilotetraaxetat (EDTANa) được thêm vào với kiềm để tránh kết tủa các muối canxi và magie. Natri nitrua được thêm vào để khắc phục sự nhiễu của nitrit. Cường độ màu được đo tại bước sóng 415 nm.[4]

- Quy trình xây dựng đường chuẩn theo bảng dưới.

Bảng 3. Thông tin xây dựng đường chuẩn NO_3^--N

Bình số / Dung dịch (mL)	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Dung dịch NO_3^--N 5,00 mg/L	0,3	0,5	1,0	1,5	2,0	3,0	4,0	5,0	6,0
Thể tích dung dịch NaN_3	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Dung dịch axit axetic	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
Thể tích dung dịch Natri salysilat	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
Thể tích dung dịch H_2SO_4	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
Thể tích dung dịch EDTA	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0
Thể tích định mức (mL)	50	50	50	50	50	50	50	50	50
Hàm lượng NO_3^- (mg/L)	0,03	0,05	0,1	0,15	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6

- Quy trình phân tích mẫu: Một thể tích mẫu thích hợp được chuyển vào bình định mức 50 mL; đối với các mẫu có nồng độ nitrat cao, mẫu được pha loãng trước bằng nước cất không chứa nitrat để nồng độ nằm trong khoảng tuyến tính của đường chuẩn. Sau đó, lần lượt thêm 0,5 mL dung dịch NaN_3, 0,2 mL dung dịch axit axetic (CH_3COOH), 1,0 mL dung dịch natri salixylat, 1,0 mL dung dịch H_2SO_4 và 10,0 mL dung dịch EDTA vào bình chứa mẫu. Hỗn hợp được lắc đều sau mỗi lần thêm thuốc thử, sau đó định mức đến 50 mL bằng nước cất và tiếp tục xử lý theo quy trình tạo màu của phương pháp. Độ hấp thụ quang của dung dịch được đo trên máy UV-VIS tại bước sóng 415 nm, sử dụng mẫu trắng để hiệu chỉnh thiết bị. Hàm lượng NO_3^- trong mẫu được xác định dựa trên đường chuẩn xây dựng từ các dung dịch chuẩn nitrat và tính toán có xét đến hệ số pha loãng khi cần thiết. Mỗi mẫu được đo độ hấp thụ quang 5 lần, lấy kết quả trung bình.

2.3.4. Phân tích tổng nitơ trong nước

Nguyên tắc của phương pháp: Tổng nitơ được xác định theo TCVN 6638:2000 bằng phương pháp chuẩn độ. Mẫu được phân hủy trong môi trường axit sulfuric có mặt kali sulfat, sau đó các hợp chất Nitơ được khử bằng hợp kim Devarda về dạng amoni. Amoniac tạo thành được chưng cất, hấp thụ vào dung dịch axit boric có chỉ thị màu, rồi chuẩn độ bằng dung dịch HCl 0,02 mol/L. Hàm lượng tổng nitơ được tính dựa trên chênh lệch thể tích axit chuẩn tiêu hao giữa mẫu thử và mẫu trắng.[5]

Quy trình phân tích mẫu: Lấy 50 mL mẫu cho vào bình phá mẫu, thêm axit sulfuric đậm đặc và kali sunfat, gia nhiệt đến khi xuất hiện khói trắng và dung dịch trở nên trong. Sau giai đoạn phân hủy, mẫu được làm nguội, thêm nước, kiềm hóa và chưng cất; phần cất được thu vào bình chứa axit boric có chỉ thị màu. Dung dịch sau chưng cất được chuẩn độ bằng HCl 0,02 mol/L đến điểm đổi màu. Hàm lượng tổng N được tính dựa trên chênh lệch thể tích HCl tiêu hao giữa mẫu và mẫu trắng, có xét đến nồng độ HCl và thể tích mẫu phân tích.

Hàm lượng Nitơ tổng trong mẫu được tính theo công thức:

$$C_N = \frac{V_1 - V_2}{V_0} \times C_{HCl} \times 14,01 \times 1000$$

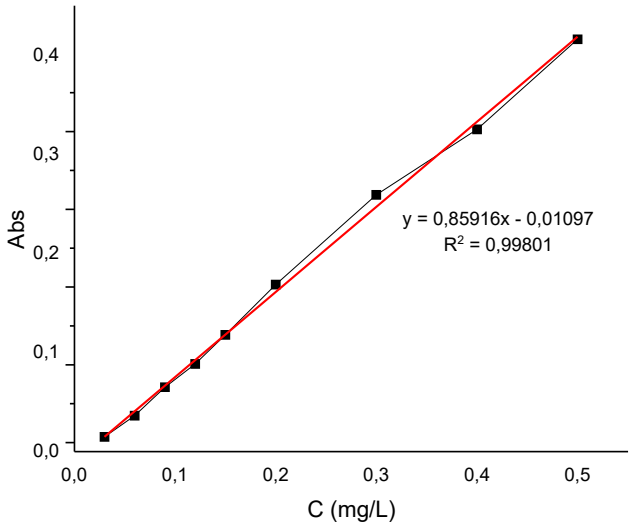
Trong đó: V_1 thể tích dung dịch HCl tiêu tốn khi chuẩn độ mẫu (mL), V_2 là thể tích dung dịch HCl tiêu tốn khi chuẩn độ mẫu trắng (mL), V_0 là thể tích mẫu đem phân tích (mL), C_{HCl} là nồng độ dung dịch HCl (mol/L), và 14,01 là khối lượng nguyên tử của Nitơ.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả phân tích NH_4^+-N

3.1.1. Đường chuẩn của NH_4^+-N

Xây dựng đường chuẩn trong khoảng 0 – 0,5 mg/L thu được phương trình đường chuẩn NH_4^+-N là y = 0,85916x – 0,01097 với giá trị R^2 = 0,9981 (Hình 1). Từ giá trị của R^2 cho thấy đường chuẩn thu được có độ tuyến tính cao, có thể sử dụng để phân tích amoni trong mẫu thật.



Hình 1. Đường chuẩn phân tích NH_4^+-N

3.1.2. Kết quả phân tích hàm lượng NH_4^+-N

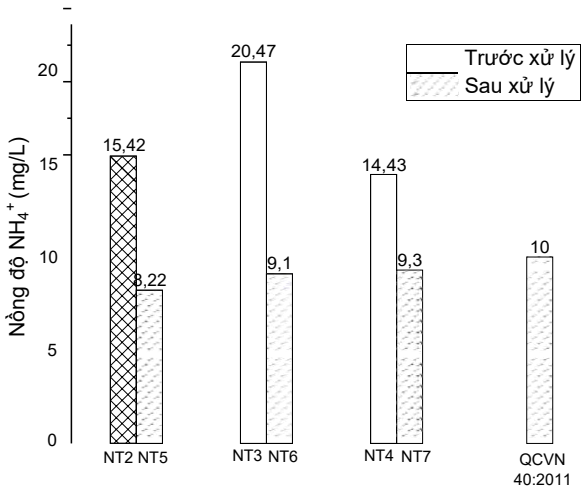
Kết quả phân tích cho thấy hàm lượng NH_4^+-N trong các mẫu nước thải có sự biến động giữa mẫu sinh hoạt, mẫu đầu vào và mẫu đầu ra.

Bảng 4. Kết quả phân tích hàm lượng NH_4^+-N

Mẫu	**NT1**	**NT2**	**NT3**	**NT4**	**NT5**	**NT6**	**NT7**
Hệ số pha loãng (f)	10	50	50	50	50	50	50
Độ hấp thụ (A)	0,1506	0,2540	0,3408	0,2885	0,1303	0,1454	0,1488
$C_{đo}$ (mg/L)	0,1880	0,3084	0,4094	0,3486	0,1644	0,1820	0,1860
$C_{mẫu}$ (mg/L)	1,88	15,42	20,47	17,43	8,22	9,10	9,30

Độ hấp thụ là kết quả trung bình của 5 lần đo đối với mỗi mẫu.

Cụ thể, mẫu nước thải sinh hoạt NT1 có hàm lượng NH_4^+-N là 1,88 mg/L, thấp hơn đáng kể so với các mẫu nước thải sản xuất đầu vào. Ở các mẫu NT2, NT3, NT4, hàm lượng NH_4^+ lần lượt là 15,42 mg/L; 20,47 mg/L; 17,43 mg/L, cho thấy nước thải sản xuất đầu vào có chứa NH_4^+ ở mức tương đối cao. Sau quá trình xử lý, hàm lượng NH_4^+ trong các mẫu đầu ra NT5, NT6, NT7 giảm xuống còn 8,22 mg/L; 9,10 mg/L; 9,30 mg/L, chứng tỏ hệ thống xử lý đã có tác dụng làm giảm nồng độ amoni trong nước thải.



Hình 2. So sánh kết quả phân tích NH_4^+-N trước xử lý và sau xử lý ở đợt 1, 2, 3

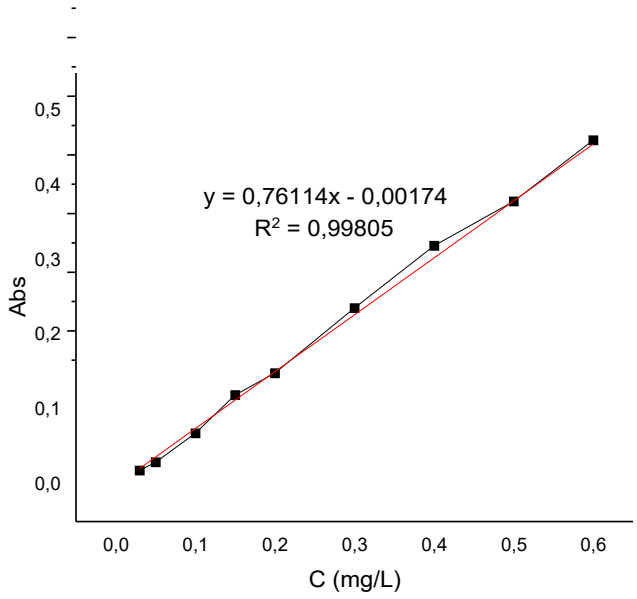
Xét theo từng đợt, hiệu quả giảm amoni tương đối rõ. So với đầu vào, nồng độ NH_4^+-N ở đầu ra đã giảm khoảng 46,7% ở đợt 1, 55,5% ở đợt 2 và 46,6% ở đợt 3. Điều này cho thấy hệ thống xử lý hoạt động khá ổn định, tuy nhiên khả năng loại bỏ amoni vẫn chưa thật sự triệt để.

Nếu so sánh với quy chuẩn QCVN 14:2008/BTNMT đối với nước thải sinh hoạt và QCVN 40:2011/BTNMT đối với nước thải công nghiệp, giới hạn amoni tính theo N là 5 mg/L đối với cột A và 10 mg/L đối với cột B [10,11]. Mẫu NT1 có hàm lượng amoni thấp, nằm trong giới hạn cho phép. Đối với các mẫu đầu ra NT5–NT7, giá trị NH_4^+-N tuy đã giảm nhiều sau xử lý nhưng vẫn ở mức tương đối cao, vượt cột A và xấp xỉ cột B. Như vậy, amoni vẫn là một trong những chỉ tiêu cần tiếp tục kiểm soát để nâng cao hiệu quả xử lý nước thải.

3.2. Kết quả phân tích nitrat

3.2.1. Đường chuẩn của nitrat

Xây dựng đường chuẩn trong khoảng 0 – 0,6 mg/L thu được phương trình đường chuẩn của nitrat (tính theo N) là y = 0,76114x – 0,00174 với giá trị R^2 = 0,99805 (Hình 2). Từ giá trị của R^2 cho thấy đường chuẩn thu được có độ tuyến tính cao, có thể sử dụng để phân tích nitrat trong mẫu thật.



Hình 3. Đường chuẩn phân tích NO_3^--N

3.2.2. Kết quả phân tích hàm lượng nitrat

Kết quả phân tích cho thấy hàm lượng nitrat trong các mẫu nước thải khá cao, đặc biệt ở nhóm mẫu nước thải sản xuất đầu vào.

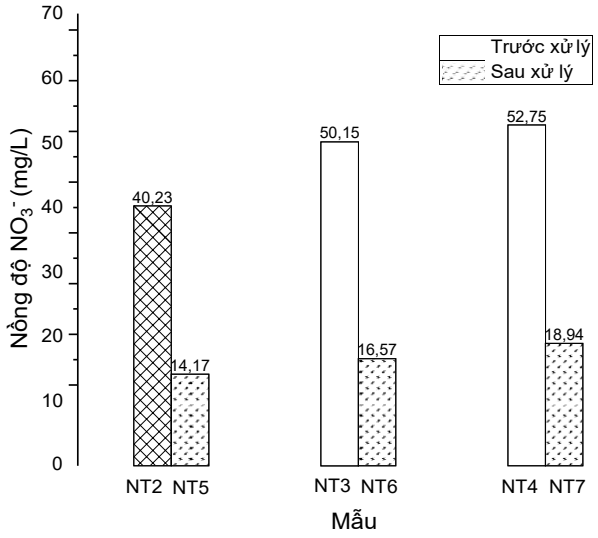
Bảng 5. Kết quả phân tích hàm lượng NO_3^--N

Mẫu	NT1	NT2	NT3	NT4	NT5	NT6	NT7
Hệ số pha loãng (f)	50	100	100	100	50	50	50
Độ hấp thụ (A)	0,1954	0,3045	0,3800	0,3998	0,2140	0,2505	0,2866
$C_{đo}$ (mg/L)	0,2590	0,4023	0,5015	0,5275	0,2834	0,3314	0,3788
$C_{mẫu}$ (mg/L)	12,95	40,23	50,15	52,75	14,17	16,57	18,94

Hệ số pha loãng được lựa chọn sao cho nồng độ dung dịch đo nằm trong khoảng tuyến tính của đường chuẩn. Độ hấp thụ là kết quả trung bình của 5 lần đo đối với mỗi mẫu.

Mẫu NT1 có hàm lượng NO_3-N là 12,95 mg/L, trong khi các mẫu NT2, NT3, NT4 lần lượt đạt 40,23 mg/L; 50,15 mg/L; 52,75 mg/L. Sau xử lý, hàm lượng nitrat ở các mẫu đầu ra NT5, NT6, NT7 giảm còn 14,17 mg/L; 16,57 mg/L; 18,94 mg/L, thấp hơn rõ rệt so với đầu vào.

Hiệu quả xử lý nitrat khá tốt, đặc biệt ở đợt 2 và đợt 3. Cụ thể, nồng độ nitrat giảm khoảng 64,8% ở đợt 1, 67,0% ở đợt 2 và 64,1% ở đợt 3. Điều đó cho thấy hệ thống xử lý có khả năng làm giảm đáng kể hàm lượng nitrat trong nước thải, đồng thời phản ánh quá trình xử lý Nitơ diễn ra tương đối hiệu quả.



Hình 4. So sánh kết quả phân tích NO_3^- trước xử lý và sau xử lý ở đợt 1, 2, 3

So sánh với QCVN 14:2008/BTNMT, giới hạn nitrat trong nước thải sinh hoạt tính theo N là 30 mg/L đối với cột A và 50 mg/L đối với cột B [10]. Với mẫu NT1, hàm lượng nitrat vẫn nằm trong giới hạn cho phép. Đối với nước thải sản xuất, nitrat không phải chỉ tiêu thường được dùng độc lập để đánh giá trong QCVN 40:2011/BTNMT, nhưng kết quả phân tích vẫn cho thấy xu hướng giảm rõ sau xử lý. Nhìn chung, nitrat trong các mẫu đầu ra đã giảm đáng kể, góp phần cho thấy hiệu quả của hệ thống xử lý đối với các hợp chất chứa Nitơ.

3.3. Kết quả phân tích tổng nitơ

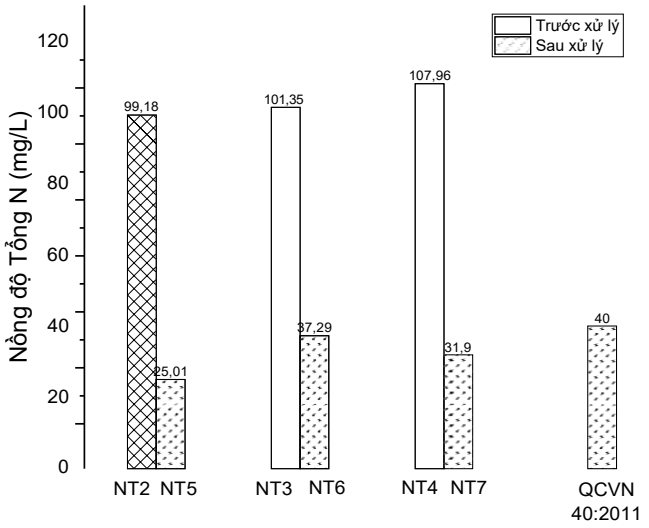
Kết quả phân tích tổng nitơ cho thấy nước thải sản xuất đầu vào có mức tổng nitơ khá cao.

Bảng 6. Kết quả phân tích hàm lượng tổng Nitơ

Mẫu	**NT2**	**NT3**	**NT4**	**NT5**	**NT6**	**NT7**
V_1 (mẫu)	17,75	18,14	19,31	4,51	6,70	5,74
V_2 (mẫu trắng)	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
C_{HCl} (mol/L)	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
Tổng N (mg/L)	99,18	101,35	107,96	25,01	37,29	31,90

Cụ thể, các mẫu NT2, NT3, NT4 có hàm lượng tổng nitơ lần lượt là 99,18 mg/L; 101,35 mg/L; 107,96 mg/L. Đây là các giá trị lớn, phản ánh tổng lượng các hợp chất chứa nitơ trong nước thải trước xử lý ở mức cao. Sau xử lý, các mẫu đầu ra NT5, NT6, NT7 giảm còn 25,01 mg/L; 37,29 mg/L; 31,90 mg/L, cho thấy hệ thống xử lý đã làm giảm đáng kể tổng hàm lượng nitơ trong nước thải.

Hiệu suất xử lý tổng nitơ đạt mức khá tốt, dao động từ khoảng 63% đến 75% qua các đợt. Trong đó, đợt 1 có hiệu quả xử lý cao nhất, còn đợt 2 thấp hơn so với hai đợt còn lại. Tuy vậy, nhìn chung hệ thống vẫn thể hiện được khả năng loại bỏ tổng nitơ tương đối rõ rệt.



Hình 5. So sánh kết quả phân tích tổng N trước xử lý và sau xử lý ở đợt 1, 2, 3

Khi so sánh với QCVN 40:2011/BTNMT, giới hạn tổng nitơ đối với nước thải công nghiệp là 20 mg/L ở cột A và 40 mg/L ở cột B [11]. Theo đó, cả ba mẫu đầu ra NT5, NT6, NT7 đều vượt cột A, nhưng vẫn đạt cột B. Điều này cho thấy nước thải sau xử lý đã được cải thiện đáng kể, tuy nhiên chất lượng đầu ra vẫn chưa đạt mức nghiêm ngặt cao nhất theo quy chuẩn. Tổng nitơ vì vậy vẫn là chỉ tiêu cần được tiếp tục quan tâm trong quá trình vận hành và tối ưu hệ thống xử lý.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã áp dụng các phương pháp hóa lý tiêu chuẩn để xác định một số hợp chất chứa nitơ trong môi trường nước, bao gồm amoni, nitrat và tổng nitơ tại Nhà máy Z113.

- Kết quả xây dựng đường chuẩn cho hai chỉ tiêu amoni và nitrat đều cho độ tuyến tính cao, với hệ số tương quan R^2 lần lượt đạt 0,9981 và 0,99805.

- Kết quả phân tích cho thấy hàm lượng các hợp chất chứa nitơ trong nước thải sản xuất TNT đầu vào ở mức cao. Sau quá trình xử lý, nồng độ các chỉ tiêu này đều giảm rõ rệt.

- Hiệu suất xử lý tương ứng đạt khoảng 46,6–55,5% đối với NH_4^+, 64,1–67,0% đối với NO_3^- và 63–75% đối với tổng Nitơ.

Hướng nghiên cứu tiếp theo: Sử dụng các kết quả thu được kết hợp bằng phương pháp hóa lý với phương pháp khổ phối tỷ lệ đồng vị (IRMS) để đánh giá và truy xuất nguồn ô nhiễm các hợp chất nitơ.

Tài liệu tham khảo

1. Omar, A., Almomani, F., Qiblawey, H., & Rasool, K. (2024). Advances in nitrogen-rich wastewater treatment: A comprehensive review of modern technologies. *Sustainability, 16*(5), 2112. doi:10.3390/su16052112

2. Bhanot, P., Celin, S. M., Sreekrishnan, T. R., Kalsi, A., Sahai, S. K., & Sharma, P. (2020). Application of integrated treatment strategies for explosive industry wastewater—A critical review. *Journal of Water Process Engineering, 35*, 101232. doi:10.1016/j.jwpe.2020.101232

3. Bộ Khoa học, Công nghệ và Môi trường. (1996). *TCVN 6179-1:1996 (ISO 7150-1:1984), Chất lượng nước - Xác định amoni - Phần 1: Phương pháp trắc phổ thao tác bằng tay*.

4. Bộ Khoa học, Công nghệ và Môi trường. (1996). *TCVN 6180:1996 (ISO 7890-3:1988), Chất lượng nước - Xác định nitrat- Phương pháp trắc phổ dùng axit sunfosalixylic*.

5. Bộ Khoa học, Công nghệ và Môi trường. (2000). *TCVN 6638:2000 (ISO 10048:1991), Chất lượng nước - Xác định nitơ- Vô cơ hoá xúc tác sau khi khử bằng hợp kim Devarda*.

6. Niu, C., Zhai, T., Zhang, Q., Wang, H., & Xiao, L. (2021). Research advances in the analysis of nitrate pollution sources in a freshwater environment using δ^{15}N-NO_3^- and δ^{18}O-NO_3−. *International Journal of Environmental Research and Public Health, 18*(22), 11805. doi:10.3390/ijerph182211805

7. Oubeid, A. M. A. M., Hilal, I., Kebd, A., & Sadiki, M. (2025). Global applications of stable isotopes for identifying nitrate pollution sources in groundwater: A comprehensive review. *Frontiers in Water, 7*, 1666498. doi:10.3389/frwa.2025.1666498

8. Arshad, Z., Shin, K. H., & Hur, J. (2025). Utilization and applications of stable isotope analysis for wastewater treatment systems: A review. *Environmental Research, 264*, 120347. doi:10.1016/j.envres.2024.120347

9. Bộ Khoa học và Công nghệ. (2016). *TCVN 6663-3:2016 (ISO 5667-3:2012), Chất lượng nước - Lấy mẫu - Phần 3: Hướng dẫn bảo quản và xử lý mẫu nước*.

10. Bộ Tài nguyên và Môi trường. (2008). *QCVN 14:2008/BTNMT, Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về nước thải sinh hoạt*.

11. Bộ Tài nguyên và Môi trường. (2011). *QCVN 40:2011/BTNMT, Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về nước thải công nghiệp*.

Determination of Nitrogen-Containing Compounds in Z113 Factory Wastewater by Physicochemical Methods

Abstract: *This study determined ammonium (NH_4^+), nitrate (NO_3^-) and total nitrogen in wastewater at Z113 Factory using standard physicochemical methods. Samples were collected from domestic wastewater, influent TNT production wastewater and treated effluent. The results showed that the analytical methods had high reliability, with correlation coefficients (R^2) of 0,9981 and 0,99805 for ammonium and nitrate calibration curves, respectively. The concentrations of nitrogen-containing compounds in influent production wastewater were high and decreased markedly after treatment. Treatment efficiencies were approximately 46,6-55,5% for ammonium, 64,1-67,0% for nitrate and 63-75% for total nitrogen. The results indicate that the wastewater treatment system was capable of significantly removing nitrogen-containing compounds; however, some effluent parameters still need to be further controlled to improve treatment efficiency. The results also provide baseline data for integration with stable isotope data ($\delta^{15}N$, $\delta^{18}O$) to identify emission sources and clarify nitrogen transformation processes during treatment and in the environment.*

Keywords: nitrogen-containing compounds; ammonium; nitrate; total nitrogen; industrial wastewater; physicochemical method; TNT wastewater; wastewater treatment; stable isotopes.

Nghiên cứu tổng hợp vật liệu trên cơ sở carbon cứng ứng dụng làm điện cực âm cho pin Natri Ion.

Nguyễn Đình Sinh[1] Vũ Đình Thảo[2] Ngô Quý Quyền[2]
Hoàng Thị Tuệ Minh[2], Nguyễn Thị Phương Thảo[2]

[1]Học viên cao học, Lớp KTHH 236D, Hệ QLHVSĐH
[2]Giáo viên, Bộ môn KTMT, Khoa Hóa lý Kỹ thuật
Email: nguyensinhmta@gmail.com

Tóm tắt

Pin Natri ion đang dần trở thành loại pin tiềm năng thay thế cho pin lithium ion trong tương lai gần. Nghiên cứu chế tạo vật liệu điện cực cho pin Natri ion là một trong những hướng nghiên cứu được quan tâm trong thời gian gần đây. Nghiên cứu này tập trung khảo sát quy trình tổng hợp vật liệu carbon cứng từ đa dạng nguồn tiền chất khác nhau nhằm ứng dụng làm điện cực âm cho pin Natri ion. Quá trình carbon hóa được thực hiện thông qua quá trình nung trong khí trơ ở nhiệt độ cao. Kết quả chỉ ra rằng mẫu vật liệu C_{RF} mang các tính chất nổi bật hơn so với các mẫu vật liệu khác như : có dung lượng đạt 120 - 135 mAh/g tại mật độ dòng 50 mA/g ; duy trì được độ ổn định cao (với hiệu suất Coulombic ~100%) dung lượng sau 100 chu kỳ nạp xả liên tục tại mật độ dòng 50 mA/g. Với những kết quả này, vật liệu C_{RF} hứa hẹn là vật liệu tiềm năng để chế tạo điệc cực âm cho pin Natri ion.

Từ khóa : *Pin ion natri, vật liệu điện cực âm, hard-carbon.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh nhu cầu năng lượng toàn cầu ngày càng tăng và những lo ngại về môi trường do việc đốt nhiên liệu hóa thạch, việc phát triển các thiết bị lưu trữ năng lượng tiên tiến đóng vai trò then chốt [1]. Hiện nay, pin Lithium-ion (LIBs) đang thống trị thị trường thiết bị điện tử cầm tay và xe điện nhờ mật độ năng lượng cao [2]. Tuy nhiên, sự khan hiếm và phân bố không đồng đều của tài nguyên Lithium, cùng với chi phí ngày càng tăng của các nguyên liệu thô như Cobalt và Copper, đang đặt ra những thách thức lớn cho việc mở rộng quy mô ứng dụng của LIBs trong tương lai [1-3]. Do đó, pin Natri ion (SIBs) đã nổi lên như một giải pháp thay thế đầy hứa hẹn, đặc biệt là cho các hệ thống lưu trữ năng lượng quy mô lưới điện, nhờ vào sự phong phú, chi phí thấp của nguồn tài nguyên Natri và nguyên lý hoạt động điện hóa tương tự như LIBs [4, 5].

Tuy nhiên, thách thức lớn nhất để thương mại hóa SIBs nằm ở việc tìm kiếm vật liệu điện cực âm (anode) phù hợp. Graphite, vật liệu anode tiêu chuẩn của LIBs, lại thể hiện khả năng lưu trữ Natri rất hạn chế do khoảng cách giữa các lớp graphene (0.34 nm) không đủ lớn để chứa ion Na+ (bán kính 1.02 Å) và sự thiếu ổn định nhiệt động học của hợp chất Na-graphite[6]. Ngược lại, vật liệu carbon cứng (hard carbon - HC), với cấu trúc "nhà làm bằng các lá bài" (house of cards) gồm các lớp graphene sắp xếp bất trật tự và các vùng vi lỗ xốp, được xem là ứng cử viên sáng giá nhất[5]. Cấu trúc này không chỉ cung cấp khoảng cách lớp rộng hơn (thường > 0.37 nm) thuận lợi cho việc chèn ion Na+ mà còn chứa các lỗ xốp kín giúp gia tăng dung lượng lưu trữ tại vùng điện thế thấp.

Mặc dù sở hữu dung lượng lý thuyết cao, ứng dụng thực tế của carbon cứng vẫn bị hạn chế bởi hiệu suất Coulomb chu kỳ đầu (ICE) thấp và khả năng hoạt động ở dòng cao (rate capability) chưa tối ưu [5]. Nguyên nhân chính xuất phát từ sự hình thành lớp điện giải rắn (SEI) dày đặc trên diện tích bề mặt lớn và sự hấp phụ không thuận nghịch của ion Na+ tại các vị trí khuyết tật bề mặt. Hơn nữa, động học khuếch tán chậm của ion Na+ trong cấu trúc vô

định hình cũng là một trở ngại lớn.

Để giải quyết các vấn đề trên, các chiến lược điều chỉnh cấu trúc vật liệu thông qua việc lựa chọn tiền chất và tối ưu hóa quá trình tổng hợp đóng vai trò then chốt. Việc sử dụng các nguồn sinh khối (biomass) hoặc polymer làm tiền chất, kết hợp với các phương pháp như nhiệt phân, hoạt hóa hoặc pha tạp nguyên tử dị thể (N, S, P) đã được chứng minh là có thể mở rộng khoảng cách lớp graphene và kiểm soát cấu trúc lỗ xốp, từ đó cải thiện đáng kể dung lượng và hiệu suất [7]. Đặc biệt, cơ chế hình thành các lỗ xốp kín (closed pores) từ sự phân hủy của cellulose tinh thể trong quá trình nhiệt phân nhiệt độ cao đang thu hút sự chú ý lớn do khả năng tăng cường dung lượng vùng phẳng (plateau capacity) [8].

Dựa trên những cơ sở này, nghiên cứu này tập trung vào việc tổng hợp vật liệu carbon cứng từ nguồn tiền chất hữu cơ thông qua quy trình carbon hóa trong môi trường khí trơ. Mục tiêu chính của nghiên cứu là đánh giá ảnh hưởng của bản chất nguyên liệu đầu vào đến cấu trúc vi mô và hình thái của vật liệu carbon thành phẩm. Thông qua việc so sánh các đặc trưng vật liệu, đo kiểm dung lượng phóng nạp và đánh giá độ bền qua các chu kỳ hoạt động, nghiên cứu hướng tới việc xác định loại tiền chất tối ưu nhất, qua đó đề xuất quy trình chế tạo vật liệu anode hiệu suất cao, ổn định và chi phí thấp cho pin Natri ion.

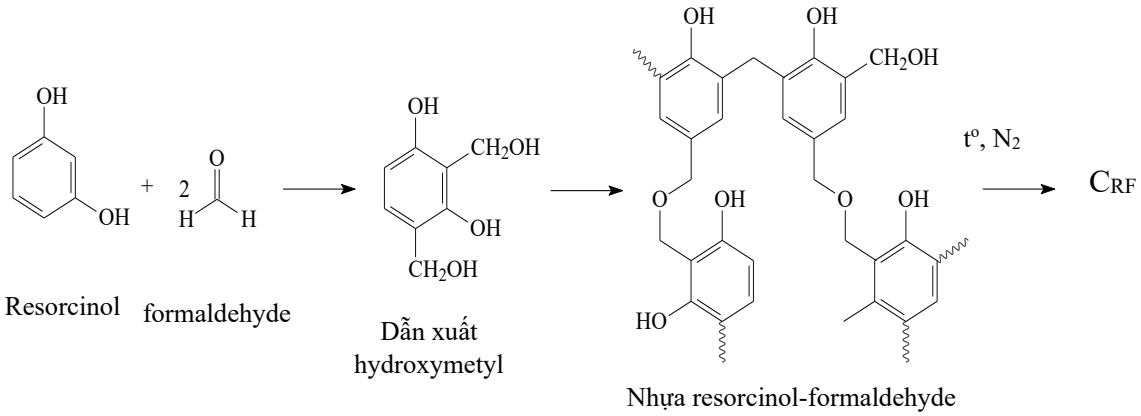
2. Thực nghiệm

2.1 . Hóa chất

Các hóa chất được sử dụng bao gồm**:** Resorcinol $C_6H_4(OH)_2$ (Sigma-Aldrich), Formaldehyde 38,5% CH_2O (Xilong, Trung Quốc), Ammonium persulfate $(NH_4)_2S_2O_8$ (Sigma-Aldrich), Anilin $C_6H_5NH_2$ (Xilong, Trung Quốc), Axit clohydric HCl (Xilong, Trung Quốc), Axit phosphoric H_3PO_4 (Xilong, Trung Quốc), Kali hydroxit KOH (Xilong, Trung Quốc), dung môi N,N-dimethylformamide DMF và Polyacrylonitrile (PAN, Mw = 80000 g mol^{-1}) được mua từ Nhà máy Hóa chất Jilin. Nước cất được sử dụng trong suốt quá trình thí nghiệm. Tất cả các hóa chất được sử dụng là loại phân tích và không cần tinh chế thêm.

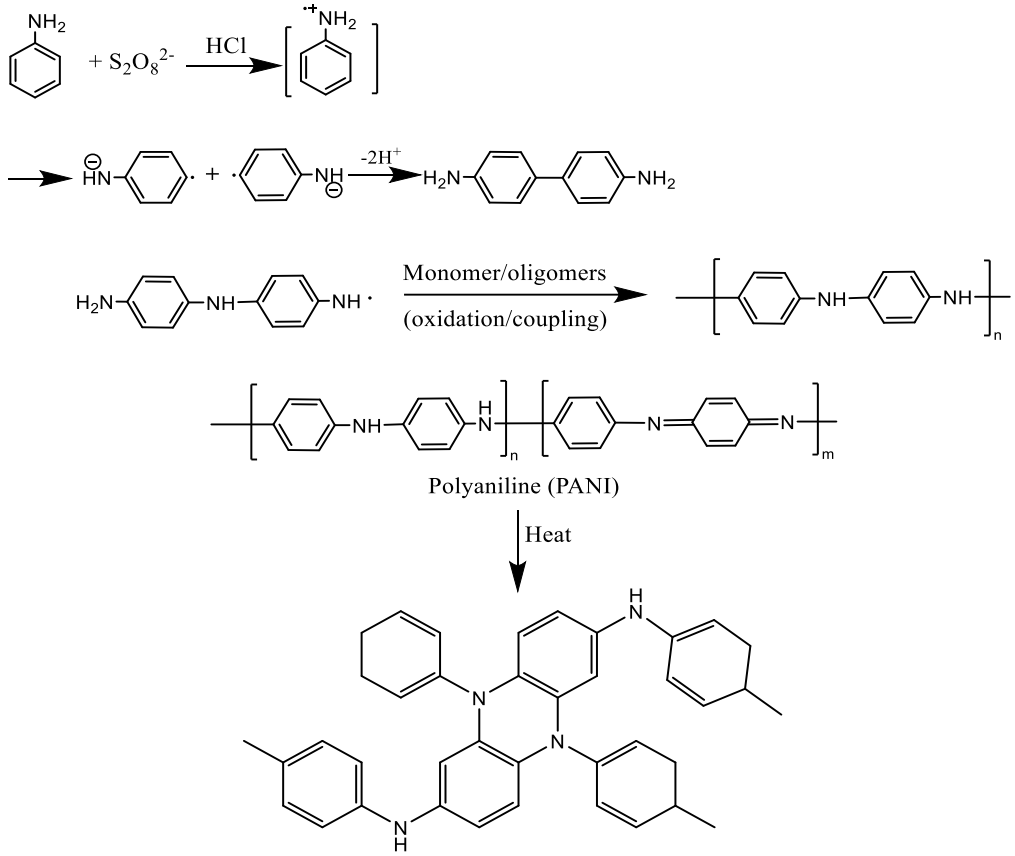
2.2. Tổng hợp vật liệu

Tổng hợp resorcinol – formaldehyde (RF): hòa tan 3,60 g Resorcinol vào hỗn hợp gồm 12,60 g Formaldehyde và 22,25 g H_2O, sử dụng 10 mL HCl 10% làm xúc tác. Hỗn hợp được khuấy từ và gia nhiệt tại 50 °C trong 30 phút, sau đó để ổn định tại nhiệt độ phòng trong 24 giờ để quá trình gel hóa diễn ra hoàn toàn. Khối gel thu được sau đó được sấy khô tại 90 °C trong 48 giờ trước khi đưa về nhiệt độ phòng để thu được polyme RF khô.



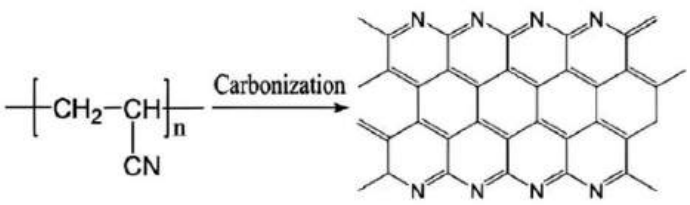
Hình 1. Phản ứng tổng hợp C_{RF}

Tổng hợp Polyaniline (PANI): Dung dịch chất oxy hóa được điều chế bằng cách hòa tan 4,998 g $(NH_4)_2S_2O_8$ (0,0219 mol) vào 40 mL HCl 1M. Song song đó, 2,739 mL anilin (0,03 mol) được hòa tan trong 40 mL HCl 1M. Sau khi làm lạnh cả hai dung dịch về 0–4 °C, dung dịch anilin được thêm từng giọt vào dung dịch chất oxy hóa dưới điều kiện khuấy từ mạnh và duy trì trong 3 giờ. Sản phẩm thu được được lọc, rửa sạch bằng nước cất hai lần và ethanol, sau đó sấy khô tại 70 °C qua đêm.



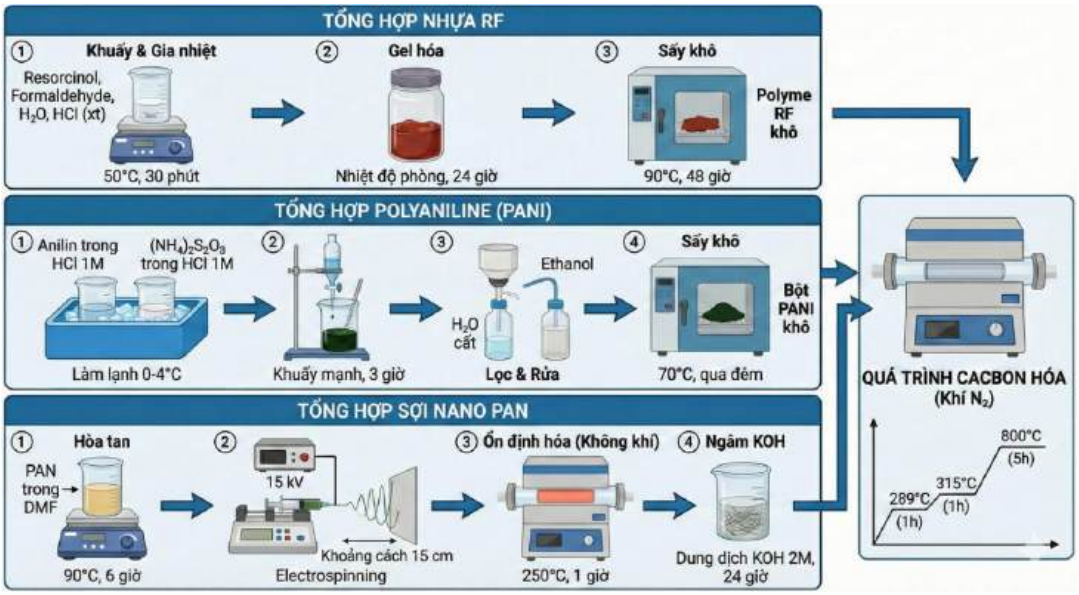
Hình 2. Phản ứng tổng hợp C_{PANI}

Tổng hợp sợi nano PAN: Dung dịch PAN nồng độ 9% khối lượng được chuẩn bị bằng cách hòa tan các sợi vi PAN trong dung môi DMF dưới điều kiện khuấy từ liên tục trong 6 giờ ở 90°C nhằm thu được dung dịch đồng nhất. Sau đó, dung dịch được nạp vào ống tiêm thủy tinh và kết nối với hệ thống điện kéo sợi sử dụng nguồn điện áp cao. Một điện áp 15 kV được đặt giữa catot và anot với khoảng cách 15 cm để tiến hành quá trình điện kéo sợi, tạo thành các sợi nano PAN. Các sợi nano PAN thu được tiếp tục được oxy hóa (stabilization) bằng cách gia nhiệt đến 250°C với tốc độ gia nhiệt 1°C/phút và duy trì trong 1 giờ trong môi trường không khí. Sau quá trình oxy hóa, mẫu được nhúng trong dung dịch KOH 2 M trong thời gian 24 giờ để xử lý bề mặt.



Hình 3. Phản ứng tổng hợp C_{PAN}

Cả 3 mẫu tiền chất tổng hợp ở trên được tiến hành carbon hóa trong môi trường khí N_2 (lưu lượng 200 mL/phút) ở 289°C (1 giờ), 315°C (1 giờ) và 800°C (5 giờ) (tốc độ nung 5°C/phút). Quy trình điều chế được trình bày trong Hình 4.



Hình 4. Quy trình tổng hợp vật liệu C_{RF}, C_{PANI} và C_{PAN}.

2. 3. Phương pháp xác định đặc trưng, tính chất của vật liệu

Tính chất đặc trưng:

Các nhóm chức của tiền chất và vật liệu sau khi cacbon hóa được xác định thông qua phổ FTIR. Hình thái học được xác định bằng phương pháp hiển vi điện tử quét SEM.

Tính chất điện hóa:

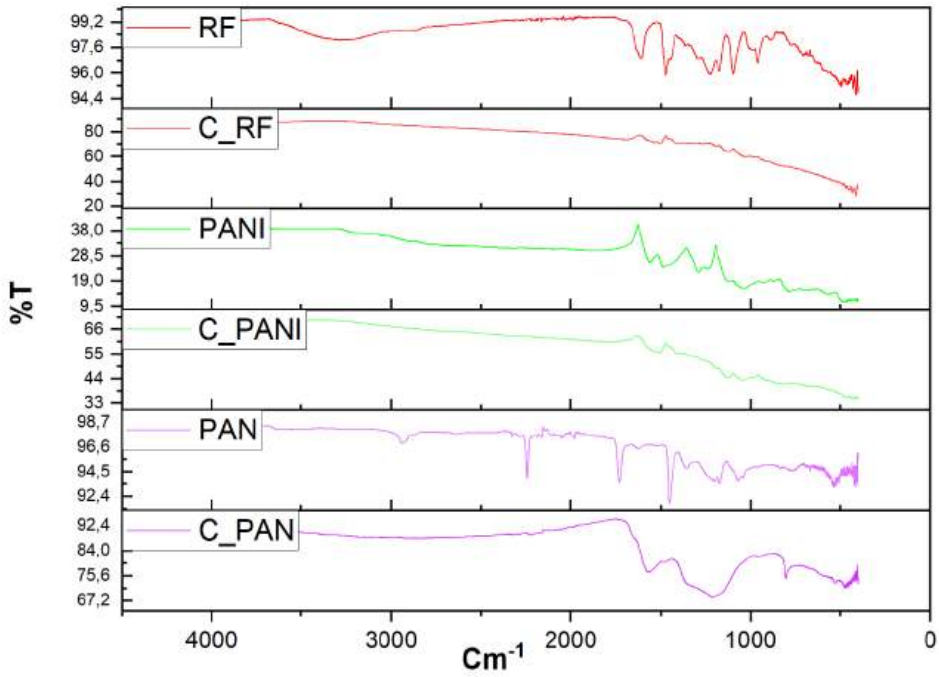
Để xác định tính chất điện hóa của vật liệu trước tiên phải chuẩn bị điện cực làm việc. Vật liệu điện cực được trộn đều với carbon siêu dẫn (Super P) và PVDF (tỷ lệ % khối lượng 80:10:10), sau đó thêm một lượng nhỏ dung môi NMP, rồi tiếp tục trộn đều đến khi tạo thành hỗn hợp vữa đồng nhất . Vữa này được phủ đều trên một lá đồng dày 15 µm và được sấy khô ở 90 °C trong tủ sấy trong 12 giờ. Tấm đồng chứa vật liệu được cắt thành từng tấm điện cực với kích thước theo quy chuẩn của pin CR2032. Pin Na ion CR2032 sau đó được chế tạo trong một hộp găng tay chứa đầy argon (Glove box) với nồng độ O_2 và H_2O nhỏ hơn 0,1 ppm; pin được chế tạo ở dạng half-cell gồm điện cực chế tạo là điện cực dương, điện cực âm là Natri kim loại và màng polypropylene (PP) được sử dụng là lớp phân cách giữa hai điện cực; chất điện ly được sử dụng là dung dịch $NaClO_4$ 1M trong hỗn hợp etylen carbonat/dietylen carbonat (EC/DEC, 1:1 theo thể tích). Tính chất điện hóa của mẫu vật liệu được đánh giá thông qua phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD), trên thiết bị phóng điện tự động NEWARE.

3. Kết quả và thảo luận

Hình 5 là phổ FT-IR ở trạng thái ban đầu và sau nung của các mẫu tiền chất. Với hệ RF, các đỉnh đặc trưng của nhóm -OH (3281 cm^{-1}) và cầu nối methylene (1472 cm^{-1}) trong tiền chất đã biến mất ở mẫu C_{RF}, thay thế bằng các dải rộng vùng 1600–1000 cm^{-1} minh chứng cho khung carbon bền vững. Tương tự, mẫu PANI với các dao động vòng Quinoid (1558 cm^{-1}) và Benzenoid (1485 cm^{-1}) đặc trưng đã chuyển hóa thành cấu trúc carbon vô định hình chứa nitơ trong

mẫu C_{PANI}, điều này hứa hẹn sẽ cải thiện đáng kể dung lượng và khả năng tích trữ ion Na^+của vật liệu.

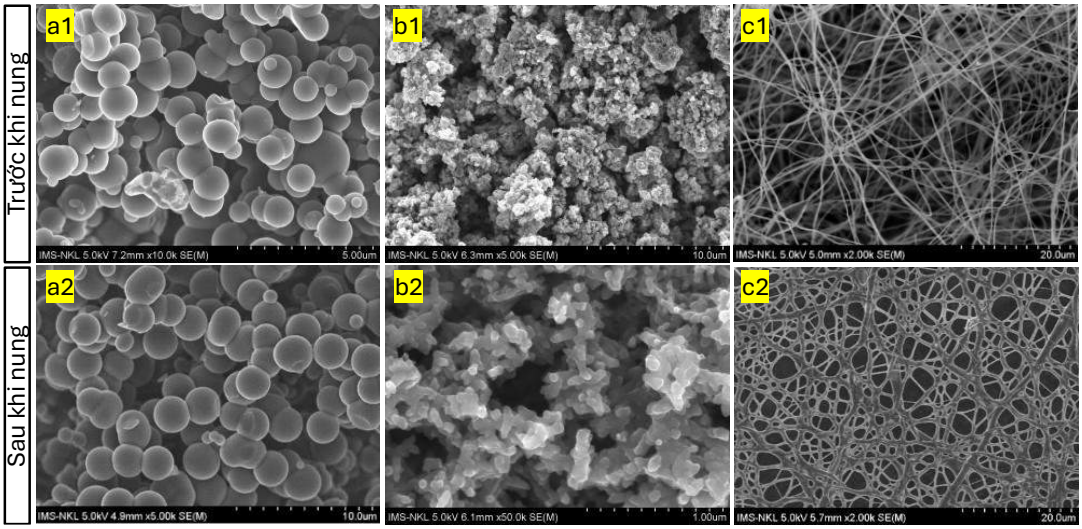
Đối với PAN, đỉnh nitrile (-C≡N) sắc nhọn tại 2244 cm^{-1} của tiền chất gần như triệt tiêu hoàn toàn ở mẫu C_{PAN}, thay bằng các đỉnh vùng 1569 cm^{-1} liên quan đến quá trình đóng vòng và carbon hóa triệt để. Kết quả phổ FT-IR xác nhận sự chuyển đổi thành công từ các tiền chất hữu cơ sang carbon cứng sau khi nhiệt phân ở 800°C.



Hình 5. Phổ FT-IR ở trạng thái ban đầu và sau nung của các mẫu

Hình 6 là ảnh SEM của các mẫu vật liệu trước và sau nung ở các mức phóng đại khác nhau. Quan sát đối với mẫu RF cho thấy mẫu RF trước nung (6a.1) vật liệu gồm các vi cầu (microsphere) kích thước micromet kết tụ thành cụm, bề mặt hạt tương đối nhẵn và tạo các khoảng rỗng liên hạt; sau carbon hóa (6a.2), mẫu vẫn bảo toàn hình thái cầu là chủ đạo; các hạt có xu hướng co ngót nhẹ và kết tụ chặt hơn (tăng tiếp xúc/"cổ hạt"), đồng thời bề mặt trở nên nhám hơn đôi chút do quá trình nhiệt phân và tái cấu trúc khung carbon. Xu hướng giữ nguyên hình thái cầu sau cacbon hóa của tiền chất RF là phù hợp với các nghiên cứu về carbon spheres nguồn gốc RF/phenolic, trong đó sản phẩm carbon thường duy trì dạng cầu sau nung/hoạt hóa và chỉ thay đổi về kích thước/độ xốp [9, 10].

Đối với PANI, ảnh SEM ban đầu (6b.1) thể hiện cấu trúc hạt/bông kết tụ (granular agglomerates) với bề mặt gồ ghề. Sau carbon hóa (6b.2), vật liệu vẫn biểu hiện dạng kết tụ hạt nhưng trở nên đặc hơn, các hạt có xu hướng nhỏ hơn (co ngót) và nhám hơn, phản ánh sự chuyển đổi từ polymer sang khung carbon và sự thoát các cấu tử dễ bay hơi trong quá trình nung. Kết quả này tương đồng với báo cáo của Rozlívková và cộng sự, trong đó carbon hóa PANI trong khí trơ tạo carbon chứa nitơ và giữ lại cấu trúc globular/granular ban đầu của PANI [11]. Ngoài ra, các nghiên cứu về carbon hóa PANI với các hình thái khác nhau cũng ghi nhận rằng vật liệu sau carbon hóa vẫn mang "dấu vết" hình thái tiền chất (ví dụ granular so với nanofibrillar), ảnh hưởng đến độ rỗng và tính chất bề mặt [12]

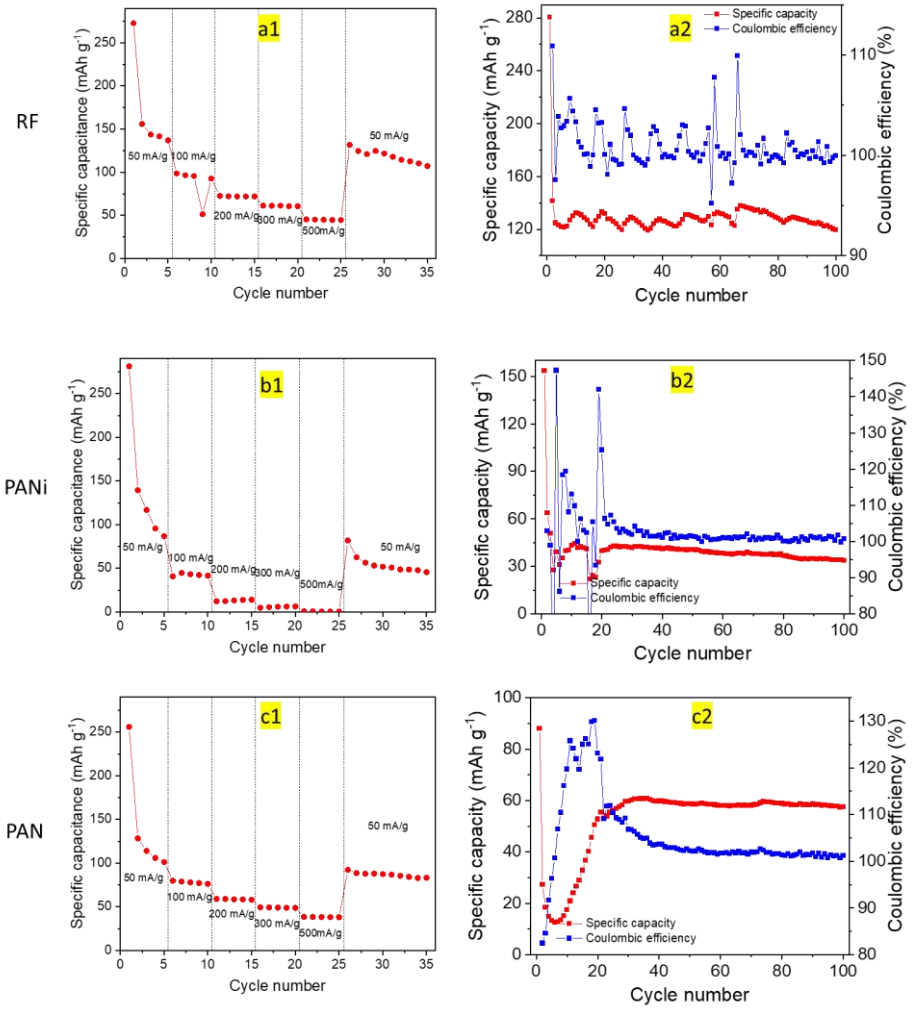


Hình 6. Ảnh SEM của các mẫu vật liệu trước và sau nung (a_i) RF; (b_i) PANI; (c_i)PAN

Với PAN, ảnh SEM trước nung (Hình 6c.1) cho thấy màng sợi electrospinning đan xen ngẫu nhiên, sợi liên tục và phân bố tương đối đồng đều, tạo mạng xốp [13, 14]. Sau carbon hóa (Hình 6c.2), hình thái thay đổi rõ rệt: cấu trúc sợi riêng lẻ giảm/khó quan sát và chuyển sang mạng dạng cellular (tổ ong) có nhiều lỗ rỗng micromet, phản ánh quá trình ổn định–carbon hóa của PAN (cyclization/dehydrogenation/oxidation, mất khối lượng và co ngót) dẫn đến tái cấu trúc và/hoặc kết dính cục bộ [15, 16].

Để đánh giá độ ổn định của các mẫu vật liệu, chúng tôi thực hiện lặp lại phép đo nạp/xả nhiều chu kỳ liên tiếp tại các mật độ dòng khác nhau và tại một mật độ dòng xác định, kết quả được thể hiện trong Hình 7.

Trong ba mẫu khảo sát $C_{(RF–PANI–PAN)}$, kết quả thử nghiệm chu kỳ sạc–xả và khả năng chịu dòng cho thấy sự khác biệt rõ rệt về cơ chế lưu trữ Na^+ cũng như độ ổn định điện cực. Đối với mẫu RF (Hình 7ai), dung lượng giảm mạnh trong vài chu kỳ đầu từ giá trị ban đầu rất cao xuống vùng ổn định (xấp xỉ 120–135 mAh g^{-1}), sau đó suy giảm chậm cho đến chu kỳ thứ 100, trong khi hiệu suất Coulombic (CE) nhanh chóng đạt và duy trì quanh ~100% (chỉ xuất hiện các dao động/spike cục bộ). Điều này cho thấy sau giai đoạn "formation", quá trình lưu trữ Na^+ trở nên thuận nghịch hơn; hành vi này thường được quan sát ở các vật liệu carbon cứng, liên quan đến sự hình thành lớp SEI và hiện tượng bẫy Na^+ không thuận nghịch tại các khuyết tật và vi mao quản trong những chu kỳ đầu [17-20]. Trong phép thử khả năng chịu dòng, RF cho thấy dung lượng giảm dần khi mật độ dòng tăng từ 50 lên 500 mA g^{-1} nhưng có khả năng hồi phục tốt khi dòng được đưa trở lại 50 mAh g^{-1} (đạt ~120–130 mAh g^{-1}), phản ánh độ bền cấu trúc và tiếp xúc dẫn điện tương đối ổn định của điện cực. Ngược lại, mẫu PANI (Hình 7bi) chỉ đạt dung lượng ổn định thấp (khoảng 30–40 mAh g^{-1}), suy giảm mạnh khi tăng mật độ dòng và chỉ hồi phục một phần khi quay về dòng thấp, phù hợp với những hạn chế điển hình của polymer dẫn điện, bao gồm phân cực lớn ở dòng cao và hiện tượng co–giãn thể tích trong quá trình doping/de-doping, dẫn đến suy giảm tiếp xúc điện và tăng tổn thất không thuận nghịch [21]. Đối với mẫu PAN (Hình 7ci), dung lượng thể hiện xu hướng "kích hoạt", tăng dần theo chu kỳ và ổn định quanh 55–60 mAh g^{-1}, đồng thời CE tiến dần về ~100%. Trong phép thử chịu dòng, PAN cho khả năng chịu dòng và hồi phục tốt hơn PANI (khi quay lại 50 mAh g^{-1} đạt ~80–90 mAh g^{-1}), tuy nhiên vẫn kém RF về dung lượng ổn định dài hạn.



Hình 7. Đồ thị hiệu suất chu kỳ của các mẫu vật liệu (ai) RF; (bi) PANI; (ci)PAN

4. Kết luận

Trong công trình này, ba vật liệu carbon có nguồn gốc từ RF, PANI và PAN đã được tổng hợp và so sánh một cách hệ thống về đặc trưng hình thái và tính chất lưu trữ Na^+. Kết quả SEM cho thấy tiền chất polymer đóng vai trò quyết định đến hình thái carbon sau cacbon hóa: RF bảo toàn tốt cấu trúc vi cầu, PANI duy trì dạng kết tụ hạt bất định hình, trong khi PAN biến đổi mạnh từ mạng sợi sang cấu trúc khung/màng xốp "tổ ong" do co ngót và dính kết đáng kể trong quá trình nung.

Các phép đo điện hóa cho thấy sự khác biệt rõ rệt về cơ chế lưu trữ Na^+ và độ ổn định điện cực giữa ba mẫu. Carbon RF thể hiện dung lượng cao ở chu kỳ đầu và sau giai đoạn "formation" đạt dung lượng ổn định ~120–135 mAh g^{-1}, cùng với hiệu suất Coulombic xấp xỉ 100% và khả năng hồi phục dung lượng tốt trong thử nghiệm chịu dòng, cho thấy độ thuận nghịch và độ bền cấu trúc cao, đặc trưng của carbon cứng. Ngược lại, mẫu PANI cho dung lượng thấp và suy giảm nhanh ở mật độ dòng cao, phản ánh những hạn chế cố hữu của polymer dẫn điện liên quan đến phân cực lớn và mất tiếp xúc điện trong quá trình sạc–xả. Trong khi đó, carbon từ PAN thể hiện xu hướng kích hoạt dần theo chu kỳ, dung lượng ổn định ở mức trung bình (~55–60 mAh g^{-1}) và khả năng chịu dòng tốt hơn PANI, song vẫn kém RF về dung lượng và độ ổn định dài hạn.

Nhìn chung, nghiên cứu này nhấn mạnh mối liên hệ chặt chẽ giữa cấu trúc hình thái – cơ chế chuyển hóa nhiệt của tiền chất polymer – và hiệu năng lưu trữ Na^+. Trong ba vật liệu

khảo sát, carbon RF cho thấy tiềm năng vượt trội làm vật liệu anot cho pin Natri ion nhờ khả năng duy trì hình thái, độ ổn định điện hóa cao và tính thuận nghịch tốt, trong khi PANI và PAN phù hợp hơn cho các hướng tối ưu hóa tiếp theo thông qua kiểm soát cấu trúc và điều kiện xử lý nhiệt.

Tài liệu tham khảo

[1] C. Wu *et al.*, "Hard carbon for sodium-ion batteries: progress, strategies and future perspective," Mar. 20, 2024, *Royal Society of Chemistry*. doi: 10.1039/d4sc00734d.

[2] X. Dou *et al.*, "Hard carbons for sodium-ion batteries: Structure, analysis, sustainability, and electrochemistry," Mar. 01, 2019, *Elsevier B.V.* doi: 10.1016/j.mattod.2018.12.040.

[3] H. Tao, M. Zhou, K. Wang, S. Cheng, and K. Jiang, "Glycol Derived Carbon- TiO2 as Low Cost and High Performance Anode Material for Sodium-Ion Batteries," *Sci. Rep.*, vol. 7, Mar. 2017, doi: 10.1038/srep43895.

[4] N. Wang *et al.*, "N-doped catalytic graphitized hard carbon for high-performance lithium/sodium-ion batteries," *Sci. Rep.*, vol. 8, no. 1, Dec. 2018, doi: 10.1038/s41598-018-28310-3.

[5] Y. Wan, Y. Liu, D. Chao, W. Li, and D. Zhao, "Recent advances in hard carbon anodes with high initial Coulombic efficiency for sodium-ion batteries," *Nano Materials Science*, vol. 5, no. 2, pp. 189–201, Jun. 2023, doi: 10.1016/j.nanoms.2022.02.001.

[6] Y. Wen *et al.*, "Expanded graphite as superior anode for sodium-ion batteries," *Nat. Commun.*, vol. 5, Jun. 2014, doi: 10.1038/ncomms5033.

[7] H. Zhang *et al.*, "Design advanced carbon materials from lignin-based interpenetrating polymer networks for high performance sodium-ion batteries," *Chemical Engineering Journal*, vol. 341, pp. 280–288, Jun. 2018, doi: 10.1016/j.cej.2018.02.016.

[8] Z. Tang *et al.*, "Revealing the closed pore formation of waste wood-derived hard carbon for advanced sodium-ion battery," *Nat. Commun.*, vol. 14, no. 1, Dec. 2023, doi: 10.1038/s41467-023-39637-5.

[9] J. Liu *et al.*, "Extension of the stöber method to the preparation of monodisperse resorcinol-formaldehyde resin polymer and carbon spheres," *Angewandte Chemie - International Edition*, vol. 50, no. 26, pp. 5947–5951, Jun. 2011, doi: 10.1002/anie.201102011.

[10] X. Wang *et al.*, "Resorcinol–formaldehyde resin-based porous carbon spheres with high CO2 capture capacities," *Journal of Energy Chemistry*, vol. 26, no. 5, pp. 1007–1013, Sep. 2017, doi: 10.1016/J.JECHEM.2017.07.010.

[11] Z. Rozlívková, M. Trchová, M. Exnerová, and J. Stejskal, "The carbonization of granular polyaniline to produce nitrogen-containing carbon," *Synth. Met.*, vol. 161, no. 11–12, pp. 1122–1129, Jun. 2011, doi: 10.1016/J.SYNTHMET.2011.03.034.

[12] I. Lascu, C. Locovei, C. Bradu, C. Gheorghiu, A. M. Tanase, and A. Dumitru, "Polyaniline-Derived Nitrogen-Containing Carbon Nanostructures with Different Morphologies as Anode Modifier in Microbial Fuel Cells," *Int. J. Mol. Sci.*, vol. 23, no. 19, Oct. 2022, doi: 10.3390/ijms231911230.

[13] D. Li and Y. Xia, “Electrospinning of nanofibers: Reinventing the wheel?,” Jul. 19, 2004. doi: 10.1002/adma.200400719.

[14] W. E. Teo and S. Ramakrishna, “A review on electrospinning design and nanofibre assemblies,” *Nanotechnology*, vol. 17, no. 14, Jul. 2006, doi: 10.1088/0957-4484/17/14/R01.

[15] J. L. Storck *et al.*, “Stabilization and Carbonization of PAN Nanofiber Mats Electrospun on Metal Substrates,” *C (Basel).*, vol. 7, no. 1, p. 12, Jan. 2021, doi: 10.3390/c7010012.

[16] I. Gergin, E. Ismar, and A. S. Sarac, “Oxidative stabilization of polyacrylonitrile nanofibers and carbon nanofibers containing graphene oxide (GO): A spectroscopic and electrochemical study,” *Beilstein Journal of Nanotechnology*, vol. 8, no. 1, pp. 1616–1628, Aug. 2017, doi: 10.3762/bjnano.8.161.

[17] M. D. Slater, D. Kim, E. Lee, and C. S. Johnson, “Sodium-ion batteries,” *Adv. Funct. Mater.*, vol. 23, no. 8, pp. 947–958, Feb. 2013, doi: 10.1002/adfm.201200691.

[18] S. W. Kim, D. H. Seo, X. Ma, G. Ceder, and K. Kang, “Electrode materials for rechargeable sodium-ion batteries: Potential alternatives to current lithium-ion batteries,” Jul. 2012. doi: 10.1002/aenm.201200026.

[19] P. K. Nayak, L. Yang, W. Brehm, and P. Adelhelm, “From Lithium-Ion to Sodium-Ion Batteries: Advantages, Challenges, and Surprises,” Jan. 02, 2018, *Wiley-VCH Verlag*. doi: 10.1002/anie.201703772.

[20] J. Y. Hwang, S. T. Myung, and Y. K. Sun, “Sodium-ion batteries: Present and future,” Jun. 21, 2017, *Royal Society of Chemistry*. doi: 10.1039/c6cs00776g.

[21] D. A. Stevens and J. R. Dahn, “The Mechanisms of Lithium and Sodium Insertion in Carbon Materials,” *J. Electrochem. Soc.*, vol. 148, no. 8, p. A803, 2001, doi: 10.1149/1.1379565.

Synthesis of hard carbon-based materials for anode applications in sodium-ion batteries.

Abstract: Sodium-ion batteries are emerging as a potential alternative to lithium-ion batteries in the near future. The research and fabrication of electrode materials for sodium-ion batteries have become one of the most prominent research directions in recent years. This study focuses on investigating the synthesis process of hard carbon materials from various precursors for application as anodes in sodium-ion batteries. The carbonization process was conducted via high-temperature calcination under an inert atmosphere. The results indicate that the C_{RF} material exhibits more outstanding properties compared to other samples, such as achieving a capacity of 120 - 135 mAh/g at a current density of 50 mA/g and maintaining high cycling stability with a Coulombic efficiency of approximately 100% after 100 continuous charge-discharge cycles at a current density of 50 mA/g. With these findings, C_{RF} material shows great promise as a potential candidate for the fabrication of anodes in sodium-ion batteries.

Keywords: Sodium-ion batteries, anode materials, hard carbon.

Nghiên cứu chế tạo vật liệu Ni xốp bằng phương pháp thiêu kết.

Phùng Văn Chí[1], Ngô Thị Lan[2]

[1]Hệ QLHV Sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự.

Khoa Hóa – Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự.

Email: Lanhvktqs@gmail.com; Tel: 0988722357

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, vật liệu niken xốp được chế tạo bằng phương pháp phủ bột niken mịn (kích thước trung bình 2 µm) lên lưới niken sử dụng chất kết dính carboxymethyl cellulose (CMC), kết hợp bổ sung các phụ gia tạo lỗ NH_4HCO_3 hoặc urê, sau đó tiến hành thiêu kết và khử trong môi trường khí hydro. Ảnh hưởng của nhiệt độ, thời gian thiêu kết và hàm lượng phụ gia đến độ xốp, cấu trúc vi mô và đặc trưng pha của vật liệu được khảo sát một cách có hệ thống. Kết quả cho thấy khi tăng nhiệt độ và thời gian thiêu kết, quá trình khuếch tán ở trạng thái rắn và sự phát triển cổ hạt diễn ra mạnh hơn, làm giảm độ xốp nhưng nâng cao độ bền cơ học của khung xốp, đặc biệt ở nhiệt độ trên 600 °C. Sự phân hủy nhiệt của NH_4HCO_3 và urê giải phóng khí, góp phần hình thành hệ lỗ xốp liên thông và phân bố tương đối đồng đều trong cấu trúc. Mẫu thiêu kết ở 600 °C trong 60 phút với 5% NH_4HCO_3 cho cấu trúc xốp ổn định, mức độ kết tinh cao, hiệu quả khử NiO tốt và độ bền cơ học đảm bảo, cho thấy đây là điều kiện phù hợp để chế tạo vật liệu Ni xốp có cấu trúc và tính chất tối ưu.

1. Đặt vấn đề.

Trong bối cảnh nhu cầu phát triển các vật liệu kim loại xốp có cấu trúc ba chiều ngày càng tăng, niken xốp (Ni xốp) được quan tâm nhờ độ dẫn điện cao, khả năng chịu nhiệt và độ bền hóa học tốt [1–3]. Đặc tính cấu trúc của Ni xốp phụ thuộc mạnh vào quy trình chế tạo, đặc biệt là loại phụ gia tạo lỗ, nhiệt độ và thời gian thiêu kết [4–6]. Trong quá trình thiêu kết, bột Ni mịn có xu hướng hình thành các cổ thiêu kết giữa các hạt, đồng thời xảy ra hiện tượng tăng trưởng hạt và co ngót cấu trúc [7,8]. Nếu điều kiện thiêu kết không phù hợp, cấu trúc lỗ xốp có thể bị suy giảm độ liên thông hoặc làm giảm đáng kể độ bền cơ học [9]. Do đó, việc kiểm soát đồng thời các thông số thiêu kết là yếu tố then chốt nhằm đạt được sự cân bằng tối ưu giữa độ xốp cao và độ ổn định cấu trúc của vật liệu Ni xốp [10,11].

Trong nghiên cứu này, điện cực Ni xốp được chế tạo với hai phụ gia hữu cơ NH_4HCO_3 và urê. NH_4HCO_3 phân hủy ở nhiệt độ thấp, giải phóng CO_2, NH_3 và H_2O, tạo lỗ rỗng sơ cấp mà không để lại pha rắn dư [12]. Urê sinh khí ở nhiệt độ cao hơn và giải phóng NH_3 chậm, góp phần ổn định bề mặt và cải thiện liên kết hạt trong quá trình thiêu kết. Đồng thời, CMC được dùng làm chất kết dính để tạo hồ phủ ổn định trước xử lý nhiệt [13, 14]. Nghiên cứu tập trung khảo sát ảnh hưởng của nhiệt độ và thời gian thiêu kết trong môi trường H_2 đối với bột Ni mịn cỡ ~2 µm, nhằm xác định điều kiện tối ưu giữa độ xốp cao và độ bền cơ học tốt. Các kết quả, đặc biệt tại 600 °C trong 60 phút, được phân tích để làm rõ sự hình thành các cổ thiêu kết bền vững giữa các hạt Ni, từ đó nâng cao độ ổn định cấu trúc [11].

2. Thực nghiệm.

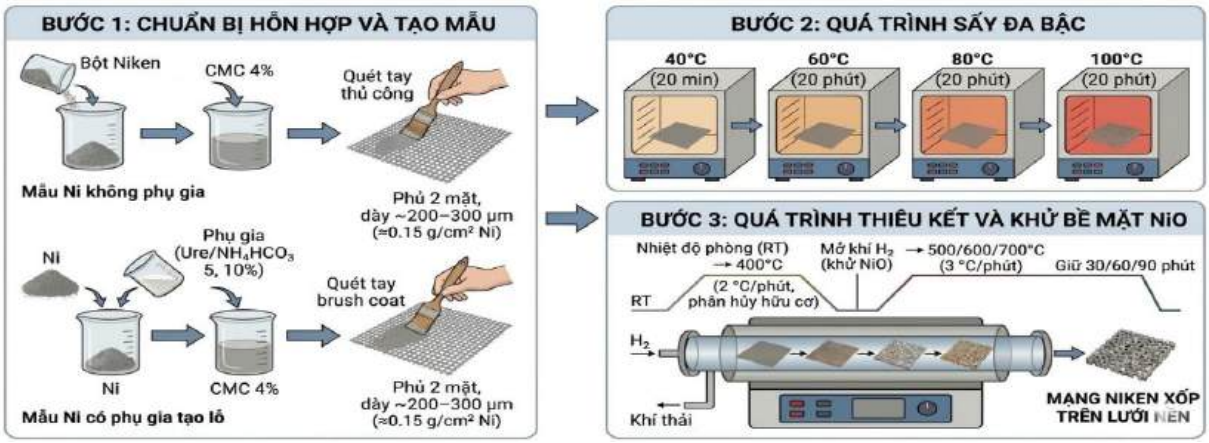
2.1. Hóa chất.

Trong nghiên cứu này, các hóa chất sử dụng đều có độ tinh khiết cao và phù hợp cho quá trình chế tạo điện cực niken xốp. Bột niken (Ni, ≥99%, kích thước trung bình khoảng 2 µm, Sigma - Aldrich) được sử dụng làm vật liệu nền nhằm hình thành khung xương dẫn điện của vật liệu. Urê ($CO(NH_2)_2$) và amoni bicacbonat (NH_4HCO_3) được lựa chọn làm phụ gia tạo lỗ xốp, có khả năng phân hủy nhiệt để sinh khí, từ đó hình thành hệ mao quản liên thông trong cấu trúc Ni xốp. Dung dịch CMC (3 – 4 % theo khối lượng) được dùng làm chất kết dính và

phân tán, giúp tạo huyền phù ổn định và đảm bảo độ bám dính của lớp phủ Ni trên nền lưới. Quá trình thiêu kết và khử lớp oxit bề mặt của bột niken được thực hiện trong môi trường khí hydro (H_2, 99,99%), nhằm chuyển hóa NiO thành Ni kim loại và nâng cao độ dẫn điện cũng như độ bền liên kết của mạng niken xốp.

2.2. Chuẩn bị vật liệu

Lưới niken (Ni mesh, 100 mesh, dày 0,2 mm) được cắt thành các mẫu có kích thước xác định, sau đó làm sạch tuần tự bằng ethanol và nước cất để loại bỏ dầu mỡ, tạp chất bề mặt và bụi kim loại. Các mẫu lưới sau khi rửa được sấy ở 100°C trong 60 phút nhằm loại bỏ hoàn toàn dung môi trước khi phủ vật liệu.



Hình 1. Quy trình chế tạo điện cực ni xốp

Bột Ni (2 µm) được trộn với phụ gia tạo lỗ (urê hoặc NH_4HCO_3) theo tỷ lệ 5 – 10%, sau đó phân tán trong dung dịch CMC (3 – 4%) để tạo huyền phù đồng nhất. Hỗn hợp được khuấy cơ học kết hợp nghiền nhằm hạn chế kết tụ, rồi phủ lên hai mặt lưới Ni bằng dao gạt với khối lượng ~0,15 g/cm² (độ dày 200 – 300 µm).Mẫu được sấy đa bậc tại 40, 60, 80 và 100 °C (mỗi mức 20 phút) để loại dung môi và ổn định lớp phủ, sau đó thiêu kết trong khí H_2: gia nhiệt đến 400°C (2°C/phút) để phân hủy chất hữu cơ, rồi nâng lên 500 – 700°C (3°C/phút), giữ 30 – 90 phút để thiêu kết và khử NiO. Cuối cùng làm nguội tự nhiên, thu được điện cực Ni xốp có cấu trúc ổn định và bám dính tốt.

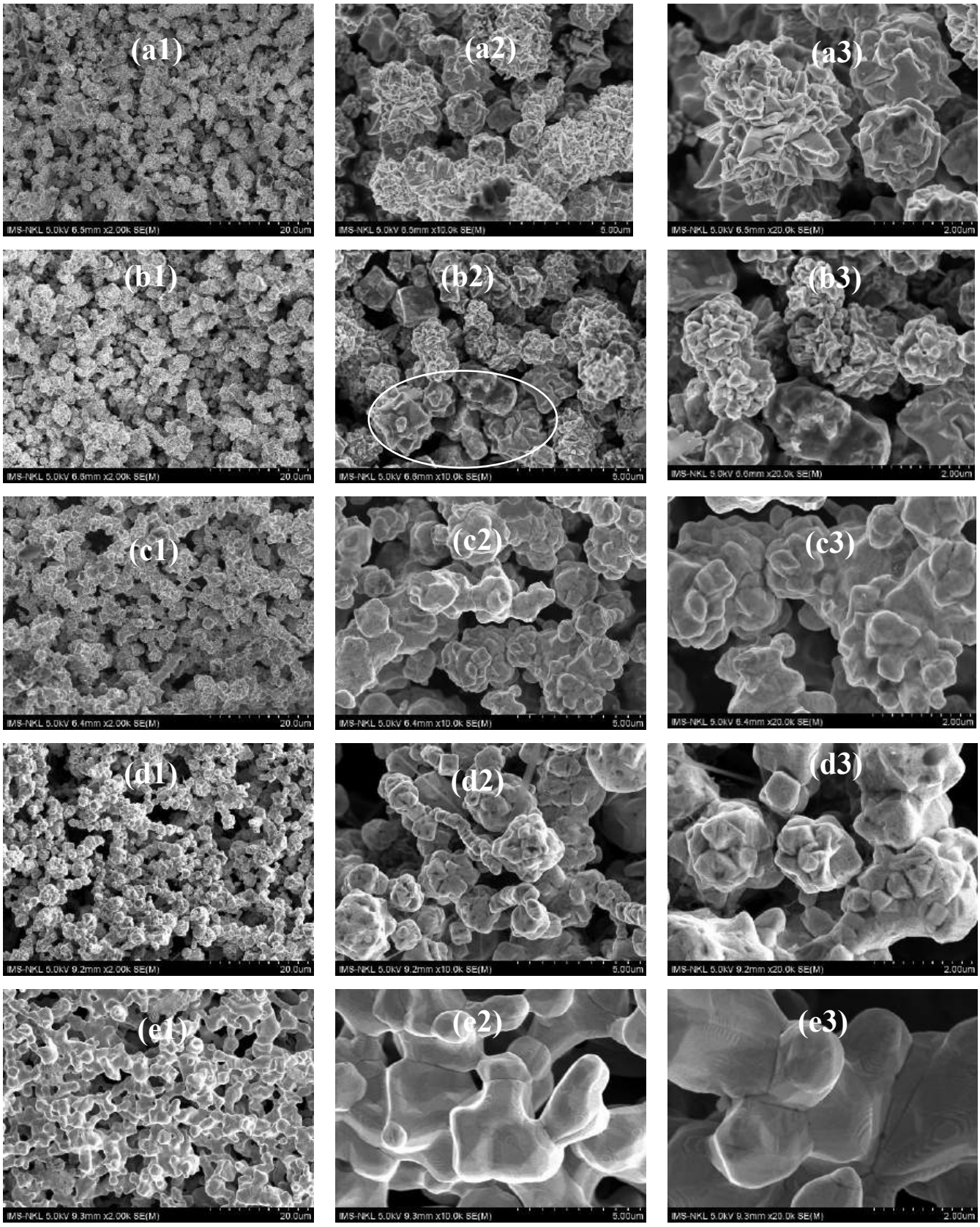
2.3. Đặc trưng tính chất vật liệu

Hình thái và cấu trúc vi mô của điện cực niken xốp được khảo sát bằng SEM để đánh giá mạng lỗ xốp, độ liên thông và độ bám dính lớp Ni, đồng thời xem xét ảnh hưởng của nhiệt độ, thời gian thiêu kết và phụ gia tạo lỗ. Thành phần và phân bố nguyên tố được xác định bằng EDX nhằm đánh giá sự hiện diện của Ni, O và hiệu quả khử NiO trong môi trường H_2. Cấu trúc pha được phân tích bằng XRD (Cu-Kα) để xác định pha, mức độ chuyển hóa NiO → Ni và độ kết tinh. Diện tích bề mặt riêng và đặc trưng mao quản được xác định bằng hấp phụ N_2 (BET/BJH). Sự kết hợp các phương pháp này cho phép đánh giá toàn diện hình thái, thành phần, cấu trúc và mao quản của điện cực Ni xốp.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Ảnh hưởng của nhiệt độ thiêu kết đến hình thái và độ bền

Để làm rõ ảnh hưởng của nhiệt độ nung đến quá trình hình thành và phát triển cấu trúc vi mô của vật liệu Ni xốp, các mẫu bột Ni được xử lý nhiệt trong môi trường H_2 ở các mức nhiệt độ khác nhau, từ 500 đến 700 °C, trong khi các thông số khác như thời gian giữ nhiệt và tốc độ gia nhiệt được giữ không đổi nhằm đảm bảo tính so sánh. Sự thay đổi hình thái hạt, mức độ liên kết và cổ hạt giữa các hạt Ni cũng như sự phát triển của hệ lỗ xốp theo nhiệt độ được khảo sát thông qua ảnh hiển vi điện tử quét (SEM). Kết quả thu được được trình bày trong Hình 2.



Hình 2. Ảnh hưởng của nhiệt độ đến hình thái của vật liệu: a) Ni nguyên liệu; b) Ni nung ở 500°C; c) Ni nung ở 550°C; d) Ni nung ở 600°C; e) Ni nung ở 700°C.

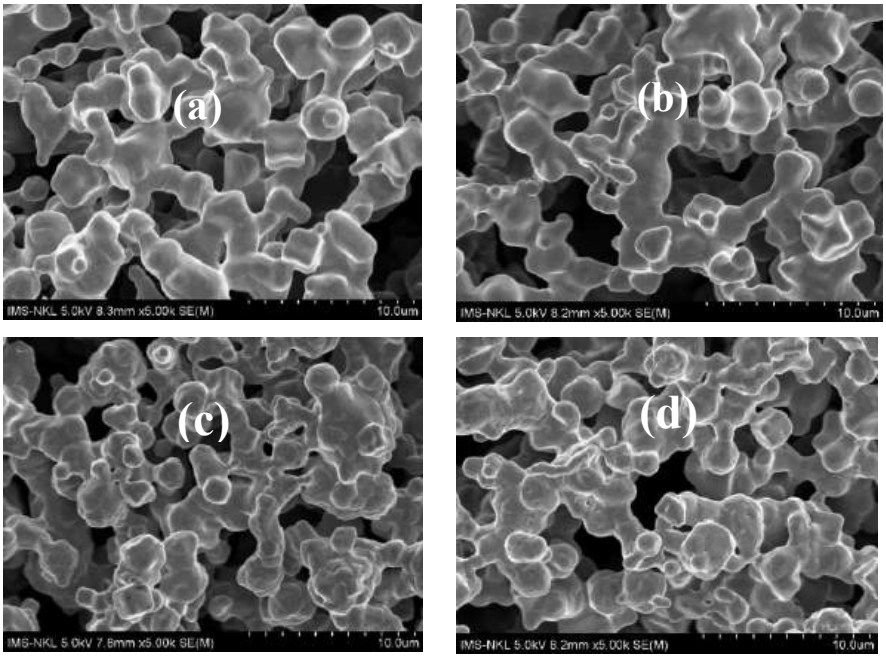
Ảnh SEM trong Hình 2 cho thấy sự thay đổi rõ rệt về hình thái của vật liệu Ni theo nhiệt độ thiêu kết. Đối với mẫu Ni nguyên liệu (2a1 – a3), các hạt tồn tại rời rạc, có hình dạng gần cầu đến đa diện với kích thước micromet và phân bố không đồng đều. Bề mặt hạt tương đối

nhám, giữa các hạt tồn tại khoảng trống lớn và chưa xuất hiện sự hình thành cổ hạt, cho thấy nhiệt độ tại 500°C chưa đủ để xảy ra các cơ chế khuếch tán, nên quá trình thiêu kết chưa thực sự diễn ra. Khi tăng nhiệt độ lên 550°C (2c1 – c3), quá trình thiêu kết bắt đầu thể hiện rõ với sự xuất hiện các cổ hạt tại vùng tiếp xúc. Các hạt dần liên kết thành cụm, kích thước cổ hạt tăng và khoảng rỗng thu hẹp, tuy nhiên hệ lỗ rỗng vẫn còn và cấu trúc chưa co gót đáng kể, đặc trưng cho giai đoạn đầu của thiêu kết với khuếch tán bề mặt và biên hạt chiếm ưu thế. Tại 600°C (2d1 – d3), cấu trúc đạt trạng thái tối ưu: các cổ hạt phát triển và liên kết đồng đều, các hạt liên kết chặt chẽ nhưng vẫn duy trì được hệ lỗ rỗng tương đối đồng đều. Không xuất hiện tăng trưởng hạt quá mức hay co gót mạnh, cho thấy sự cân bằng giữa tăng độ bền liên kết và bảo toàn cấu trúc xốp, vì vậy đây là nhiệt độ thiêu kết tối ưu. Khi tăng lên 700°C (2e1 – e3), cấu trúc xuất hiện dấu hiệu quá thiêu kết. Các hạt hợp nhất mạnh, ranh giới hạt kém rõ do tăng trưởng hạt, hệ lỗ rỗng giảm đáng kể và cấu trúc trở nên đặc hơn do khuếch tán thể tích chiếm ưu thế.

Như vậy, khi tăng nhiệt độ từ 500°C đến 700°C, cấu trúc Ni chuyển từ hạt rời rạc sang mạng liên kết và cuối cùng là co gót mạnh; trong đó 600°C là tối ưu, vừa phát triển cổ hạt vừa duy trì cấu trúc xốp.

3.2. Ảnh hưởng của phụ gia tạo lỗ đến cấu trúc vi mô

Trong chế tạo niken xốp, NH_4HCO_3 và urê phân hủy khác nhau, tạo đặc trưng lỗ rỗng khác biệt; đồng thời, hàm lượng phụ gia ảnh hưởng đến mật độ, kích thước và độ liên thông lỗ rỗng. Vì vậy, tiến hành khảo sát loại và tỷ lệ phụ gia. Sau khi thiêu kết ở 600 °C, mẫu được chụp SEM và kết quả trình bày trong Hình 3.



Hình 3. Ảnh hiển vi điện tử quét (SEM) của các mẫu niken xốp thiêu kết ở 600 °C với thành phần các phụ gia thay đổi: a) 5% NH_4HCO_3; b) 5% urê; c) 10% NH_4HCO_3; d) 10% urê.

Đối với mẫu 5% NH_4HCO_3 (Hình 3a), cấu trúc xốp thu được đồng đều, lỗ rỗng phân bố khá đồng nhất và liên thông tốt; thành vách Ni liên tục, cổ hạt rõ ràng và không xuất hiện nứt gãy. Điều này cho thấy quá trình tạo lỗ diễn ra hài hòa với động học thiêu kết ở 600 °C. Ngược lại, ở mẫu 5% urê (Hình 3b), lỗ rỗng kém đồng đều hơn, xuất hiện vùng co cụm và thành vách dày cục bộ.

Khi tăng hàm lượng lên 10% (Hình 3c, d), cả hai hệ đều xuất hiện vi nứt và khung xương mỏng, chứng tỏ cấu trúc bị suy giảm do áp suất khí nội tăng cao. Sự khác biệt này bắt nguồn từ cơ chế phân hủy. NH_4HCO_3 phân hủy hoàn toàn ở nhiệt độ thấp (60 – 150 °C) theo phản ứng: $NH_4HCO_3 \rightarrow NH_3 + CO_2 + H_2O$

Giải phóng khí nhanh và đồng thời trước khi bước vào giai đoạn thiêu kết chính. Nhờ đó, lỗ rỗng được hình thành sớm và ổn định, tạo điều kiện cho khung Ni ổn định và phát triển cổ hạt bền vững. Trong khi đó, urê phân hủy nhiều bước trong khoảng 130 – 300 °C theo cơ chế sau:

Phản ứng phân hủy của urê ($CO(NH_2)_2$) diễn ra theo nhiều giai đoạn khi gia nhiệt:

Giai đoạn 1: (130 – 180°C): Urê nóng chảy và bắt đầu phân hủy tạo amoniac và axit isocyanic:

$$CO(NH_2)_2 \rightarrow NH_3+HNCO$$

Giai đoạn 2: (180 – 250°C) Axit isocyanic tiếp tục phản ứng với urê chưa phân hủy tạo biurêt:

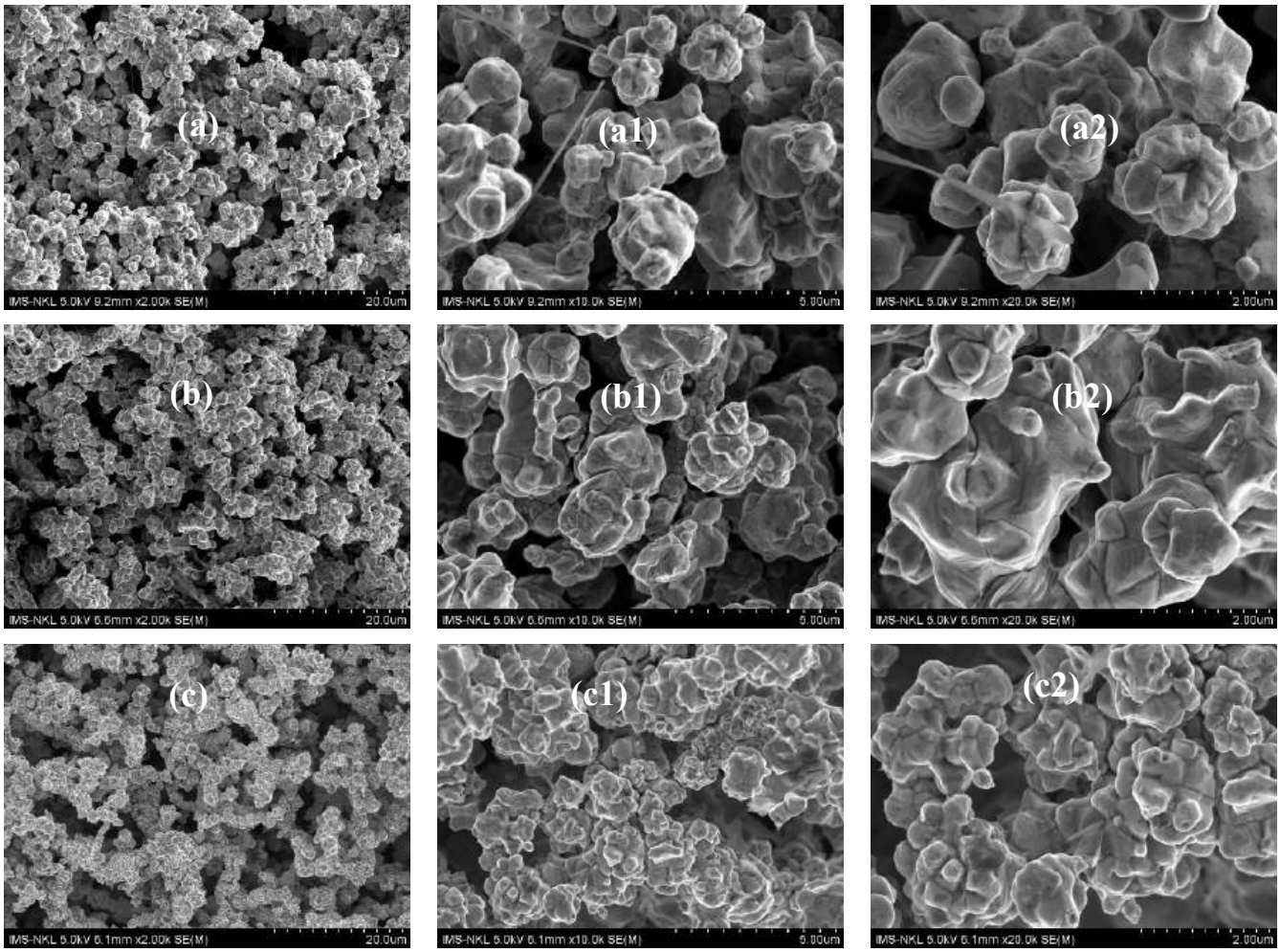
$$HNCO + CO(NH_2)_2 \rightarrow NH_2CONHCONH_2$$

Giai đoạn 3: (250 – 300°C và cao hơn) Biurêt và các sản phẩm trung gian tiếp tục phân hủy tạo CO_2, NH_3 và các hợp chất ngưng tụ khác (triurêt, cyanuric acid,…). Tổng quát có thể biểu diễn đơn giản: $CO(NH_2)_2 \rightarrow NH_3 + CO_2$ + các sản phẩm trung gian

Quá trình thoát khí kéo dài, kém đồng bộ, dễ gây phân bố lỗ rỗng không đều và ứng suất cục bộ. Vì vậy, 5% NH_4HCO_3 thể hiện lợi thế rõ rệt về cơ chế phân hủy và tạo cấu trúc xốp tối ưu.

3.3. Khảo sát thời gian nung tương ứng là 30; 60 và 90 phút

Quá trình thiêu kết bột Ni (2 μm) chứa 5 % NH_4HCO_3 hoặc urê được thực hiện ở 600 °C trong 30, 60 và 90 phút nhằm đánh giá ảnh hưởng của thời gian. Ở 30 phút (Hình 4a–a2), hạt Ni vẫn giữ kích thước ban đầu, ranh giới rõ, chỉ hình thành cổ thiêu kết sơ cấp; quá trình mới bắt đầu, chưa có tăng trưởng hạt và diện tích bề mặt riêng còn thấp.



Hình 4. Ảnh SEM của vật liệu nung ở 600°C với các thời gian khác nhau là: a) 30 phút; b) 60 phút; c) 90 phút.

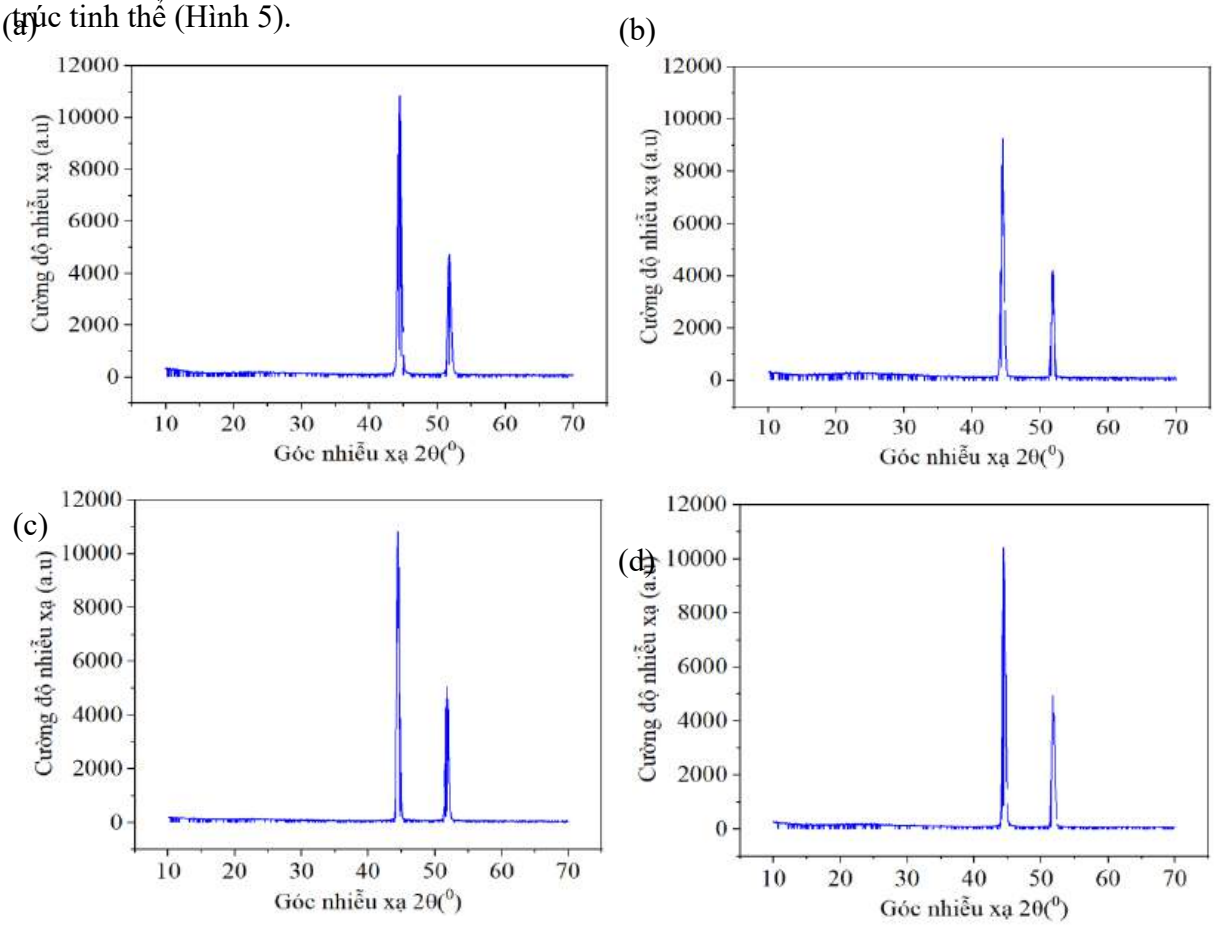
Ngược lại tại 90 phút (Hình 4c – c2), xuất hiện tăng trưởng hạt và hợp nhất rõ rệt; ranh giới hạt trở nên mờ, bề mặt hạt bo tròn do cổ thiêu kết phát triển quá mức. Hiện tượng này làm giảm mật độ ranh giới hạt và có xu hướng làm giảm diện tích bề mặt riêng của vật liệu. Ở 60 phút (Hình 4b – b2), các cổ thiêu kết hình thành rõ ràng và phân bố tương đối đồng đều giữa các hạt Ni. Mức độ liên kết được tăng cường nhưng chưa xảy ra hợp nhất hoàn toàn; ranh giới hạt vẫn được duy trì, cho thấy tăng trưởng hạt còn bị hạn chế. Trạng thái này thể hiện sự cân bằng giữa phát triển cổ hạt và bảo toàn cấu trúc xốp.

Nhìn chung, thời gian thiêu kết ảnh hưởng đáng kể đến cấu trúc vật liệu: 30 phút ở giai đoạn đầu với liên kết yếu; 90 phút xảy ra tăng trưởng và hợp nhất mạnh làm suy giảm diện tích bề mặt; trong khi 60 phút đạt trạng thái tối ưu giữa độ bền khung và độ xốp. Do đó, 60 phút được xem là thời gian thiêu kết phù hợp tại 600 °C.

3.4. Phương pháp đặc trưng vật liệu

3.4.1. Phân tích pha tinh thể của điện cực Ni xốp bằng nhiễu xạ tia X (XRD)

Khảo sát thiêu kết ở 600 °C trong 30, 60 và 90 phút cho thấy sự thay đổi rõ rệt về cấu trúc tinh thể (Hình 5).



Hình 5. Giản đồ nhiễu xạ tia X (XRD) của a) Ni bột ban đầu; b) Lưới Ni phủ bột nung ở 600 °C; c)mẫu niken xốp chế tạo với 5% urê và d) mẫu niken xốp chế tạo với 5% NH_4HCO_3 sau khi thiêu kết ở 600 °C trong 60 phút.

Dựa trên giản đồ nhiễu xạ tia X (Hình 5), tất cả các mẫu (5a – 5d) đều xuất hiện hai đỉnh đặc trưng tại $2\theta \approx 44{,}5°$ và 51,8°, xác nhận sự hình thành pha Ni kim loại và không xuất hiện pha phụ trong vùng khảo sát. Tuy nhiên, sự khác biệt về cường độ, độ rộng và hình dạng đỉnh phản ánh mức độ hoàn thiện cấu trúc tinh thể giữa các mẫu. Ở Hình 5a, đỉnh nhiễu xạ còn bè, cường độ thấp và độ rộng nửa chiều cao (FWHM – *Full Width at Half Maximum*) lớn, cho thấy kích thước tinh thể nhỏ và mật độ khuyết tật cao. Sang Hình 5b, cường độ đỉnh tăng nhẹ và hình dạng

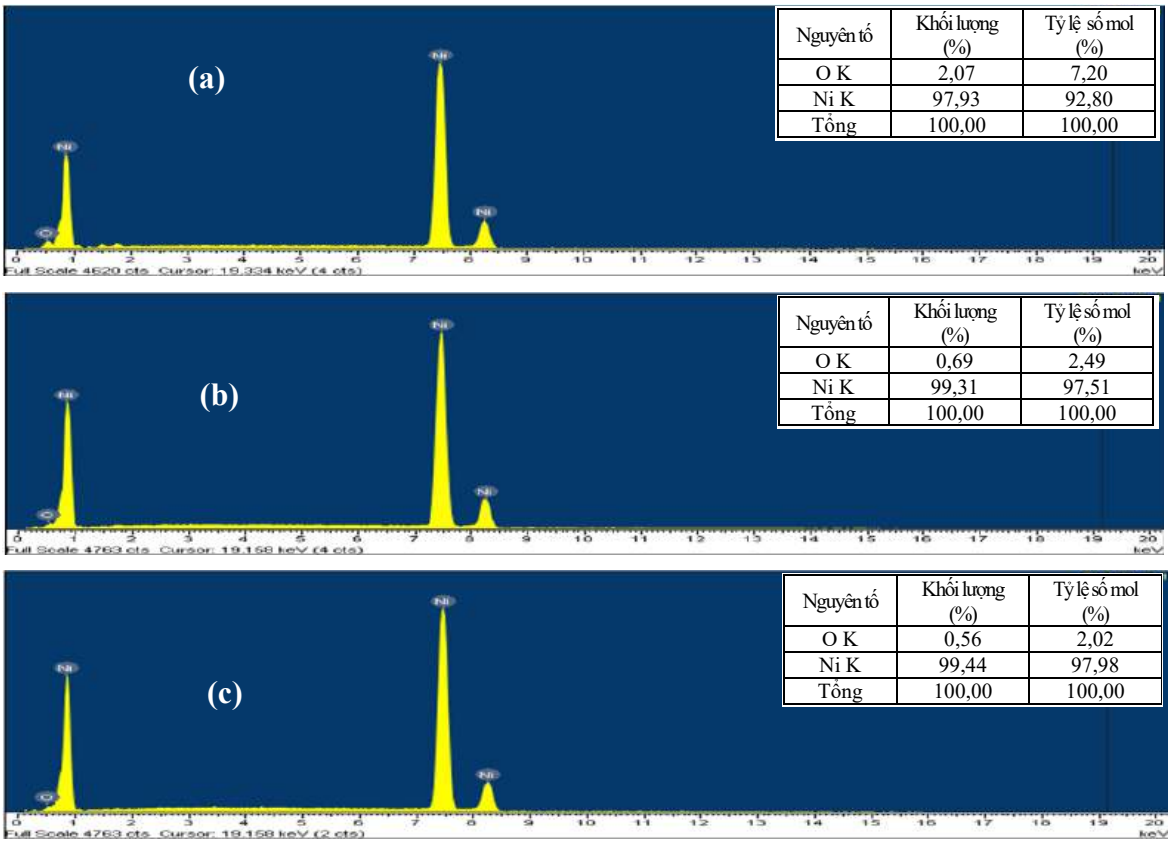
rõ hơn, tuy nhiên FWHM vẫn lớn, chứng tỏ cấu trúc chỉ được cải thiện một phần và vẫn tồn tại ứng suất dư.

Đối với Hình 5c, các đỉnh trở nên sắc nét, cường độ tăng rõ và FWHM giảm đáng kể, phản ánh sự gia tăng kích thước tinh thể và mức độ trật tự cao hơn; nền nhiễu xạ ổn định cho thấy ứng suất nội đã giảm. Ở Hình 5d, đỉnh nhiễu xạ duy trì độ sắc và tính đối xứng tốt, chân đỉnh gọn và nền phẳng, cho thấy cấu trúc tinh thể đạt độ hoàn thiện và ổn định cao.

Nhìn chung, việc sử dụng 5% NH_4HCO_3 giúp cải thiện rõ rệt mức độ kết tinh, thể hiện qua việc giảm FWHM, tăng độ sắc nét của đỉnh và nâng cao độ ổn định cấu trúc vật liệu.

3.4.2. Phân tích thành phần nguyên tố và hiệu quả khử NiO dựa trên kết quả EDX

Phân tích EDX được thực hiện nhằm đánh giá mức độ khử NiO trong môi trường H_2 thông qua hàm lượng Ni và O còn lại sau thiêu kết ở 550 °C, 600 °C và 700 °C (60 phút). Kết quả phản ánh hiệu suất phản ứng khử NiO thành Ni và xu hướng giảm hàm lượng oxy theo nhiệt độ, được trình bày trong hình sau:



Hình 6. Phổ EDX của mẫu Ni thiêu kết trong khí H_2 ở các nhiệt độ khác nhau: a) 550 °C; b) 600 °C và c) 700 °C trong 60 phút.

Ở 550 °C (Hình 6a), hàm lượng O còn cao (2,07% khối lượng; 7,20% mol), cho thấy NiO chưa được khử hoàn toàn và động học phản ứng còn hạn chế. Khi tăng lên 600 °C (Hình 6b), hàm lượng O giảm mạnh xuống 0,69% khối lượng (2,49% mol), trong khi Ni đạt 99,31% khối lượng, chứng tỏ phản ứng: $NiO + H_2 \rightarrow Ni + H_2O$ diễn ra gần như hoàn toàn. Điều này cho thấy 600 °C là ngưỡng đủ để phá vỡ liên kết Ni–O và thúc đẩy khuếch tán H_2 hiệu quả.

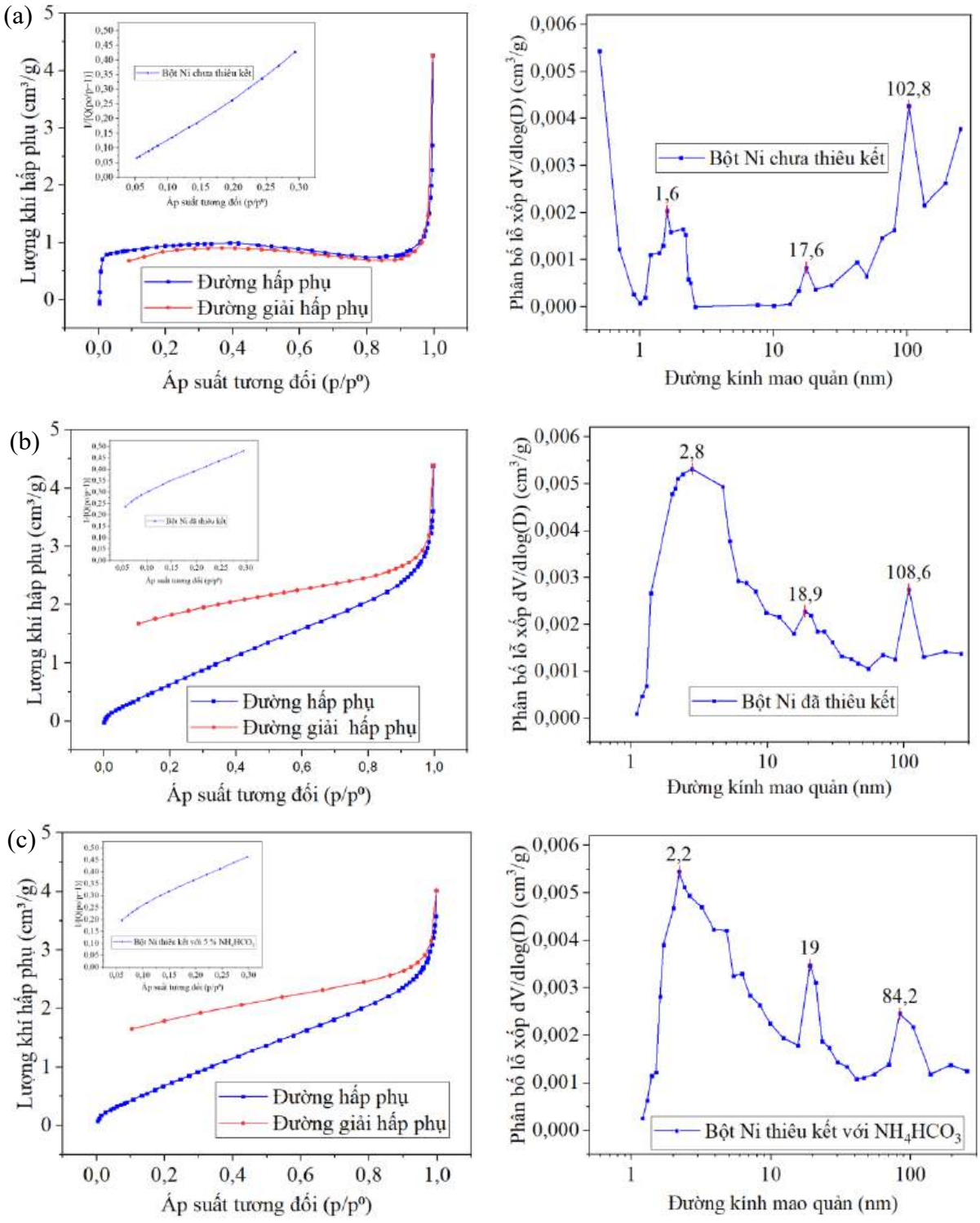
Tại 700 °C (Hình 6c), hàm lượng O chỉ giảm nhẹ còn 0,56% khối lượng (~2,02% mol), cải thiện không đáng kể so với 600 °C, cho thấy quá trình khử đã gần hoàn tất trước đó; việc tăng nhiệt độ chủ yếu gây tăng trưởng hạt và giảm diện tích bề mặt.

Vì vậy, xét cả hiệu quả khử và tiêu hao năng lượng, điều kiện 600 °C trong 60 phút là tối ưu. Kéo dài thời gian lên 90 phút không mang lại cải thiện đáng kể về hàm lượng oxy, nhưng

có thể gây thiêu kết quá mức và làm suy giảm vi cấu trúc.

3.4.3 Khảo sát diện tích bề mặt (BET)

Phép đo hấp phụ – khử hấp phụ N_2 được tiến hành để xác định diện tích bề mặt riêng (BET) và đặc trưng mao quản của ba mẫu: Ni chưa thiêu kết, Ni đã thiêu kết và Ni thiêu kết có bổ sung 5% NH_4HCO_3. Kết quả thu được như hình sau:



Hình 7. Đường đẳng nhiệt BET và phân bố mao quản của a)Ni chưa thiêu kết; b)Ni đã thiêu kết; c)Ni đã thiêu kết cùng với phụ gia NH_4HCO_3 (5%).

Tại Hình 7a, mẫu Ni chưa thiêu kết thể hiện đặc trưng hấp phụ – giải hấp phụ N_2 kém

ổn định, phản ánh một cấu trúc bề mặt và hệ mao quản chưa phát triển hoàn chỉnh. Diện tích bề mặt riêng BET của bột Ni ban đầu chỉ đạt 3,0247 m^2/g – giá trị thấp nhất trong ba mẫu khảo sát. Đặc biệt, hằng số BET C âm (-87,27) cùng tung độ gốc gần bằng không chứng tỏ mô hình BET không còn ý nghĩa vật lý trong vùng áp suất tương đối khảo sát. Điều này phản ánh cơ chế hấp phụ chủ yếu diễn ra trên bề mặt không đồng nhất và các khe hở ngẫu nhiên giữa các hạt bột thô thay vì hình thành lớp đơn phân tử rõ ràng. Phân tích phân bố lỗ xốp ghi nhận các đỉnh yếu ở vùng 2 – 3 nm và một số tín hiệu rời rạc tại vùng macropore trên 100 nm (khoảng 102,8 nm và 249,8 nm). Tuy nhiên, các đỉnh ở vùng kích thước lớn này có cường độ thấp và không liên tục, minh chứng cho cấu trúc lỗ rời rạc, kém liên thông, vốn là đặc trưng của các khe hở cơ học giữa các hạt bột chưa qua xử lý nhiệt.

Sau quá trình thiêu kết (Hình 7b), diện tích bề mặt riêng ghi nhận sự gia tăng lên mức 3,6846 m^2/g. Hằng số BET C = 6,02 cùng hệ số tương quan R^2 = 0,99648 xác nhận sự phù hợp của mô hình BET, cho thấy quá trình hấp phụ N_2 đã diễn ra ổn định hơn. Dung lượng hấp phụ lớp đơn phân tử Q_m = 0,8465 cm^3/g (STP) phản ánh sự hình thành bề mặt tương đối đồng đều nhờ phát triển cổ hạt. Hệ thống mao quản lúc này thể hiện sự phân hóa rõ nét hơn với các đỉnh tại vùng mesopore nhỏ (1,8 – 2,0 nm), một đỉnh phụ tại 18,9 nm (cường độ dV/dlog(D) đạt 0,00228 cm^3/g) và các đỉnh macropore tại vùng 108,6 nm và 262,4 nm. Tuy nhiên, dải phổ phân bố còn hẹp và cường độ tại các vùng kích thước lớn còn hạn chế, cho thấy hệ mao quản chưa có tính phân cấp hoàn chỉnh, có thể hạn chế khuếch tán khối trong ứng dụng điện hóa.

Mẫu Ni thiêu kết bổ sung 5% NH_4HCO_3 (Hình 7c) thể hiện những đặc trưng cấu tạo tối ưu nhất. Diện tích bề mặt đạt 3,5199 ± 0,0795 m^2/g; hằng số BET C = 8,46 và R^2 = 0,99652cho thấy năng lượng hấp phụ cao và phân bố tâm hấp phụ đồng đều hơn. Phân bố lỗ xốp xuất hiện đồng thời micropore (~1 – 3 nm), các macropore rõ nét (84,2 nm, 104,6 nm và kéo dài trên 250 nm) và đặc biệt là đỉnh tại 19,0 nm với cường độ vượt trội đạt 0,00348 (cao hơn hẳn so với mẫu 7b), hình thành hệ mao quản phân cấp do sự phân hủy NH_4HCO_3 giải phóng khí trong quá trình thiêu kết. Đường đẳng nhiệt hấp phụ – giải hấp phụ N_2 thuộc kiểu IV theo IUPAC với vòng trễ H3, đặc trưng cho hệ khe hở dạng slit-like giữa các hạt và vách kim loại mỏng – phù hợp với quan sát SEM về mạng lỗ mở liên thông kích thước micromet (5 – 30 μm). Giá trị BET ~3,52 m^2/g vì vậy phản ánh mức phát triển bề mặt ở thang nano – meso và nên được xem như chỉ tiêu so sánh tương đối giữa các mẫu. Cấu trúc phân cấp này được kỳ vọng cải thiện khuếch tán OH^-, tăng diện tích hoạt hóa và duy trì khung Ni liên tục cho truyền electron hiệu quả.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã chứng minh khả năng chế tạo hiệu quả điện cực niken xốp bằng phương pháp phủ bột kết hợp phụ gia tạo lỗ và thiêu kết trong môi trường khí H_2 ở nhiệt độ tương đối thấp. Điều kiện thiêu kết 600 °C trong 60 phút với 5% NH_4HCO_3 cho cấu trúc Ni xốp tối ưu, thể hiện mạng lỗ liên thông ổn định, mức độ kết tinh cao, bề mặt Ni sạch và hiệu quả khử NiO vượt trội, qua đó đáp ứng tốt yêu cầu về nền dẫn . So với các quy trình thiêu kết truyền thống ở nhiệt độ cao, Phương pháp này góp phần giảm năng lượng tiêu hao và kiểm soát hiện tượng co rút thể tích quá mức của khung xốp. Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần tập trung đánh giá trực tiếp hiệu suất điện hóa thông qua các phép đo CV, GCD và EIS, đồng thời khảo sát độ bền chu kỳ và khả năng làm việc ở mật độ dòng cao. Bên cạnh đó, việc tối ưu hàm lượng phụ gia, thiết kế kiến trúc mao quản phân cấp và nâng cao hiệu quả tải vật liệu hoạt tính $Ni(OH)_2$ lên khung Ni xốp được kỳ vọng sẽ tiếp tục cải thiện hiệu suất và mở rộng tiềm năng ứng dụng thực tiễn của điện cực.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Ye, K., Zhang, D., Guo, F., Cheng, K., Wang, G., & Cao, D. (2015). Highly porous nickel@carbon sponge as a novel type of three-dimensional anode with low cost for high catalytic performance of urêa electro-oxidation in alkaline medium. *Journal of Power Sources*, 271, 89–96.

2. Liu, Y.-H., Hung, C.-H., & Hsu, C.-L. (2021). Electrochemical fabrication of carbon fiber-based nickel hydroxide/carbon nanotube composite electrodes for improved electro-oxidation of urêa in alkaline solutions. *Electrochimica Acta*, 389, 138716.

3. Morioka, Y., Narukawa, S., & Itou, T. (2001). State-of-the-art of alkaline rechargeable batteries. *Journal of Power Sources*, 100, 107–116.

4. Bernard, P. (2009). Nickel–cadmium: Sealed. In J. Garche (Ed.), *Encyclopedia of electrochemical power sources* (pp. 337–344). Elsevier.

5. Chauhan, P., Sharma, R., Nehra, S., Sharma, H. S., & Kumar, D. (n.d.). Advanced materials for nickel–cadmium batteries. *In* J. Garche (Ed.), *Encyclopedia of electrochemical power sources*. Elsevier.

6. Bernard, P., & Lippert, M. (2015). Nickel–cadmium and nickel–metal hydride battery energy storage. In J. Garche (Ed.), *Encyclopedia of electrochemical power sources* (pp. 371–382). Elsevier.

7. Shukla, A. K., Venugopalan, S., & Hariprakash, B. (2009). Nickel–cadmium: Overview. In J. Garche (Ed.), *Encyclopedia of electrochemical power sources* (pp. 345–356). Elsevier.

8. Zeng, Y., Xiang, S., Lu, S., & Qi, X. (2024). Structural design of nickel hydroxide for efficient urêa electrooxidation. *Journal of Energy Chemistry*, 89, 87–99.

9. Obodo, R. M., et al. (2020). Recent advances in metal oxide/hydroxide on three-dimensional nickel foam substrate for high performance pseudocapacitive electrodes. *Journal of Energy Storage*, 30, 101474. https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101474

10. Shukla, A. K., & Hariprakash, B. (2009). Electrodes: Nickel. In *Secondary batteries – Nickel systems* (pp. 1–32). Elsevier.

11. Zaitsev, A. Y., Wilkinson, D. S., Weatherly, G. C., & Stephenson, T. F. (2003). The preparation of highly porous structurês from filamentary nickel powders. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 34, 269–276.

12. Hassan, A., & Alnaser, I. A. (2024). A review of different manufacturing methods of metallic foams. *ACS Omega*, 9, 6280–6295.

13. Ponce, C. P., & Kloprogge, J. T. (2020). Urêa-assisted synthesis and characterization of saponite with different octahedral (Mg, Zn, Ni, Co) and tetrahedral metals (Al, Ga, B): A review. *Microporous and Mesoporous Materials*, 305, 110323.

14. Meguerdichian, A. G., Tabassum, L., Tasnim, H., Kanknam-Kapuge, T., Amin, A. S., Shakil, M. R., Tolouenia, R., Achola, L. A., & Willis, W. S. (2019). Modified solution combustion synthesis of nickel oxide sphere clusters using glucans and sodium salts: Application for electrocatalytic decomposition of urêa. *Microporous and Mesoporous Materials*, 278, 57–66.

Fabrication of porous nickel material by sintering method

Abstract: *This study reports the fabrication of porous nickel material using a sintering method for potential application in alkaline battery electrodes. Fine nickel powder with an average particle size of approximately 2 micrometers was coated onto nickel mesh using sodium carboxymethyl cellulose as a binder. Ammonium bicarbonate and urêa were employed as pore-forming agents to generate interconnected pore structurês during thermal treatment. The effects of sintering temperaturê and holding time in a hydrogen atmosphere on microstructurê, porosity, and mechanical stability were systematically investigated. Results show that increasing temperaturê enhances neck formation between nickel particles, leading to improved structural integrity but reduced porosity. An optimal condition was identified at 600 °C for 60 minutes, where a stable three-dimensional porous network with balanced porosity and mechanical strength was achieved. The fabricated porous nickel material exhibits an interconnected conductive framework suitable for electrochemical applications.*

Keywords: *porous nickel; sintering method; space holder; pore structurê; nickel electrode*

Nghiên cứu tổng hợp vật liệu (FeCoNi)-LDO ứng dụng làm điện cực cho siêu tụ điện

Lê Xuân Dương[1,*], Trần Viết Thứ[1]
Khoa Hóa -Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự
lexuanduong88@gmail.com; Tel: 0812922988

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, vật liệu oxit spinel (FeCoNi)-LDO được tổng hợp thành công bằng phương pháp đồng kết tủa, sau đó nung để chuyển hóa từ tiền chất LDH sang pha oxit spinel. Cấu trúc và tính chất vật liệu được phân tích bằng các phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD), hiển vi điện tử quét (SEM), phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS) và phổ hồng ngoại biến đổi Fourier (FT-IR). Kết quả cho thấy sự hình thành pha spinel có độ kết tinh tốt, cấu trúc nano dạng phiến xốp và sự phân bố đồng đều của các nguyên tố Ni, Fe và Co. Các phép đo điện hóa bao gồm voltammetry vòng (CV) và phóng nạp dòng không đổi (GCD) cho thấy (FeCoNi)-LDO có dung lượng riêng cao 430 $F \cdot g^{-1}$ tại 10 $A \cdot g^{-1}$, khả năng phóng nạp nhanh. Hiệu suất tích trữ năng lượng được cải thiện nhờ hiệu ứng hiệp đồng giữa các kim loại chuyển tiếp và cấu trúc spinel dẫn điện ổn định. Vật liệu cho thấy tiềm năng ứng dụng làm điện cực hiệu suất cao.

Từ khóa: *Vật liệu oxit lớp kép, Điện hóa, Siêu tụ điện.*

1. Mở đầu

Nhu cầu phát triển các hệ thống lưu trữ năng lượng hiệu suất cao, bền vững và thân thiện môi trường ngày càng trở nên cấp thiết trong bối cảnh chuyển dịch năng lượng toàn cầu. Trong số các công nghệ lưu trữ năng lượng hiện nay, siêu tụ điện thu hút sự quan tâm mạnh mẽ nhờ mật độ công suất cao, khả năng sạc/xả nhanh và tuổi thọ chu kỳ dài. Tuy nhiên, mật độ năng lượng còn hạn chế của siêu tụ điện truyền thống đặt ra yêu cầu cấp thiết phải phát triển các vật liệu điện cực tiên tiến có khả năng tích trữ điện tích vượt trội.[1-5]

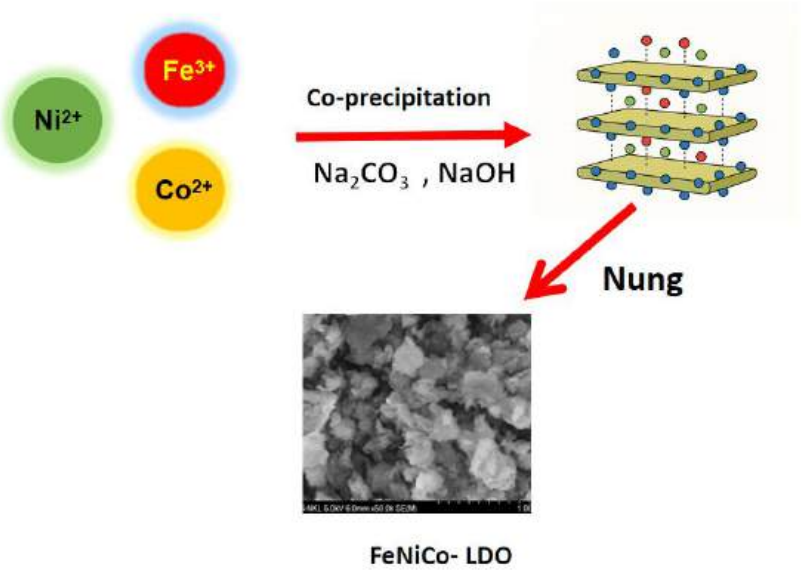
Các oxit kim loại chuyển tiếp, đặc biệt là hệ oxit đa kim loại có cấu trúc spinel (AB_2O_4), đã được chứng minh có tiềm năng lớn nhờ tính dẫn điện tốt, nhiều trạng thái oxy hóa linh hoạt và khả năng tham gia phản ứng oxy hóa–khử thuận nghịch. Trong đó, sự kết hợp của Ni, Fe và Co tạo nên hệ vật liệu có hiệu ứng hiệp đồng điện hóa mạnh mẽ, cải thiện động học phản ứng và tăng số lượng vị trí hoạt động điện hóa. Cấu trúc spinel cho phép phân bố cation tại vị trí tứ diện và bát diện, từ đó tối ưu hóa quá trình truyền electron và khuếch tán ion trong môi trường điện ly.[6-9]

Một chiến lược hiệu quả để tổng hợp oxit đa kim loại với độ phân tán đồng đều là sử dụng tiền chất layered double hydroxide (LDH), sau đó chuyển hóa nhiệt để tạo thành layered double oxide (LDO). Phương pháp đồng kết tủa được ưa chuộng nhờ quy trình đơn giản, dễ kiểm soát thành phần và khả năng mở rộng quy mô tổng hợp. Trong quá trình nung ở nhiệt độ thích hợp, LDH không chỉ chuyển hóa thành pha spinel có độ kết tinh cao mà còn hình thành cấu trúc nano xốp do sự giải phóng nước liên kết và các anion gian lớp, từ đó làm tăng diện tích bề mặt riêng và cải thiện hiệu suất điện hóa.

Đáng chú ý, việc lựa chọn LDO thay vì LDH là do LDO có độ ổn định cấu trúc cao hơn, độ dẫn điện tốt hơn và cung cấp nhiều tâm hoạt động điện hóa hơn nhờ sự tái sắp xếp mạng tinh thể sau quá trình nung. Ngoài ra, cấu trúc xốp đặc trưng của LDO giúp tăng cường

khả năng khuếch tán ion và tiếp xúc điện cực–điện ly, từ đó nâng cao đáng kể hiệu suất lưu trữ năng lượng so với LDH ban đầu.[10-13]

Trong nghiên cứu này, chúng tôi tổng hợp vật liệu (FeCoNi)-LDO thông qua phương pháp đồng kết tủa sử dụng Na_2CO_3 và NaOH, tiếp theo là quá trình xử lý nhiệt ở 600 °C trong 6 giờ để tạo cấu trúc spinel ổn định. Cấu trúc, hình thái và tính chất điện hóa của vật liệu được khảo sát nhằm làm rõ mối liên hệ giữa cấu trúc nano đa kim loại và hiệu suất tích trữ năng lượng. Kết quả cho thấy vật liệu thu được có tiềm năng ứng dụng làm điện cực hiệu suất cao cho siêu tụ điện thế hệ mới.



Hình 1: Quy trình tổng hợp vật liệu (FeCoNi)-LDO

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Coban(II) chloride hexahydrate, Nickel(II) nitrate hexahydrate, Iron(III) chloride hexahydrate, Sodium carbonate, sodium hydroxide, Conductive carbon black, N-Methyl-2-pyrrolidone(NMP), Poly(1,1-difluoroethylene). Tất cả các hóa chất được sử dụng là loại phân tích và không cần tinh chế thêm của công ty Aladin Trung Quốc.

2.2.Tổng hợp vật liệu

(FeCoNi)-LDO được tổng hợp bằng phương pháp đồng kết tủa, quy trình tổng hợp như hình 1. Dung dịch 1 bao gồm 3 muối: $Ni(NO_3)_2.6H_2O$ (0.004 mol), $FeCl_3.6H_2O$ (0,004 mol), $CoCl_2.6H_2O$ (0.004 mol) và 150ml nước cất. Cho vào cốc thủy tinh và khuấy đều cho muối tan hết trên máy khuấy từ khoảng 30 phút. Dung dịch 2 bao gồm Na_2CO_3 (0.018 mol), NaOH (0.084 mol) và 150 ml nước cất cho vào cốc thủy tinh và khuấy đều cho tan hết. Sử dụng phương pháp đồng kết tủa cho dung dịch 2 vào phễu chiết nhỏ giọt từ từ vào dung dịch 1. Trong thời gian nhỏ giọt vẫn duy trì khuấy từ và khống chế ở nhiệt độ phòng trong khoảng 12 giờ. Sau đó mang đi ly tâm thu được mẫu, mẫu ly tâm thu được mang đi sấy ở 500C trong thời gian 12h. Thu được tiền chất hydroxit lớp kép.

Tiền chất hydroxit lớp kép được mang đi nung tại nhiệt độ 600^0C trong thời gian 6h. tạo thành Oxit lớp kép.

2.3. Phương pháp xác định đặc trưng và tính chất của vật liệu

Cấu trúc tinh thể của các mẫu tổng hợp được phân tích bằng phương pháp nhiễu xạ tia X bột (XRD) sử dụng máy nhiễu xạ Siemens D5005, vận hành ở điện áp 30 kV và dòng điện 40 mA với bức xạ Cu-Kα ($\lambda \approx 0{,}154$ nm). Các giản đồ nhiễu xạ được ghi nhận trong khoảng góc 2θ từ 10° đến 70°, với tốc độ quét 0,9°/phút và bước quét 0,03°.

Phổ hồng ngoại biến đổi Fourier (FT-IR) được đo trong vùng số sóng từ 400–4000 cm^{-1} bằng máy quang phổ PerkinElmer Spectrum Two, được trang bị bộ phụ kiện phản xạ toàn phần suy giảm (ATR), nhằm xác định các nhóm chức và đặc trưng liên kết.

Hình thái bề mặt và sự phân bố hạt được khảo sát bằng kính hiển vi điện tử quét (SEM) trên thiết bị Hitachi S-4800 phát xạ trường.

2.4. Phương pháp xác định tính chất điện hóa của vật liệu

Vật liệu sau khi tổng hợp được trộn với than axetylen (AB) và chất kết dính polyvinylidene fluoride (PVDF) theo tỉ lệ khối lượng 80:10:10, sử dụng một vài giọt N-methyl-2-pyrrolidone (NMP) làm dung môi để tạo thành hỗn hợp hồ đồng nhất. Hỗn hợp này được phủ đều lên một miếng bọt niken (1,0 × 2,0 cm^2), sau đó được sấy trong tủ chân không ở 50 °C trong 5 giờ. Khối lượng vật liệu hoạt tính được kiểm soát khoảng 2 $mg \cdot cm^{-2}$.

Hiệu suất điện hóa được đánh giá bằng hệ ba điện cực tiêu chuẩn trên thiết bị Metrohm Autolab PGSTAT 302N. Điện cực Ag/AgCl được sử dụng làm điện cực so sánh, lá platin làm điện cực đối, và dung dịch KOH 2 M làm chất điện ly.

Phép đo volt-ampe vòng (CV) được thực hiện trong khoảng thế từ 0,0 - 0,5 V với các tốc độ quét khác nhau từ 2 đến 10 $mV \cdot s^{-1}$. Các phép đo nạp–phóng điện dòng không đổi (GCD) được tiến hành ở các mật độ dòng khác nhau (2 -10 $A \cdot g^{-1}$) trong khoảng điện áp từ 0,0 - 0,42 V. Phổ trở kháng điện hóa (EIS) được thực hiện trong dải tần từ 0,1 Hz đến 100 kHz với biên độ xoay chiều 10 mV tại thế mạch hở.

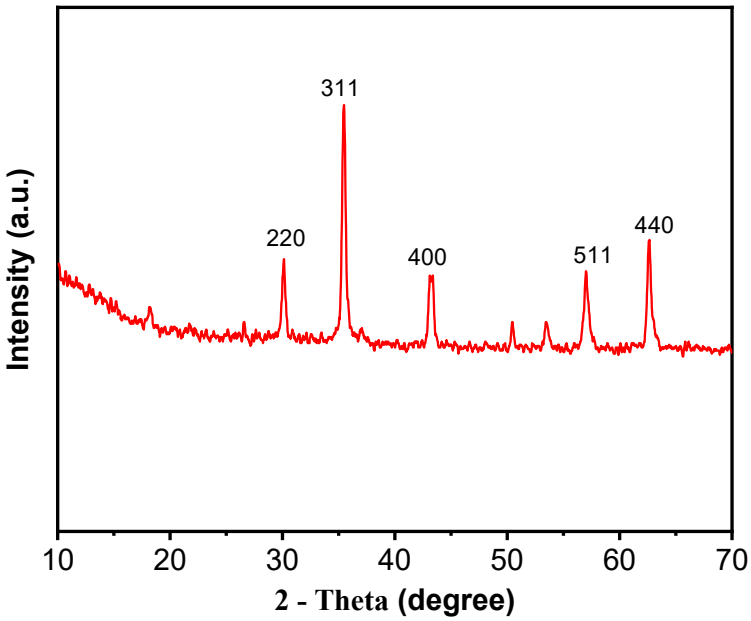
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Phân tích tính chất đặc trưng của vật liệu

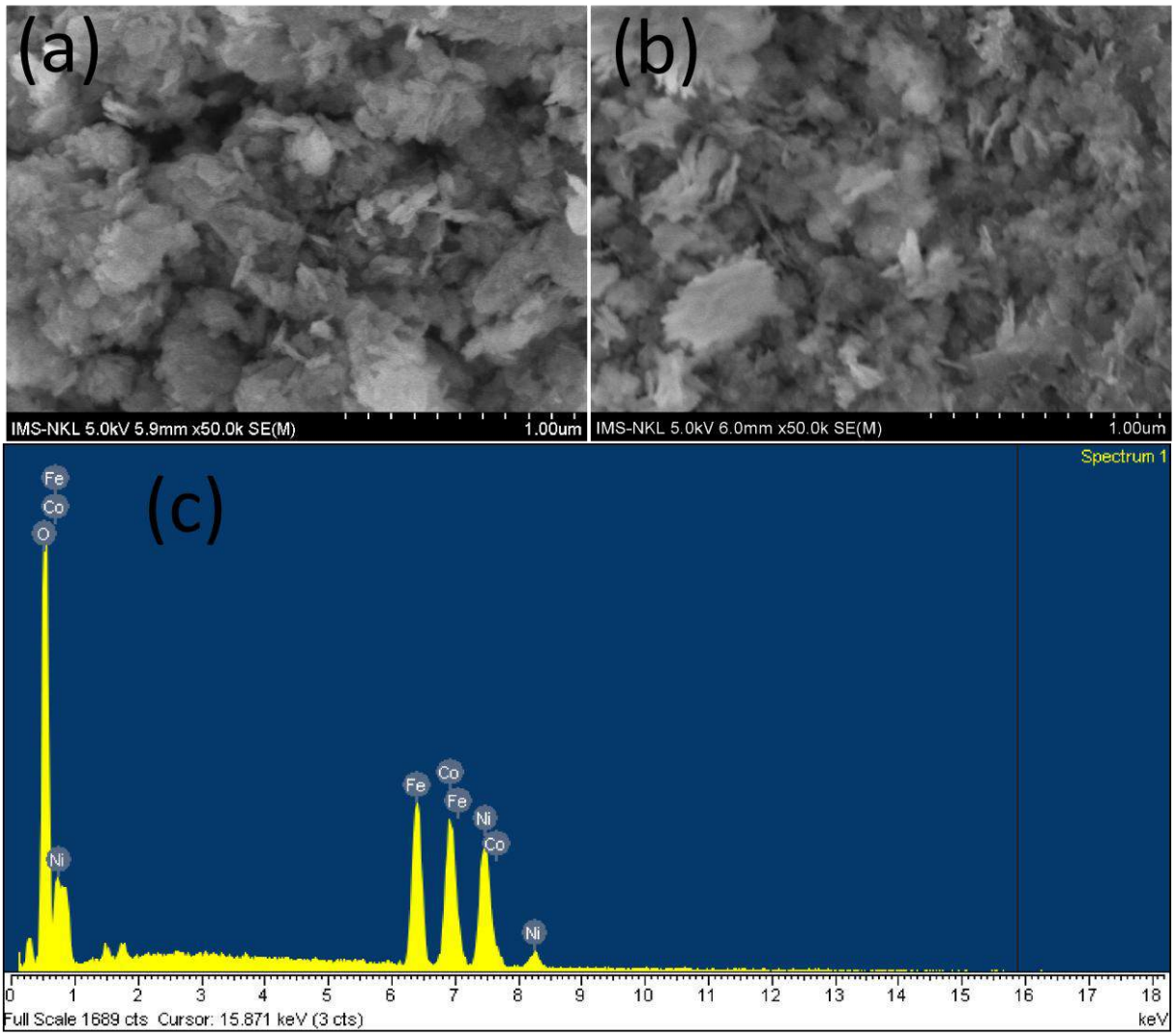
Cấu trúc tinh thể của vật liệu được xác định bằng phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD). Kết quả phân tích XRD được thể hiện trong hình 2. Các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng xuất hiện tại các góc 2θ xấp xỉ ~18°, 30°, 35°, 43°, 53°, 57° và 63°, có thể được gán tương ứng với các mặt tinh thể (111), (220), (311), (400), (422), (511) và (440) của cấu trúc spinel lập phương kiểu AB_2O_4. Trong đó, đỉnh (311) thể hiện cường độ mạnh nhất, là đặc trưng điển hình của pha spinel hỗn hợp Ni–Fe–Co oxit. Kết quả này cho thấy tiền chất LDH đã chuyển hóa hoàn toàn thành pha oxit spinel sau quá trình xử lý nhiệt.[14-16]

Không quan sát thấy các đỉnh tạp pha rõ rệt như NiO, Fe_2O_3 hoặc Co_3O_4 riêng rẽ, chứng tỏ các cation kim loại đã được phân bố đồng đều trong mạng tinh thể, tạo thành dung dịch rắn đa kim loại ổn định. Sự dịch chuyển nhẹ vị trí các đỉnh so với spinel đơn kim loại có thể liên quan đến sự thay thế ion trong mạng tinh thể do bán kính ion khác nhau giữa Ni^{2+}, Fe^{3+} và Co^{2+}/Co^{3+}, dẫn đến biến dạng mạng cục bộ và điều chỉnh hằng số mạng.

Như vậy, kết quả XRD xác nhận sự hình thành thành công của cấu trúc spinel (FeCoNi)-LDO có độ kết tinh tốt, tạo tiền đề cho ứng dụng điện hóa khi ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện.



Hình 2. Phổ nhiễu xạ tia X của vật liệu(FeCoNi)-LDO .

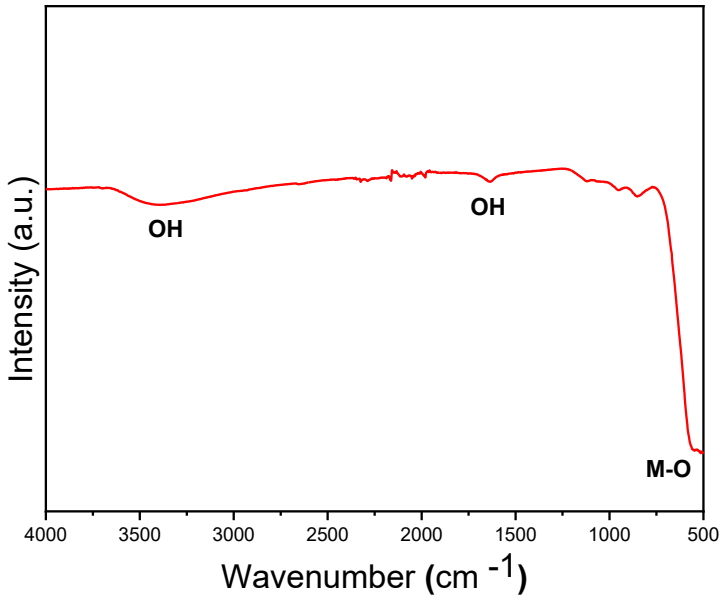


Hình 3. Ảnh SEM của (FeCoNi)-LDH (a), SEM của (FeCoNi)-LDO (b), và EDX của (FeCoNi)-LDO(c).

Vật liệu tổng hợp được đã được phân tích phương pháp kính hiển vi điện tử quét (SEM) và EDX hình 3. Hình 3(a) thể hiện ảnh SEM của vật liệu (FeCoNi)-LDH trước khi xử lý nhiệt. Vật liệu có cấu trúc dạng phiến xếp chồng và kết tụ thành các cụm hạt không đồng nhất. Các phiến mỏng có bề mặt gồ ghề và phân bố chồng lớp đặc trưng của cấu trúc hydroxide lớp kép (LDH). Hình thái này tạo ra nhiều khe rỗng liên kết giữa các lớp, thuận lợi cho quá trình khuếch tán ion trong ứng dụng điện hóa.Sau khi nung ở 600 °C, hình 3 (b) cho thấy vật liệu (FeCoNi)-LDO vẫn duy trì cấu trúc dạng phiến nhưng xuất hiện sự co rút và kết tụ mạnh hơn do quá trình khử nước và phân hủy anion gian lớp. Các phiến trở nên dày và đặc hơn, hình thành cấu trúc xốp liên kết ba chiều. Sự tái cấu trúc này góp phần gia tăng độ bền cơ học và cải thiện tính dẫn điện của vật liệu spinel hình thành sau xử lý nhiệt.

Phổ EDS của vật liệu (FeCoNi)-LDO hình 3 (c) xác nhận sự hiện diện của các nguyên tố Ni, Fe, Co và O mà không phát hiện tạp chất đáng kể. Các đỉnh đặc trưng của Ni, Fe và Co xuất hiện rõ ràng trong vùng năng lượng 0–9 keV, chứng tỏ sự tích hợp thành công các cation kim loại trong mạng oxit. Cường độ tương đối của các đỉnh nguyên tố cho thấy sự phân bố đồng đều của các thành phần kim loại, phù hợp với kết quả XRD về sự hình thành pha spinel đa kim loại.

Sự kết hợp giữa cấu trúc nano dạng phiến xốp và sự phân bố nguyên tố đồng nhất tạo điều kiện thuận lợi cho quá trình vận chuyển electron và khuếch tán ion, từ đó góp phần nâng cao hiệu suất tích trữ năng lượng của điện cực (FeCoNi)-LDO trong ứng dụng siêu tụ điện.



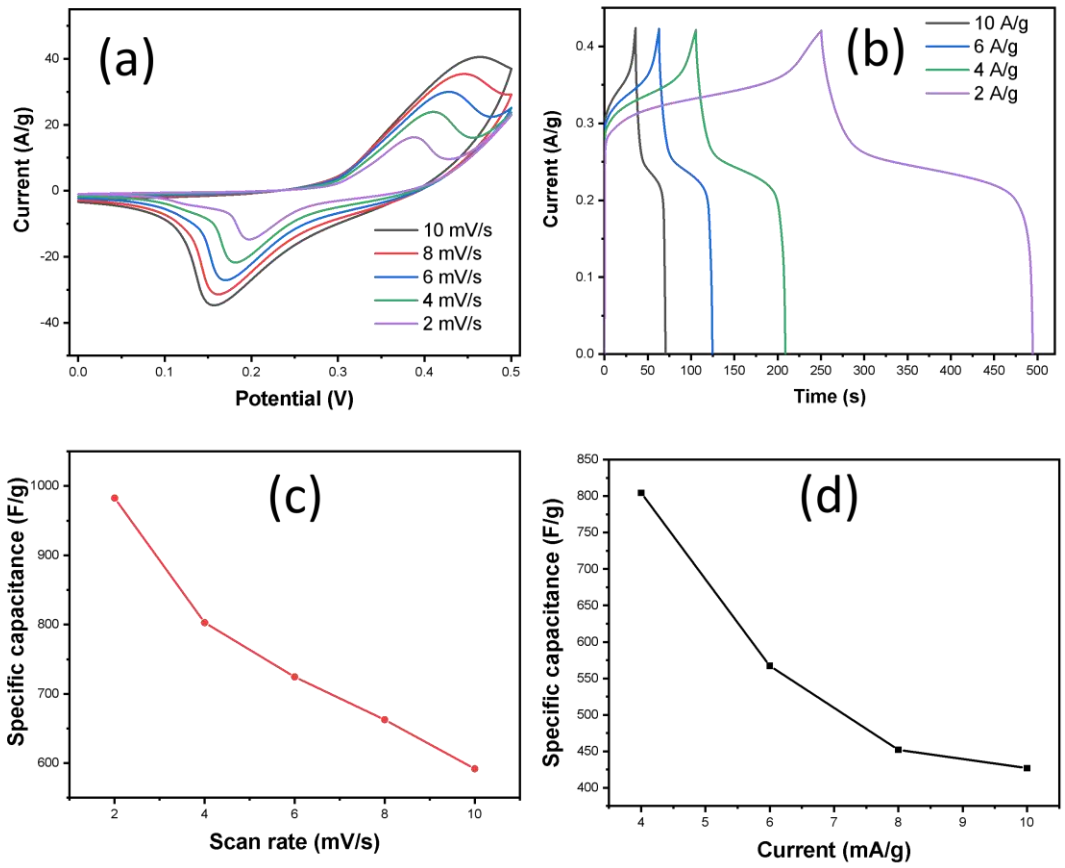
Hình 4. Phổ hồng ngoại của(FeCoNi)-LDO .

Phổ FT-IR của vật liệu (FeCoNi)-LDO được thể hiện trong Hình 4. Một dải hấp thụ rộng quan sát thấy trong vùng ~3400 cm^{-1} được quy cho dao động kéo dãn của nhóm –OH, liên quan đến nước hấp phụ bề mặt và các nhóm hydroxyl còn sót lại sau quá trình nung. Đỉnh yếu hơn tại khoảng ~1620 cm^{-1} tương ứng với dao động uốn của phân tử H_2O. Trong vùng 1350–1500 cm^{-1} có thể quan sát tín hiệu hấp thụ yếu, được gán cho dao động của ion CO_3^{2-} còn tồn dư từ tiền chất LDH hoặc do hấp phụ CO_2 từ môi trường. Tuy nhiên, cường độ thấp của các dải này cho thấy phần lớn anion gian lớp đã bị loại bỏ trong quá trình xử lý nhiệt, phù hợp với sự chuyển hóa LDH thành LDO. Vùng hấp thụ mạnh trong khoảng 500–700 cm^{-1} được quy cho dao động

kéo dãn của liên kết kim loại–oxy (M–O), bao gồm Ni–O, Fe–O và Co–O, đặc trưng cho mạng tinh thể oxit spinel. Sự xuất hiện rõ ràng của các dải M–O xác nhận sự hình thành cấu trúc oxit đa kim loại sau quá trình nung. Nhìn chung, kết quả FT-IR chứng minh sự chuyển hóa hiệu quả từ cấu trúc hydroxide lớp kép sang pha oxit spinel (FeCoNi)-LDO , phù hợp với phân tích XRD và SEM. Sự hiện diện của các nhóm hydroxyl bề mặt và cấu trúc M–O bền vững góp phần cải thiện khả năng hoạt hóa điện hóa của vật liệu khi ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện.

3.2. Khảo sát tính chất điện hóa của vật liệu

Phương pháp quét thế vòng tuần hoàn (CV) được tiến hành trên các mẫu vật liệu trong khoảng thế từ 0 đến 0.45V tại các tốc độ quét khác nhau từ 2 đến 10 mV/s. Tất cả các phép đo được khảo sát trong dung dịch KOH 2M và đóng vai trò là dung dịch điện ly. Kết quả quét CV của vật liệu được thể hiện trong Hình 5(a) . Các điện cực được chuẩn bị bằng cách phết vữa huyền phù vừa là hỗn hợp chứa vật liệu(FeCoNi)-LDO , phụ gia dẫn điện và phụ gia kết dính lên tấm Ni xốp và sấy. Hình 5(a) trình bày các đường voltammetry vòng (CV) của điện cực (FeCoNi)-LDO tại các tốc độ quét khác nhau. Các đường CV xuất hiện cặp đỉnh oxi hóa–khử rõ rệt, chứng tỏ cơ chế tích trữ điện tích chủ yếu mang bản chất giả tụ điệnliên quan đến các phản ứng chuyển hóa hóa trị của Ni^{2+}/Ni^{3+} và Co^{2+}/Co^{3+} trong môi trường điện ly kiềm. Khi tăng tốc độ quét, diện tích vòng CV tăng lên đáng kể trong khi hình dạng đường cong vẫn được duy trì tương đối tốt, cho thấy khả năng phản ứng nhanh và tính thuận nghịch cao của vật liệu.



Hình 5. (a) Đường CV của vật liệu tại các tốc độ quét khác nhau. (b) Đường GCD của vật liệu tại các mật độ dòng khác nhau. (c) Dung lượng tính theo CV ở các tốc độ quét khác nhau của vật liệu (d) Dung lượng tính theo GCD của vật liệu ở các mật độ dòng khác nhau.

Phân tích GCD đối với các mẫu vật liệu được thực hiện trong dung dịch KOH 2M với các mật độ dòng từ 0,4 đến 1 A/g, khoảng thế làm việc từ 0 đến 0,42 V. Kết quả đường GCD của tất cả các vật liệu được thể hiện trong hình 5(b). Hình 5(b) thể hiện các đường phóng–nạp dòng không đổi (GCD) tại các mật độ dòng khác nhau. Các đường cong có dạng phi tuyến đặc trưng của vật liệu giả tụ điện, phù hợp với kết quả CV. Thời gian phóng điện giảm dần khi mật độ dòng tăng, tuy nhiên sự thay đổi không đột ngột, phản ánh khả năng duy trì dung lượng tốt ở mật độ dòng cao và động học vận chuyển ion/điện tử hiệu quả trong cấu trúc spinel xốp.

Dung lượng riêng (Cs) của các vật liệu tại các tốc độ quét khác nhau được tính toán từ đường cong CV tương ứng được thể hiện trong hình 5(c) cho thấy dung lượng riêng tính từ dữ liệu CV giảm dần khi tốc độ quét tăng. Xu hướng này được lý giải bởi sự hạn chế khuếch tán ion vào sâu trong cấu trúc điện cực tại tốc độ quét cao, khi quá trình tích trữ điện tích chủ yếu xảy ra trên bề mặt. Tương tự, Dung lượng riêng của các vật liệu được tính toán dựa trên GCD cấu hình điện áp và được thể hiện trong hình 5(d) biểu diễn dung lượng riêng tính từ GCD giảm khi mật độ dòng tăng, nhưng vẫn duy trì giá trị đáng kể, chứng tỏ khả năng hoạt động tốt ở điều kiện dòng lớn.

Tổng thể, kết quả điện hóa cho thấy (FeCoNi)-LDO sở hữu dung lượng riêng cao, khả năng đáp ứng tốc độ tốt và đặc tính giả tụ điện nổi bật. Hiệu suất này được quy cho hiệu ứng hiệp đồng giữa các cation kim loại chuyển tiếp cùng với cấu trúc nano dạng phiến xốp và mạng spinel dẫn điện ổn định, giúp tăng số lượng vị trí hoạt động điện hóa và cải thiện động học truyền tải điện tích.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, vật liệu spinel (FeCoNi)-LDO đã được tổng hợp thành công thông qua phương pháp đồng kết tủa kết hợp xử lý nhiệt. Quá trình nung đã chuyển hóa hiệu quả tiền chất LDH sang pha oxit spinel lập phương có độ kết tinh tốt. Các kết quả XRD, SEM, EDS và FT-IR xác nhận sự hình thành cấu trúc spinel đa kim loại với hình thái nano dạng tấm.

Các phép đo điện hóa (CV và GCD) cho thấy điện cực (FeCoNi)-LDO sở hữu dung lượng riêng cao, khả năng phóng nạp nhanh. Hiệu suất tích trữ năng lượng tốt được cho là bắt nguồn từ hiệu ứng hiệp đồng giữa các cation kim loại chuyển tiếp cùng với cấu trúc spinel dẫn điện và kiến trúc nano xốp, giúp tăng số lượng vị trí hoạt động điện hóa và cải thiện động học truyền tải ion/điện tử.

Những kết quả này chứng minh rằng (FeCoNi)-LDO là vật liệu điện cực tiềm năng cho các hệ thống siêu tụ điện hiệu suất cao.

Phần này có thể có hoặc không. Nếu có, là lời cảm ơn hoặc thông tin các tổ chức, đơn vị đã tài trợ kinh phí, tạo điều kiện cho nghiên cứu; các cá nhân đã hỗ trợ nghiên cứu. Viết ngắn gọn khoảng vài dòng.

Tài liệu tham khảo

[1] Simon, P. and Y. Gogotsi, Materials for electrochemical capacitors. *Nature Materials*, 2008. 7(11): p. 845-854.

[2] Wang, Y., Y. Song, and Y. Xia, Electrochemical capacitors: mechanism, materials, systems, characterization and applications. *Chemical Society Reviews*, 2016. 45(21): p. 5925-5950.

[3] Wang, G., L. Zhang, and J. Zhang, A review of electrode materials for electrochemical supercapacitors. *Chemical Society Reviews*, 2012. 41(2): p. 797-828.

[4] Ray, P.K. and K. Parida, Achievements, challenges, and stability of layer double hydroxide and carbon nanotube hybrid electrode materials for clean and sustainable energy storage supercapacitor application: an extensive review. *Materials Advances*, 2024. 6(1): p. 84-116.

[5] Li, X., et al., Layered double hydroxides toward high-performance supercapacitors. *Journal of Materials Chemistry A*, 2017. 5(30): p. 15460-15485.

[6] Wang, F., et al., Activating lattice oxygen in high-entropy LDH for robust and durable water oxidation. *Nature Communications*, 2023. 14(1): p. 6019-6031.

[7] Jing, C., et al., Layered double hydroxide-based nanomaterials for supercapacitors and batteries: Strategies and mechanisms. *Progress in Materials Science*, 2025. 150: p. 101410-101469.

[8] Zhang, Y., et al., Advanced strategies for enhancing electrochemical performance of NiAl LDH electrodes in supercapacitors. *Coordination Chemistry Reviews*, 2025. 531: p. 216497-216528.

[9] Banerjee, S., et al., Recent advancement of supercapacitors: A current era of supercapacitor devices through the development of electrical double layer, pseudo and their hybrid supercapacitor electrodes. *Journal of Energy Storage*, 2025. 108: p. 115075.

[10] Aman, M., et al., Layered double hydroxide based composites for energy storage applications: Insights into supercapacitors and batteries. *Journal of Energy Storage*, 2025. 116: p. 116093-116110.

[11] Ray, P.K., R. Mohanty, and K. Parida, Recent advancements of NiCo LDH and graphene based nanohybrids for supercapacitor application. *Journal of Energy Storage*, 2023. 72:p. 108335-108356.

[12] Yu, X., et al., 2D High-Entropy Hydrotalcites. *Small,* 2021. 17(45): p. 2103412-2103418 .

[13] Wang, Q. and D. O'Hare, Recent advances in the synthesis and application of layered double hydroxide (LDH) nanosheets. *Chemical reviews,* 2012. 112(7): p. 4124-4155.

[14] Wang, S., et al., Walnut-like high-entropy sulfides via facile route for enhanced supercapacitor performance. Journal of Energy Storage, 2025. 110: p. 115336-115345.

[15] Han, W., et al., Hierarchical FeCo LDH/NiSe heterostructure electrocatalysts with rich heterointerfaces for robust water splitting at an industrial-level current density. *Inorganic Chemistry Frontiers*, 2025. 12(1): p. 179-190.

[16] Shahid, N., et al., Cobalt-Iron Layered Double Hydroxide Nanosheets Wrapped Nitrogen-Doped Graphite Felt as an Oxygen Evolving Electrode. *Energy Advances*, 2023. 2: p. 2109-2118

Synthesis of (FeCoNi)-LDO materials for application as supercapacitor electrodes

Abstract: *In this study, spinel oxide (FeCoNi)-LDO materials were successfully synthesized via a co-precipitation method, followed by calcination to transform the LDH precursor into the spinel oxide phase. The structure and properties of the materials were characterized using X-ray diffraction (XRD), scanning electron microscopy (SEM), energy-dispersive X-ray spectroscopy (EDS), and Fourier-transform infrared spectroscopy (FT-IR). The results confirm the formation of a well-crystallized spinel phase, a porous nanosheet-like structure, and a uniform distribution of Ni, Fe, and Co elements. Electrochemical measurements, including cyclic voltammetry (CV) and galvanostatic charge–discharge (GCD), reveal that (FeCoNi)-LDO exhibits a high specific capacitance of 430 $F \cdot g^{-1}$ at 10 $A \cdot g^{-1}$, along with excellent rate capability. The enhanced energy storage performance is attributed to the synergistic effect among transition metals and the stable conductive spinel structure. These results demonstrate the strong potential of the material for high-performance supercapacitor electrode applications.*

Keywords: Layered oxide material, electrochemistry, supercapacitors

Tổng hợp vật liệu quang xúc tác g-C_3N_4 và ứng dụng để phân huỷ Glyphosate trong môi trường nước

Trần Tiến Đạt[1*], Nguyễn Phương Thảo[2], Nguyễn Thị Thu Hòa[2], Nguyễn Trung Dũng[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

trantiendat156@gmail.com; Tel: 0376721986

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, g-C_3N_4 có cấu trúc xốp được tổng hợp từ urea bằng quy trình nung một bước và được ứng dụng làm chất xúc tác quang phân huỷ Glyphosate trong vùng ánh sáng nhìn thấy. Các đặc trưng tính chất của vật liệu được phân tích bằng XRD, FT-IR và SEM. Ảnh hưởng của một số yếu tố đến khả năng phân huỷ Glyphosate như hệ xúc tác, liều xúc tác, nồng độ PMS, pH dung dịch đã được tiến hành nghiên cứu. Kết quả cho thấy Glyphosate bị phân hủy với hiệu suất phân hủy là 74% trong điều kiện tối ưu như hàm lượng xúc tác 250 mg/L g-C_3N_4, 500 mg/L PMS, 50 mg/L Glyphosate, pH=11 và nhiệt độ 25°C.

Từ khóa: *Photocatalysts, g-C3N4, PMS; Glyphosate; visible.*

1. Mở đầu

Glyphosate là loại thuốc diệt cỏ sử dụng rộng rãi trong nền nông nghiệp của nhiều quốc gia. Tuy nhiên, việc sử dụng Glyphosate thiếu kiểm soát dẫn đến sự dư thừa của loại hóa chất nông nghiệp này trong môi trường [1]. Mặt khác, glyphosate có độ hòa tan trong nước cao, chúng phân tán qua các dòng chảy đến các con sông và đầm phá hoặc được hấp thụ bởi các hạt đất, từ đó khiến glyphosate rất khó loại bỏ và tồn tại với thời gian dài trong nước và đất [2]. Điều này gây ra những ảnh hưởng nghiêm trọng đến nhiều sinh vật như gây độc gen, độc tế bào, sai lệch hạt nhân, rối loạn nội tiết tố, sai lệch nhiễm sắc thể và tổn thương DNA.

Các quy trình oxy hóa tiên tiến bao gồm nhiều kỹ thuật dựa trên sự hình thành các tác nhân oxy hóa mạnh, chẳng hạn như các gốc hydroxyl (*OH), có thể giúp phân hủy các chất ô nhiễm hữu cơ, dẫn đến quá trình khoáng hóa hoàn toàn thành CO_2, H_2O và muối vô cơ [3, 4]. Trong số đó, chúng ta có thể kể đến thuốc thử Fenton, quang Fenton, ozon hóa sử dụng H_2O_2, quang xúc tác và các phương pháp xử lý điện hóa [5]. Thông qua quá trình này, sự phân hủy các phân tử hữu cơ độc hại được thực hiện bằng cách sử dụng các chất oxy hóa hóa học mạnh. Bên cạnh H_2O_2, các quy trình oxy hóa tiên tiến (AOP) có khả năng tạo ra nhiều loại oxy hoạt tính (ROS) với tính chất oxy hóa mạnh hơn khi kích hoạt các tác nhân oxy hóa mạnh như peroxymonosulfate (PMS) và persulfate (PS). Đặc biệt, PMS là một chất oxy hóa điển hình, bền, không độc hại và rẻ tiền, thường được sử dụng làm chất oxy hóa. Hơn nữa, PMS có cấu trúc bất đối xứng và điện thế oxy hóa khử là 1,82 V, hoạt động tốt trong phạm vi pH rộng từ 4 đến 12. PMS có thể được kích hoạt bởi các tác nhân khác nhau như siêu âm, chiếu xạ tia cực tím, kiềm, vật liệu carbon và chất xúc tác dị thể.[5] Chất bán dẫn hữu cơ (OSC) có cấu trúc cơ bản không chứa kim loại, điều này rất quan trọng từ quan điểm bảo vệ môi trường, và chúng tương đối dễ tổng hợp. Một trong những OSC triển vọng nhất là Graphitic carbon nitride (g-C_3N_4) [6]. Vật liệu này phù hợp để sử dụng hiệu quả các photon bước sóng dài do dải băng tần của nó tương ứng với năng lượng 2,7–2,8 eV, nằm trong phạm vi ánh sáng nhìn thấy. Ngoài ra, nhiều nghiên cứu đã áp dụng các vật liệu khác nhau kết hợp với g-C_3N_4, ví dụ, sử dụng các kim loại [7, 8]

* Email: trantiendat156@gmail.com

và phi kim loại [9, 10] làm chất pha tạp. Các vật liệu bán dẫn g-C_3N_4 được sửa đổi này đã được ứng dụng cho các quá trình oxy hóa quang xúc tác và khử trên các chất nền khác nhau, ví dụ như để phân tách nước [11, 12], khử CO_2 [13] và phân hủy các chất ô nhiễm hữu cơ [14]. Nhìn chung, g-C_3N_4 là một vật liệu xúc tác tiềm năng theo xu hướng hóa học xanh, không độc hại và có khả năng ứng dụng cao để phân hủy các chất hữu cơ như Glyphosate.

Trong nghiên cứu này chúng tôi tiến hành tổng hợp g-C_3N_4 từ urea kết hợp với PMS ứng dụng làm xúc tác quang tạo thành hệ g-C_3N_4/PMS/ánh sáng để phân hủy Glyphosate. Tính chất đặc trưng của vật liệu được phân tích bởi phổ nhiễu xạ tia X (XRD), phổ FT-IR và kính hiển vi điện tử quét (SEM). Đồng thời khảo sát của điều kiện tối ưu về hàm lượng Glyphosate, hàm lượng PMS, hàm lượng vật liệu tham gia xúc tác, độ pH và ảnh hưởng của các chất oxi hóa

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Các hóa chất được sử dụng bao gồm: $2KHSO_5 \cdot KHSO_4 \cdot K_2SO_4$ (Oxone hoặc PMS), $Na_2S_2O_8$ (Macklin, Trung Quốc), Glyphosate (Macklin, Trung Quốc), NaOH (Macklin, Trung Quốc), H_2SO_4 (Macklin, Trung Quốc), Molipdat $(NH_4)_6Mo_7O_{24}.4H_2O$ (Macklin, Trung Quốc), Urea (Macklin, Trung Quốc), $Na_2S_2O_8$ (Macklin, Trung Quốc); H_2O_2 (Macklin, Trung Quốc); Glycerol (Macklin, Trung Quốc); $SnCl_2$ (Macklin, Trung Quốc). Tất cả các hóa chất được sử dụng đạt chuẩn chất lượng cho quy trình phân tích và không cần tinh chế thêm.

2.2. Tổng hợp vật liệu

Vật liệu g-C_3N_4 được tổng hợp bằng cách xử lý nhiệt tiền chất giàu nitơ, bao gồm quá trình trùng hợp nhiệt và phân hủy urea [15]. Quy trình tổng hợp như sau: chén nung có nắp đậy chứa urea được đặt trong lò nung để trùng hợp nhiệt ở 525 °C trong 3 giờ. Sau khi làm nguội đến nhiệt độ phòng, sản phẩm màu vàng (g-C_3N_4) thu được được nghiền thành bột mịn bằng cối mã não.

2.3. Phương pháp phân tích đặc trưng vật liệu và hàm lượng photphat

Tính chất đặc trưng của vật liệu được phân tích bởi phổ nhiễu xạ tia X (XRD), phổ FT-IR và kính hiển vi điện tử quét (SEM). Một trong các sản phẩm cuối cùng của quá trình oxi hóa Glyphosate bằng phương pháp oxi hóa nâng cao là phosphate. Để xác định hàm lượng phosphate bằng phương pháp trắc quang chúng tôi dựa theo tiêu chuẩn TCVN 6202:2008(ISO 6878:2004). Trong môi trường axit, ion PO_4^{3-} sẽ phản ứng với thuốc thử amoni Molipdat để tạo thành phức chất Amoni Photphomolipdat màu vàng. Với sự có mặt của các chất khử $SnCl_2$, dạng phức Amoni Photphomolipdat bị khử thành phức chất Molipden màu xanh dương có bước sóng hấp thụ cực đại tại 695nm

2.4. Phương pháp xử lý glyphosate bằng hệ g-C_3N_4/PMS/Ánh sáng

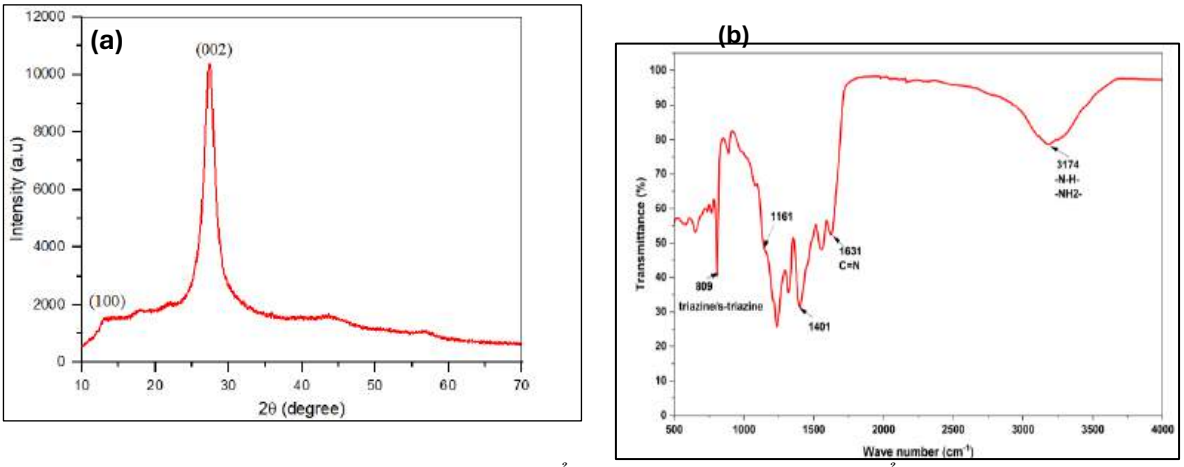
Quá trình hoạt hóa PMS bởi xúc tác g-C_3N_4 được tiến hành tại nhiệt độ phòng (25^oC ± 2). Lấy 45 mL dung dịch Glyphosate 50 mg/L vào cốc thủy tinh 250 mL, điều chỉnh pH = 11 bằng NaOH 0,1M, thêm 25 mg xúc tác g-C_3N_4, tiến hành siêu âm 10 phút để đồng nhất, sau đó đem khuấy trên máy khuấy từ trong 30 phút để đạt cân bằng hấp phụ và giải hấp phụ. Thêm vào 5 mL PMS 5000 mg/L, bật đèn quang xúc tác. Tại các thời điểm phản ứng 1 phút; 3 phút; 5 phút; 7 phút; 10 phút; 20 phút lấy 2,00 mL dung dịch đem ly tâm để loại bỏ xúc tác dư. Lấy 0,50 mL dung dịch sau ly tâm vào bình định mức 5 mL, thêm 0,4 mL dung dịch thuốc thử màu Molipdat và 50 µL dung dịch $SnCl_2$, đem định mức tới vạch bằng nước cất hai lần.

Sau đó để 10 phút rồi tiến hành đo độ hấp thụ quang A ở bước sóng 695 nm. Dung dịch so sánh được chuẩn bị trong điều kiện tương tự như trên nhưng không có Glyphosate. Hiệu quả phân hủy Glyphosate được xác định qua công thức (3). C_t (mM) là nồng độ của phosphate ở thời điểm t xác định. C_o (mM) là nồng độ Glyphosate ban đầu [16]. Trong quá trình tối ưu đơn biến, chúng tôi sẽ thay đổi và tối ưu từng thông số nhưng các thông số còn lại được duy trì cố định.

$$H\% = = \frac{Ct}{Co} \times 100\% \quad (3)$$

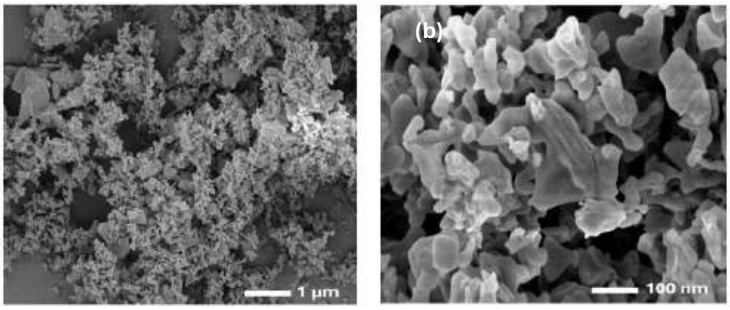
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Khảo sát đặc trưng của vật liệu



Hình 1. Đặc trưng của vật liệu: (a) Phổ XRD của g-C_3N_4,(b) Phổ FTIR của g-C_3N_4

Hình 1a hiển thị các mẫu XRD của chất xúc tác g-C_3N_4 đã được điều chế. Mẫu XRD cho thấy đỉnh tín hiệu yếu xuất hiện ở 13,08° và đỉnh tín hiệu mạnh nằm ở 27,56° được gán cho các mặt phẳng (100) và (002) của g-C_3N_4 phù hợp với kết quả của nghiên cứu trước đó [17]. Các đỉnh đặc trưng ở 27,56° được gán cho đỉnh (002) xếp chồng lớp xen kẽ dày đặc của các đoạn thơm của vật liệu g-C_3N_4. Tín hiệu phản xạ ở 13,08° được cho là đỉnh (100) phát sinh từ sự sắp xếp trong mặt phẳng của các đơn vị tri-s-triazine trên g-C_3N_4 [17, 18]. Hình 1b minh họa cho thấy phổ FT-IR của g-C_3N_4. Dải rộng xuất hiện xung quanh 3100–3300 cm^{-1} là do dao động kéo giãn của các amin bậc nhất (–NH–) và bậc hai ($–NH_2$) chưa ngưng tụ có trong các nhóm amino còn sót lại trên các cạnh của dị vòng C-N [19]. Một số đỉnh hấp thụ trong vùng 1100-1650 cm^{-1} có thể được liên kết với dao động kéo giãn của C–N và C=N [20], các dao động đặc trưng của các đơn vị thơm triazine/s-triazine được xác nhận bằng các đỉnh hấp thụ quan sát được ở 809 cm^{-1}, cho thấy sự tương đồng về kết quả của phổ XRD.



Hình 2. Hình ảnh SEM của vật liệu g-C_3N_4 (a) ở độ phóng đại 20000X (b) ở độ phóng đại 100000X

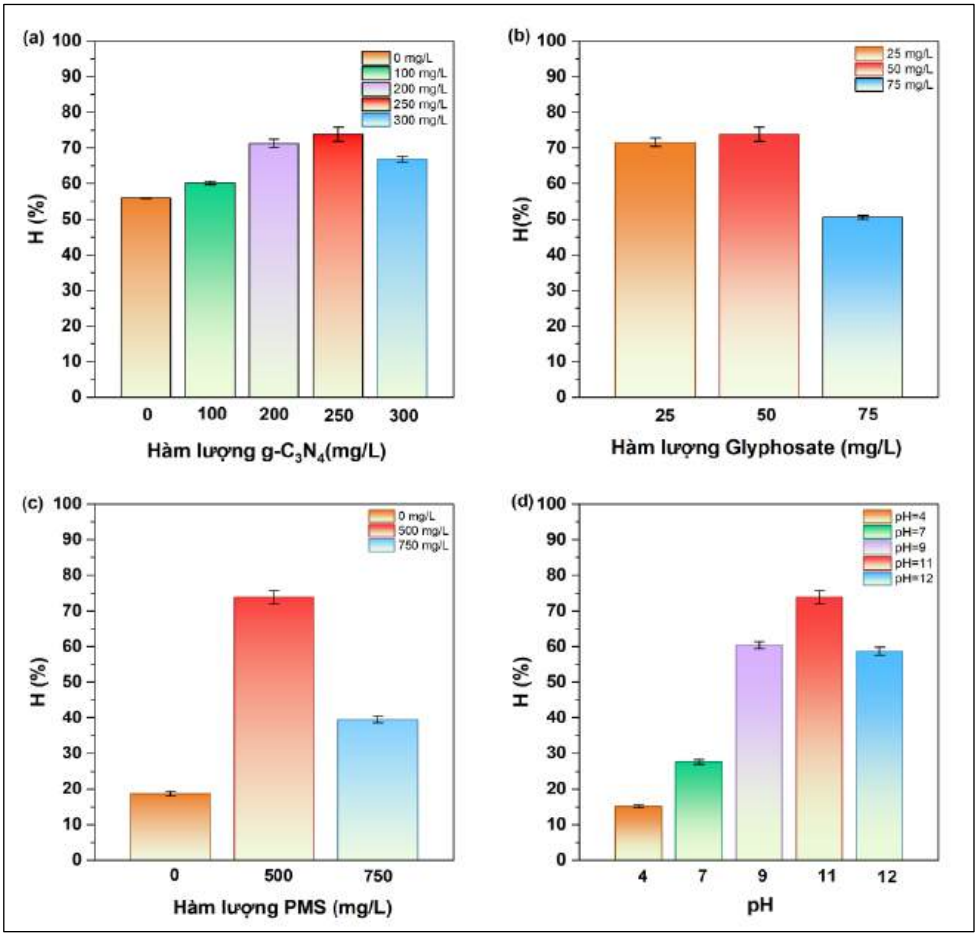
Hình ảnh SEM của vật liệu g-C_3N_4 được tổng hợp từ urea được thể hiện trong Hình 2. Vật liệu có hình thái dạng hạt không đồng nhất với kích thước trung bình trong khoảng từ 0,3 – 0,5 μm. Vật liệu sau khi tổng hợp được đem ứng dụng làm vật liệu quang xúc tác để tiến hành phân huỷ Glyphosate trong vùng ánh sáng nhìn thấy, và để hiệu quả phân tích đạt kết quả tốt nhất, chúng tôi tiến hành khảo sát các điều kiện tối ưu về thời gian phản ứng, về hàm lượng Glyphosate, hàm lượng PMS, hàm lượng vật liệu tham gia xúc tác, độ pH và ảnh hưởng của các chất oxi hóa.

3.2. Khảo sát điều kiện tối ưu phân hủy Glyphosate

Để tìm ra điều kiện tối ưu cho quá trình phân hủy Glyphosate, chúng tôi tiến hành nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng g-C_3N_4 (mg/L), hàm lượng Glyphosate (mg/L), pH, hàm lượng PMS (mg/L) và ảnh hưởng của chất oxy hóa (Hình 3). Các khảo sát được tiến hành tối ưu đơn biến, chỉ một yếu tố thay đổi và các yếu tố còn lại được giữ cố định, thời gian phản ứng của hệ tối ưu là 10 phút.

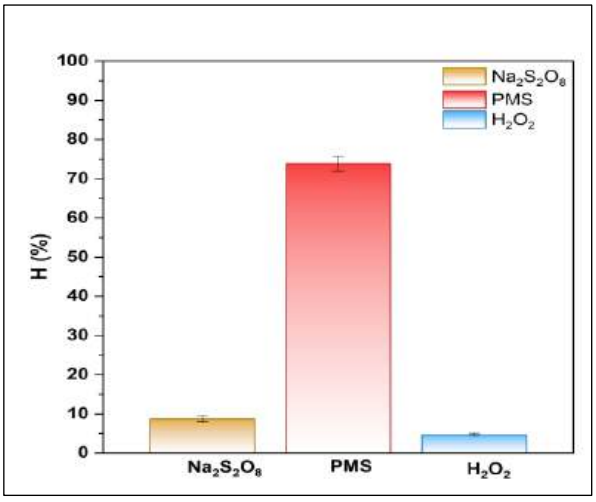
Chúng tôi tiến hành khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng g-C_3N_4 đối với quá trình phân hủy với khối lượng khác nhau từ 0 mg/L đến 300 mg/L (Hình 3a). Kết quả cho thấy từ 0 mg/L tăng đến 250 mg/L cho xu hướng tăng dần về hiệu suất phân tích, tăng từ 56% đến 74%, khi tăng hàm lượng vật liệu lên 300 mg/L thì hiệu suất giảm xuống còn 67%. Do đó, chúng tôi sử dụng hàm lượng g-C_3N_4 là 250 mg/L cho những thí nghiệm tiếp theo. Để khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Glyphosate đối với quá trình phân tích, chúng tôi tiến hành ở 3 nồng độ 250 mg/L, 500 mg/L và 750 mg/L (Hình 3b). Kết quả cho thấy 50 mg/L cho hiệu suất tốt nhất 74% trong khi 25 mg/L đạt được 70% và 75 mg/L đạt được khoảng 50,6%. Nguyên nhân có thể được cho là hàm lượng Glyphosate quá cao có thể khiến Glyphosate bị dư, vượt qua khả năng hoạt hóa của hệ PMS/g-C_3N_4/ ánh sáng và gây cản trở quá trình Glyphosate phân hủy thành phophate. Ảnh hưởng của hàm lượng PMS cũng đã được khảo sát (Hình 3c). Khi hàm lượng PMS tăng lên (0– 500 mg/L), hiệu quả phân hủy Glyphosate tăng đáng kể từ 19,6% lên 74%. Như vậy, ở nồng độ chất gây ô nhiễm và liều lượng chất xúc tác cố định, lượng PMS càng nhiều sẽ tạo ra càng nhiều gốc tự do như gốc sunphate và gốc hydroxyl. Khi hàm lượng PMS tăng lên 750 mg/L, hiệu quả phân hủy Glyphosate bị giảm. Điều này có thể được giải thích là do quá nhiều PMS làm gia tăng HSO_5^-, SO_5^{2-} gây ra các quá trình phản ứng với các gốc oxi hóa khác bởi HSO_5^-, SO_5^{2-} [21, 22].

Sự thay đổi độ pH của dung dịch trong quá trình phân hủy Glyphosate cũng đã được nghiên cứu (Hình 3d). Đáng chú ý, trong khoảng pH từ 4-11, hiệu suất phân hủy Glyphosate có xu hướng tăng dần. Trong đó sự thay đổi rõ rệt nhất là từ pH=7 (28%) đến pH= 9 (60%). Ở pH = 11, hiệu suất phân hủy đạt kết quả tốt nhất và ở pH =12 thì bị giảm xuống ít hơn 15% so với hiệu suất phân hủy tại pH = 11. Như vậy, g-C_3N_4 có thể kích hoạt PMS trên một phạm vi pH rộng từ môi trường axit, trung tính và kiềm, tuy nhiên môi trường kiềm pH ≥ 12 có thể làm mất dạng HSO_5^- ở PMS; do đó, cản trở việc hình thành $^1O_2$ [20] khiến gốc tự do chính trong dung dịch là gốc hydroxyl (*OH) với hoạt tính oxy hóa yếu hơn và từ đó làm giảm hiệu quả phân hủy Glyphosate.



Hình 3. Các điều kiện ảnh hưởng của (a) hàm lượng g-C_3N_4 (mg/L), (b) hàm lượng Glyphosate (mg/L), (c) pH, (d) hàm lượng PMS (mg/L) đến hiểu quả phân hủy của Glyphosate

Các chất oxy hóa như PMS, H_2O_2 và $Na_2S_2O_8$ thường được sử dụng làm chất oxy hóa trong các quá trình oxy hóa tiên tiến. Do vậy, chúng tôi tiến hành so sánh hiệu quả phân hủy Glyphosate của PMS với H_2O_2 và $Na_2S_2O_8$, khảo sát sử dụng các chất oxy hóa với nồng độ như nhau (16,27 mM) và giữ cố định các điều kiện tối ưu đã được khảo sát.



Hình 4. Ảnh hưởng của chất oxy hóa

Như thể hiện trong (Hình 4), hiệu quả phân hủy Glyphosate bởi các chất oxy hóa này theo thứ tự PMS > $Na_2S_2O_8$ > H_2O_2. Hiệu quả phân hủy Glyphosate khi kích hoạt PMS đạt 74%, cao hơn nhiều so với H_2O_2 (4,46%) và $Na_2S_2O_8$ (9 %). Cấu trúc bất đối xứng của PMS sẽ dễ bị kích hoạt hơn H_2O_2 và $Na_2S_2O_8$ trong phạm vi pH rộng. Ngoài ra, H_2O_2 và $Na_2S_2O_8$ so với PMS kém ổn định hơn trong môi trường kiềm mạnh đặc biệt H_2O_2 chỉ hoạt động tốt trong môi trường acid, do đó làm giảm quá trình hoạt hóa của H_2O_2 và $Na_2S_2O_8$.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tổng hợp thành công vật liệu cấu trúc g-C_3N_4 có cấu trúc xốp được tổng hợp từ urea bằng quy trình nung một bước urea và được ứng dụng làm chất xúc tác quang phân huỷ Glyphosatephosat trong nước. Vật liệu tổng hợp được có hình thái học dạng hạt với kích thước khoảng 0,3 – 0,5 µm. Ảnh hưởng của một số yếu tố đến khả năng phân huỷ Glyphosate đã khảo sát như hệ xúc tác, liều lượng xúc tác, nồng độ PMS, pH dung dịch . Vật liệu đạt được hiệu suất phân hủy là 74% trong điều kiện tối ưu như hàm lượng xúc tác 250 mg/L g-C_3N_4, 500 mg/L PMS, 50 mg/L Glyphosate, pH=11 và nhiệt độ 25^oC.

Tài liệu tham khảo

1. Castrejón-Godínez, M. L., Tovar-Sánchez, E., Valencia-Cuevas, L., Rosas-Ramírez, M. E., Rodríguez, A., & Mussali-Galante, P. (2021). Glyphosate Pollution Treatment and Microbial Degradation Alternatives, a Review. *Microorganisms*, *9*(11), 2322.
2. Sun, M., Li, H., & Jaisi, D. P. (2019). Degradation of glyphosate and bioavailability of phosphorus derived from glyphosate in a soil-water system. *Water Research*, *163*, 114840.
3. Wang, J. L., & Xu, L. J. (2012). Advanced Oxidation Processes for Wastewater Treatment: Formation of Hydroxyl Radical and Application. *Critical Reviews in Environmental Science and Technology*, *42*(3), 251–325.
4. Villamar-Ayala, C. A., Carrera-Cevallos, J. V., Vasquez-Medrano, R., & Espinoza-Montero, P. J. (2019). Fate, eco-toxicological characteristics, and treatment processes applied to water polluted with glyphosate: A critical review. *Critical Reviews in Environmental Science and Technology*, *49*(16), 1476–1514.
5. Yang, S., Wang, P., Yang, X., Shan, L., Zhang, W., Shao, X., & Niu, R. (2010). Degradation efficiencies of azo dye Acid Orange 7 by the interaction of heat, UV and anions with common oxidants: Persulfate, peroxymonosulfate and hydrogen peroxide. *Journal of Hazardous Materials*, *179*(1–3), 552–558.
6. Dong, J., Zhang, Y., Hussain, M. I., Zhou, W., Chen, Y., & Wang, L.-N. (2021). g-C3N4: Properties, Pore Modifications, and Photocatalytic Applications. *Nanomaterials*, *12*(1), 121.
7. Li, Y., Liu, Z., Li, Z., & Wang, Q. (2022). Renewable biomass-derived carbon-supported g-C3N4 doped with Ag for enhanced photocatalytic reduction of CO2. *Journal of Colloid and Interface Science*, *606*, 1311–1321.
8. Kumar, A., Kashyap, S., Sharma, M., & Krishnan, V. (2022). Tuning the surface and optical properties of graphitic carbon nitride by incorporation of alkali metals (Na, K, Cs and Rb): Effect on photocatalytic removal of organic pollutants. *Chemosphere*, *287*, 131988.
9. Wang, Y., Wang, H., Chen, F., Cao, F., Zhao, X., Meng, S., & Cui, Y. (2017). Facile synthesis of oxygen doped carbon nitride hollow microsphere for photocatalysis. *Applied Catalysis B: Environmental*, *206*, 417–425.

10. Guo, S., Tang, Y., Xie, Y., Tian, C., Feng, Q., Zhou, W., & Jiang, B. (2017). P-doped tubular g-C3N4 with surface carbon defects: Universal synthesis and enhanced visible-light photocatalytic hydrogen production. *Applied Catalysis B: Environmental*, *218*, 664–671.
11. Tian, B., Wu, Y., & Lu, G. (2021). Metal-free plasmonic boron phosphide/graphitic carbon nitride with core-shell structure photocatalysts for overall water splitting. *Applied Catalysis B: Environmental*, *280*, 119410.
12. Zhao, H., Jiang, Z., Xiao, K., Sun, H., Chan, H. S., Tsang, T. H., Wong, P. K. (2021). Photo-assisted separation of noble-metal-free oxidation and reduction cocatalysts for graphitic carbon nitride nanosheets with efficient photocatalytic hydrogen evolution. *Applied Catalysis B: Environmental*, *280*, 119456.
13. Gu, J., Guo, R., Miao, Y., Liu, Y., Wu, G., Duan, C., & Pan, W. (2021). Construction of full spectrum-driven CsxWO3/g-C3N4 heterojunction catalyst for efficient photocatalytic CO2 reduction. *Applied Surface Science*, *540*, 148316.
14. Liu, R., Bie, Y., Qiao, Y., Liu, T., & Song, Y. (2019). Design of g-C3N4/TiO2 nanotubes heterojunction for enhanced organic pollutants degradation in waste water. *Materials Letters*, *251*, 126–130.
15. Zhao, S., Chen, S., Yu, H., & Quan, X. (2012). G-C3N4/TiO2 hybrid photocatalyst with wide absorption wavelength range and effective photogenerated charge separation. *Separation and Purification Technology*, *99*, 50–54.
16. Dung, N. T., Thao, V. D., & Huy, N. N. (2021). Decomposition of glyphosate in water by peroxymonosulfate activated with CuCoFe-LDH material. *Vietnam Journal of Chemistry*, *59*(6), 813–822.
17. Xuan, T. N., Thi, D. N., Ngoc, T. N., Quoc, K. D., Németh, M., Mukhtar, S., & Horváth, O. (2023). Effect of Ruthenium Modification of g-C3N4 in the Visible-Light-Driven Photocatalytic Reduction of Cr(VI). *Catalysts*, *13*(6), 964.
18. Dung, N. T., Hanh, P. T. H., Thao, V. D., Ngan, L. V., Thuy, N. T., Thanh, D. T. M., Huy, N. N. (2023). Decomposition and mineralization of glyphosate herbicide in water by radical and non-radical pathways through peroxymonosulfate activation using Co_3O_4/g-C_3N_4: A comprehensive study. *Environmental Science: Water Research & Technology*, *9*(1), 221–234.
19. Mohini, R., & Lakshminarasimhan, N. (2016). Coupled semiconductor nanocomposite g-C_3N_4 /TiO_2 with enhanced visible light photocatalytic activity. *Materials Research Bulletin*, *76*, 370–375.
20. Chang, F., Zhang, J., Xie, Y., Chen, J., Li, C., Wang, J., Hu, X. (2014). Fabrication, characterization, and photocatalytic performance of exfoliated g-C3N4–TiO2 hybrids. *Applied Surface Science*, *311*, 574–581.
21. Xue, L., Hao, L., Ding, H., Liu, R., Zhao, D., Fu, J., & Zhang, M. (2021). Complete and rapid degradation of glyphosate with Fe3Ce1Ox catalyst for peroxymonosulfate activation at room temperature. *Environmental Research*, *201*, 111618.
22. Isari, A. A., Moradi, S., Rezaei, S. S., Ghanbari, F., Dehghanifard, E., & Kakavandi, B. (2021). Peroxymonosulfate catalyzed by core/shell magnetic ZnO photocatalyst towards malathion degradation: Enhancing synergy, catalytic performance and mechanism. *Separation and Purification Technology*, *275*, 119163.

Synthesis of photocatalytic material g-C_3N_4 and application for Glyphosate decomposition in aqueous environment

Abtracts: In this study, g-C3N4 has a porous structure synthesized from urea by a one-step calcination process and applied as a photocatalyst for the degradation of Glyphosate in the visible light region. The properties of the material were analyzed by XRD, FT-IR and SEM. The influence of several factors on the degradability of Glyphosate such as catalytic system, catalytic dose, PMS concentration, solution pH was studied. The results showed that Glyphosate was degraded with a decomposition efficiency of 74% under optimal conditions such as catalytic content of 250 mg/L g-C3N4, 500 mg/L PMS, 50 mg/L Glyphosate, pH=11 and temperature of 25°C.

Key words: *Photocatalysts, g-C3N4, PMS; Glyphosate; visible.*

Nghiên cứu tổng hợp và khảo sát các đặc trưng tính chất của vật liệu nano lưỡng kim trên nền SiO_2 xốp

Đỗ Như Kiên[1*], Đỗ Đình Trung[2], Vũ Đình Thảo[3], Hoàng Thị Tuệ Minh[3], Nguyễn Phương Thảo[3]

[1]Học viên Cao học, Hệ QLHVSĐH, HVKTQS

[2]Viện Độ bền Nhiệt đới, Trung tâm Nhiệt đới Việt-Nga

[3]Giáo viên, bộ môn KTMT, Khoa Hoá - Lý kỹ thuật, HVKTQS

** Email:: kien612mta@gmail.com, Tel: 0325810684*

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, vật liệu silica xốp cấu trúc sợi tỏa tâm (KCC-1) đã được tổng hợp bằng phương pháp thủy nhiệt và được biến tính bề mặt bằng hợp chất cơ silic 3-aminopropyltriethoxysilane (APTES). Các hạt nano lưỡng kim Ag–Cu được neo giữ trên bề mặt KCC-1-NH_2 bằng phương pháp hấp phụ ion kim loại kết hợp khử hóa học bằng $NaBH_4$. Vật liệu thu được được đặc trưng bằng SEM/TEM, EDX và BET. Kết quả cho thấy các hạt nano kim loại phân bố tốt trên bề mặt silica xốp, có kích thước nano nhỏ và ít kết tụ. Vật liệu Ag–Cu/KCC-1 có tiềm năng ứng dụng trong lớp phủ kháng vi sinh vật biển.

Từ khóa: *silica xốp, nano bạc, nano đồng, vật liệu lưỡng kim, lớp phủ kháng khuẩn.*

1. Đặt vấn đề

Trong môi trường nước biển, hiện tượng bám dính của sinh vật trên bề mặt vật liệu là một trong những nguyên nhân chính gây suy giảm độ bền và tuổi thọ của các công trình và thiết bị. Sự bám dính của vi khuẩn, vi tảo và các sinh vật biển bậc cao không những làm tăng tốc độ ăn mòn sinh học mà còn làm gia tăng lực cản thủy động, tiêu hao năng lượng và chi phí vận hành của tàu thuyền, đường ống và kết cấu ngoài khơi. Do đó, việc nghiên cứu các vật liệu phủ có khả năng ức chế vi sinh vật đang thu hút nhiều sự quan tâm trong những năm gần đây[1, 2].

Các vật liệu chứa kim loại chuyển tiếp, đặc biệt là bạc (Ag) và đồng (Cu)[3, 4], được biết đến như các tác nhân kháng khuẩn hiệu quả. Cơ chế hoạt động của các hạt nano kim loại này liên quan đến khả năng giải phóng ion kim loại, phá hủy cấu trúc màng tế bào, bất hoạt enzyme và tạo các gốc oxy hóa hoạt tính (ROS), dẫn đến ức chế hoặc tiêu diệt vi sinh vật[1, 5 và 6]. Tuy nhiên, việc sử dụng trực tiếp các hạt nano kim loại thường gặp hạn chế do xu hướng kết tụ, khó phân tán trong nền polymer và sự giải phóng ion không kiểm soát, làm giảm hiệu quả sử dụng lâu dài.

Để khắc phục các hạn chế trên, nhiều nghiên cứu đã sử dụng vật liệu silica xốp làm chất mang để cố định các hạt nano kim loại. Silica mesoporous có diện tích bề mặt lớn, độ bền hóa học cao và dễ biến tính bề mặt, giúp phân tán tốt các hạt nano kim loại và kiểm soát quá trình giải phóng ion. Gần đây, vật liệu silica xốp dạng cầu sợi tỏa tâm KCC-1 (Kumar–Chaudhuri–Chaudhuri-1)[2] được quan tâm đặc biệt do cấu trúc mao quản mở và diện tích bề mặt rất lớn, tạo điều kiện thuận lợi cho việc neo giữ và phân bố đồng đều các hạt nano kim loại.

Ngoài ra, việc chức năng hóa bề mặt silica bằng các nhóm amin thông qua các silane hữu cơ (như 3-aminopropyltriethoxysilane, APTES) cho phép hình thành liên kết phối trí với ion kim loại, giúp tăng khả năng hấp phụ, hạn chế kết tụ và ổn định các hạt nano sau khi khử [5-8]. Đặc biệt, các hệ lưỡng kim Ag–Cu cho thấy hiệu ứng hiệp đồng, trong đó bạc thể hiện

hoạt tính kháng khuẩn mạnh, còn đồng thúc đẩy quá trình tạo ROS, góp phần nâng cao hiệu quả kháng vi sinh vật so với các hệ đơn kim loại.

Tuy nhiên, các nghiên cứu về vật liệu lưỡng kim Ag–Cu trên nền silica xốp cấu trúc sợi tỏa tâm KCC-1, đặc biệt hướng đến ứng dụng trong lớp phủ polymer chống vi sinh vật biển, hiện vẫn còn hạn chế.

Trong nghiên cứu này, vật liệu silica xốp KCC-1 được tổng hợp bằng phương pháp thủy nhiệt, sau đó được chức năng hóa bằng nhóm amin và tải các hạt nano lưỡng kim Ag–Cu thông qua quá trình hấp phụ ion kim loại kết hợp khử hóa học. Các đặc trưng cấu trúc, hình thái và thành phần của vật liệu được khảo sát nhằm đánh giá khả năng ứng dụng của vật liệu làm phụ gia chức năng cho lớp phủ polymer chống bám sinh vật biển.

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất và dụng cụ

Tetraethyl orthosilicate (TEOS, 98%), 3-aminopropyltriethoxysilane (APTES), sliver nitrate ($AgNO_3$), copper(II) nitrate trihydrate ($Cu(NO_3)_2.3H_2O$), sodium borohydride ($NaBH_4$), cetylpyridinium bromide (CPB), urea, n-butanol, cyclohexane, toluene, ethanol, dichloromethane (CH_2Cl_2), chloroform ($CHCl_3$) và các dung môi khác được sử dụng ở cấp độ tinh khiết phân tích (PA) và dùng trực tiếp không qua tinh chế. Nước khử ion được sử dụng trong toàn bộ quá trình thí nghiệm. Thiết bị thủy nhiệt sử dụng autoclave lót teflon, bếp khuấy từ gia nhiệt, tủ sấy và lò nung điện trở.

2.2. Tổng hợp silica xốp KCC-1[9]

Silica xốp KCC-1 được tổng hợp theo phương pháp thủy nhiệt trong hệ vi nhũ tương dầu/nước. Trước hết, 1,0 g CPB và 0,6 g urea được hòa tan trong 30 mL nước khử ion dưới khuấy từ. Sau đó, hỗn hợp 30 mL cyclohexane và 1.5 mL n-pentanol được thêm vào để tạo hệ vi nhũ tương. Tiếp theo, 2,5 mL TEOS được nhỏ giọt chậm vào dung dịch dưới khuấy mạnh và tiếp tục khuấy trong 30 phút để xảy ra quá trình thủy phân – ngưng tụ sơ bộ của tiền chất silica. Hỗn hợp phản ứng được chuyển vào bình phản ứng autoclave lót teflon và tiến hành thủy nhiệt ở 120 °C trong 5 giờ. Sau khi phản ứng kết thúc, sản phẩm được làm nguội tự nhiên về nhiệt độ phòng, lọc chân không và rửa nhiều lần bằng nước khử ion và ethanol để loại bỏ các chất hoạt động bề mặt.

Mẫu sau đó được sấy ở 80 °C qua đêm, tiếp theo nung trong không khí ở 550 °C trong 5 giờ (tốc độ gia nhiệt 1–2 °C/phút) để loại bỏ hoàn toàn chất định hình mao quản, thu được bột KCC-1 màu trắng.

2.3. Chức năng hóa nhóm amin trên KCC-1[9]

Nhằm tạo tâm neo giữ ion kim loại, bề mặt silica được biến tính bằng APTES. Cụ thể, 1 g KCC-1 được phân tán trong 100 mL toluene khan bằng siêu âm 20 phút, sau đó thêm 0,3 g APTES. Hỗn hợp được khuấy và hồi lưu ở 110–111 °C trong 12 giờ. Sau phản ứng, vật liệu được lọc và rửa tuần tự: chloroform, dichloromethane, ethanol. Mẫu được sấy ở 80 °C trong 12 giờ, thu được vật liệu KCC-1-NH_2.

2.4. Tải hạt nano lưỡng kim Ag–Cu lên KCC-1-NH_2[9]

0,5 g KCC-1-NH_2 được phân tán trong 50 mL nước khử ion bằng siêu âm 15 phút. Dung dịch chứa ion kim loại được chuẩn bị riêng bằng cách hòa tan $AgNO_3$ và $Cu(NO_3)_2.3H_2O$ với hàm lượng kim loại khoảng 9% khối lượng so với chất mang. Dung dịch kim loại được thêm từ từ vào huyền phù KCC-1-NH_2 và khuấy liên tục trong 1 giờ ở nhiệt độ phòng để các ion Ag^+ và Cu^{2+} tạo phức với nhóm –NH_2 trên bề mặt silica.

Sau giai đoạn hấp phụ, dung dịch $NaBH_4$ (0.05 M, làm lạnh 0–5 °C) được nhỏ giọt chậm vào hệ phản ứng dưới khuấy mạnh. Quá trình khử xảy ra theo các phản ứng:

$$Ag^+ \rightarrow Ag^0$$

$$Cu^{2+} \rightarrow Cu^0$$

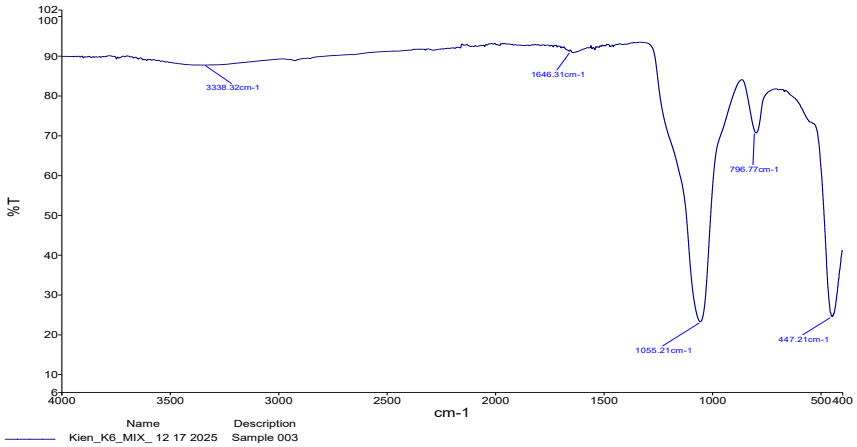
Sau khi khử hoàn toàn, vật liệu được lọc, rửa bằng nước khử ion và ethanol nhiều lần cho đến khi dung dịch rửa không còn ion kim loại, sau đó sấy ở 60 °C trong 12 giờ, thu được vật liệu Ag–Cu/KCC-1-NH_2.

2.5. Phương pháp xác định đặc trưng vật liệu

Đánh giá nhóm chức của vật liệu được xác định qua phổ hồng ngoại (FT-IR). Cấu trúc hạt được khảo sát bằng hiển vi điện tử truyền qua (TEM) và phổ nhiễu xạ tia X (EDX). Thành phần nguyên tố được xác định bằng phổ tán xạ năng lượng tia X (EDX). Diện tích bề mặt riêng và đặc trưng mao quản được xác định bằng phương pháp hấp phụ – khử hấp phụ N_2 ở 77 K theo mô hình BET.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đánh giá nhóm chức vật liệu (FT-IR)



Hình 1. Phổ FT-IR của vật liệu

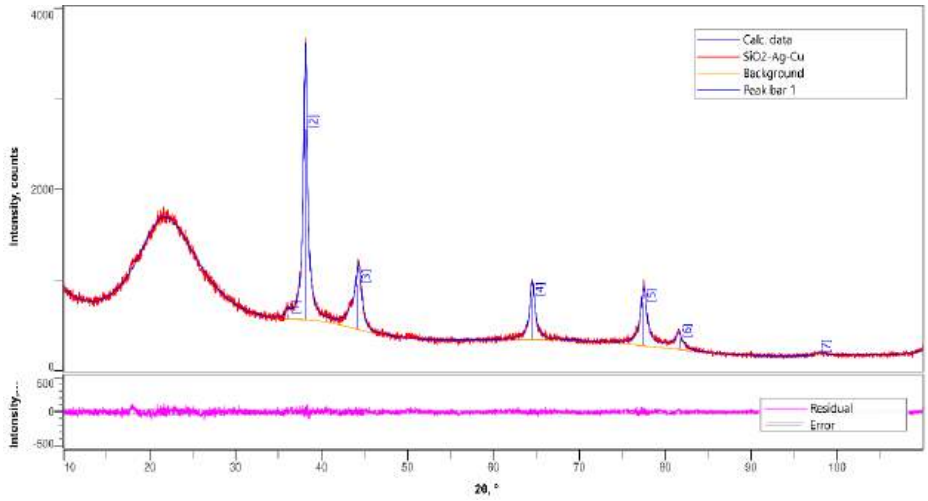
Phổ hồng ngoại (FT-IR) của vật liệu KCC-1/NH_2/Ag–Cu cho thấy các dải hấp thụ đặc trưng của khung silica mao quản vẫn được giữ nguyên sau các bước biến tính và mang kim loại. Dải hấp thụ rộng tại 3338 cm^{-1} được gán cho dao động kéo giãn của nhóm silanol bề mặt (Si–OH) chồng lấp với dao động N–H của nhóm amin. So với silica ban đầu, dải này bị mở rộng và dịch chuyển về số sóng thấp, chứng tỏ các nhóm –NH_2 đã tham gia tương tác phối trí với ion kim loại Ag^+/Cu^{2+} trên bề mặt vật liệu.

Đỉnh tại 1646 cm^{-1} được quy cho dao động uốn của liên kết N–H, đồng thời có sự đóng góp của dao động uốn H–O–H của nước hấp phụ trong mao quản, cho thấy sự hiện diện của các nhóm amin sau quá trình biến tính bằng APTES.

Dải hấp thụ mạnh tại 1055 cm^{-1} đặc trưng cho dao động kéo giãn bất đối xứng của liên kết Si–O–Si trong mạng silica. Ngoài ra, các đỉnh tại 796 cm^{-1} và 447 cm^{-1} lần lượt tương ứng với dao động kéo giãn đối xứng và dao động uốn của khung Si–O–Si. Sự xuất hiện rõ ràng của các dải này chứng tỏ cấu trúc silica dạng sợi của KCC-1 vẫn được bảo toàn sau khi gắn nhóm amin và tải kim loại.

Không quan sát thấy các dải hấp thụ riêng biệt của Ag hoặc Cu trong vùng hồng ngoại. Điều này phù hợp với bản chất kim loại không hoạt động hồng ngoại. Tuy nhiên, sự thay đổi của dải $–NH_2$ (3338 cm^{-1}) chứng minh các hạt kim loại đã được neo giữ trên bề mặt vật liệu thông qua liên kết phối trí với nhóm amin. Kết quả FT-IR khẳng định quá trình amin hóa và cố định lưỡng kim Ag–Cu trên nền KCC-1 đã diễn ra thành công mà không làm phá hủy cấu trúc mao quản của silica.

3.2. Phổ nhiễu xạ tia X (XRD)



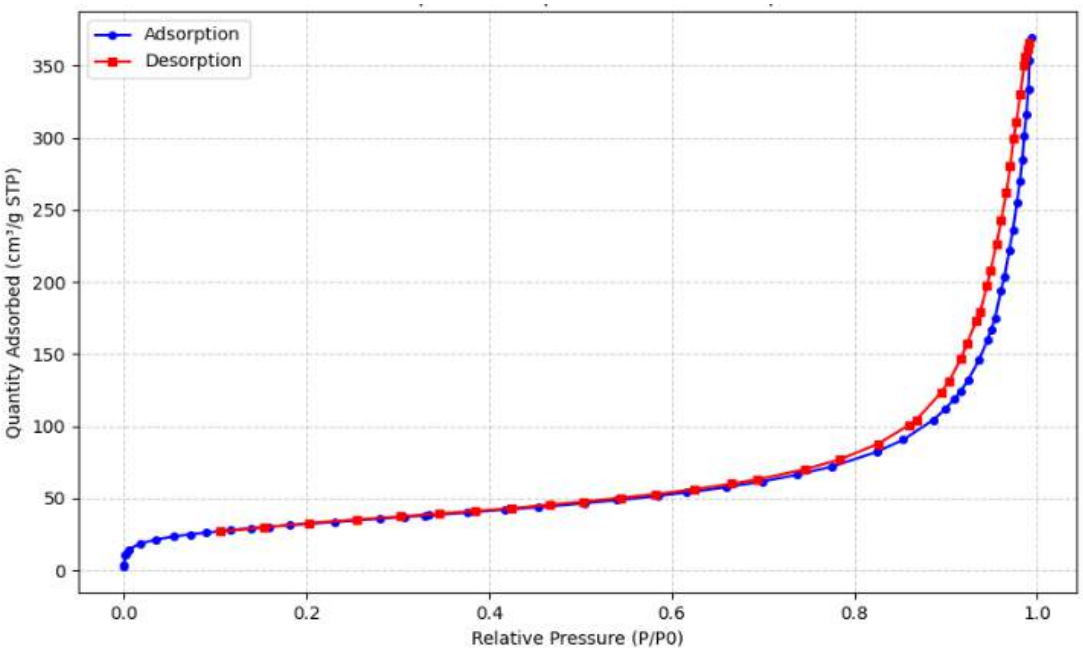
Hình 2. Phổ nhiễu xạ tia X của vật liệu

Giản đồ nhiễu xạ tia X của vật liệu cho thấy ban đầu xuất hiện đỉnh nhiễu xạ rộng tại khoảng $2\theta \approx 22°$, đặc trưng cho cấu trúc silica vô định hình, phù hợp với các báo cáo trước đây về vật liệu KCC-1.

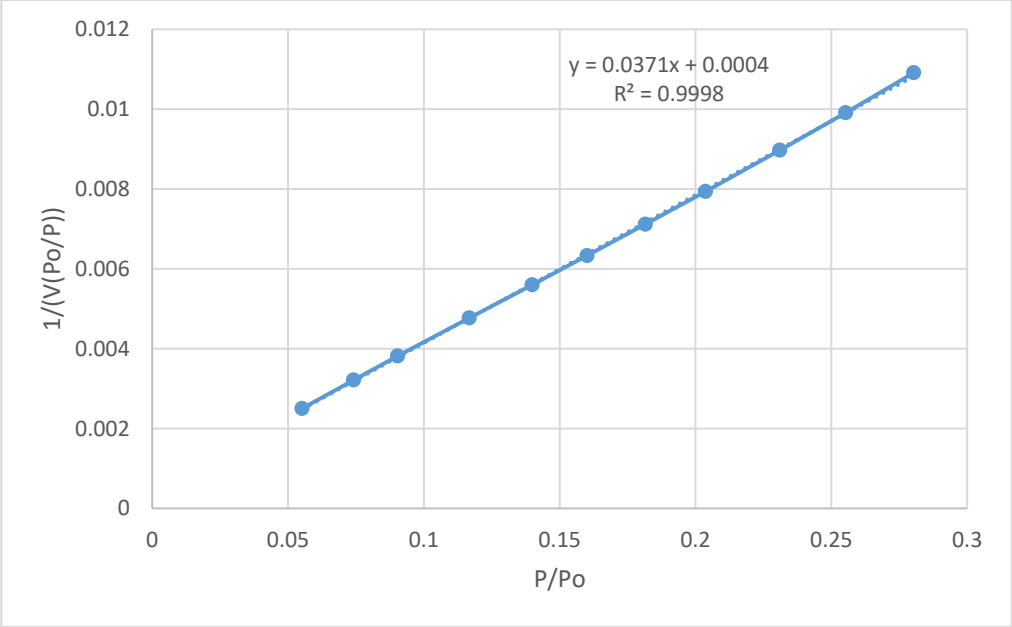
Sau khi cố định Ag và Cu, ngoài đỉnh nền của SiO_2, xuất hiện các đỉnh nhiễu xạ tại khoảng $2\theta \approx 38°$, 44° và 64°, tương ứng với các mặt tinh thể (111), (200) và (220) của Ag kim loại cấu trúc lập phương tâm diện (fcc). Đồng thời, các đỉnh tại khoảng 43° và 50° có thể gán cho Cu^0, cho thấy sự hình thành pha kim loại nano trên nền silica.

Đáng chú ý, các đỉnh kim loại có cường độ tương đối thấp và độ rộng lớn, chứng tỏ kích thước hạt kim loại ở thang nano và phân tán tốt trên bề mặt KCC-1. Không quan sát thấy đỉnh tạp, cho thấy quá trình tổng hợp đạt độ tinh khiết cao.

3.3. Diện tích bề mặt riêng (BET)



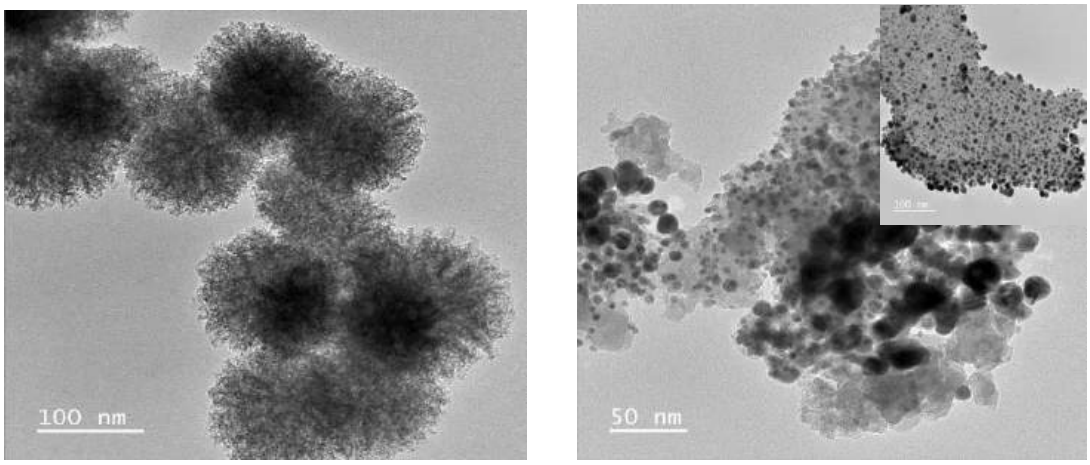
Hình 3. Đường hấp phụ - giải hấp khí N2 của vật liệu KCC-1/NH_2/Ag-Cu



Hình 4. Ảnh TEM của vật liệu KCC-1 và KCC-1/NH_2/Ag-Cu

Diện tích bề mặt riêng của KCC-1 được xác định theo phương pháp BET đạt 211,40 m^2/g. Sau khi biến tính amin và tải lưỡng kim Ag–Cu, diện tích giảm xuống còn 116,10 m^2/g. Sự suy giảm đáng kể về diện tích bề mặt (~45%) cho thấy các hạt kim loại đã được phân tán và chiếm giữ một phần hệ mao quản của vật liệu. Đường đẳng nhiệt hấp phụ–khử hấp phụ N_2 vẫn thuộc dạng IV, đặc trưng cho vật liệu xốp, chứng tỏ cấu trúc silica không bị sụp đổ sau quá trình tải kim loại. Hệ số tương quan tuyến tính cao ($R^2 \approx 0,9998$) xác nhận độ tin cậy của phép tính BET.

3.4. Kính hiển vi điện tử truyền qua (TEM)



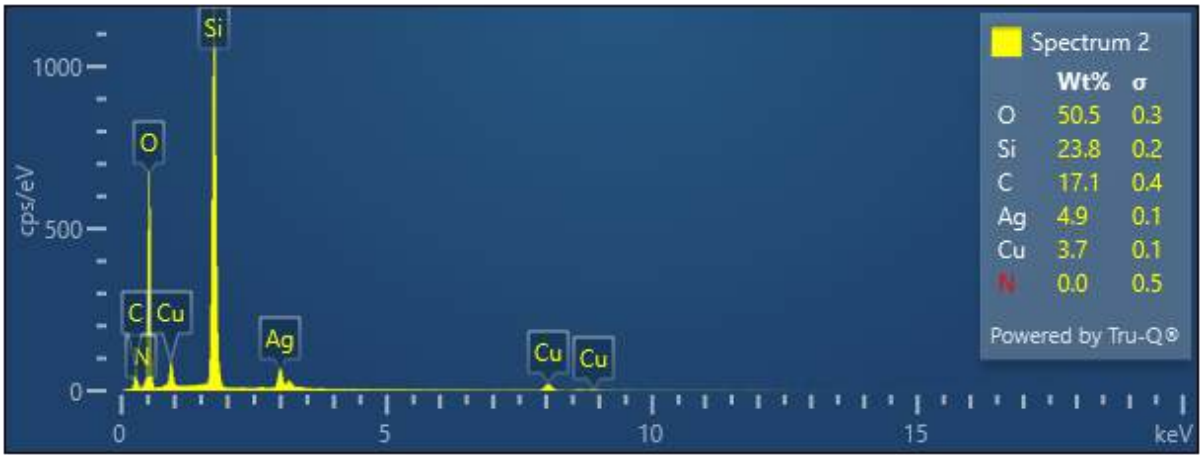
a) Mẫu KCC-1 b) Mẫu KCC-1/NH_2/Ag-Cu

Hình 5. Ảnh TEM của vật liệu KCC-1 và KCC-1/NH_2/Ag-Cu

Ảnh TEM của vật liệu KCC-1 ban đầu cho thấy cấu trúc cầu sợi đặc trưng với hệ mao quản dạng sợi phân bố theo hướng xuyên tâm từ tâm ra bề mặt ngoài. Các sợi silica đan xen tạo nên cấu trúc ba chiều xốp mở, thể hiện rõ qua sự chênh lệch độ tương phản giữa vùng trung tâm (đậm màu hơn) và vùng rìa ngoài (nhạt hơn). Hình thái này phù hợp với cấu trúc đặc trưng của silica mao quản dạng sợi, chứng tỏ quá trình tổng hợp KCC-1 đã thành công và không xảy ra hiện tượng sụp đổ cấu trúc.

Sau khi tải Ag–Cu, cấu trúc sợi xuyên tâm của KCC-1 vẫn được bảo toàn, cho thấy quá trình biến tính bề mặt và khử ion kim loại không làm phá vỡ khung silica. Trên bề mặt vật liệu xuất hiện nhiều hạt tối màu dạng gần cầu, tương ứng với các hạt nano kim loại do có mật độ electron cao hơn silica. Các hạt kim loại phân bố khá đồng đều trên mạng sợi silica và ít xảy ra hiện tượng kết tụ mạnh. Kích thước hạt ước tính trong khoảng khoảng 10–20 nm, phù hợp với kích thước tinh thể xác định từ giản đồ XRD. Sự phân tán tốt của các hạt nano Ag–Cu trên nền KCC-1 cho thấy vật liệu silica sợi đóng vai trò là chất mang hiệu quả, cung cấp diện tích bề mặt lớn và nhiều vị trí neo giữ, giúp ổn định các hạt kim loại và hạn chế sự kết tụ. Điều này có ý nghĩa quan trọng trong việc nâng cao hoạt tính xúc tác của hệ vật liệu.

3.5. Phổ tán xạ năng lượng tia X (EDX)



Hình 6. Phổ tán xạ tia X của vật liệu KCC-1/NH_2/Ag-Cu

Phổ EDX của vật liệu cho thấy sự xuất hiện đồng thời của các nguyên tố Si và O với hàm lượng lần lượt 23,8 wt% và 50,5 wt%, phù hợp với thành phần của khung SiO_2. Sự hiện diện rõ ràng của các đỉnh Ag và Cu xác nhận quá trình tải lưỡng kim đã diễn ra thành công. Hàm lượng Ag và Cu đạt tương ứng 4,9 wt% và 3,7 wt%, tổng kim loại khoảng 8,6 wt%, cho thấy mức tải trung bình và không gây che phủ hoàn toàn hệ mao quản, phù hợp với kết quả BET khi diện tích bề mặt vẫn duy trì ở mức 116 m^2/g.

Tỷ lệ Ag/Cu tính theo khối lượng xấp xỉ 1,3, cho thấy hai kim loại được phân bố tương đối cân bằng trên nền silica. Sự tồn tại đồng thời của Ag và Cu trong phổ EDX, kết hợp với quan sát TEM về các hạt tối phân tán trên bề mặt, củng cố giả thuyết về sự hình thành hệ nano lưỡng kim trên cấu trúc fibrous của KCC-1.

Tín hiệu N không được ghi nhận rõ trong phổ EDX. Điều này có thể được giải thích bởi giới hạn phát hiện của kỹ thuật đối với các nguyên tố nhẹ (Z thấp) và hàm lượng nhóm amin tương đối nhỏ so với nền silica và pha kim loại. Do đó, sự vắng mặt của N trong EDX không loại trừ sự tồn tại của nhóm chức bề mặt.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, vật liệu nano lưỡng kim Ag–Cu trên nền silica xốp đã được tổng hợp thành công thông qua phương pháp biến tính amin (APTES) và khử hóa học. Kết quả phân tích FT-IR cho thấy nhóm chức amin đã giữ Ag và Cu trên bề mặt silica. Phổ XRD xác nhận sự hình thành pha tinh thể có kích thước khoảng 13 nm; TEM minh họa các hạt kim loại phân tán đồng đều trên nền silica mà không làm sụp đổ cấu trúc sợi KCC-1. Phân tích BET cho thấy diện tích bề mặt giảm sau khi tải kim loại, chứng tỏ các hạt Ag–Cu chiếm giữ hệ mao quản silica, đồng thời vẫn duy trì cấu trúc xốp. Phổ EDX xác nhận sự hiện diện của cả Ag và Cu với tỷ lệ cân bằng tương đối, củng cố bằng chứng cho hệ nano lưỡng kim Ag–Cu/silica. Những đặc tính này gợi ý khả năng ứng dụng rộng rãi của vật liệu trong các hệ phủ chống vi sinh vật, kiểm soát màng sinh học và chống bám dính sinh học trong môi trường biển hoặc môi trường công nghiệp. Các kết quả thu được tạo nền tảng để phát triển sâu hơn về ứng dụng chống vi sinh vật biển và các vật liệu chức năng tương tự trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

[1] M. Ugalde-Arbizu *et al.*, “Antibacterial Properties of Mesoporous Silica Nanoparticles Modified with Fluoroquinolones and Copper or Silver Species,” *Pharmaceuticals*, vol. 16, no. 7, 2023, doi: 10.3390/ph16070961.

[2] Rafael R Castillo ; María Vallet-Regí, “Recent Advances Toward the Use of Mesoporous Silica Nanoparticles for the Treatment of Bacterial Infections,” *International Journal of Nanomedicine*.

[3] J. G. J. L. C.-M. J. L. C. L. E. Oliveira, “Advances-in-antimicrobial-applications-of-ag-cu-and-agcu-nanoparticle-doped-polymeric-composite-materials-a.pdf,” *ACS Nano 2025*.

[4] E. Cruces *et al.*, “Copper/Silver Bimetallic Nanoparticles Supported on Aluminosilicate Geomaterials as Antibacterial Agents,” *ACS Appl. Nano Mater.*, vol. 5, no. 1, pp. 1472–1483, 2022, doi: 10.1021/acsanm.1c04031.

[5] Z. Hao, M. Wang, L. Cheng, M. Si, Z. Feng, and Z. Feng, “Synergistic antibacterial mechanism of silver-copper bimetallic nanoparticles,” *Front. Bioeng. Biotechnol.*, vol. 11, no. January, pp. 1–19, 2023, doi: 10.3389/fbioe. 2023.1337543.

[6] W. Y. S. G. C. S. Q. Xiaoxin Wang, Wuzhu Sun, “Mesoporous silica-protected silver nanoparticle disinfectant with controlled Ag+ ion release, efficient magnetic separation, and effective antibacterial activity,” *Nanoscale Adv*.

[7] C. Calabrese, V. La Parola, M. L. Testa, and L. F. Liotta, “Antifouling and antimicrobial activity of Ag, Cu and Fe nanoparticles supported on silica and titania,” *Inorganica Chim. Acta*, vol. 529, p. 120636, 2022, doi: https://doi.org/10.1016/j.ica.2021.120636.

[8] A. M. Goitandia, G. G., Maialen Argaiz, Miren Blanco, A. A., Elisa Recchia, A. C., Nathalie Totaro, and L. R. R. F. A. 5 and F. L., Riccardo De Santis, “Copper-Modified Mesoporous Silica Nanoparticles for Antimicrobial Applications,” *Nanomaterials*.

[9] J. M. Zhengping Dong, Xuanduong Le, Xinlin Li, Wei Zhang, Chunxu Dong, “Silver nanoparticles immobilized on fibrous nano-silica as highly efficient and recyclable heterogeneous catalyst for reduction of 4-nitrophenol and 2-nitroaniline.”

[10] Q. V. Tran *et al.*, “Green and low-temperature synthesis of homogeneously alloyed AgCu nanoparticles supported on SiO2 for antibacterial and antifouling activities,” *J. Alloys Compd.*, vol. 980, p. 173600, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2024.173600.

Synthesis and characterization of bimetallic nanomaterials based on porous SiO_2

Abstract: *In this study, Ag–Cu bimetallic nanoparticles supported on fibrous silica (KCC-1) were successfully synthesized via surface amination using (3-aminopropyl)triethoxysilane (APTES), followed by chemical reduction. The structural and physicochemical properties of the obtained materials were systematically characterized by FT-IR, XRD, TEM, BET, and EDX analyses. FT-IR spectra confirmed successful surface functionalization and metal anchoring through amino groups. XRD results revealed the formation of crystalline nanoparticles with an average crystallite size of approximately 13 nm. TEM images showed well-dispersed Ag–Cu nanoparticles uniformly distributed on the fibrous mesoporous framework without structural collapse. BET analysis indicated a decrease in surface area and pore volume after metal loading, suggesting partial occupation of mesopores by metallic species. EDX analysis verified the presence of both Ag and Cu elements, confirming successful incorporation of the bimetallic system.*

The obtained results demonstrate that Ag–Cu/KCC-1 nanocomposite possesses desirable structural characteristics for potential applications in antimicrobial coatings, antifouling materials, and advanced environmental systems.

Keywords: KCC-1; Ag–Cu bimetallic nanoparticles; mesoporous silica; nanocomposite; antimicrobial material; antifouling application.

Nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ ($x = 0 \div 0,4$) ứng dụng làm điện cực dương cho pin ion natri

Đoàn Tiến Phát[1*], Ngô Thị Lan[1], Cao Thị Minh Thúy[1], Nguyễn Văn Nghĩa[2]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự;* [2]*Đại học kiến trúc Hà Nội*

Email:doantienphat@lqdtu.edu.vn; Tel: 0964320720

Tóm tắt

Phát triển công nghệ lưu trữ năng lượng trong những năm gần đây đang là vấn đề được quan tâm. Nghiên cứu về các loại pin lưu trữ như pin Li-ion và Na-ion đang được đẩy mạnh. Trong nghiên cứu này, vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ ($x = 0 \div 0,4$) đã được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel kết hợp với nung để ứng dụng làm vật liệu điện cực dương cho pin natri ion. Kết quả chỉ ra rằng sự thay thế thành công của các ion Ni vào mạng lưới tinh thể Mn với tỷ lệ nguyên tử phù hợp với thiết kế thực nghiệm, thấy vật liệu có dạng hạt đa diện với kích thước trung bình từ 2÷5 µm. Tính ổn định chu kỳ của hệ vật liệu này chưa thực sự tốt, khi có sự sụt giảm nhanh chóng về dung lượng. Mẫu có độ ổn định tốt nhất thu được là mẫu $NaMn_{0,7}Ni_{0,3}O_2$ (M7N3) với dung lượng ban đầu đạt được là 125 mAh g^{-1}, duy trì dung lượng 48,5% sau 10 chu kỳ và 10,6% sau 100 chu kỳ nạp xả liên tục tại mật độ dòng 15 mA g^{-1}.

Từ khóa: *Pin ion natri, vật liệu điện cực dương, phương pháp sol-gel.*

1. Mở đầu

Nhiên liệu hóa thạch đã đóng vai trò là nguồn năng lượng chính kể từ cuộc Cách mạng Công nghiệp. Tuy nhiên, với trữ lượng nhiên liệu hóa thạch có hạn, cùng với nhu cầu năng lượng ngày càng tăng, chắc chắn sẽ dẫn đến một cuộc khủng hoảng năng lượng nghiêm trọng. Do đó, việc phát triển năng lượng xanh tái tạo và không gây ô nhiễm là vô cùng cấp thiết. Trong những năm gần đây, các công nghệ sản xuất năng lượng tái tạo, chẳng hạn như năng lượng mặt trời, gió và thủy triều, đã có những tiến bộ đáng kể nhưng vẫn còn bị ảnh hưởng bởi tính gián đoạn và biến động của điều kiện tự nhiên [1–3]. Vì vậy, cần thiết phải phát triển các công nghệ hệ thống lưu trữ năng lượng (ESS - energy storage system) quy mô lớn cho các công ty điện lực [4, 5].

Trong số các hệ thống lưu trữ năng lượng đó, pin sạc thứ cấp được coi là ứng cử viên phù hợp nhất cho các hệ thống ESS quy mô lớn [6–8]. Nhu cầu ngày càng tăng về lưu trữ năng lượng đòi hỏi sự phát triển của pin có dung lượng càng cao. Do đó, sự sẵn có của nguyên liệu thô, tổng chi phí và độ an toàn của pin nổi lên như những mối quan ngại chính cần được giải quyết. Mặc dù pin lithium-ion (LIB - Lithium ion battery) vẫn chiếm ưu thế về thị phần, nhưng việc ứng dụng rộng rãi chúng bị hạn chế bởi trữ lượng hạn chế và sự phân bố không đồng đều của lithium [9, 10]. Vì vậy, việc tìm kiếm các giải pháp thay thế phù hợp và không tốn kém cho LIB trở nên đặc biệt quan trọng. Do trữ lượng dồi dào và chi phí thấp của tài nguyên natri, cũng như cơ chế lưu trữ natri tương tự như LIB, pin natri-ion (SIB - sodium ion battery) đã được coi là một hệ thống lưu trữ năng lượng lý tưởng trong những năm gần đây. SIB, với chi phí thấp, tuổi thọ chu kỳ dài và hiệu suất an toàn cao, sẵn sàng đóng vai trò quan trọng trong các công nghệ lưu trữ năng lượng mới, giải quyết hiệu quả những hạn chế của LIB [11, 12].

Tuy nhiên, kinh nghiệm nghiên cứu hiện có về LIB không thể áp dụng trực tiếp cho SIB do chất mang điện tích khác nhau của ion lithium và natri [13, 14]. Do vậy phát triển vật liệu phù hợp và cải thiện hệ thống pin là chìa khóa để thúc đẩy SIB hướng tới các ứng dụng thực tiễn. Các đặc tính điện hóa của vật liệu điện cực quyết định các đặc điểm chính của pin như dung lượng riêng, điện áp hoạt động và tuổi thọ chu kỳ. Đặc biệt, vật liệu cathode chiếm ưu thế vì chúng quyết định phần lớn mật độ năng lượng của pin so với anốt. Các nhà nghiên cứu đã báo cáo nhiều loại vật liệu cathode SIB, bao gồm oxit kim loại chuyển tiếp dạng lớp, hợp chất Prussian blue, hợp chất polyanionic và vật liệu hữu cơ [15–18]. Trong số đó, oxit kim loại chuyển tiếp dạng lớp Na_xTMO_2 (TM – transition metals) với cấu trúc lớp, dễ tổng hợp, dung lượng riêng cao và điện áp hoạt động đã nổi lên như những vật liệu cathode đầy hứa hẹn. Ngoài ra, các đặc tính của Na_xTMO_2 có thể điều chỉnh được có thể đạt được bằng cách kết hợp các kim loại chuyển tiếp khác nhau trong lớp kim loại chuyển tiếp [19, 20].

Trong nghiên cứu này, chúng tôi tiến hành vào nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ (x = 0 ÷ 0,4) bằng phương pháp sol-gel kết hợp với nung. Tính chất đặc trưng của vật liệu được phân tích bởi phổ nhiễu xạ tia X (XRD), kính hiển vi điện tử quét (SEM) và phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS). Tính chất điện hóa của vật liệu được phân tích bởi phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD).

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Các hóa chất được sử dụng bao gồm: Sodium carbonate Na_2CO_3 (Sigma-Aldrich), , Nickel(II) acetate tetrahydrate $Ni(CH_3COO)_2.4H_2O$ (Xilong, Trung Quốc), Manganese(II) acetate tetrahydrate $Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$ (Xilong, Trung Quốc), Citric acid monohydrate $C_6H_8O_7.H_2O$ (Xilong, Trung Quốc); Lithium peclorate $LiClO_4$ (Alfa Aesar); Carbon siêu dẫn (Supper P) (Alfa Aesar); Poly vinylidene fluoride (PVDF) (Alfa Aesar); N-metyl-2-pyrrolidon (NMP) (Alfa Aesar); Ethylene cacbonate (EC) (Sigma – Aldrich); Diethyl cacbonate (Sigma – Aldrich). Tất cả các hóa chất được sử dụng là loại phân tích và không cần tinh chế thêm.

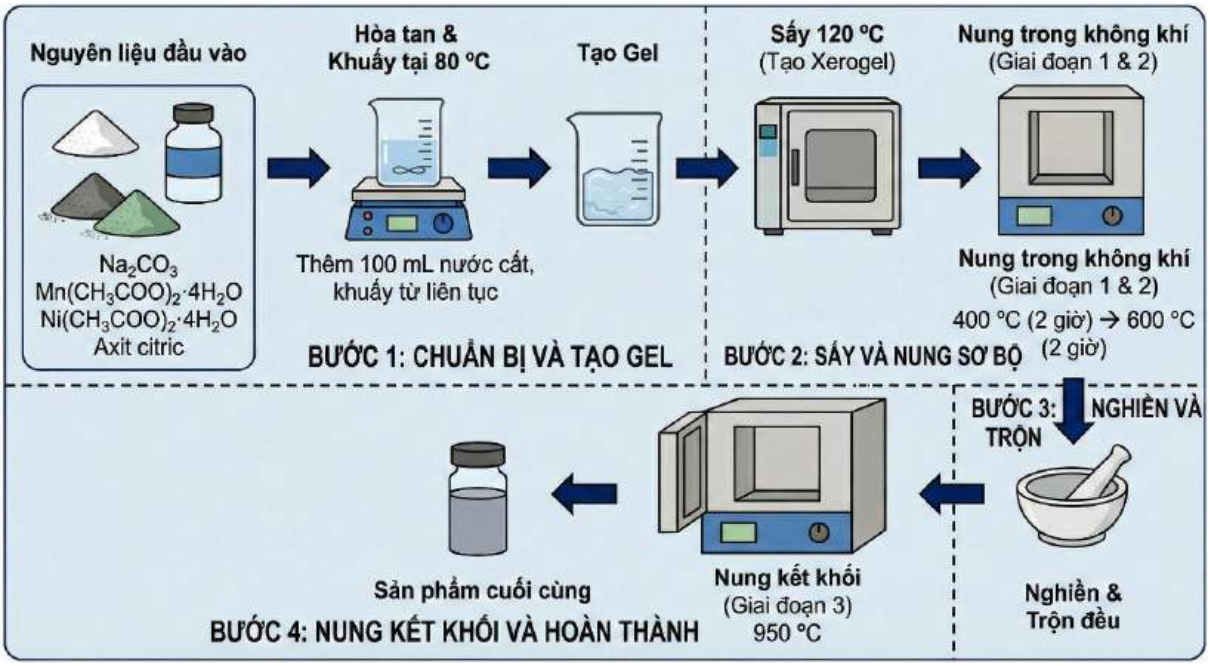
2.2.Tổng hợp vật liệu

Hỗn hợp tiền chất ban đầu gồm Na_2CO_3 , $Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$, $Ni(CH_3COO)_2.4H_2O$; và axit citric $C_6H_8O_7.H_2O$ được lấy theo tỉ lệ và được ký hiệu mẫu theo như Bảng 1. Lượng Na_2CO_3 được lấy dư 5 % so với lượng cần thiết để bù cho lượng ion natri và lithium bị bay hơi trong quá trình phân hủy nhiệt.

Bảng 1. Tỉ lệ tiền chất ban đầu và ký hiệu các mẫu

Mẫu	**Ký hiệu mẫu**	**Na_2CO_3** (mmol)	**$Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$** (mmol)	**$Ni(CH_3COO)_2.4H_2O$** (mmol)	**$C_6H_8O_7.H_2O$** (mmol)
$NaMnO_2$	**M10**	21	40	0	80
$NaMn_{0,9}Ni_{0,1}O_2$	**M9N1**	21	36	4	80
$NaMn_{0,8}Ni_{0,2}O_2$	**M8N2**	21	32	8	80
$NaMn_{0,7}Ni_{0,3}O_2$	**M7N3**	21	28	12	80
$NaMn_{0,6}Ni_{0,4}O_2$	**M6N4**	21	24	16	80

Hỗn hợp được chuyển vào cốc thủy tinh, sau đó được thêm 100 mL nước cất, khuấy từ liên tục ở 80 °C đến khi tạo gel. Sau đó, gel được sấy trong tủ sấy thường ở nhiệt độ 120 °C cho đến khi tạo xerogel. Xerogel được nung trong không khí ở 400 °C trong 2 giờ và ở nhiệt độ 600 °C trong 2 giờ. Hỗn hợp sau đó được nghiền, trộn đều trước khi đem nung trong không khí ở nhiệt độ 950 °C trong 20 giờ. Quy trình chế tạo vật liệu được trình bày trong Hình 1.



Hình 1. Quy trình tổng hợp vật liệu.

2.3.Phương pháp xác định đặc trưng, tính chất của vật liệu

Tính chất đặc trưng:

Cấu trúc tinh thể của vật liệu được xác định thông qua phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD) trên thiết bị X Bruker D8. Hình thái học xác định thông qua hiển vi điện tử quét (SEM), thành phần của vật liệu được phân tích bằng phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS) được thực hiện trên thiết bị kính hiển vị điện tử quét phân giải cao Hitachi S-4800.

Tính chất điện hóa:

Điện cực làm việc của vật liệu được chuẩn bị thông qua các bước như sau:

- Bước 1: trộn đều vật liệu với carbon siêu dẫn (Supper P) và PVDF theo tỷ lệ % về khối lượng là 80:10:10;

- Bước 2: một lượng nhỏ dung môi NMP được thêm vào hỗn hợp trên và tiếp tục trộn đều cho đến khi tạo thành hỗn hợp vữa đồng nhất.

- Bước 3:Vữa này được phủ đều trên một lá nhôm dày 15 µm và được sấy khô ở 100 °C trong tủ sấy chân không trong 12 giờ.

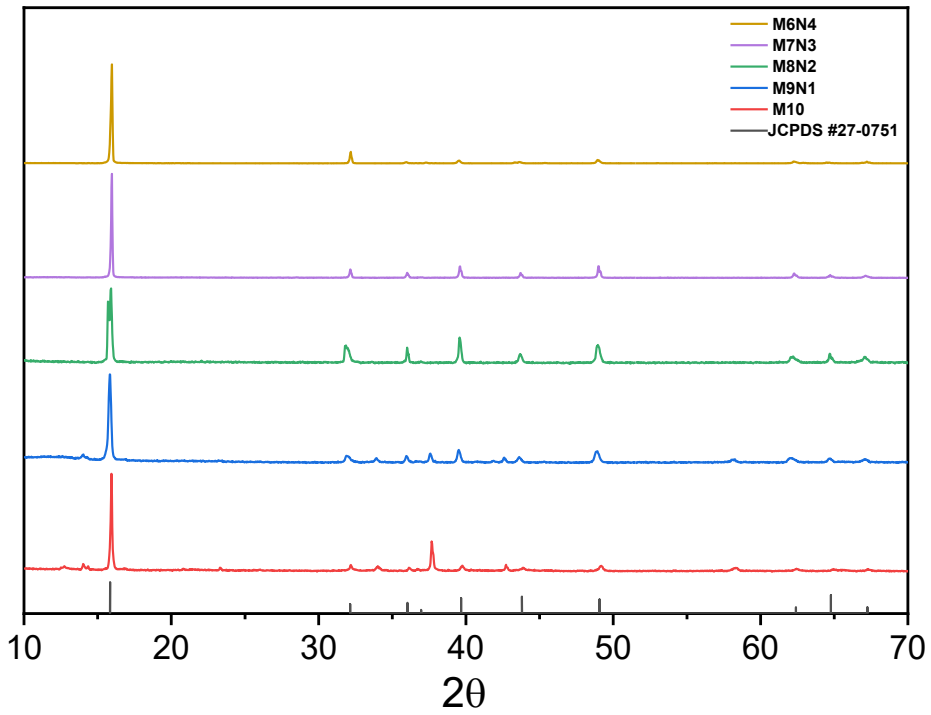
- Bước 4: Tấm nhôm chứa vật liệu được cắt thành từng tấm điện cực với kích thước theo quy chuẩn của pin CR2032.

Pin Na ion dạng CR2032 sau đó được chế tạo trong Glove box chứa đầy argon với nồng độ O_2 và H_2O nhỏ hơn 0,1 ppm. Pin được chế tạo ở dạng half-cell, trong đó cực dương được chế tạo từ vật liệu NLMN, cực âm là Natri kim loại, lá cách là màng polypropylene (PP), chất điện ly là

dung dịch $NaClO_4$ 1M trong hỗn hợp etylen cacbonat/dietylen cacbonat (EC/DEC, 1:1 theo thể tích). Tính chất điện hóa của vật liệu NLMN được đánh giá thông qua phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD), trên thiết bị phóng điện tự động NEWARE.

3. Kết quả và thảo luận

Hình 2 là phổ XRD của các mẫu vật liệu tổng hợp được. Trong phổ XRD của tất cả các mẫu vật liệu đều các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng của cấu trúc P2-$Na_{0,7}MnO_{2,05}$ theo thẻ phổ JCPDS#27-0751, nhóm không gian P63/mmc và các báo cáo trước đây [21–23] với các góc nhiễu xạ 2θ tương ứng là 15.8; 32.1; 36.0; 39,6; 43.8; 49.0; 62.4; 64.7; 67.2. Ba đỉnh đơn nằm ở vùng 2θ từ 60° đến 70° được đặc trưng trong cấu trúc P2 lăng trụ tam giác, không giống như các đỉnh nhiễu xạ của cấu trúc P2 trực thoi [24].

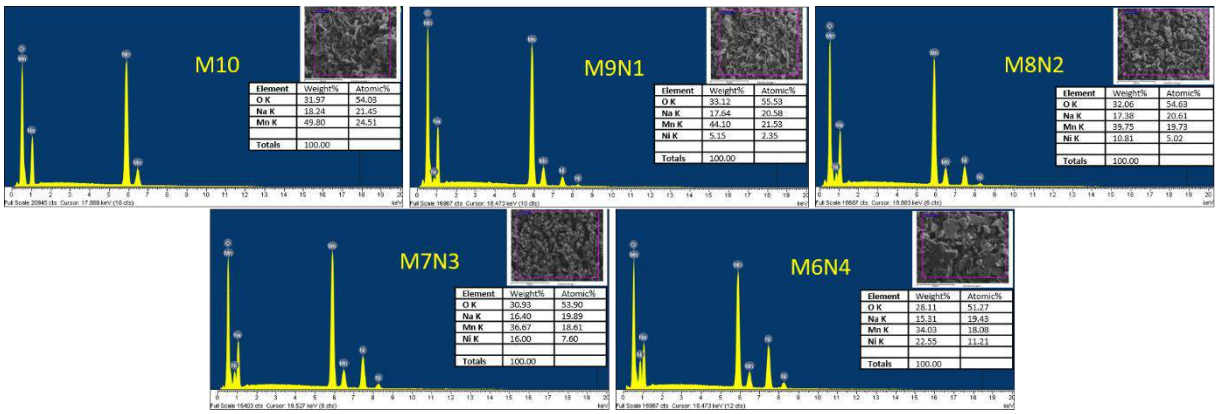


Hình 2. Phổ nhiễu xạ tia X của các vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$.

Phổ XRD của các mẫu M6N4 và M7N3 có các đỉnh peak rất sắc nhọn, chứng tỏ mẫu có độ kết tinh cao. Từ mẫu M8N2 đến M10 xuất hiện các đỉnh nhiễu xạ có xu hướng rộng hơn các mẫu M7N3 và M6N4 thể hiện độ kết tinh kém hơn và kích thước hạt nhỏ hơn. Đối với mẫu M7N3 và M8N2 chỉ có đơn pha duy nhất của pha P2, hoàn toàn không xuất hiện các peak lạ nào khác. Đối với mẫu M6N4 trên phổ XRD còn xuất hiện một lượng nhỏ tạp pha của NiO, do có xuất hiện một số đỉnh nhiễu xạ tương ứng với thẻ phổ JCPDS #47-1049 của NiO. Đối với mẫu M6N4 có hàm lượng tiền chất $Ni(CH_3COO)_2.4H_2O$ ban đầu là cao nhất. Điều này có thể gây ảnh hưởng đến tính chất điện hóa của mẫu M6N4. Đối với mẫu M10 và M9N1 ngoài cấu trúc P2 thì còn có một lượng nhỏ tạp pha của cấu trúc O3, do trên phổ XRD của 2 mẫu này xuất hiện các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng của cấu trúc α-$NaMnO_2$ theo thẻ phổ JCPDS#25-0844 với nhóm không gian C2/m. α-$NaMnO_2$ có cấu trúc tương tự như $LiCoO_2$ nhưng bị biến dạng do hiệu ứng Jahn-Teller mạnh của ion Mn^{3+}. Sự biến dạng này làm thay đổi đối xứng từ lục giác xuống đơn tà. Các lớp MnO_6 phẳng cho phép các ion Na^+ di chuyển theo hai chiều (2D) tương

đối thuận lợi. Tuy nhiên, cấu trúc này dễ bị trượt lớp và mất ổn định như đã được báo cáo trước đây [25].

Để đánh giá tỉ lệ thành phần của các nguyên tố trong các mẫu vật liệu chế tạo được, phương pháp tán xạ năng lượng tia X (EDS) đã được sử dụng. Trong Hình 3 là phổ EDS của các mẫu vật liệu chế tạo được.



Hình 3. Kết quả EDS của các vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$

Các phổ EDS của các mẫu đều hiển thị đầy đủ các nguyên tố Na, Mn, Ni và O, không xuất hiện các đỉnh lạ của các nguyên tố khác, chứng tỏ vật liệu tổng hợp được có độ tinh khiết cao. Sự biến đổi về tỉ lệ của các nguyên tố trong vật liệu chế tạo được so sánh với tỉ lệ các nguyên tố này trong tiến chất ban đầu được thống kê trong Bảng 2.

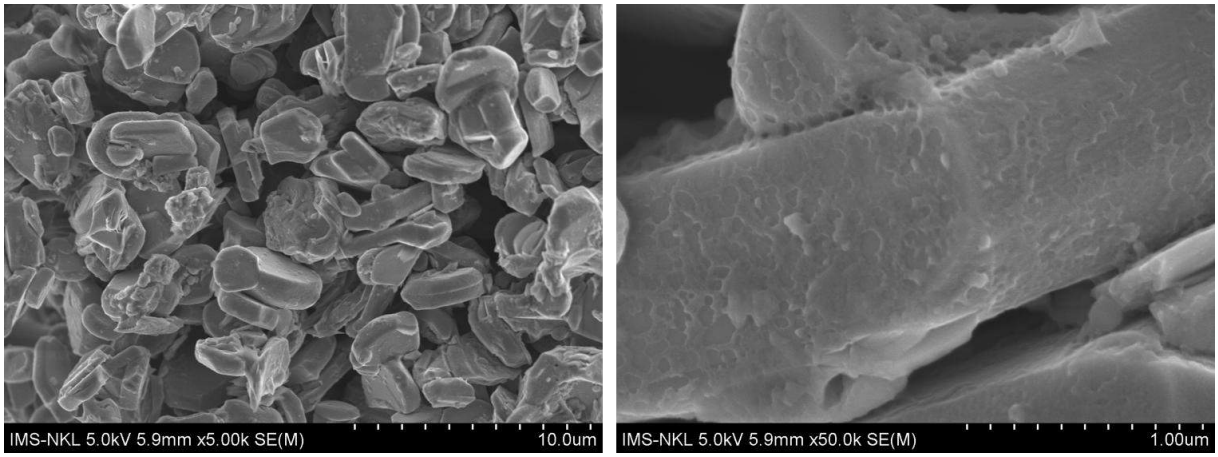
Bảng 2. Tỉ lệ giữa các nguyên tố có trong các mẫu vật liệu chế tạo.

Mẫu	**Tỉ lệ Mn:Ni**	**Tỉ lệ Na:Mn:Ni**	**Tỉ lệ Na:Mn:Ni ban đầu**
M10	10:0	8,8:10:0	10,5:10:0
M9N1	9,1:1	8,6:9,1:1	10,5:9:1
M8N2	7,1:2	8,2:7,1:2	10,5:8:2
M7N3	7,3:3	7,8:7,3:3	10,5:7:3
M6N4	6,4:4	6,9:6,4:4	10,5:6:4

Xem xét tỉ lệ các nguyên tố khi mẫu đi từ M10 đến M6N4, hàm lượng % khối lượng của Ni tăng từ 0% lên 22.55%, chứng minh quá trình thực nghiệm tổng hợp đã thành công trong việc kiểm soát thành phần. Hàm lượng Oxy dao động quanh mức 51-55%, và Natri dao động quanh mức 19-21%. Điều này cho thấy khung cấu trúc cơ bản của vật liệu vẫn được giữ vững khi thay thế Mn bằng Ni. Tỉ lệ thực tế đo được giữa hàm lượng nguyên tố giữa Mn và Ni so với tỉ lệ nguyên tố trong tiền chất ban đầu về cơ bản bảo đảm. Hàm lượng nguyên tố Na có xu hướng giảm khi so sánh từ mẫu M10 đến mẫu M6N4. Hàm lượng này giảm so với lượng Na trong tiền chất ban đầu được hiểu một phần do điều kiện tổng hợp vật liệu ở nhiệt độ cao (950 ^oC) có thể khiến một phần Na bị bay hơi. Ngoài ra sự sụt giảm Na có thể là kết quả của cơ chế tự cân bằng điện tích để ổn định cấu trúc pha mới. Quan sát hình ảnh SEM của vị trí đo EDS đối với các mẫu trên Hình 3 có thể thấy được kích thước hạt của các mẫu M10 đến M8N2 nhỏ

hơn so với kích thước hạt của các mẫu M7N3 đến M6N4. Điều này hoàn toàn phù hợp với kết quả XRD trong Hình 2 như đã thảo luận ở trên.

Để quan sát được cụ thể hơn hình thái học của vật liệu tổng hợp được, chúng tôi lựa chọn mẫu M7N3 để thực hiện phép đo SEM. Hình ảnh bề mặt vật liệu M7N3 được thể hiện trong Hình 4.



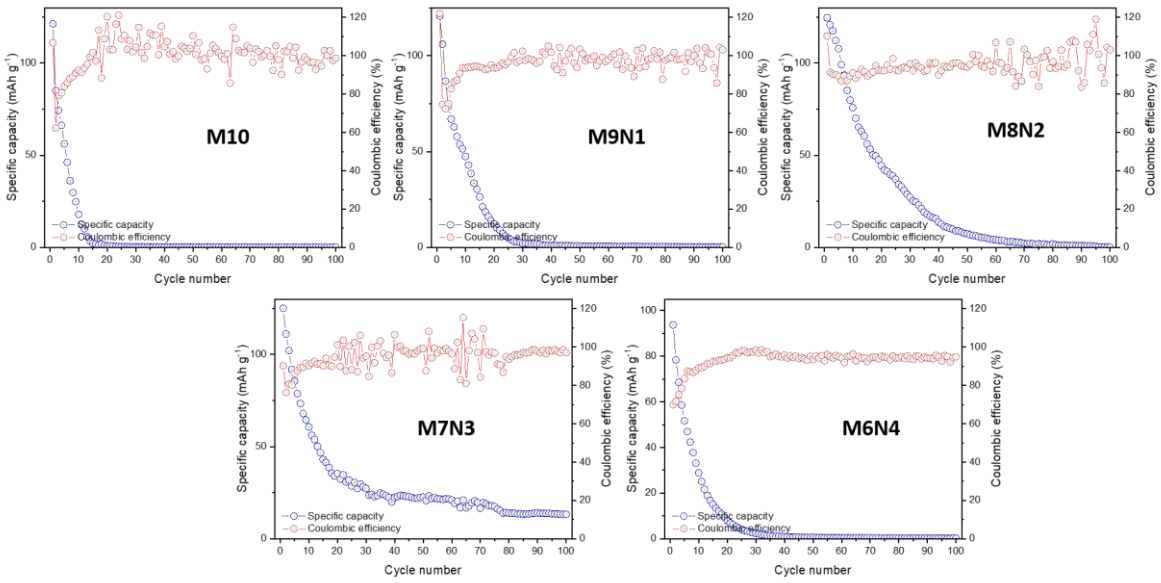
Hình 4. Ảnh SEM bề mặt mẫu vật liệu M7N3

Quan sát ảnh SEM có thể thấy các hạt vật liệu có dạng hình khối đa diện dạng tấm dày không đều. Các cạnh của hạt khá rõ nét, cho thấy tính kết tinh (crystallinity) của mẫu tương đối tốt phù hợp với phổ XRD. Quan sát hình ảnh bên trái (thang đo 10 μm) có thể thấy kích thước hạt nằm trong khoảng 2÷5 μm. Khi phóng đại lên mức 1 μm, bề mặt hạt không nhẵn phẳng hoàn toàn mà xuất hiện các vết rỗ nhỏ. Điều này có thể do quá trình tổng hợp ở nhiệt độ cao hoặc sự bay hơi của các tiền chất trong quá trình tổng hợp. Có thể quan sát thấy dấu hiệu của sự xếp lớp của vật liệu này. Điều này rất đặc trưng cho các dòng vật liệu oxit kim loại chuyển tiếp dạng lớp và tương tự như hình thái học của một số vật liệu đã được báo cáo trước đây [21, 26].

Từ kết quả phân tích XRD, SEM và EDX xác nhận rằng vật liệu $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ được tổng hợp thành công cùng với việc kiểm soát tốt thành phần.

Tính chất điện hóa của các vật liệu NLMN được đánh giá bằng phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD). Để đánh giá độ ổn định điện hóa của các mẫu vật liệu, chúng tôi tiến hành thực hiện nạp xả pin dạng CR2032 với cực dương của các mẫu vật liệu tại mật độ dòng 15 mA g^{-1} liên tục trong 100 chu kỳ và được thể hiện trong Hình 5. Tất cả các mẫu đều cho thấy khả năng tích trữ điện tích ban đầu khá tốt, nhưng có sự khác biệt rõ rệt khi thay đổi thành phần. Dung lượng ban đầu có xu hướng cao nhất ở các mẫu có tỷ lệ Niken (Ni) trung bình như mẫu M7N3 và M8N2 duy trì mức dung lượng ban đầu khoảng 125 mAh g^{-1} so với các mẫu còn lại. Đối với mẫu M10 và M9N1 cho thấy sự sụt giảm dung lượng cực kỳ nhanh chóng. Chỉ sau khoảng 10–20 chu kỳ, dung lượng gần như rơi về mức 0. Điều này chứng tỏ cấu trúc $NaMnO_2$ thuần túy (hoặc ít Ni) rất kém bền vững, dễ bị biến đổi cấu trúc không hồi phục trong quá trình sạc/xả. Điều này là do trong các mẫu giàu mangan (như M10), sự hiện diện của Mn^{3+} gây ra hiệu ứng Jahn-Teller mạnh, làm biến dạng cấu trúc hình học của các bát diện MnO_6. Đây là nguyên nhân chính khiến dung lượng sụt giảm cực nhanh vì cấu trúc bị phá vỡ sau vài chu kỳ và cũng đã được thảo luận trong các nghiên cứu trước đây [27, 28]. Khi thêm Ni, nồng độ Mn^{3+}

trung bình giảm xuống (do sự bù trừ điện tích hoặc ưu tiên tồn tại Mn^{4+}). Việc giảm bớt sự biến dạng này giúp vật liệu ổn định hơn dưới tác động của các chu kỳ sạc/xả liên tục. Mẫu M8N2 mặc dù dung lượng ban đầu cao, nhưng tốc độ suy giảm vẫn khá nhanh, về gần bằng 0 sau khoảng 60 chu kỳ. M7N3 là mẫu có độ ổn định tốt nhất trong dãy khi có dung lượng riêng ban đầu là 125 mAh g^{-1}. Mặc dù có sự sụt giảm mạnh trong 10 chu kỳ đầu, giảm xuống còn 60,6 mAh g^{-1} (còn 48,5 % so với chu kỳ đầu tiên), nhưng sau đó dung lượng bắt đầu ổn định, tuy nhiên đến chu kỳ thứ 100 dung lượng chỉ còn 10,6%. Tỉ lệ tương tự như này cũng có dung lượng ban đầu lớn và độ ổn định chu kỳ khá tốt trong báo cáo trước đây [29]. Khi hàm lượng Ni tăng lên cao như mẫu M6N4, dung lượng ban đầu có dấu hiệu sụt giảm. Nguyên nhân một phần do trong thành phần pha của mẫu này có sự xuất hiện của tạp pha NiO ảnh hưởng đến tính chất điện hóa của vật liệu.



Hình 5. *Hiệu suất chu kỳ của các mẫu vật liệu tại mật độ dòng 15 mA/g.*

Hiệu suất Coulombic của các mẫu cũng thể hiện trên Hình 5, phản ánh tính thuận nghịch của các phản ứng hóa học. Tất cả các mẫu trong khoảng 5–10 chu kỳ đầu, hiệu suất Coulombic của tất cả các mẫu đều thấp và biến động mạnh thể hiện sự không ổn định về cấu trúc. Điều này xuất phát từ hiện tượng Jahn-Teller gây ra sự biến dạng mạnh mẽ trong mạng tinh thể, dẫn đến sự mất ổn định cấu trúc, làm nứt vỡ các hạt vật liệu ở cấp độ nano. Sự nứt vỡ cơ học của các hạt vật liệu sau vài chu kỳ đầu có thể làm mất đi sự tiếp xúc điện giữa vật liệu điện cực và chất dẫn điện (carbon black). Điều này tạo ra các rào cản trở kháng, khiến ion Na^+ khó di chuyển ra vào. Mẫu M10 thể hiện sự sụt giảm nhanh nhất do hiệu ứng Jahn-Teller của Mn là mạnh nhất. Đối với các mẫu vật liệu có Ni như mẫu M8N2, M7N3, việc thay thế một phần Mn bằng Ni giúp ổn định cấu trúc hơn (giảm bớt Mn^{3+}). Mẫu M7N3 có vẻ thể hiện sự cân bằng tốt nhất trong nhóm với hiệu suất Coulombic ổn định nhanh hơn và duy trì được dung lượng lâu hơn so với các mẫu khác trước khi sụt giảm hoàn toàn. Sau khoảng 30 chu kỳ, khi dung lượng (đường màu xanh) đã suy giảm đáng kể và ổn định ở mức thấp, hiệu suất Coulombic của hầu hết các mẫu (đặc biệt là M9N1, M7N3, M6N4) có xu hướng ổn định quanh mức 90% – 100%. Mặc dù CE đạt mức cao (gần 100% ở các chu kỳ cuối), nhưng dung lượng thực tế lại gần bằng 0. Điều

này cho thấy vật liệu không còn khả năng lưu trữ điện tích. Từ những kết quả trên có thể thấy nghiên cứu này nhằm tìm ra "tỷ lệ tối ưu" để Niken thay thế Mangan. Niken giúp giảm hàm lượng Mn^{3+}, từ đó làm khung tinh thể vững chắc hơn, giúp pin chịu được nhiều chu kỳ sạc/xả hơn. Mặc dù dung lượng phóng nạp thực tế còn hạn chế nhưng đây là cơ sở để có thể thực hiện các nghiên cứu tiếp theo, ví dụ như pha tạp các nguyên tố khác hoặc tạo lớp phủ bề mặt dẫn điện, nhằm ổn định cấu trúc và tạo ra các vật liệu có khả năng lưu trữ tốt hơn.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tổng hợp thành công hệ vật liệu cấu trúc lớp $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ ($x = 0 \div 0,4$) bằng phương pháp sol-gel kết hợp với nung. Các vật liệu tổng hợp được cấu trúc chủ yếu là P2, việc pha tạp ion Ni thay thế cho ion Mn được thực hiện đúng theo ý định thực nghiệm, tỉ lệ các nguyên tố được kiểm soát tốt. Hình thái học vật liệu có dạng tấm đa diện với kích thước khoảng 2-5 μm và độ kết tinh tốt. Tuy nhiên hệ vật liệu này có độ ổn định điện hóa chưa cao. Mẫu có độ ổn định tốt nhất thu được là mẫu $NaMn_{0,7}Ni_{0,3}O_2$ (M7N3) với dung lượng ban đầu đạt được là 125 mAh g^{-1}, duy trì dung lượng 48,5% sau 10 chu kỳ và 10,6% sau 100 chu kỳ nạp xả liên tục tại mật độ dòng 15 mA g^{-1}. Những kết quả này cho thấy tỉ lệ Mn:Ni là 7:3 cho việc thay thế Mn bằng Ni. Mặc dù vậy với dung lượng chưa thực sự ấn tượng, cho nên vật liệu còn cần phải cải thiện thêm về đặc tính điện hóa để có thể tạo được hệ vật liệu phù hợp ứng dụng làm vật liệu cực dương cho pin ion natri.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ Phát triển khoa học và công nghệ Quốc gia (NAFOSTED) trong đề tài mã số NCUD.01-2022.03.

Tài liệu tham khảo

[1] F. Schreyer *et al.*, “Common but differentiated leadership: strategies and challenges for carbon neutrality by 2050 across industrialized economies,” *Environ. Res. Lett.*, vol. 15, no. 11, p. 114016, 2020.

[2] C.-F. Schleussner *et al.*, “Science and policy characteristics of the Paris Agreement temperature goal,” *Nat. Clim. Chang.*, vol. 6, no. 9, pp. 827–835, 2016.

[3] C. Delmas, “Sodium and sodium-ion batteries: 50 years of research,” *Adv. Energy Mater.*, vol. 8, no. 17, p. 1703137, 2018.

[4] Z. Yang *et al.*, “Electrochemical energy storage for green grid,” *Chemical Reviews*. 2011, doi: 10.1021/cr100290v.

[5] C. Liu *et al.*, “Atomic cation-vacancy engineering of two-dimensional nanosheets for energy-related applications,” *Mater. Chem. Front.*, vol. 7, no. 6, pp. 1004–1024, 2023.

[6] K. Chayambuka, G. Mulder, D. L. Danilov, and P. H. L. Notten, “From li-ion batteries toward Na-ion chemistries: challenges and opportunities,” *Adv. energy Mater.*, vol. 10, no. 38, p. 2001310, 2020.

[7] J.-Y. Hwang, S.-T. Myung, and Y.-K. Sun, “Sodium-ion batteries: present and future,” *Chem. Soc. Rev.*, vol. 46, no. 12, pp. 3529–3614, 2017.

[8] P. Xiong *et al.*, “2D superlattices for efficient energy storage and conversion,” *Adv. Mater.*, vol. 32, no. 18, p. 1902654, 2020.

[9] B. E. Lebrouhi, S. Baghi, B. Lamrani, E. Schall, and T. Kousksou, “Critical materials for electrical energy storage: Li-ion batteries,” *J. Energy Storage*, vol. 55, p. 105471, 2022.

[10] Z. Ju, X. Xu, X. Zhang, K. U. Raigama, and G. Yu, “Towards fast-charging high-energy lithium-ion batteries: From nano-to micro-structuring perspectives,” *Chem. Eng. J.*, vol.

454, p. 140003, 2023.
[11] X. Zheng, C. Bommier, W. Luo, L. Jiang, Y. Hao, and Y. Huang, “Sodium metal anodes for room-temperature sodium-ion batteries: Applications, challenges and solutions,” *Energy Storage Mater.*, vol. 16, pp. 6–23, 2019.
[12] J. Xiao *et al.*, “Recent progress of emerging cathode materials for sodium ion batteries,” *Mater. Chem. Front.*, vol. 5, no. 10, pp. 3735–3764, 2021.
[13] K. M. Abraham, “How comparable are sodium-ion batteries to lithium-ion counterparts?,” *ACS Energy Lett.*, vol. 5, no. 11, pp. 3544–3547, 2020.
[14] X. Zeng *et al.*, “Commercialization of lithium battery technologies for electric vehicles,” *Adv. energy Mater.*, vol. 9, no. 27, p. 1900161, 2019.
[15] P. Barpanda, L. Lander, S. Nishimura, and A. Yamada, “Polyanionic insertion materials for sodium-ion batteries,” *Adv. Energy Mater.*, vol. 8, no. 17, p. 1703055, 2018.
[16] H. Zhang *et al.*, “Organic cathode materials for sodium-ion batteries: from fundamental research to potential commercial application,” *Adv. Funct. Mater.*, vol. 32, no. 4, p. 2107718, 2022.
[17] Y. Liu *et al.*, “Layered oxide cathodes for sodium-ion batteries: From air stability, interface chemistry to phase transition,” *InfoMat*, vol. 5, no. 6, p. e12422, 2023.
[18] J. Qian *et al.*, “Prussian blue cathode materials for sodium-ion batteries and other ion batteries,” *Adv. Energy Mater.*, vol. 8, no. 17, p. 1702619, 2018.
[19] M. Sawicki and L. L. Shaw, “Advances and challenges of sodium ion batteries as post lithium ion batteries,” *Rsc Adv.*, vol. 5, no. 65, pp. 53129–53154, 2015.
[20] P. Wang, Y. You, Y. Yin, and Y. Guo, “Layered oxide cathodes for sodium-ion batteries: phase transition, air stability, and performance,” *Adv. Energy Mater.*, vol. 8, no. 8, p. 1701912, 2018.
[21] N. V To *et al.*, “P2-type layered structure Na1. 0Li0. 2Mn0. 7Ti0. 1O2 as a superb electrochemical performance cathode material for sodium-ion batteries,” *J. Electroanal. Chem.*, vol. 880, p. 114834, 2021.
[22] X. Liu *et al.*, “P2-Na0. 67AlxMn1− xO2: Cost-Effective, Stable and High-Rate Sodium Electrodes by Suppressing Phase Transitions and Enhancing Sodium Cation Mobility,” *Angew. Chemie Int. Ed.*, vol. 58, no. 50, pp. 18086–18095, 2019.
[23] L. Yang *et al.*, “Lithium-doping stabilized high-performance P2–Na0. 66Li0. 18Fe0. 12Mn0. 7O2 cathode for sodium ion batteries,” *J. Am. Chem. Soc.*, vol. 141, no. 16, pp. 6680–6689, 2019.
[24] D. Su, C. Wang, H. Ahn, and G. Wang, “Single crystalline Na0. 7MnO2 nanoplates as cathode materials for sodium-ion batteries with enhanced performance,” *Chem. Eur. J.*, vol. 19, no. 33, pp. 10884–10889, 2013.
[25] X. Li, Y. Fan, B. Johannessen, X. Xu, K. W. See, and W. K. Pang, “O3-Type cathodes for sodium-ion batteries: recent advancements and future perspectives,” *Batter. Supercaps*, vol. 7, no. 5, p. e202300618, 2024.
[26] T. Doan, “Fabrication and electrochemical characterization of cathode material Na1.0Li0.05Mn0.6Ni0.3Al0.05O2 for sodium ion batteries,” *J. Sci. Tech.*, vol. 02, Oct. 2024, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v2.n02.871.pce.
[27] L.-Y. Li, M.-Y. Shen, J.-S. Wang, T. Wu, and W.-C. Li, “Mitigating Jahn–Teller Effect of Mn-Based Layered Oxide Cathodes for Sodium-Ion Batteries by Regulation of Coordination Chemistry,” *ACS Appl. Mater. Interfaces*, vol. 17, no. 24, pp. 35631–35640, 2025.
[28] K. Zhang *et al.*, “Manganese based layered oxides with modulated electronic and thermodynamic properties for sodium ion batteries,” *Nat. Commun.*, vol. 10, no. 1, p. 5203, 2019.
[29] R. Fielden and M. N. Obrovac, “Investigation of the NaNixMn1-xO2 (0≤ x≤ 1) system for Na-ion battery cathode materials,” *J. Electrochem. Soc.*, vol. 162, no. 3, p. A453, 2015.

Fabrication and electrochemical characterization of cathode material $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ (x = 0 ÷ 0,4) for sodium ion batteries

Abtract : *The development of energy storage technology has been a focus of attention in recent years. Research on storage batteries such as Li-ion and Na-ion batteries is being intensified. In this study, $NaMn_{(1-x)}Ni_xO_2$ (x = 0 ÷ 0.4) material was synthesized by sol-gel method combined with calcination for application as the cathode material for sodium ion batteries. The results showed that the successful substitution of Ni ions into the Mn crystal lattice with an atomic ratio suitable for the experimental design resulted in a polyhedral particle material with an average size of 2÷5 μm. However, the cycle stability of this material system is not very good, as there is a rapid decrease in capacity. The sample with the best stability was $NaMn_{0,7}Ni_{0,3}O_2$ (M7N3), with an initial capacity of 125 mAh g^{-1}, maintaining 48.5% capacity after 10 cycles and 10.6% after 100 continuous charge-discharge cycles at a current density of 15 mA g^{-1}.*

Keywords: Sodium ion battery, cathode material, sol-gel method.

The effect of gas pressure on the optical properties of Si_3N_4 thin films fabricated by sputtering method

Nguyen Duc Thang [(1)], Bui Thi Thu Phương[(2, 3)], Thi Kim Oanh Vu[(2, 3)*]

[1]VNU University of Engineering and Technology - Vietnam National University, Hanoi, 144 Xuan Thuy Street, Cau Giay, Ha Noi, Vietnam
[2]Graduate University of Science and Technology, Vietnam Academy of Science and Technology. 18 Hoang Quoc Viet, Nghia Do, Hanoi, Vietnam
[3]Institute of Physics, Vietnam Academy of Science and Technology. 10 Dao Tan, Giang Vo, Hanoi, Vietnam

E-mail: ngducthang0211@gmail.com, vuthikimoanh92@gmail.com*

Abstract

Wide-bandgap semiconductor materials such as GaN, SiC, diamond, AlN have attracted considerable attention as they offer promising opportunities for the development of compact, energy-efficient electronic and optoelectronic devices, including photonic circuits, micro-LEDs, and high-performance ultraviolet photodetectors. Silicon nitride (Si_3N_4) was selected as the material of interest due to its wide bandgap and its many advantages in fabrication technology as well as cost efficiency. In this study, we investigate the fabrication conditions, specifically the working gas pressure during the deposition process by sputtering, and its influence on the optical properties of Si_3N_4 thin films. Si_3N_4 thin films with a thickness of 100 nm were deposited on glass substrates under argon (Ar) working gas flow rates of 30, 40, 50, and 60 sccm. The fabricated thin films were subsequently characterized by UV–Vis transmittance measurements and analyzed using the Tauc plot method. The experimental results indicate that the working gas conditions significantly affect the optical transmittance of the thin films, with the maximum transmittance reaching approximately 35% in the UV region. This study provides insights into the influence of gas pressures on the optical properties of Si_3N_4 thin films through UV–Vis spectral analysis.

Keywords: *UV-Vis Spectroscopy; Wide bandgap semiconductors; thin films; Tauc plots.*

1. INTRODUCTION

Several materials capable of efficient operation in the ultraviolet (UV) region have attracted considerable attention in recent years, such as AlGaN [10], Ga_2O_3 [11], and diamond [12], owing to their wide bandgaps, which prevent the absorption of low-photon-energy light and make them suitable for ultraviolet photodetector applications. However, these materials often suffer from high defect densities, high material costs, and expensive fabrication processes. Although Ga_2O_3 is considered more practical than diamond due to certain advantages, it still faces significant challenges in fabrication technology as well as long-term reliability and durability. In light of these challenges, Si_3N_4 emerges as a promising alternative owing to its wide bandgap (4–6 eV) [13], lower cost compared to diamond, mature and widely adopted fabrication technology, and excellent stability under harsh operating conditions. As a result, Si_3N_4 has been extensively studied for integrated photonic circuits [5]. However, the applications of Si_3N_4 materials have predominantly focused on crystalline structures and remain limited in photonic sensing applications due to constraints in performance and controllability of material properties. For thin films fabricated by the sputtering deposition method, the fabrication conditions significantly influence the resulting film properties. In this study, we systematically investigated the effect of Ar gas pressure on the optical properties of amorphous Si_3N_4thin films. The optical characteristics were evaluated through UV–Vis transmittance

spectroscopy, and the Tauc plot method was employed to determine the optical band gap. This analysis enables the assessment of thin-film quality and the identification of optimal fabrication conditions for enhanced photon absorption in the deep-ultraviolet (DUV) region.

2. MATERIALS AND METHODS

RF sputtering was employed to deposit Si_3N_4 thin films. The Si_3N_4 deposition was performed using a DV-502 sputtering system (Denton Vacuum, USA). Firstly, glass substrates were cleaned twice using an ultrasonic bath with ethanol and acetone for 15 minutes each, followed by surface treatment with a high-power plasma cleaner for 1 minute. Si_3N_4 thin films were deposited from a 99.99% pure Si_3N_4 target in a vacuum chamber maintained at 10^{-6} mTorr for 15 minutes under working gas flow rates of 30, 40, 50, and 60 sccm with sputtering power 100 W. The chamber temperature was kept at room temperature. During deposition, the Si_3N_4 target was mounted on the cathode, while the glass substrates were placed on a rotating circular holder positioned below to ensure uniform film growth.

Transmittance and optical absorption measurements were performed using a UV-Vi Absorption Spectrometer (Model V770, Jasco International, Japan). The band gap of the thin films was determined by the Tauc method using the measured transmittance spectra and Origin software. The experiments were performed at the Photonics Science and Technology Laboratory, Institute of Physics, Vietnam Academy of Science and Technology.

The Tauc method (1968) estimates the band gap energy from the optical absorption spectrum by plotting $(\alpha h\nu)^n$ versus $h\nu$. The straight line in the linear region is extrapolated to the energy axis, and the intersection corresponds to E_g [4].

$$(\alpha h\nu)^n = K\left(h\nu - E_g\right) \quad (1)$$

where h is Planck's constant, ν is the photon frequency, E_g is the band gap energy, K is a constant, α is the absorption coefficient that describes the amount of light absorbed by a material of a given thickness, and n is a coefficient that depends on the nature of the electronic transition.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1 SEM results

Figure 1 presents the thickness of Si_3N_4 thin films deposited at a sputtering power of 120 W and a gas flow rate of 40 sccm to standardize the thickness measurement calibration, thereby ensuring that all fabricated samples maintain a uniform thickness of approximately 100 nm.

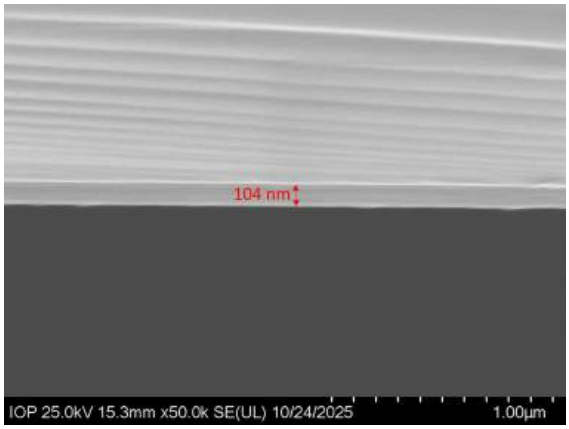


Figure 1. Cross-section SEM of the Si_3N_4 thin films in 120W and 40 sccm gas flow.

3.2. UV–Vis spectra

Figure 2 presents the transmittance spectra of Si_3N_4 thin films deposited at a constant sputtering power of 100 W while varying the working gas pressure. It can be observed that in the visible region, the films exhibit nearly full optical transparency, with transmittance exceeding 80%. In contrast, a pronounced absorption peak, reaching up to approximately 30%, appears in the deep-ultraviolet (DUV) region (<350 nm). This absorption behavior originates from electronic transitions between the valence and conduction bands.The observed variation in optical properties can be attributed to changes in the working gas pressure during deposition. An increase in gas pressure implies a higher concentration of gas molecules within the vacuum chamber. Consequently, Si_3N_4 species sputtered from the target experience more frequent collisions with gas molecules, leading to a reduction in their kinetic energy before reaching the substrate. This effect alters the film growth dynamics and surface morphology, thereby influencing the optical absorption, transmittance, reflection, and scattering characteristics of the deposited films [6].

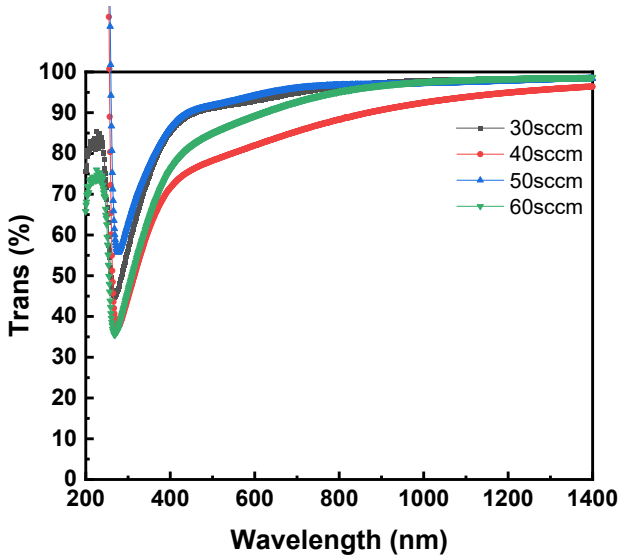


Figure 2. UV–Vis optical spectra of the Si_3N_4 thin films.

The following study outlines the step-by-step procedure for converting UV–Vis spectroscopic data into a Tauc plot to determine the optical sub gap (E_g) and Urbach energy (E_u) of Si_3N_4 semiconductor thin films. The calculations and analysis procedures were performed using Origin, adopting the same methodology as described in the previous study [7], and are summarized in Tables 1 and 2.

Table 1. The step-by-step approach to transform UV–Vis DR raw data to Urbach Energy.

	A	B	C	D	E	F
1	Wavelength	Transmittance	Absorbance	Absorption coefficient	Energy	lnα
2	nm	%	%	cm^{-1}	eV	
3	λ	T	Abs=100−T	α	E= *hv*	
4	Data	Data	=100−B4	=(2.302×C4)	=1240÷A4	Ln(D4)

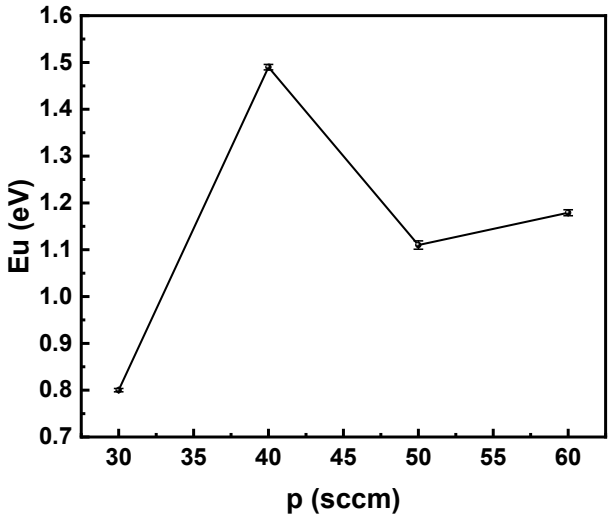


Figure 3. Urbach Energy of Si_3N_4 *thin films evaluated from transmittance model.*

Figure 3 presents the Urbach energy values calculated from the UV–Vis transmittance spectra, which reflect the degree of structural disorder and defect density in the films. It can be observed that the fabricated samples exhibit relatively high Urbach energy values (>0.7 eV), indicating a significant level of defect states and confirming the amorphous nature of the deposited thin films.The magnitude of the defect density, whether high or low, strongly influences the overall subgap absorption values determined in this study, as defect-induced localized states contribute to the absorption tail below the optical band gap.

Table 2. The step-by-step approach to transform UV–Vis DR raw data into secondary data suitable for Tauc's plot.

	A	B	C	D	E	F
1	Wavelength	Transmittance	Absorbance	Absorption coefficient	Energy	$(\alpha h\nu)^2$
2	nm	%	%	cm^{-1}	eV	$(eVcm^{-1})^2$
3	λ	T	Abs=100−T	α	E= *hν*	
4	Data	Data	=100−B4	=(2.302×C4)	=1240÷A4	$=(D4\times E4)^2$

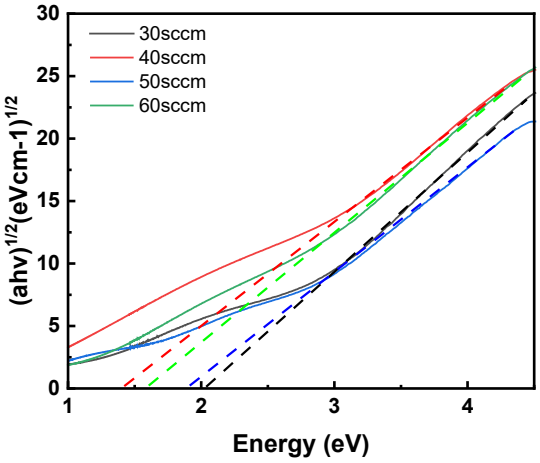


Figure 4. Tauc plot of Si_3N_4 *thin films evaluated from transmittance model with linear fit for measurement. (Subgap)*

Figure 4 presents the subgap energy values of the Si_3N_4 thin films. By performing the same analysis for films deposited at gas flow rates of 30, 40, 50, and 60 sccm under a constant sputtering power of 100 W, the subgap energies were found to range from approximately 0.8 to 2.1 eV. These results indicate the presence of defect-related states within the band gap, which are strongly influenced by the working gas conditions during deposition. Variations in gas pressure alter the Si/N ratio in the deposited films, leading to differences in bonding configurations and energy levels among the samples. The relationship between Urbach energy and subgap values suggests that higher defect density (larger Urbach energy) corresponds to smaller subgap energy. This observation provides a potential strategy for defect engineering in wide band gap materials to selectively tailor the desired absorption energy range. The change in gas pressure affects not only the Si/N composition but also the atomic arrangement and growth dynamics, as the deposition rate and kinetic energy of the sputtered species vary under different conditions. These factors collectively contribute to the formation of defect states within the thin films [6].

4. CONCLUSION

In summary, this study demonstrated the influence of gas pressure in the sputtering method on the qualit and properties of amorphous Si_3N_4 thin films when different defect energy levels are created. It also identified the limitations of the Tauc-plot method in calculating the bandgap for special materials like Si_3N_4. Understanding this will help us fabricate thin films with desired properties.

Acknowledgements

We are thankful the Photonics Laboratory of Institute of Physics, Vietnam Academy of Science and Technology.

References

1. Viezbicke, B. D., et al. (2015). Evaluation of the Tauc method for optical absorption edge determination: ZnO thin films as a model system. *Physica Status Solidi B*.
2. Jubu, P. R., et al. (2024). Comment about the use of unconventional Tauc plots for bandgap energy determination of semiconductors using UV–Vis spectroscopy. *Results in Optics*, 14.
3. Jubu, P. R. (2020). Tauc-plot scale and extrapolation effect on bandgap estimation from UV–Vis–NIR data: A case study of β-Ga_2O_3. *Journal of Solid State Chemistry*.
4. Tauc, J. (1968). Optical properties and electronic structure of amorphous Ge and Si. *Materials Research Bulletin*, 3, 37-46.
5. Koompai, N., Chaisakul, P., Limsuwan, P., Le Roux, X., Vivien, L., & Marris-Morini, D. (2021). Design and simulation investigation of Si_3N_4 photonics circuits for wideband on-chip optical gas sensing around 2 μm optical wavelength. *Sensors*.
6. Lee, W., Lee, S.-W., Bae, S., Hwang, J.-K., Kim, Y., Jeong, S.-H., et al. (2024). Unraveling the effect of working pressure on the morphological, structural, optical, and compositional properties of PbI_2 thin films deposited by RF magnetron sputtering. *Applied Surface Science*.

7. Bui, T. P., Nguyen, T. M. H., Nguyen, V. K., Nguyen, D. T., Nguyen, N. A., Nguyen, T. K. V., & Vu, T. K. O. (n.d.). Determination of the optical band gap of ZnO thin films using Tauc plot method. *The 9th CASEAN Conference, PII-43,4-6*.
8. Alaie, Z., Nejad, S. M., & Youselfi, M. (2015). Recent advances in ultraviolet photodetectors. *Materials Science in Semiconductor Processing*.
9. Fan, M., Liu, K., Zhang, Z., Li, B., Chen, X., Zhao, D., Shan, C., & Shen, D. (2014). High-performance solar-blind ultraviolet photodetector based on mixed-phase ZnMgO thin film. *Applied Physics Letters*.
10. So, H., Lim, J., & Senesky, D. (2016). Continuous V-grooved AlGaN/GaN surfaces for high-temperature ultraviolet photodetectors. *IEEE Sensors Journal*.
11. Wu, C., Hu, H., Wang, S., Liu, A., & Gou, D. (2022). Review of self-powered solar-blind photodetectors based on Ga_2O_3. *Materials Today Physics*.
12. Chang, X., Wang, W. F., Zhang, X., Liu, Z., Fu, J., Fan, S., Bu, R., Zhang, J., Wang, W., Wang, H. X., & Wang, J. (2018). UV photodetector based on NiO/diamond film. *Applied Physics Letters*.
13. Kresse, G., Marsman, M., Hintzsche, L. E., & Flage-Larsen, E. (n.d.). Optical and electronic properties of Si_3N_4 and α-SiO_2. *Physical Review B*.

Ảnh hưởng của áp suất khí đến các tính chất quang học của màng mỏng Si_3N_4 được chế tạo bằng phương pháp phún xạ.

Tóm tắt

Gần đây, các vật liệu bán dẫn có dải năng lượng vùng cấm rộng như GaN, SiC, kim cương, AlN đã thu hút sự chú ý đáng kể vì tiềm năng của chúng trong việc phát triển các thiết bị điện tử và quang điện tử nhỏ gọn, tiết kiệm năng lượng, bao gồm mạch quang tử, đèn LED siêu nhỏ và bộ tách sóng quang tử cực tím hiệu suất cao. Silicon nitride (Si_3N_4) được chọn làm vật liệu nghiên cứu do dải năng lượng vùng cấm rộng và nhiều ưu điểm trong công nghệ chế tạo cũng như tiết kiệm về chi phí. Trong nghiên cứu này, chúng tôi khảo sát các điều kiện chế tạo, cụ thể là áp suất khí trong quá trình lắng đọng bằng phương pháp phún xạ, và ảnh hưởng của nó đến các tính chất quang học của màng mỏng Si_3N_4. Màng mỏng Si_3N_4 có độ dày 100 nm được lắng đọng trên đế nền thủy tinh dưới các tốc độ dòng khí argon (Ar) là 30, 40, 50 và 60 sccm. Các màng mỏng được chế tạo sau đó được khảo sát tính chất đặc trưng bằng phép đo độ truyền quang UV-Vis và phân tích bằng phương pháp Tauc-plot. Kết quả thực nghiệm cho thấy tốc độ dòng khí ảnh hưởng đáng kể đến độ truyền quang của màng mỏng, với độ truyền quang tối đa đạt khoảng 35% trong vùng tia cực tím sâu. Nghiên cứu này làm rõ và cung cấp thêm các thông tin về ảnh hưởng của áp suất khí đến các tính chất quang học của màng mỏng Si_3N_4 thông qua phân tích phổ UV-Vis.

Từ khóa: *UV-Vis Spectroscopy; Wide bandgap semiconductors; thin films; Tauc plots.*

Analysis of thermoplastic dimensions and shrinkage in injection molding: Experiment, simulation and model improvement

Quang Dung Pham[1,*], Trong Nghia Nguyen[2], P.V. Surikov[3]

[1]*Le Quy Don Technical University;* [2]*Institute of Materials, Biology and Environment;*

[3]*MIREA - Russian Technological University*

[*]*Email: phamquangdungmta@gmail.com;*

Tel: +84342960086

Abstract

This study investigates the influence of injection pressure and temperature on mold filling behavior and shrinkage characteristics of thermoplastic materials through combined experimental measurements and Moldex3D simulations. The results show that Moldex3D accurately predicts the evolution of part length during filling, while notable discrepancies are observed in mass development and shrinkage distribution, particularly along the thickness direction and at the central surface region of flat specimens. To address these limitations, an experimental-based method for evaluating central surface shrinkage is proposed, demonstrating improved agreement with experimental data compared to simulation results.

1. Introduction

Thermoplastic polymers are extensively used in modern engineering due to their low density, chemical resistance, flexibility, and cost-effective manufacturing [1]. However, the thermo-viscoelastic behavior of thermoplastics poses significant challenges in maintaining consistent quality and dimensional accuracy during manufacturing processes [2,3].

Injection molding is the most widely used thermoplastic processing method due to its high efficiency and ability to produce complex, thin-walled parts with good surface quality and tight tolerances [3,4]. Shrinkage is an inherent issue in polymers, mainly caused by thermal contraction, phase transition, and PVT-related densification [5,6]. Non-uniform cooling and pressure create residual stresses, leading to deformation, making shrinkage and warpage control a key challenge for dimensional accuracy [7].

Previous studies indicate that melt temperature and mold temperature significantly affect shrinkage, while packing pressure and cooling time are often material-dependent. During the packing phase, pressure compensates volumetric contraction and improves cavity filling. However, the relationship between packing pressure and shrinkage is complex due to interactions with thermal gradients, material compressibility, and PVT characteristics of the polymer melt.

Computer-aided engineering tools such as Moldex3D are widely used to simulate polymer processing and predict part quality, reducing experimental costs and enabling parametric analyses [4]. Moldex3D can simulate filling, packing, cooling, and warpage, but its accuracy in predicting shrinkage remains limited, especially for thin-walled or complex components [8]. Results are highly sensitive to material models, pressure, viscosity, PVT data, and heat transfer coefficients, often causing discrepancies with experimental data [8,9].

Despite its effectiveness in flow analysis, most studies focus on the filling stage, while other stages affecting dimensional stability receive less attention. Achieving agreement between experimental and numerical shrinkage remains challenging. This study investigates the effect of processing pressure on thermoplastic dimensions and shrinkage, evaluates Moldex3D predictions, and proposes an improved experimental approach.

2. Objects and methods of research

2.1. Objects of research

In this study, three thermoplastic polymers were used, including two high-density polyethylene (HDPE) grades, namely PE 277-73 and BorPure MB6561, and one polymethyl methacrylate (PMMA) grade, ACRYPET VH001.

Table 1. Properties of the PMMA and HDPE grades

Property	PE 277-73	BorPure MB6561	ACRYPET VH001
Manufacturer	PJSC Kazanorgsintez, Russia	Borealis AG, Austria	Mitsubishi Chemical Corporation, Japan
Color	off-white	off-white	transparent
Density, g/cm^3	0.960 ÷ 0.966	0.955	1.19
VICAT softening temperature, °C	123	125	107
Melt flow index (190°C/2.16kg)	6.0 ÷ 9.0	1.5	-
Melt flow index (230°C/3.8kg)	-	-	2.0

2.2. Instruments and methods of research

The processing of thermoplastic polymers by injection molding was systematically investigated, in which experimental results were directly compared with numerical simulation outcomes in order to evaluate the accuracy of the simulation models and to identify both the advantages and the existing limitations of current injection molding simulation theories.

The injection molding process was simulated using Moldex3D software, developed by CoreTech System, Taiwan. The software enables comprehensive modeling of the entire injection molding cycle, including filling, packing/holding, cooling, and ejection stages. Based on these analyses, Moldex3D provides guidance for selecting optimal design solutions and processing parameters for both new products and mold designs [10].

To verify the accuracy of the simulation results, injection molding experiments were carried out under processing conditions equivalent to those applied in the simulations. The experimental samples were fabricated using a BabyPlast 10/12 injection molding machine, which is suitable for the precise molding of small-sized polymer components. The specimens were molded under various combinations of processing temperature and injection pressure to investigate the influence of processing parameters on the dimensional and mass characteristics of the molded parts.

3. Results and discussion

3.1. Mold filling ratio

In Moldex3D, the entire melt flow process inside the mold is simulated in detail, including temperature, viscosity, velocity, and stress distributions [11]. To perform such simulations, a complete dataset must be provided, including the three-dimensional geometry of the molded part together with the sprue and runner system, the mold geometry with the cooling layout, the meshed CAD model, material properties (rheological, thermal, and mechanical), injection molding conditions [7], and the specific processing stages to be simulated.

In the present study, the three-dimensional models were created using COMPAS-3D CAD software (Fig. 1). These models were subsequently imported into Moldex3D for mesh generation. The nodal points of the resulting mesh provide spatial coordinates required for calculating process variables using the finite element method. The geometry and dimensions of the molded part, as well as the sprue and runner system, were designed based on the mold dimensions available on a BabyPlast 10/12 injection molding machine.

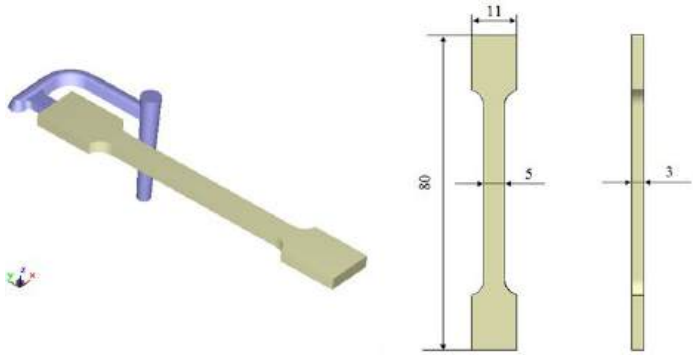


Fig. 1. 3D model of the paddle-shaped tensile specimen and sprue-runner system

Processing parameters were set as follows: filling time 0.5 s, packing time 3.5 s, cooling time 12 s, melt temperature 230 °C, and mold temperature 15 °C. Injection pressure ranged from 20 to 60 MPa to obtain specimens from incomplete to fully filled states. PMMA (ACRYPET VH001) properties were taken from the Moldex3D database; other materials require additional experiments for accurate modeling.

Simulation results (Fig. 2) show the evolution of molten polymer flow rate and inlet pressure during filling and packing at 60 MPa. For $t < 0.4$ s, the melt enters the mold uniformly at ~4.68 cm^3/s, while inlet pressure rises quickly to the preset value. When $t > 0.4$ s, the cavity is fully filled, the flow rate drops to nearly zero ($t \approx 0.7$ s), and the process shifts to packing and densification. At $t \approx 2.7$ s, inlet pressure decreases as polymer solidification limits pressure transmission.

To evaluate the simulation, PMMA ACRYPET VH001 specimens were molded using a BabyPlast 10/12 machine under the same conditions. Due to cyclic temperature fluctuations in water-cooled molds, stable mold temperature requires precise control of cooling water. Initial fluctuations are higher, so the first 5–7 specimens are discarded, and only samples after thermal stabilization are used.

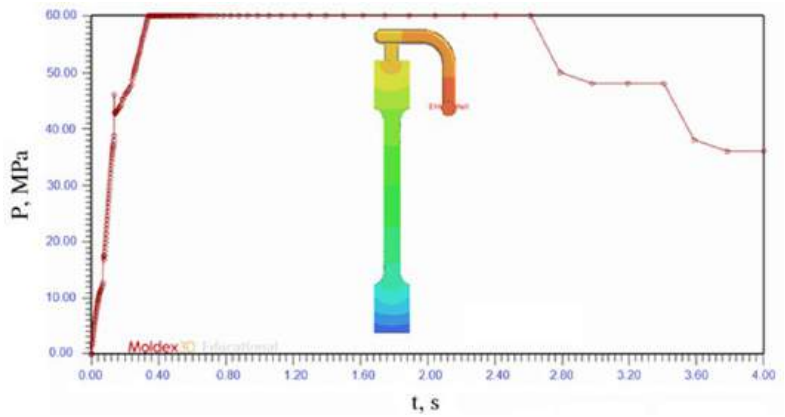


Fig. 2. Simulated inlet flow rate and pressure during the filling and packing stages

In addition, the BabyPlast 10/12 injection molding machine is characterized by a small barrel volume and a relatively high thermal gradient along the cylinder. As a result, accurate control of the melt temperature at the nozzle is crucial to ensure that the actual processing temperature closely matches the preset values. Failure to maintain stable melt temperature may lead to deviations between experimental results and simulation predictions.

Compared with polyethylene (PE), PMMA ACRYPET VH001 is a polar polymer with -$COOCH_3$ groups, leading to stronger dipole interactions and higher melt viscosity. While PE can be fully molded at 230 °C using 20 ÷ 30 MPa, PMMA under similar conditions cannot fill the cavity. Specimen formation starts around 30 MPa, and complete filling requires ~55 MPa.

The comparison between simulation and experimental results indicates that the non-uniform geometry of the paddle-shaped specimen has a strong influence on melt flow behavior and plays a critical role in the evolution of both specimen length and mass with increasing injection pressure. These observations confirm that geometric constraints significantly affect pressure transmission and flow resistance, leading to pronounced differences in filling behavior across pressure levels.

As shown in Fig. 4, Moldex3D predicts a three-stage variation of specimen length with injection pressure, consistent with experiments. At 20 ÷ 35 MPa, length increases slowly due to limited melt penetration. From 35 ÷ 50 MPa, length rises rapidly as the narrow section is filled. At 50 ÷ 60 MPa, the increase slows and approaches saturation. Although slight deviations exist, Moldex3D captures the overall trend and stage transitions well.

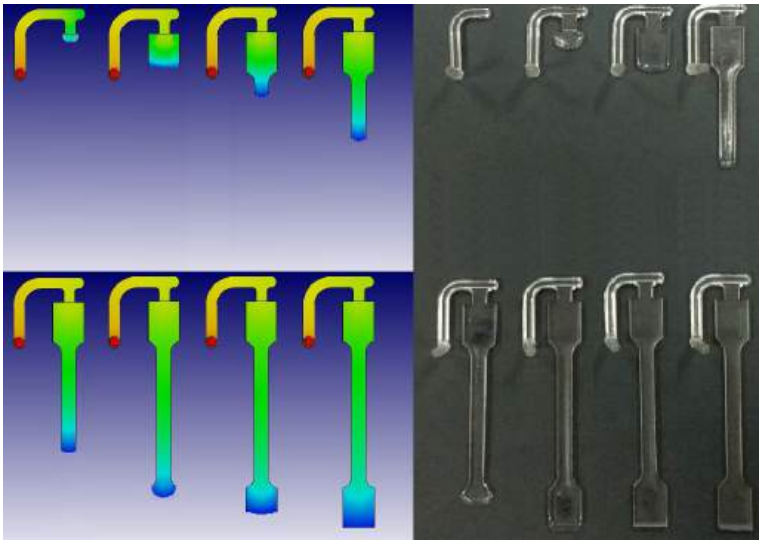


Fig. 3. Simulated and experimentally molded PMMA ACRYPET VH001 specimens

In contrast, Moldex3D predicts specimen mass differently from experiments. While experiments show a nonlinear increase (slow – rapid – saturation), the simulation gives an almost linear trend, indicating a constant mass increase rate that does not reflect geometry-controlled filling dynamics.

This suggests that, although Moldex3D accurately captures melt front development and part length, it oversimplifies material accumulation. It may not fully account for pressure-dependent compressibility, packing behavior, and geometric constraints, leading to limited accuracy in mass prediction.

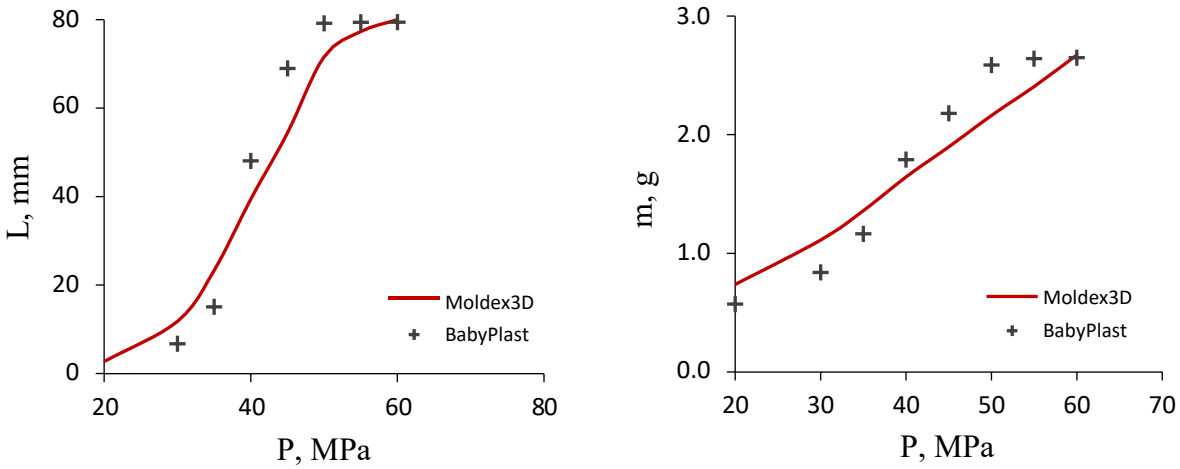


Fig. 4. Variation of specimen length and mass with injection pressure

These results emphasize the significance of distinguishing between geometric filling behavior and mass accumulation when evaluating simulation models. They also suggest that further refinement of material models or packing-related assumptions is required to improve the prediction of mass-related parameters, which are closely associated with shrinkage and volumetric behavior in subsequent analyses.

3.2. Shrinkage behavior and prediction accuracy

Thermoplastic specimens undergo shrinkage after demolding due to volumetric contraction during cooling and solidification, along with pressure reduction after packing. Shrinkage is anisotropic, depending on geometry and processing conditions, and is often more pronounced in the thickness direction for flat specimens.

In Moldex3D, shrinkage is calculated by evaluating residual stresses and then determining volumetric and directional shrinkage components, followed by an average value. However, these averaged outputs may deviate from experiments, especially at low packing pressures where non-uniform pressure and temperature distributions increase discrepancies.

To evaluate Moldex3D shrinkage results, paddle-shaped tensile specimens were molded at higher injection pressures to ensure complete filling. Processing parameters for both materials included a filling time of 0.5 s, packing time of 6 s, cooling time of 16 s, and mold temperature of 18 °C. Melt temperatures were set at 230 ÷ 250 °C for ACRYPET VH001 and 190 ÷ 230 °C for BorPure MB6561. Injection pressure ranged from 50 ÷ 80 MPa for ACRYPET VH001 and 30 ÷ 70 MPa for BorPure MB6561 to clearly observe shrinkage behavior.

When thermoplastic polymer specimens were fabricated on the BabyPlast 10/12 injection molding machine under the minimum processing conditions of the experiment, pronounced warpage of the top and bottom surfaces along the thickness direction was readily observed through cross-sectional inspection of the specimen gauge section. In contrast, the side surfaces of the specimens remained flat and exhibited no noticeable deformation. This deformation pattern has a significant influence on the average shrinkage value measured along the thickness direction of the specimen.

Both experiments and simulations show that increasing injection pressure enhances material compaction and reduces shrinkage approximately linearly (Figs. 5 and 6), while temperature has little effect due to the opposing influences of density reduction and improved packing efficiency.

Under minimum filling conditions, HDPE BorPure MB6561 exhibits shrinkage about 2 ÷ 3 times higher than PMMA ACRYPET VH001, mainly due to its semi-crystalline structure, which leads to greater volumetric contraction compared to amorphous PMMA.

Comparison between Moldex3D and experiments shows small differences in predicted shrinkage across directions, especially for PMMA ACRYPET VH001, where shrinkage is nearly isotropic (Fig. 5). Simulated shrinkage along length (S_L) and width (S_B) agrees well with experiments, but thickness shrinkage (S_H) is significantly underestimated.

For HDPE BorPure MB6561, simulated S_L and S_B are higher than experimental values, while S_H is still underestimated. In both materials, experimental S_H is much larger than S_L and S_B, whereas simulations fail to capture this directional difference.

Although Moldex3D considers temperature and stress, it assumes uniform shrinkage through the thickness and reports averaged values. This is acceptable for large parts but fails to represent the non-uniform shrinkage observed in narrow specimens.

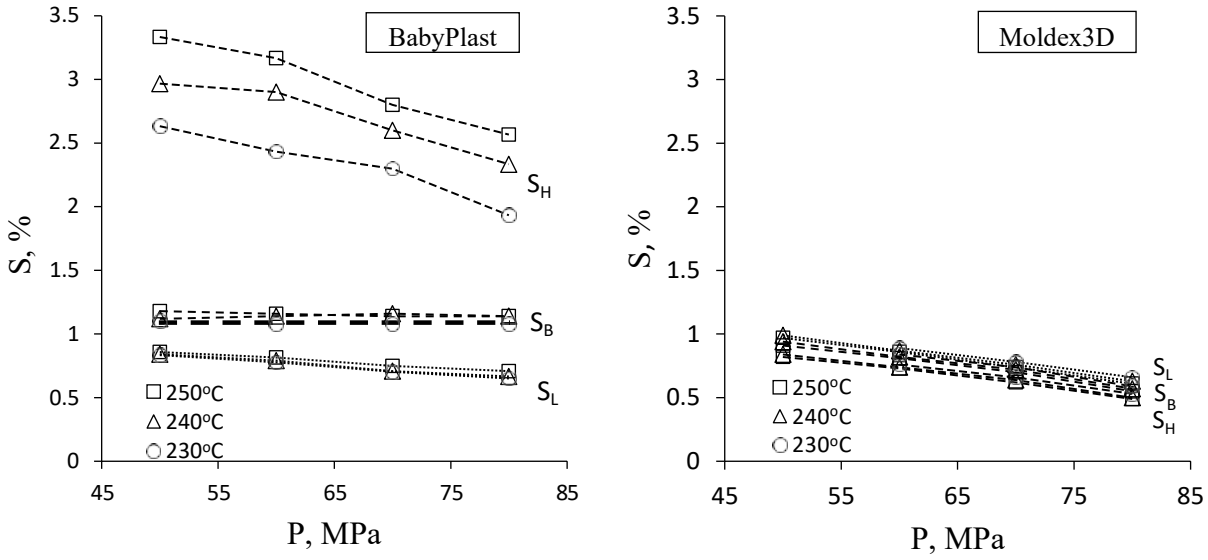


Fig. 5. Shrinkage variation of the ACRYPET VH001 specimens

In the next stage, a more realistic method was developed to evaluate central surface shrinkage (S_{cen}). ISO 179-1:2023 specimens (80 × 10 × 4 mm) were fabricated, with increased width to enhance measurement sensitivity. PE 277-73 was used, with processing parameters including injection velocity of 9.2 cm^3/s, packing time of 5 s, cooling time of 10 s, and mold temperature of 15 °C. Melt temperature ranged from 160 to 220 °C, and injection pressure from 10 to 60 MPa to obtain more reliable results.

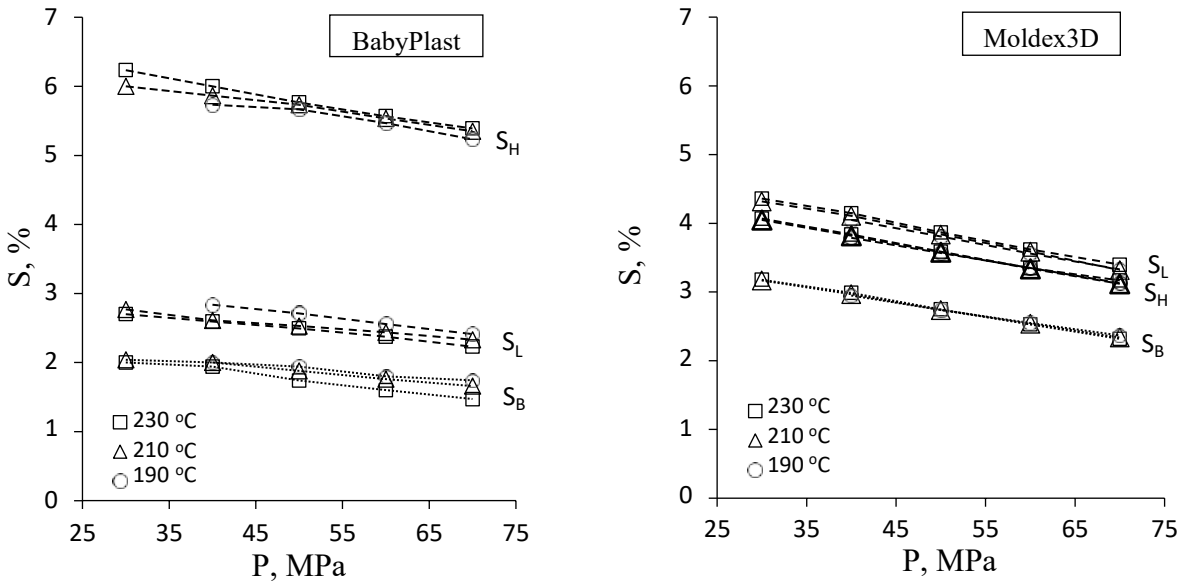


Fig. 6. Shrinkage variation of the BorPure MB6561 specimens

A procedure for determining shrinkage at the central surface region of the specimen is proposed based on the assumption that, in this region, the entire volumetric shrinkage of the

material is primarily accommodated along the thickness direction of the part. The proposed procedure consists of four main steps, as described below.

The temperature distribution across the thickness of both the runner and the specimen is determined as a function of time. In this step, the temperature field is calculated using the finite element method. The specimen thickness is discretized into small intervals, Δx, and the temperature at each interval is evaluated using the following expression:

$$T_i^{t+\Delta t} = F_o\left(T_{i-1}^t + T_{i+1}^t\right) + \left(1 - 2F_o\right)T_i^t \tag{1}$$

where F_o is the Fourier number, defined as:

$$F_o = \frac{a \cdot \Delta t}{(\Delta x)^2} \tag{2}$$

where a is the thermal diffusivity, and Δt is the time increment.

In this study, the number of segments with a length of Δx is 12.

The solidification time is identified when the runner core reaches the polymer melting temperature, blocking pressure transmission. At this moment, the temperature distribution across the specimen thickness is calculated using the finite element method, then combined with the PVT diagram to determine volumetric shrinkage and integrate total thickness shrinkage. The PVT curve reflects stages of filling, packing, cooling, and post-ejection shrinkage until dimensional stabilization.

During filling, melt temperature remains nearly constant while pressure rises, reducing specific volume. In early packing (2-3), added material compensates thermal contraction, further decreasing specific volume. In late packing (3-4), solidification in the sprue and runner blocks feeding, causing pressure to drop while specific volume remains nearly constant.

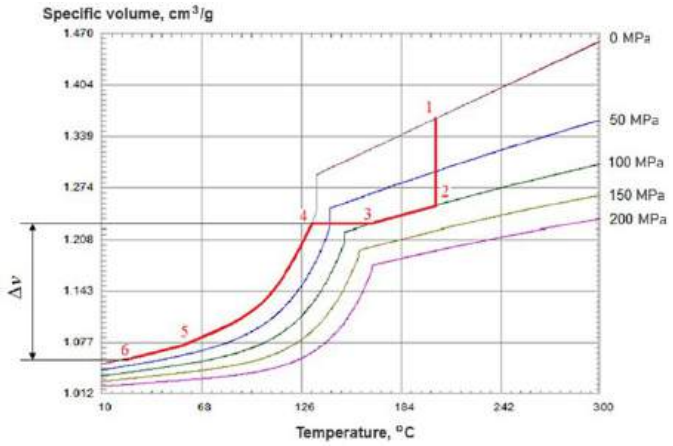


Fig. 7. Schematic illustration of the method for determining the evolution of specific volume

Afterward, the material cools and shrinks until ejection; thus, stages 3-6 represent actual shrinkage. Temperatures of discretized layers (Δx) are used with the PVT diagram to determine volumetric shrinkage and calculate thickness shrinkage.

The calculated results are compared with experimental data in Fig. 8. Because the experiments were conducted with a relatively low initial pressure of 10 MPa, at lower temperatures the specimens became fully formed only at higher pressure levels. Consequently, shrinkage values could be determined only from these pressure levels onward. Similar to the behavior observed for ACRYPET VH001 and BorPure MB6561, the shrinkage of PE 277-73 decreases with increasing pressure and decreasing temperature. This variation follows an approximately linear trend.

The results in Fig. 8 show that the calculated shrinkage at the central surface region of the specimen shows good agreement with the experimental results, both in terms of the decreasing trend and the magnitude of the shrinkage values. The coefficient of determination (R^2) varies in the range of 0.74 ÷ 0.77 for temperatures between 180 and 220 °C, while a lower value of 0.53 is obtained at T = 160 °C. This reduction in accuracy reflects the remaining limitations of the proposed S_{cen} calculation method.

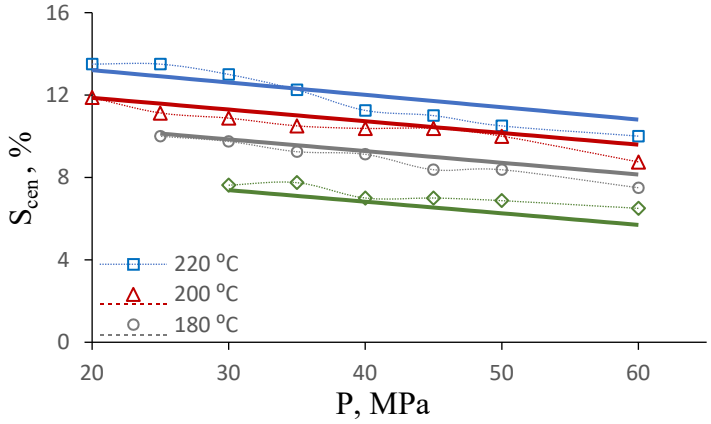


Fig. 8. Experimental and calculated central surface shrinkage of PE 277-73

At T = 160 °C, the temperature distribution across the specimen thickness contains a large number of discretized points within the temperature range of 100 ÷ 140 °C, which is close to the melting region of the material. In this temperature interval, the specific volume exhibits relatively strong variations, leading to an amplification of calculation errors. Nevertheless, the Scen values determined using the proposed approach still demonstrate a clear improvement compared to the shrinkage predictions obtained from Moldex3D simulations.

4. Conclusion

This study analyzed filling and shrinkage of thermoplastics in injection molding, focusing on injection pressure and temperature. Both experiments and Moldex3D showed a three-stage evolution of part length with pressure, confirming reliable prediction of geometric filling. However, Moldex3D predicted nearly linear mass evolution, differing from the nonlinear experimental behavior governed by geometry and flow resistance.

Shrinkage analysis revealed that Moldex3D underestimates directional differences, especially for flat parts. Experiments showed much higher thickness shrinkage due to temperature

gradients, non-uniform pressure, and stress concentration, while simulations using averaged values failed to capture this, particularly at low packing pressure.

An experimental-based method using temperature distribution and PVT relationships was proposed to evaluate central surface shrinkage, showing improved agreement with experiments (R^2 up to 0.77) compared to Moldex3D. This highlights the need to distinguish between geometric filling and volumetric accumulation and provides a practical approach for better shrinkage prediction.

References

1. Nasir, S. B. (2025, March). Effect of Injection Molding Parameters on Shrinkage Behavior of Recyclable Polymers. In 2025 ASEE North Central Section (NCS) Annual Conference.
2. Naveen Anthuvan, R., & Parthiban, M. (2013). Analysis of warpage and shrinkage for an injection molded component using flow analysis software. International Journal of Engineering & Technology Research, 1(2), 17-29.
3. Roy, R., Ghosh, S., Murad, M. M. A., Rahman, M., & Billah, M. M. (2023). Optimization of injection molding parameters to minimize shrinkage and shear stress. Proceedings of the International Conference on Mechanical Engineering and Renewable Energy, CUET, Bangladesh.
4. Garg, N., Prabhune, B., Elyas, S., Jo, E., Pokkalla, D., Ogle, R., ... & Kim, P. (2024). End-To-End Simulation Framework for Injection Molding Process Optimization. Oak Ridge National Laboratory (ORNL), Oak Ridge, TN (United States).
5. Solanki, B. S., Singh, H., & Sheorey, T. (2022). Effect of injection molding cycle time on shrinkage and weight of manufactured polymer gear. Materials Today: Proceedings, 62, A1-A6.
6. Thakre, P., Chauhan, A. S., Satyanarayana, A., Kumar, E. R., & Pradyumna, R. (2018). Estimation of shrinkage & distortion in WaxInjection using Moldex3D simulation. Materials Today: Proceedings, 5(9), 19410-19417.
7. Zhao, N. Y., Lian, J. Y., Wang, P. F., & Xu, Z. B. (2022). Recent progress in minimizing the warpage and shrinkage deformations by the optimization of process parameters in plastic injection molding: A review. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 120(1), 85-101.
8. Islam, A., Li, X., & Wirska, M. (2019, May). Injection moulding simulation and validation of thin wall components for precision applications. In International Scientific-Technical Conference MANUFACTURING (pp. 96-107). Cham: Springer International Publishing.
9. Bruchmüller, M., & Puch, F. (2026). Molding trials and injection phase simulations considering the impact of variable material properties from recyclates on flow front progression. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 142(1), 883-897.
10. Kandyba, D. A., Liubimau, A. G., Petrushenya, A. F., Kasperovich, O. M., & Lenartovich, L. A. MOLDEX3D SYSTEM FOR INJECTION MOLDING ANALYSIS IN MOLD DESIGN. ТРУДЫ БГТУ, 115.

Phân tích kích thước và độ co ngót của nhựa nhiệt dẻo trong ép phun: Thực nghiệm, mô phỏng và cải tiến mô hình

Tóm tắt

Nghiên cứu này khảo sát ảnh hưởng của áp suất và nhiệt độ ép phun đến hành vi lấp đầy khuôn và đặc tính co ngót của các loại nhựa nhiệt dẻo thông qua việc kết hợp giữa thực nghiệm và mô phỏng bằng phần mềm Moldex3D. Kết quả cho thấy Moldex3D dự đoán khá chính xác sự thay đổi chiều dài của chi tiết trong giai đoạn lấp đầy, tuy nhiên vẫn tồn tại sai lệch đáng kể trong sự phát triển khối lượng và sự phân bố độ co ngót, đặc biệt theo chiều dày và tại vùng trung tâm bề mặt của các mẫu dạng dẹt. Để khắc phục những hạn chế này, một phương pháp đánh giá độ co ngót tại vùng trung tâm bề mặt dựa trên thực nghiệm đã được đề xuất, cho thấy mức độ phù hợp với kết quả thực nghiệm cao hơn so với các kết quả mô phỏng trên phần mềm.

Từ khóa: *shrinkage; model; simulation; injection molding; Moldex3D.*

LOW-COST UV-A MINIATURIZED SENSORS BASED ON PRINTED CIRCUIT BOARDS: FABRICATION AND PERFORMANCE

Nguyen Van Toan[1,*], Nguyen Xuan Thau[1], Nguyen Tuan Linh[1], Vu Anh Hung[1], Nguyen Tien Anh[1] and Nguyen Thanh Nam[1]

[1]*Department of Physics, Le Quy Don Technical University*
Email: toannvk11@lqdtu.edu.vn

Abstract

In recent years, the depletion of the ozone layer, together with rapid urbanization and industrialization, has led to an increase in ultraviolet (UV) radiation levels at the Earth's surface, posing serious risks to human health, including skin damage, premature aging, and ocular diseases. Consequently, the development of low-cost, compact, and highly integrable UV sensors for monitoring UV radiation in living and working environments has become an urgent demand. In this study, we report the fabrication and performance evaluation of low-cost UV-A miniaturized sensors based on commercial printed circuit boards. The sensors were fabricated on PCB substrates with pre-patterned nickel-plated copper electrodes, each having a dimension of 2×2 mm², while the overall PCB size was 20×10 mm². The UV-A-sensitive layer consisted of a wide-bandgap semiconductor metal oxide nanomaterial-Zinc oxide synthesized via a chemical precipitation method. Experimental results demonstrate that the fabricated sensor sensitivity reached a value of approximately 61.5% (UV-A, power density of 500 $\mu W \cdot cm^{-2}$) and a good linear relationship within the incident UV-A power range of 100-500 $\mu W/cm^2$. Moreover, the PCB-based sensor architecture enables convenient integration with commercially available signal processing and data display circuits, highlighting its potential for low-cost UV monitoring systems.

Keywords: *UV sensor; Printed Circuit Boards; UV monitoring systems*

1. Introduction

Ultraviolet (UV) radiation is a component of solar radiation and is commonly divided into UV-A, UV-B, and UV-C regions [1]. Among these, UV-A radiation has the highest intensity at the Earth's surface and prolonged exposure can cause adverse effects on human health, such as skin damage and eye diseases [2]. As a result, there is a practical need for UV sensors that can be used for routine monitoring in living and working environments [3, 4].

UV sensors based on wide-bandgap semiconductor materials have been widely studied due to their direct sensitivity to UV light [4]. Metal oxide semiconductors, including ZnO, TiO_2, and Ga_2O_3, are commonly used for this purpose. In particular, ZnO has attracted attention because of its wide bandgap, good chemical stability, and low cost. ZnO-based UV sensors typically operate via a photoconductive mechanism and can provide a high electrical response under UV illumination[4, 5]. Recently, low-cost UV sensors fabricated on unconventional substrates have been reported. Paper-based UV sensors using graphite electrodes[6, 7] and flexible UV sensors on polymer substrates such as polyimide [8] offer advantages in terms of cost and ease of fabrication. However, these substrates generally have limited mechanical strength and are not well suited for direct integration with standard electronic circuits, which restricts their practical application.

In this work, we fabricated a low-cost UV-A sensor based on ZnO nanomaterials directly on a commercial printed circuit boards (PCBs) substrate with interdigitated electrodes. PCB substrates provide good mechanical stability and pre-patterned metal electrodes, enabling straightforward electrical connection and integration with signal processing circuits. The fabricated sensors show a clear and repeatable resistance response under UV-A illumination (λ = 395 nm), with good linearity in the UV power density range of 100-500 $\mu W \cdot cm^{-2}$. These results indicate that PCB substrates are a suitable platform for developing low-cost and practical UV monitoring sensors.

2. Experimental

2.1. Synthesis and Characterization of ZnO Nanostructures

ZnO nanomaterials were synthesized via a chemical precipitation method, as schematically illustrated in Figure 1. Zinc acetate dihydrate ($Zn(CH_3COO)_2 \cdot 2H_2O$, Xilong, ≥ 99%) was used as the precursor. Specifically, 2.20 g of $Zn(CH_3COO)_2 \cdot 2H_2O$ was dissolved in 80 mL of distilled water under magnetic stirring to obtain a clear solution. A NaOH solution was prepared separately by dissolving 0.8 g of NaOH (Xilong, ≥99%) in ~80 mL of distilled water.

The precursor solution was stirred at 600 rpm, and the NaOH solution was added dropwise over 15 min to induce the formation of $Zn(OH)_2$ precipitates. The mixture was then maintained at 60 °C under continuous stirring for 1 h. The precipitate was collected by centrifugation, washed three times with distilled water, and dried at 60°C for 2 h. Finally, the dried product was calcined at 400°C for 3 h with a heating rate of $10°C \cdot min^{-1}$ to obtain ZnO nanostructures.

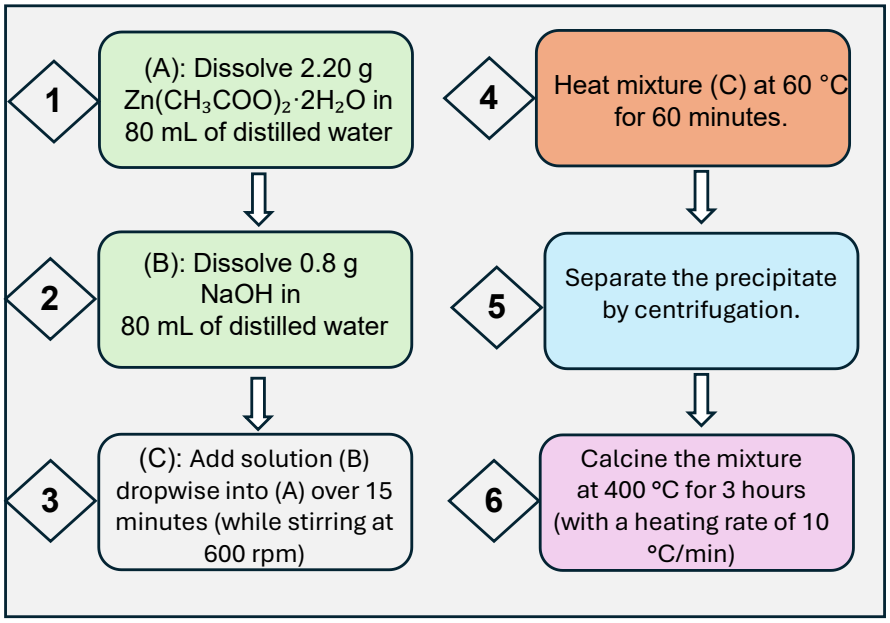


Figure 1. Schematic illustration of the chemical precipitation process for ZnO nanomaterial synthesis.

The morphology and elemental composition of the synthesized ZnO were examined using scanning electron microscopy (SEM-TM4000plus, HITACHI, Japan) equipped with

energy-dispersive X-ray spectroscopy (EDX). The crystalline structure was analyzed by X-ray diffraction (XRD) using a D8 Advance diffractometer (Bruker, Germany) with Copper K α radiation (λ = 1.5406 Å), recorded at room temperature over a 2 θ range of 20-80° with a step size of 0.05°.

2.2. Fabrication and Characterization of a ZnO Nanomaterial-Based UV Sensor

The as-synthesized ZnO powder was uniformly dispersed in ethanol by ultrasonication (0.3 g ZnO in 3 mL ethanol). Commercial PCB substrates with copper electrodes electroplated with a nickel protective layer were employed. The PCB size was 20×10 mm² (for 8 sensors), while the copper electrodes (2×2 mm²).

ZnO thin films were deposited onto the PCB substrate via a spin-coating technique using approximately 8 μL of the ZnO suspension. After drop-casting, the substrate was initially rotated at a low speed of 60-80 rpm for 20 s, followed by a gradual ramp-up to a maximum speed of ~3000 rpm over the next 20 s, and then maintained at this speed for a further 20 s. The ZnO film area was confined by a polyethylene (PE) mask with a defined size of 2×5 mm². Upon completion of the coating process, the samples were dried at 90°C for 2 h to completely remove ethanol and stabilize the film structure.

The UV sensing performance was evaluated using the measurement setup depicted in Figure 2b,c. A UV LED with a wavelength of 395 nm and a nominal power of 5 mW was used as the UV source. The incident UV power density was calibrated using an EXTECH SDL470 light meter (resolution: 1 μW·cm^{-2}; maximum: 20 mW·cm^{-2}; UVA-UVC range). The sensor resistance and photocurrent were measured using a digital multimeter (GDM-8342), with a resistance range of 0-50 MΩ, a current range of 0-500 μA (resolution: 10 nA), and a sampling rate of 10 readings·s^{-1}.

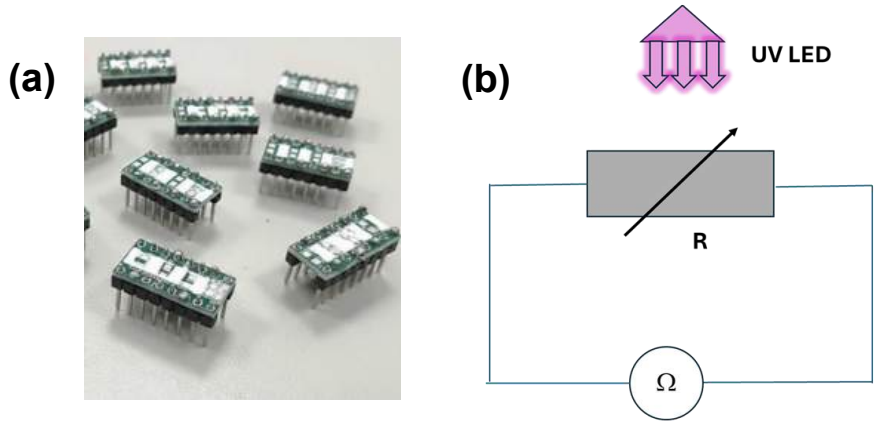


Figure 2. *a) Fabricated UV sensors on multiple PCB substrates;b, c) Illustration of the measurement setup for UV sensor characterization.*

3. Results and discussion

The SEM images in Figure 3 reveal that the sample consists of densely distributed ZnO nanorods grown on the substrate, exhibiting non-uniform growth directions with random orientations. The nanorods show a relatively broad size distribution, with lengths ranging from several tens to several hundreds of nanometers, while the diameters also vary from tens to

several hundreds of nanometers. A closer examination of the high-magnification SEM image at 50,000× (Figure 3b) provides detailed insight into the morphology of the nanorods and an individual nanorod (inset). The cross-sectional profile exhibits a well-defined hexagonal geometry, which is characteristic of the ZnO crystalline structure [8-10]. This observation indicates that the nanorods possess good crystalline quality and well-developed facets, consistent with the geometric features of wurtzite-structured ZnO.

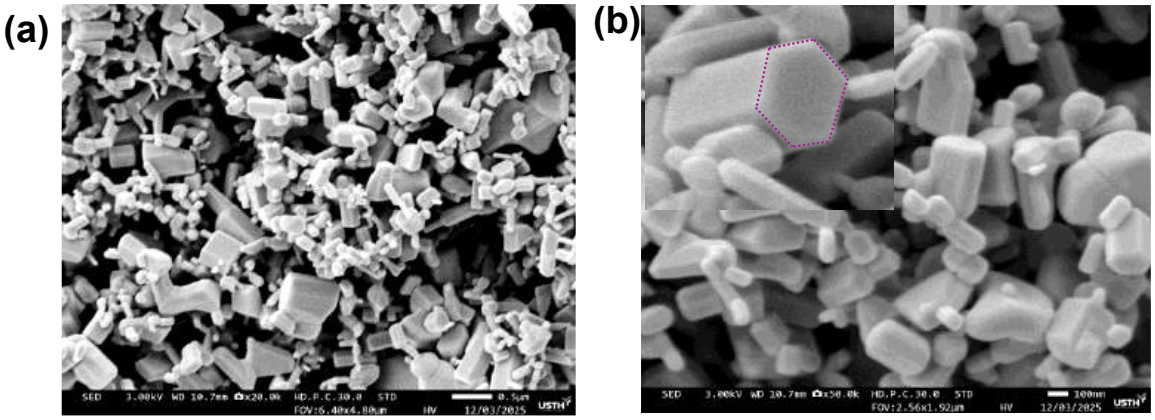


Figure 3. SEM images of fabricated ZnO nanomaterial.

The EDX spectrum of the sample is presented in Figure 4a. Distinct characteristic peaks corresponding to Zn and O are clearly observed, confirming the elemental composition of ZnO. The elemental weight percentages were determined to be 79.6 wt% for Zn and 20.4 wt% for O, which are close to the theoretical values of stoichiometric ZnO (Zn = 80.36 wt%, O = 19.64 wt%). The slight deviation between the experimental and theoretical values can be attributed to the limited sensitivity of EDX toward light elements, the presence of surface-adsorbed oxygen species, and background noise during measurement. Overall, the EDX results indicate high purity of the sample with no detectable impurity phases.

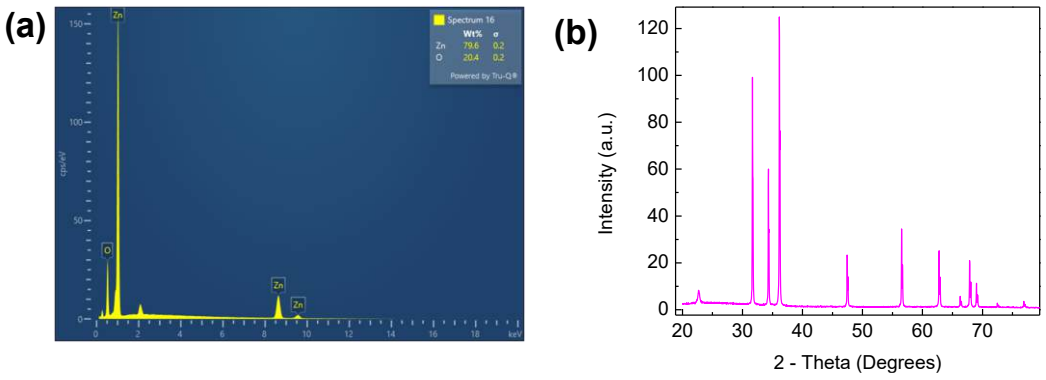


Figure 4. The EDX spectrum and X-ray diffraction (XRD) pattern of the fabricated ZnO thin film.

The XRD pattern of the sample is shown in Figure 4b. Diffraction peaks located at approximately 2θ = 31.7°, 34.4°, 36.2°, 47.5°, 56.6°, 62.8°, 68.0°, and 69.1° can be indexed to the (100), (002), (101), (102), (110), (103), (112), and (201) crystal planes of hexagonal wurtzite ZnO, respectively. The peak positions and relative intensities are in good agreement with the standard JCPDS reference data for ZnO, confirming the formation of a single-phase ZnO structure. The sharp diffraction peaks reflect good crystallinity, and no

additional peaks associated with secondary phases are detected, indicating high phase purity and crystalline quality of the synthesized ZnO nanomaterials.

The photoelectrical characteristics of the ZnO-based UV sensor are presented in Figure 5. As shown in Figure 5a, the sensor exhibits a clear resistance response to the on/off switching of the UV illumination. Specifically, under a UV power density of approximately 100 μW·cm^{-2}, the dark resistance is about 44 MΩ and decreases to approximately 38 MΩ upon UV exposure. This reduction in resistance originates from the absorption of UV photons with energies exceeding the bandgap of ZnO, leading to the generation of electron–hole pairs and an increase in the density of free charge carriers. The sensor demonstrates good repeatability over multiple on/off cycles, indicating efficient oxygen re-adsorption and charge carrier recombination processes on the ZnO surface.

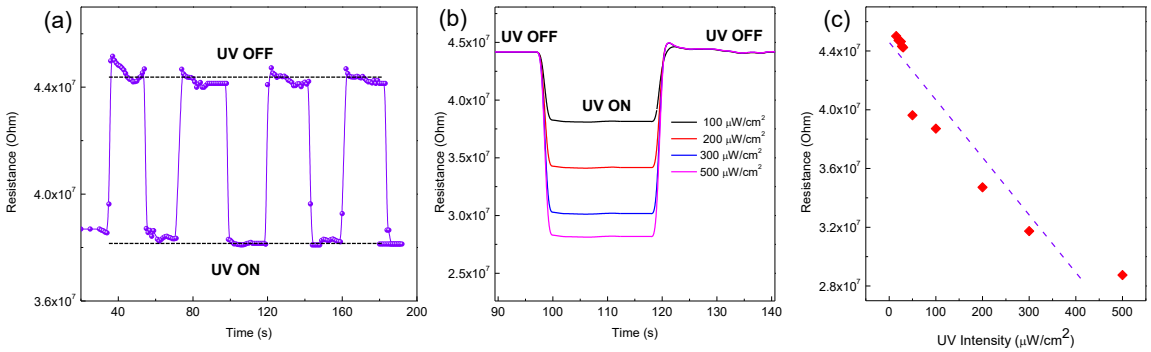


Figure 5. Resistance response and UV intensity-dependent photoelectrical characteristics of the ZnO-based UV sensor.

The UV intensity-dependent characteristics are shown in Figure 5b,c. As the UV power density increases from 100 to 500 μW·cm^{-2}, the resistance decreases monotonically, revealing an inverse relationship between resistance and incident UV intensity, which is consistent with the photoconductive mechanism of ZnO. Based on the dark resistance and the resistance measured under a UV power density of 500 μW·cm^{-2}, the sensor sensitivity was calculated using the defined: $S = (R_{dark} - R_{UV})/R_{dark}$ and reached a value of approximately 0.615, confirming a pronounced UV response of the ZnO nanomaterial. However, under both dark conditions and steady UV illumination, the resistance does not reach a fully stabilized value. This behavior may be attributed to non-uniformity of the ZnO film or an inhomogeneous distribution of ZnO nanostructures. In addition, the relatively high values of dark resistance may hinder the integration of the sensor into low-power electronic systems. As shown in Figure 5c, the sensor exhibits improved linearity in the UV power range of 100-500 μW·cm^{-2}, whereas at lower power densities (< 50 μW·cm^{-2}), the resistance variation is small and the linearity degrades, limiting the detection capability at low UV intensities. Future work will focus on enhancing the sensitivity and linearity of the sensor through optimization of the film structure, improvement of electrical contacts, and morphological control or doping of the ZnO material.

4. Conclusion

In conclusion, we have developed a low-cost UVA sensor based on ZnO nanomaterials fabricated on commercial PCBs substrate with interdigitated electrodes. The ZnO nanostructures synthesized via a chemical precipitation method exhibit good crystallinity and phase purity. The fabricated sensor shows a monotonic decrease in resistance with increasing UVA power density and good linearity in the range of 100-500 μW·cm^{-2}, with response and

recovery times of approximately 4-5 s. Although further improvements in sensitivity and low-intensity detection are required, the proposed approach provides a simple, scalable, and cost-effective platform for UVA monitoring applications.

References

1. B.L. Diffey, Ultraviolet radiation and human health, *Clinics in dermatology*, 16 (1998) 83-89.
2. P. Singh, S. Mishra, P. Kesarwani, Impact of UV Radiation on Human Health, *Industrial Engineering Journal*, 54 (2025) 1-6.
3. B. Deka Boruah, Zinc oxide ultraviolet photodetectors: rapid progress from conventional to self-powered photodetectors, *Nanoscale Advances*, 1 (2019) 2059-2085.
4. E. Monroy, F. Omnès, F. Calle, Wide-bandgap semiconductor ultraviolet photodetectors, *Semiconductor Science and Technology*, 18 (2003) R33.
5. D. Buckley, A. Lonergan, C. O'Dwyer, Review-ZnO-based Thin Film Metal Oxide Semiconductors and Structures: Transistors, Optoelectronic Devices and Future Sustainable Electronics, *ECS Journal of Solid State Science and Technology*, 14 (2025) 015001.
6. A.M. Al-Amri, Printed Sensors for Environmental Monitoring: Advancements, Challenges, and Future Directions, *Chemosensors*, 13 (2025) 285.
7. A.J. Gimenez, J.M. Yáñez-Limón, J.M. Seminario, ZnO−Paper Based Photoconductive UV Sensor, *The Journal of Physical Chemistry C*, 115 (2011) 282-287.
8. H. Dong, W. Liu, Y. Li, X. Chen, D. Wang, Fully Printed Flexible Zinc Oxide Patch for Wearable UV Light Sensing, *Advanced Electronic Materials*, 9 (2023) 2300469.
9. M. Ilickas, M. Marčinskas, D. Peckus, R. Mardosaitė, B. Abakevičienė, T. Tamulevičius, S. Račkauskas, ZnO UV sensor photoresponse enhancement by coating method optimization, *Journal of Photochemistry and Photobiology*, 14 (2023) 100171.
10. S. Siswanto, N. Rochman, P. Akwalia, Fabrication and characterization of Zinc Oxide nanoparticle by sol-gel method, *Journal of Physics: Conference Series*, 853 (2017) 012041.

Cảm biến UV-A thu nhỏ chi phí thấp dựa trên bảng mạch in (PCB): Chế tạo và đánh giá hiệu năng

Tóm tắt

Trong những năm gần đây, sự suy giảm tầng ôzôn cùng với quá trình đô thị hóa và công nghiệp hóa đã làm gia tăng cường độ bức xạ tia cực tím (UV) tại bề mặt Trái Đất, gây ra nhiều nguy cơ nghiêm trọng đối với sức khỏe con người như tổn thương da, lão hóa sớm, và các bệnh về mắt. Do đó, việc phát triển các cảm biến UV có chi phí thấp, kích thước nhỏ gọn và khả năng tích hợp cao nhằm phục vụ giám sát bức xạ UV trong môi trường sống và làm việc đang trở thành nhu cầu cấp thiết. Trong nghiên cứu này, chúng tôi trình bày quá trình chế tạo và khảo sát đặc tính của các cảm biến UV-A chi phí thấp dựa trên đế mạch in (printed circuit board – PCB) thương mại. Các cảm biến được chế tạo trên đế PCB có sẵn các điện cực đồng mạ niken với kích thước mỗi điện cực là 2×2 mm², kích thước tổng thể của đế PCB là 20×10 mm² (bao gồm 08 cảm biến). Lớp nhạy UV-A được tạo thành từ vật liệu ZnO cấu trúc nano, được tổng hợp bằng phương pháp kết tủa hóa học. Kết quả thực nghiệm cho thấy các cảm biến đã chế tạo đạt độ nhạy 61.5% với bức xạ UV-A (ở mật độ công suất 500 $\mu W \cdot cm^{-2}$) và có mối quan hệ tuyến tính tốt trong dải công suất chiếu từ 100 đến 500 $\mu W/cm^2$. Cấu trúc cảm biến trên đế PCB thương mại cho phép tích hợp thuận lợi với các module xử lý và hiển thị dữ liệu, mở ra tiềm năng ứng dụng trong các hệ thống giám sát tia UV chi phí thấp.

Từ khóa**:** *UV sensor; Printed Circuit Boards; UV monitoring systems*

Nghiên cứu tổng hợp vật liệu phát quang trên cơ sở kim loại kiềm thổ đồng pha tạp nguyên tố đất hiếm

Nguyễn Trọng Nghĩa[1], Trịnh Đắc Hoành[1]

[1]Viện Vật liệu, Sinh học và Môi trường, Viện KH-CN Quân sự.

Email; Tel: nguyentrongnghia551@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu tổng hợp, đặc trưng cấu trúc và tính chất quang học của vật liệu phát quang nền kim loại kiềm thổ aluminate $SrAl_2O_4$ đồng pha tạp các ion đất hiếm Eu^{2+} và Dy^{3+}. Vật liệu được chế tạo bằng phương pháp phản ứng pha rắn ở nhiệt độ 1300–1400°C trong môi trường khí khử bằng than hoạt tính. Cấu trúc tinh thể và hình thái bề mặt của vật liệu được khảo sát bằng nhiễu xạ tia X (XRD) và kính hiển vi điện tử quét (SEM), tính chất phát quang được xác định bằng phương pháp phổ quang phát quang (Photoluminescence - PL). Kết quả XRD cho thấy vật liệu thu được có cấu trúc pha $SrAl_2O_4$ với độ kết tinh cao, trong khi ảnh SEM cho thấy các hạt có kích thước cỡ micromet, phân bố tương đối đồng đều. Vật liệu phát quang trong vùng bước sóng 500-520nm

Từ khóa: *vật liệu phát quang; đất hiếm; $SrAl_2O_4$; XRD; SEM*

1. Mở đầu

Vật liệu phát quang lưu quang dài (long-afterglow phosphors – LAP) dựa trên nền aluminate kim loại kiềm thổ, đặc biệt là hệ $SrAl_2O_4$ đồng pha tạp Eu^{2+} và Dy^{3+}, đã thu hút sự quan tâm lớn nhờ các đặc tính quang học vượt trội như cường độ phát quang mạnh, thời gian lưu quang kéo dài và độ bền hóa học cao [1,2]. Khác với các vật liệu phát quang truyền thống dựa trên nền sulfide vốn dễ bị phân hủy bởi độ ẩm, vật liệu nền aluminate có cấu trúc tinh thể ổn định hơn và thân thiện với môi trường [3,4].

Trong hệ thống này, ion Eu^{2+} đóng vai trò là trung tâm phát sáng, thực hiện sự chuyển dời giữa cấu hình electron $[Xe]4f^7$ và trạng thái kích thích $4f^65d^1$. Do các orbital 5d nằm ở lớp vỏ ngoài nên chịu ảnh hưởng mạnh của trường tinh thể, cho phép điều chỉnh bước sóng phát xạ từ vùng xanh dương đến xanh lục [5,6]. Ion Dy^{3+} đóng vai trò là tâm bẫy, giúp bắt giữ điện tử hoặc lỗ trống và giải phóng chúng chậm dưới tác dụng của năng lượng nhiệt, từ đó duy trì sự phát sáng sau khi tắt nguồn kích thích [5,6].

Bài báo này tập trung nghiên cứu quy trình tổng hợp vật liệu $SrAl_2O_4:Eu^{2+},Dy^{3+}$ bằng phương pháp phản ứng pha rắn ở nhiệt độ cao, đồng thời khảo sát chi tiết cấu trúc vi mô và tính chất quang phổ của vật liệu thu được, góp phần làm rõ cơ chế lưu quang và tối ưu hóa hiệu suất phát sáng cho các ứng dụng thực tiễn.

2. Thực nghiệm

Phương pháp chế tạo vật liệu theo quy trình nung được thực hiện theo quy trình của Matsuzawa T. [1]. Thành phần các chất chuẩn bị được thể hiện ở bảng 1.

Bảng 1. Khối lượng các thành phần mỗi mẫu

Mẫu	**Thành phần, g**						
	$Al(NO_3)_3.9H_2O$	**$Sr(NO_3)_3$**	**$Eu(NO_3)_3$**	**$Dy(NO_3)_3$**	**Etylen glycol**	**Ure**	**H_3BO_3**
7	3,75	1,026	0,0169	0,0348	4,65	3,0	
M0	8,0	3,6	0,116	0,076		20	
M1	8,0	3,6	0,116	0,076		20	0,24
M2	3,75	1,026	0,0169	0,0348	4,65	3,0	0,13

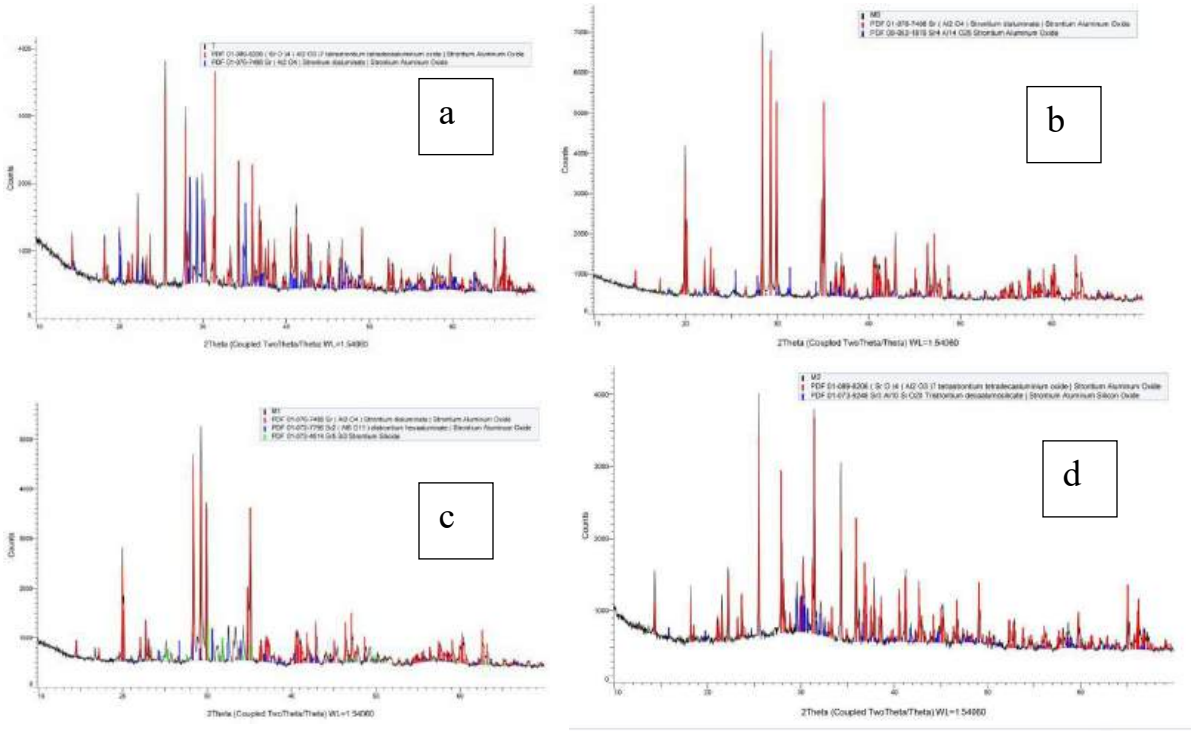
Hỗn hợp vật liệu được cân chính xác và nghiền bằng cối mã não trong ethanol cho đến khi kích thước đồng đều và đảm bảo phân tán đều thành phần. Chất trợ chảy H_3BO_3 được bổ sung nhằm giảm nhiệt độ tạo pha và tăng thêm tính chất quang của vật liệu.

Sau nghiền hỗn hợp được sấy ở 100°C. Mẫu được thực hiện nung bằng thiết bị Lò nung Nabertherm, nung sơ bộ ở 600°C trong 45 phút để loại bỏ tạp chất, dung môi. Nung ở 900°C trong 1 giờ để phân hủy $SrCO_3$ và hình thành phản ứng ban đầu. Nung thiêu kết ở 1280°C trong 4 giờ trong môi trường khí khử CO.

Xử lý mẫu sau nung, lò được làm nguội tự nhiên, mẫu được lấy quan sát, nghiền nhỏ bằng cối mã não và xác định các tính chất cần thiết như: xác định cấu trúc tinh thể và pha, quan sát hình thái bề mặt và kích thước hạt, phân tích thành phần nguyên tố và đo phổ kích thích và phổ phát quang.

3. Kết quả và thảo luận

Sau khi thu được các sản phẩm nung, nhóm nghiên cứu đã tiến hành dùng nhiễu xạ tia X để xác định các tính chất của chất thu được. Kết quả được trình bày ở hình 1.



Hình 1. Giản đồ XRD của 4 mẫu pigment được tổng hợp bằng pha rắn. a – mẫu 7, b- mẫu M0, c- mẫu M1, d-mẫu M2.

Bảng 2. Kết quả phân tích thành phần của 4 mẫu

Mẫu	Pha chính (chiếm ưu thế)	Pha phụ	Hệ tinh thể
7	$Sr_4Al_{14}O_{25}$(76.9%)	$SrAl_2O_4$ (23.1%)	Orthorhombic / Monoclinic
M0	$SrAl_2O_4$ (84.9%)	$Sr_4Al_{14}O_{25}$ (15.1%)	Monoclinic / Orthorhombic
M1	$SrAl_2O_4$ (75.3%)	$Sr_2Al_6O_{11}$ (20.3%) Sr_5Si_3 (4.4%)	Monoclinic / Orthorhombic / Tetragonal
M2	$Sr_4Al_{14}O_{25}$ (86.2%)	$Sr_3Al_{10}SiO_{20}$ (13.8%)	Orthorhombic / Monoclinic

Kết quả XRD cho thấy sự tồn tại song song của hai pha chính là $SrAl_2O_4$ và $Sr_4Al_{14}O_{25}$. Tuy nhiên, tỷ lệ giữa hai pha này có sự thay đổi đáng kể giữa các mẫu:

Mẫu M0 thể hiện sự ưu tiên hình thành pha $Sr_4Al_{14}O_{25}$ (chiếm 84,9%). Điều này cho thấy điều kiện nung và tỷ lệ tiền chất trong mẫu M0 đã tiệm cận điểm cân bằng hóa học của hệ nhôm stronti dialuminate. Pha đơn tà này cung cấp môi trường tinh thể có độ đối xứng thấp, giúp tăng cường xác suất chuyển mức điện của các ion đất hiếm như Eu^{2+}, cho thấy tiềm năng phát xạ xanh lá (green) với cường độ cao.

Mẫu 7 và M2 lại ghi nhận sự chiếm tỷ trọng lớn của pha $Sr_4Al_{14}O_{25}$ (lần lượt chiếm 76,9% và 86,2%). Sự chuyển dịch từ pha giàu $SrAl_2O_4$ sang pha giàu $Sr_4Al_{14}O_{25}$ có ý nghĩa quan trọng trong việc điều chỉnh màu sắc. Với cấu trúc mạng lớp đặc trưng, pha $Sr_4Al_{14}O_{25}$ thường hỗ trợ các ion đất hiếm phát xạ ở vùng bước sóng ngắn hơn (xanh dương - blue). Như vậy, bằng cách điều chỉnh thành phần mẫu, có thể chủ động điều khiển màu sắc phát quang của vật liệu.

Vai trò của nguyên tố phụ gia và sự xuất hiện pha Silic

Một điểm đáng chú ý trong kết quả thực nghiệm là sự xuất hiện của các pha chứa Silic ở mẫu M1 Sr_5Si_3 và M2 $Sr_3Al_{10}SiO_{20}$:

Sự hình thành các pha cho thấy tham gia của Silic vào phản ứng pha rắn, có thể đến từ chất trợ dung hoặc sự tương tác hóa học với môi trường nung ở nhiệt độ cao.

Đặc biệt trong mẫu M2, pha $Sr_3Al_{10}SiO_{20}$ chiếm 13,8% cho thấy Silic đã tích hợp sâu vào cấu trúc aluminate để tạo thành một hệ trung gian mới. Việc xuất hiện các pha silicate-aluminate này thường có tác dụng ổn định mạng tinh thể và thay đổi trường tinh thể xung quanh ion pha tạp, từ đó có thể kéo dài thời gian sau phát quang (afterglow) của vật liệu.

Độ tinh thể hóa và chất lượng mạng tinh thể

Đặc điểm chung của cả 4 giản đồ là các đỉnh nhiễu xạ có cường độ rất lớn và chân phổ hẹp (FWHM thấp). Điều này cho thấy:

Vật liệu đạt được độ tinh thể hóa rất cao, các hạt tinh thể phát triển hoàn thiện và ít khuyết tật cấu trúc. Độ tinh thể hóa tốt là yếu tố tiên quyết để hạn chế các tâm dập tắt quang năng không bức xạ, giúp tăng hiệu suất phát quang tổng cộng.

Việc không quan sát thấy các đỉnh nhiễu xạ của các oxit đất hiếm đơn lẻ (Eu_2O_3, Dy_2O_3) hay các tiền chất ($SrCO_3$, $Al2O_3$) chứng tỏ các phản ứng hóa học đã xảy ra hoàn toàn. Các ion đất hiếm đã thay thế một cách có trật tự các vị trí của ion Sr^{2+} trong mạng nền nhờ sự tương đồng về bán kính ion, mà không gây ra sự sụp đổ cấu trúc hay làm xuất hiện pha tạp chất không mong muốn.

Đặc điểm cấu trúc tinh thể và thành phần pha

Kết quả phân tích pha cho thấy mẫu M0 tồn tại ở dạng đa pha với sự chiếm ưu thế của pha nhôm stronti dialuminate ($SrAl_2O_4$).

Dựa trên việc so sánh với các thẻ chuẩn, các đỉnh nhiễu xạ đặc trưng cho pha $SrAl_2O_4$ xuất hiện mạnh mẽ, tương ứng với hệ tinh thể Monoclinic. Kết quả phân tích định lượng bằng phương pháp Rietveld (S-Q) cho thấy pha này chiếm hàm lượng cao lên đến 84,9%. Các thông số mạng cơ sở của pha này được xác định là a = 8,44365Å , b = 8,82245 Å, c = 5,15964 Å và góc β = 93,411 ^{o}.

Bên cạnh pha chính, giản đồ XRD còn ghi nhận sự hiện diện của pha phụ $Sr_4Al_{14}O_{25}$ với hàm lượng khoảng 15,1%. Pha phụ này kết tinh trong hệ tinh thể Orthorhombic, nhóm không gian Pmma 51 với các hằng số mạng a = 24,791 Å, b = 8,4859 Å và c = 4,8863 Å.

Kết quả phân tích nhiễu xạ tia X cho thấy hệ vật liệu nghiên cứu tồn tại cấu trúc đa pha với sự cạnh tranh giữa các pha aluminate giàu Sr và giàu Al, đồng thời chịu ảnh hưởng đáng kể của nguyên tố Si trong một số mẫu. Sự khác biệt cấu trúc giữa các mẫu có mối liên hệ trực tiếp với thành phần phối liệu ban đầu, đặc biệt là tỷ lệ Al/Sr, hàm lượng ure, sự hiện diện của ethylene glycol (EG) và H_3BO_3 – những yếu tố chi phối động học phản ứng và môi trường nhiệt trong quá trình nung.

Ở mẫu M0, sự đồng tồn tại của hai pha $SrAl_2O_4$ và $Sr_4Al_{14}O_{25}$ là một đặc điểm quan trọng. Với lượng $Al(NO_3)_3{\cdot}9H_2O$ và $Sr(NO_3)_3$ cao (8,0 g và 3,6 g) cùng 20 g ure, phản ứng phân hủy nitrate diễn ra mạnh, tạo nhiệt cục bộ lớn và môi trường khử thuận lợi cho quá trình $Eu^{3+} \rightarrow Eu^{2+}$. Tuy nhiên, sự sinh nhiệt mạnh này cũng có thể tạo ra SrO dư tạm thời trước khi hoàn toàn phản ứng với Al_2O_3, dẫn đến sự cạnh tranh pha trong hệ SrO–Al_2O_3. $SrAl_2O_4$ (đơn tà) được biết đến là mạng nền tối ưu cho tâm phát quang Eu^{2+} với phát xạ xanh lục mạnh, trong khi $Sr_4Al_{14}O_{25}$ (trực thoi) thường liên quan đến phát xạ vùng xanh dương. Sự hiện diện đồng thời của hai môi trường tinh thể khác nhau tạo điều kiện hình thành các tâm phát xạ với năng lượng chuyển mức khác biệt, từ đó dẫn đến sự chồng chập phổ và mở rộng dải phát xạ. Các đỉnh nhiễu xạ sắc nét, cường độ cao và đường nền ổn định chứng tỏ vật liệu đạt mức độ kết tinh tốt; không quan sát thấy pha tiền chất dư thừa, cho thấy phản ứng pha rắn đã diễn ra hoàn toàn và các ion Eu^{2+}/Dy^{3+} được tích hợp ổn định vào mạng tinh thể.

Mẫu 7 thể hiện xu hướng chuyển dịch cấu trúc về phía pha giàu nhôm $Sr_4Al_{14}O_{25}$ (76,9%), song vẫn duy trì 23,1% pha $SrAl_2O_4$. So với M0, mẫu này sử dụng lượng tiền chất kim loại thấp hơn và chỉ 3 g ure, đồng thời có bổ sung ethylene glycol. EG đóng vai trò tạo gel, giúp phân tán ion kim loại đồng đều ở mức phân tử, làm giảm gradient thành phần và thay đổi động học kết tinh. Điều này làm thay đổi cân bằng pha theo hướng ưu tiên cấu trúc giàu Al. Tỷ lệ pha này có ý nghĩa quan trọng đối với đặc tính quang học vì sự tồn tại đồng thời của hai mạng nền cho phép hình thành các mức bẫy điện tử khác nhau, góp phần tối ưu hóa động học giải phóng điện tích và kéo dài thời gian lưu quang. Sự dãn nở nhẹ của thông số mạng phản ánh biến đổi nội ứng suất tinh thể khi thay đổi thành phần và cơ chế kết tinh.

Mẫu M1 có cấu trúc phức tạp hơn với sự xuất hiện của pha $Sr_2Al_6O_{11}$ và đặc biệt là pha Sr_5Si_3. Với 20 g ure và bổ sung 0,24 g H_3BO_3, môi trường phản ứng trở nên có tính khử và linh động cao. B_2O_3 (từ H_3BO_3) đóng vai trò flux, làm tăng độ linh động ion ở nhiệt độ cao, trong khi phản ứng cháy mạnh tạo SrO dư cục bộ. Trong điều kiện nung trên 1300 °C, SrO có thể phản ứng với SiO_2 từ chén nung (thạch anh hoặc gốm chứa silica). Khi hàm lượng Si khuếch tán vào hệ vượt quá giới hạn hòa tan trong mạng aluminate, quá trình tách pha xảy ra và silicide Sr_5Si_3 được hình thành. Như vậy, sự xuất hiện của pha này không phải do thiết kế phối liệu ban đầu mà do tương tác hóa học ở nhiệt độ cao giữa mẫu và vật liệu chén nung. Pha Sr_5Si_3 có thể tạo thêm các mức bẫy sâu trong vùng cấm, ảnh hưởng đến động học phát xạ, song đồng thời có thể làm suy giảm hiệu suất phát quang do không tham gia trực tiếp vào quá trình phát xạ của Eu^{2+}.

Ở mẫu M2, cơ chế tích hợp Si diễn ra khác biệt. Mẫu này có thành phần kim loại thấp hơn (giống mẫu 7), sử dụng 3 g ure và 0,13 g H_3BO_3 cùng ethylene glycol. Điều kiện nhiệt nhẹ hơn

nhưng có sự hỗ trợ của flux và môi trường gel đồng nhất đã tạo điều kiện cho Si không tách pha thành silicide mà tích hợp vào mạng tinh thể, hình thành pha phức hợp $Sr_3Al_{10}SiO_{20}$ với hàm lượng 13,8%. Điều này cho thấy Si có thể thay thế một phần vị trí Al trong khung tứ diện $[AlO_4]^{5-}$, tạo nên cấu trúc silicate–aluminate ổn định hơn về mặt nhiệt động. Pha chính $Sr_4Al_{14}O_{25}$ đạt 86,2% và có sự dãn nở nhẹ thông số mạng, phản ánh sự biến tính cấu trúc do sự thay thế này. Liên kết Si–O bền hơn Al–O giúp cải thiện độ bền ẩm, đồng thời sự thay đổi trường tinh thể quanh ion Eu^{2+} có thể điều chỉnh vị trí mức 5d, ảnh hưởng đến cường độ và thời gian lưu quang.

Tổng thể, kết quả cho thấy thành phần phối liệu – đặc biệt là hàm lượng ure, sự hiện diện của ethylene glycol và H_3BO_3 – có ảnh hưởng quyết định đến động học tạo pha và mức độ tương tác với vật liệu chén nung. Sự xuất hiện của silic phải là yếu tố thiết kế ban đầu. Hiện tượng này là hệ quả của phản ứng giữa SrO sinh ra trong quá trình nhiệt phân và SiO_2 từ chén nung ở nhiệt độ cao. Phát hiện này nhấn mạnh tầm quan trọng của việc sử dụng chén alumina tinh khiết cao nhằm hạn chế phản ứng phụ và đảm bảo tính lặp lại của quá trình tổng hợp. Đồng thời, hiện tượng biến tính ngoài ý muốn này cũng gợi mở khả năng kiểm soát có chủ đích việc pha tạp Si để phát triển các hệ silicate–aluminate mới với đặc tính phát quang và độ bền hóa học được tối ưu hóa.

4. Kết luận

Thông qua quá trình nghiên cứu tổng hợp và đặc trưng cấu trúc vật liệu phát quang trên cơ sở mạng nền nhôm stronti đồng pha tạp nguyên tố đất hiếm, chúng tôi rút ra các kết luận chính như sau:

Sự thay đổi điều kiện công nghệ và nồng độ phụ gia đã dẫn đến sự hình thành các pha tinh thể khác biệt rõ rệt giữa các mẫu, tạo nên sự đa dạng trong tính chất của hệ vật liệu:

Mẫu M0: Đạt được độ tinh khiết pha phát quang xanh lá cây tối ưu với hàm lượng pha $SrAl_2O_4$ lên tới 84,9%. Đây là mẫu chuẩn cho các ứng dụng chiếu sáng cường độ cao.

Mẫu 7: Thể hiện sự chuyển dịch sang hệ giàu nhôm $Sr_4Al_{14}O_{25}$ chiếm 76,9%, tạo tiền đề cho việc điều chỉnh màu sắc sang vùng xanh dương.

Mẫu M1: Cho thấy cấu trúc đa pha phức tạp nhất với sự xuất hiện của pha silicide Sr_5Si_3. Kết quả này chỉ ra rằng sự dư thừa nguyên tố phụ gia hoặc điều kiện nhiệt động không thuận lợi có thể dẫn đến việc tách pha, làm ảnh hưởng đến tính đồng nhất của vật liệu.

Mẫu M2: Khẳng định khả năng biến tính mạng nền thành hệ silicate-aluminate thông qua sự hình thành pha phức hợp $Sr_3Al_{10}SiO_{20}$ (13,8%), giúp ổn định pha $Sr_4Al_{14}O_{25}$ ở mức cao nhất (86,2%).

Phương pháp phản ứng pha rắn đã chứng minh được tính hiệu quả trong việc tạo ra vật liệu có độ tinh thể hóa cao. Các đỉnh nhiễu xạ sắc nét và cường độ lớn ở tất cả các mẫu là bằng chứng cho việc hạt tinh thể phát triển tốt và ít khuyết tật. Các nguyên tố đất hiếm pha tạp đã được tích hợp ổn định vào mạng nền, thay thế vị trí của ion Sr^{2+} mà không làm phá vỡ cấu trúc tinh thể chính. Sự biến thiên nhỏ của hằng số mạng giữa các mẫu phù hợp với sự khác biệt về bán kính ion của các nguyên tố pha tạp. Nghiên cứu đã làm rõ lộ trình kiểm soát pha tinh thể: từ hệ pha $SrAl_2O_4$ sang hệ đa pha phức hợp có chứa silic. Việc làm chủ tỷ lệ giữa pha xanh lá $SrAl_2O_4$ và pha xanh dương $Sr_4Al_{14}O_{25}$ cho phép thiết kế các loại bột phát quang có màu sắc tùy chỉnh. Sự xuất hiện vô tình của các pha chứa Silic mở ra hướng nghiên cứu mới về việc cải thiện độ bền

hóa học và kéo dài thời gian lân quang, giúp vật liệu đáp ứng tốt hơn các yêu cầu trong chiếu sáng tiết kiệm năng lượng và đánh dấu an ninh.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được hỗ trợ kinh phí thực hiện từ Sở Khoa học và Công nghệ thành phố Hà Nội thông qua đề tài mã số: CT03/07-2024-3. Nhóm tác giả xin bày tỏ lòng biết ơn sâu sắc đối với Sở Khoa học và Công nghệ đã tạo điều kiện thuận lợi về nguồn lực để triển khai nghiên cứu.

Tài liệu tham khảo

1. Matsuzawa, T., Aoki, Y., Takeuchi, N., & Murayama, Y. (1996). *A new long phosphorescent phosphor with high brightness, $SrAl_2O_4:Eu^{2+},Dy^{3+}$*. Journal of The Electrochemical Society, 143(8), 2670–2673.
2. Hölsä, J. (2009). *Persistent luminescence beats the afterglow: 400 years of persistent luminescence.* Electrochemical Society Interface, 18(4), 42–45.
3. Aitasalo, T., Hölsä, J., Jungner, H., Lastusaari, M., & Niittykoski, J. (2003). *Persistent luminescence of Eu^{2+}-doped alkaline earth aluminates.* Journal of Luminescence, 102–103, 38–44.
4. Clabau, F., Rocquefelte, X., Jobic, S., Deniard, P., Whangbo, M. H., Garcia, A., & Le Mercier, T. (2005). *Mechanism of phosphorescence appropriate for the long-lasting phosphors Eu^{2+}-doped $SrAl_2O_4$ with codopants Dy^{3+} and B^{3+}.* Chemistry of Materials, 17(15), 3904–3912.
5. Blasse, G., & Grabmaier, B. C. (1994*). Luminescent Materials*. Berlin: Springer-Verlag.
6. Xu, J., Tanabe, S., & Li, Y. (2016). *Recent progress in persistent luminescence materials.* Journal of Materials Chemistry C, 4(45), 10200–10220.

Research on Synthesis of Luminescent Materials Based on Alkaline Earth Metals Doped with Rare Earth Elements

Abstract: This paper presents the results of the synthesis and characterization of the structure and optical properties of a luminescent material based on alkaline earth aluminate $SrAl_2O_4$ doped with rare earth ions Eu^{2+} and Dy^{3+}. The materials were fabricated by solid-phase reaction at 1300–1400°C in a reducing atmosphere using activated carbon. The crystal structure and surface morphology of the materials were investigated by X-ray diffraction (XRD) and scanning electron microscopy (SEM), and luminescence properties were determined by photoluminescence spectroscopy (PL). XRD results showed that the obtained material has a phase $SrAl_2O_4$ structure with high crystallinity, while SEM images showed micrometer-sized particles with relatively uniform distribution. The material emits in the 500–520 nm wavelength range.

Keywords: luminescent materials; photoluminescence; rare earth; $SrAl_2O_4$; XRD; SEM

#	Tên bài báo	Tác giả	Trang	Số trang
1	Nghiên cứu ứng hợp vữa không sử dụng Xanca nanoplatin SiO2-Al2O3, kiểm tra tác động của ống Hydrotechnical Joint	Cao Bá Tước	1	9
2	Nghiên cứu về tính chất của bê tông nhựa đặc biệt Sunabeam và Evaluate các chỉ tiêu cũng như ứng dụng chuyển hóa vào sản xuất công trình	Hoàng Thanh Lý, Mai Quốc Cường, Trần Hoàng Phi	10	9
3	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Trung Dũng	20	9
4	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Nguyễn Đình Sinh, Vũ Đình Thăng, Ngô Quý Quyền, Hoàng Tất Tuế Minh, Nguyễn Phương Thảo	30	9
5	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Fe-Cr-Ag bằng phương pháp thiêu kết	Phùng Văn Chí	41	9
6	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Fe-Cr-Ag bằng phương pháp thiêu kết	Phùng Văn Chí, Phùng Văn Chí	50	9
7	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Lê Xuân Dương, Trần Việt Thu	59	9
8	Nghiên cứu chế tạo hệ TiO2-ZrO2 (5M polime) nhằm tăng cường khả năng xúc tác quang phân hủy các chất hữu cơ	Trần Văn Đạt, Nguyễn Phương Thảo, Nguyễn Thị Thu Hòa, Nguyễn Trung Dũng	68	9
9	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Đỗ Nhu Kiên, Đỗ Đình Trung, Vũ Đình Thắc, Hoàng Thị Tuế Minh, Nguyễn Phương Thảo	77	9
10	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Đinh Tiến Phát, Ngô Thị Lan, Cao Thị Minh Thảy, Nguyễn Văn Nghĩa	86	9
11	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Fe-Cr-Ag bằng phương pháp thiêu kết	Nguyễn Duy Thang, Bùi Thị Thu Phương, Tôn Kiên Quách Vu	95	9
12	Analysis of thermophilic characters and shrinkage in reactive molding Trypotoluic Acid Polymer Concrete	Quang Đạng Phan, Trọng Nghĩa Nguyen, P.V. Sunkavi	104	9
13	Low-cost TiO-A microstructure based on polymer crosslinked Trimethoxy phosphate polymerization	Nguyễn Văn Tuyen, Nguyễn Xuân Thảo, Nguyễn Tuấn Linh, Vu Anh Hoang, Nguyen Tien Anh and Nguyen Thanh Nam	113	9
14	Low-temperature ring loop vật liệu phân quang hiển vi sơ đồ hóa hạch điện để nhóm phân nguyên tử dễ bền hơn	Nguyễn Trọng Nghĩa, Trinh Hữu Hoành	122	9
15	Mode Performance Optimization of the Friction Stir Welding Al-6. NiO Process in terms of Microstructure	Nguyễn Phi Le Anh	131	10
16	Ứng dụng mô phỏng số trong thiết kế cấu kiện và công nghệ hàn trên máy hàn tự động	Vũ Hồng Quang	141	9
17	Influence of process parameters on surface waviness of 3D-Al. Alcoa-all structure Polymer Concrete Composite Material	Nguyễn Văn Quốc	150	9
18	Ứng dụng mô phỏng số trong thiết kế cấu kiện và công nghệ hàn trên máy hàn tự động	Vũ Xuyên Sơn	159	9
19	Ứng dụng mô phỏng số trong thiết kế cấu kiện và công nghệ hàn trên máy hàn tự động	Bùi Việt Hoàng	168	10
20	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Đỗ Văn Nam	178	9
21	Nghiên cứu xác định hàm lượng cao nhất của bê tông nhựa chặt có tận dụng vật liệu phế thải phay bào để tái chế mặt đường	Lương Đình	187	10
22	Nghiên cứu xác định hàm lượng cao nhất của bê tông nhựa chặt có tận dụng vật liệu phế thải phay bào để tái chế mặt đường	Nguyễn Thế Bình	197	9
23	Nghiên cứu xác định hàm lượng cao nhất của bê tông nhựa chặt có tận dụng vật liệu phế thải phay bào để tái chế mặt đường	Nguyễn Văn Mạo	206	10
24	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Quốc Toản	216	9
25	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Trọng	225	9
26	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Lê Văn Quân	234	9
27	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Nguyễn Văn Thắng	243	9
28	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Fe-Cr-Ag bằng phương pháp thiêu kết	Phùng Văn Hoàng	252	9
29	Nghiên cứu chế tạo vật liệu Fe-Cr-Ag bằng phương pháp thiêu kết	Bùi Quốc Hoàn	261	9
30	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Nguyễn Văn Ngọc	270	9
31	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Quang Thanh	279	9
32	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phùng Văn Hoàng	288	9
33	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Bùi Quốc Vũ	297	9
34	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	306	9
35	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	315	9
36	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	324	9
37	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Nguyễn Văn Thắng	333	9
38	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	342	9
39	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	351	9
40	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	360	9
41	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	369	9
42	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	378	9
43	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	387	9
44	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	396	9
45	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	405	9
46	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	414	9
47	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	423	9
48	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	432	9
49	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	441	9
50	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	450	9
51	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	459	9
52	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	468	9
53	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	477	9
54	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	486	9
55	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	495	9
56	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	504	9
57	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	513	9
58	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	522	9
59	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	531	9
60	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	540	9
61	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	549	9
62	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	558	9
63	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	567	9
64	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	576	9
65	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	585	9
66	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	594	9
67	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	603	9
68	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	612	9
69	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	621	9
70	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	630	9
71	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	639	9
72	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	648	9
73	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	657	9
74	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	666	9
75	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	675	9
76	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	684	9
77	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	693	9
78	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	702	9
79	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	711	9
80	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	720	9
81	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	729	9
82	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	738	9
83	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	747	9
84	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	756	9
85	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	765	9
86	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	774	9
87	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	783	9
88	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	792	9
89	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	801	9
90	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	810	9
91	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	819	9
92	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	828	9
93	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	837	9
94	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	846	9
95	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	855	9
96	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	864	9
97	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	873	9
98	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	882	9
99	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	891	9
100	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	900	9
101	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	909	9
102	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	918	9
103	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	927	9
104	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	936	9
105	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	945	9
106	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	954	9
107	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	963	9
108	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	972	9
109	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	981	9
110	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	990	9
111	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	999	9
112	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1008	9
113	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1017	9
114	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1026	9
115	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1035	9
116	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1044	9
117	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1053	9
118	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1062	9
119	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1071	9
120	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1080	9
121	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1089	9
122	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1098	9
123	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1107	9
124	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1116	9
125	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1125	9
126	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1134	9
127	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1143	9
128	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1152	9
129	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1161	9
130	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1170	9
131	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1179	9
132	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1188	9
133	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1197	9
134	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1206	9
135	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1215	9
136	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1224	9
137	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1233	9
138	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1242	9
139	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1251	9
140	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1260	9
141	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1269	9
142	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1278	9
143	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1287	9
144	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1296	9
145	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1305	9
146	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1314	9
147	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1323	9
148	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1332	9
149	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1341	9
150	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1350	9
151	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1359	9
152	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1368	9
153	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1377	9
154	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1386	9
155	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1395	9
156	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1404	9
157	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1413	9
158	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1422	9
159	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1431	9
160	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1440	9
161	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1449	9
162	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1458	9
163	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Phạm Văn Hoàng	1467	9
164	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11	Trần Văn Thắng	1476	9
165	Nghiên cứu ảnh hưởng của hàm lượng nhựa đến tính chất của bê tông nhựa chặt sử dụng nhựa polime SBS và Sunbitug 11

291	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Thành Quyền	1999
292	Vận động viên không nên bỏ ngoài Tết vắng xa trong khi các giải đấu lớn thường diễn ra vào thời gian này?	Nguyễn Quốc Hưng	2002
293	Một bệnh nhân có phẫu thuật động học bao quanh đề cao bệnh lý không thay đổi sẽ được chỉ định phẫu thuật nào?	Nguyễn Văn Tú	1969
294	Vận động viên chiến binh Hoàng Đỉnh Quyền Cảnh sát nhân dân có thể bắt đầu phục hồi chức năng sau phẫu thuật dựng chuyển hướng bao lâu?	Phạm Nguyễn Thắng	1997
295	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Thành Quyền	1999
296	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Trần Hồng Việt Hoàng	1997
297	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Phạm Hồng Thi	1998
298	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Trung Hiếu	1997
299	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Trần Thanh Tùng	1998
300	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Lê Ngọc Trường	1999
301	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Lê Thế Bảo	1997
302	Một phòng thông tin Sau chuyển thông tăng tốc của cơ bắp Thủy bình dự BTH – 1MIN	Đặng Bảo Long	2019
303	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Phạm Anh Tuấn	1997
304	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Hồ Thanh Lam	1994
305	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Lê Trung Hiếu	1998
306	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Thế Hải	1994
307	Vận động viên chiến binh Hoàng Đỉnh Quyền Cảnh sát nhân dân có thể bắt đầu phục hồi chức năng sau phẫu thuật dựng chuyển hướng bao lâu?	Nguyễn Văn Tiến	1996
308	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Phạm Thanh Tuấn Hải	1994
309	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Đặng Minh Đức	1994
310	Acetaminophen 1 Paracetamol, a Lack Electric Propulsion of the with Research-based Drug Dose Acetaminophen 2 Paracetamol, a Lack Electric Propulsion of the with Research-based Drug Dose	Vũ Thanh Linh	1999
311	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Nguyễn Hữu Hà	1999
312	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Thanh Hằng	1997
313	Vận động viên, vợ, đang với bệnh nhân bệnh nhân của anh/chị, và cô đang trải qua Hội chứng Tiền mãn kinh. Họ gọi cho anh/chị để yêu cầu	Vũ Hữu Thọ	2002
314	Cột hoàng đế đã tự gọi cho anh/chị vào thời kỳ đang hoạt động phía đông, và thành viên của Hội đồng	Ngô Minh Đức	1999
315	Một số đồ thể thao đang sử dụng cách giới quyết sau cho bản phòng không đều. ĐỀ TÀI NGHIÊN CỨU KHOA HỌC	Nguyễn Văn Hoài Nam	1995
316	Bệnh nhân 1 – Sau chuyển hướng Lateral Transposal Dose Acquisition for 10 Extract Splicing Treatment	Nguyễn Văn Tiến	1981
317	Tiết mục giới thiệu chương trình thi đấu nhóm nữ có nhiều đồng nghiệp tham dự, nhưng cô chưa từng	Bùi Quang Minh	1979
318	Tổng hợp thời điểm chi trả cho chi trả cho chi trả chi trả hoạt động, giao nhận tại đây	Bùi Quốc Hưng	1977
319	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Đỗ Thị Hà	1997
320	Lưu ý khi thực hiện tiêm	Phạm Văn Hải	1980
321	Tổng hợp điểm số nhóm thiết bị nhóm nhóm nhóm thiết bị nhóm nhóm nhóm nhóm	Phạm Hồng Thái	1999
322	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Lê Thế Trung	1999
323	THÔNG BÁO giải thưởng thể thao thành viên tham gia thi đấu tại Hà Nội	Đỗ Trung Thu	1/10
324	Vận động viên có những loại bộ nhớ khuếch khuếch nguồn, cho bộ truyền động bộ đệ khuếch khuếch	Lê Duy Khiêm	2/24
325	Những nhiệt lượng nhiệt động học như thế này, với sự tiết lộ nhanh về sự thành công	Lê Thanh Phương	2/26
326	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Lê Thế Trung	2/28
327	Vận động viên nên tính đến những yếu tố gì khi chọn PMP?	Nguyễn Bảo Loan	2/28
328	Thông báo về việc thay đổi địa điểm thi đấu môn võ phương pháp nghiệm thu nhằm đạt mở hoạt động	Nguyễn Bảo Ngọc	2/27
329	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Nguyễn Ngọc Anh	2/28
330	TPOxi, Accelerated THEN Or Sit-Stand Test, Threshold Range, Oligon Injection	Nguyễn Ngọc Anh	2/28
331	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Nguyễn Văn Thanh	3/01
332	Cập, Dung, Trung Khánh Loại tác Quản Trị	Lê Thế Hoàng	2/28
333	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Vũ Thị Hồng	2/28
334	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Lê Văn Hiếu	2/28
335	Một quy trình thu thập, phân tích, trình bày dữ liệu một cách có hệ thống	Lê Anh	3/27
336	Tổng hợp thời điểm chi trả cho chi trả cho chi trả chi trả hoạt động, giao nhận tại đây	Hoàng Văn Tài	1/29
337	Bệnh nhân 1 – Sau chuyển hướng Lateral Transposal Dose Acquisition for 10 Extract Splicing Treatment	Nguyễn Thế Hải	1/29
338	Phân biệt rõ ràng về danh sách bằng phương pháp, TPOXI, và những thứ bên, nước thì thường	Phạm Ngọc Khải	3/29
339	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Phạm Hữu Khánh	3/27
340	Một số đồ thể thao đang sử dụng cách giới quyết sau cho bản phòng không đều. ĐỀ TÀI NGHIÊN CỨU KHOA HỌC	Nguyễn Xuân Cảnh	3/22
341	Bệnh nhân 1 – Sau chuyển hướng Lateral Transposal Dose Acquisition for 10 Extract Splicing Treatment	Nguyễn Văn Tiến	1/29
342	Phân biệt rõ ràng về danh sách bằng phương pháp, TPOXI, và những thứ bên, nước thì thường	Phạm Ngọc Khải	3/29
343	Một số đồ thể thao đang sử dụng cách giới quyết sau cho bản phòng không đều. ĐỀ TÀI NGHIÊN CỨU KHOA HỌC	Phạm Hữu Khánh	3/27
344	Bệnh nhân 1 – Sau chuyển hướng Lateral Transposal Dose Acquisition for 10 Extract Splicing Treatment	Nguyễn Xuân Cảnh	3/22
345	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Nguyễn Văn Tiến	1/29
346	Recycled Aluminum Cover: Metallic Sheet Spun. Models and Months for Prescription to Dispense Acetaminophen	Nguyễn Văn Tiến	3/29
347	Development of data extraction, integrated deep learning model for recommended Acetaminophen dose	Bùi Thị Hoa	3/26
348	Tổng hợp thời điểm chi trả cho chi trả cho chi trả chi trả hoạt động, giao nhận tại đây	Đặng Trung Hiếu	1/29
349	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Trương Bảo Long	3/26
350	Phân tích tỷ lệ Quantitative data into the delta models, elevating large-scale case sales	Trần Minh Sơn	3/31
351	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Nguyễn Hoàng Nam	3/28
352	Vận động viên thuộc đội tuyển quốc gia nên tham gia bao nhiêu giải đấu mỗi năm?	Trương Văn Tài	3/31

Optimization of the Friction Stir Welding AA 5052 Process Parameters in terms of Mechanical Properties

Duy-Linh Nguyen[1*], An-Le Van[2], Duc-Huy Do[3], Xuan-Hung Le[1], Trung-Thanh Nguyen[1]

[1]Faculty of Mechanical Engineering, Le Quy Don Technical University

[2]Faculty of Engineering and Technology, Nguyen Tat Thanh University

[3]Military Industrial College

[*]Email: linhmta97@gmail.com. Tel: 0971011850

Abstract

In this study, the minimum quantity lubrication (MQL)-based friction stir welding process (FSW) has been proposed and optimized to improve the ultimate tensile strength (UTS) and Vickers hardness (VH) of the AA 5052 welds. The inputs are the tool rotational speed (S), welding speed (f), air pressure (P), and lubricant flow rate (Q). The support vector machine (SVM) and grasshopper optimization algorithm (GOA) are proposed to develop predictive models and generate the optimal solution. The findings showed that the optimal values of the S, f, P, and Q are 1120 rpm, 48 mm/min, 5 Bar, and 200 ml/h, respectively. The UTS and VH were enhanced by 27.9% and 3.8%, respectively, as compared to user-defined values. The MQL can be employed to facilitate other FSW operations. The GOA is used to solve complicated optimization issues and obtain global results. The obtained outcomes are efficiently used to enhance the mechanical properties of the AA 5052 joints.

Keywords: *Friction stir welding, MQL, Support vector machine, Mechanical properties, AA 5052.*

1. Introduction

Friction stir welding (FSW) is a solid-state process that uses a rotating tool to stir and join materials without melting them, resulting in high-quality, strong welds with minimal distortion and defects. Key advantages include improved safety, lower energy consumption, and environmental benefits due to the lack of fumes and molten splatter. It is also highly compatible with automation and can weld a wide variety of materials, including difficult-to-join alloys.

The Taguchi method was used to improve the ultimate tensile strength *(UTS*) of the welds between the AA 6061-T6 and FE410WA [1]. The authors stated that the optimal tool rotational speed (*S*), tilt angle (*A*), and welding speed (*f*) were 1070 rpm, 1°, and 50 mm/min, respectively. The grey relational analysis was used to determine optimal process parameters, including *S*, *f*, and the shoulder diameter of the AISI 1018 weld [2]. The results indicated that *UTS* and percentage elongation were enhanced by 3.73% and 7.30%, respectively. The effects of process parameters on the *UTS* and Vickers hardness (*VH*) of joints between AZ31C magnesium alloy and silicon carbide were investigated [3]. The results indicate that the *S* of 2000 rpm, the *f* of 10 mm/min, and the conical tool profile were optimal data. The optimal tool geometry was selected to improve the *UTS* of the AISI 1018 weld [4]. The authors stated that the *UTS* was enhanced by 18%, as compared to the base material using the tapered pin profile. The regression model and genetic algorithm were used to improve the *UTS* of the Al6061 welds [5]. The results indicated that the *UTS* was enhanced by 11.2%. The optimal *UTS* and percentage elongation of the AA 5083 welds were selected with the aid of proper process parameters [6]. The authors stated that the optimal *S*, *f*, and shoulder profile were 1400 rpm, 40 mm/min, and a concave tool, respectively.

As a result, various FSW processes have been proposed and optimized. However, the drawbacks of the related publications can be stated as follows. Firstly, a minimum quantity lubrication (MQL)-based FSW has not been developed. Secondly, the influences of the cooling parameters, including the air pressure (P) and lubricant flow rate (Q) on the *UTS* and *VH* have not been explored.

2. Optimization appoach

In this work, two important mechanical properties, including the *UTS* and *VH* are considered and optimized.

The *UTS* is computed as:

$$UTS = \frac{\sum_{i=1}^{n} UTS_i}{n} \tag{1}$$

where UTS_i and n denote the ultimate tensile strength of the i_{th} sample and the number of samples, respectively.

The *VH* is computed as:

$$VH = \frac{\sum_{i=1}^{n} VH_i}{n}, \tag{2}$$

where VH_i and n denotes the Vickers hardness at the ith position and the number of measuring points, respectively.

Four key process parameters (S, f, P, and Q) and their ranges are shown in Table 1. The S and f values are selected based on the characteristics of the milling machine. The P, and Q are chosen using the user's guide of the MQL system. Therefore, the mathematical optimization is expressed as:

Finding optimal welding parameters = [S, f, P, and Q].

Maximizing *UTS* and *VH*.

Constraints: $800 \leq P \leq 1600$ RPM; $22 \leq f \leq 77$ mm/min; $3 \leq P \leq 5$ Bar;

$100 \leq Q \leq 200$ ml/h.

Table 1. The process parameters to be optimized

No.	Symbol	Parameters	Levels	Unit
1	S	Tool rotational speed	800-1120-1600	rpm
2	f	Welding speed	22-48-77	mm/min
3	P	Air pressure	3-4-5	Bar
4	Q	Lubricant flow rate	100-150-200	ml/h

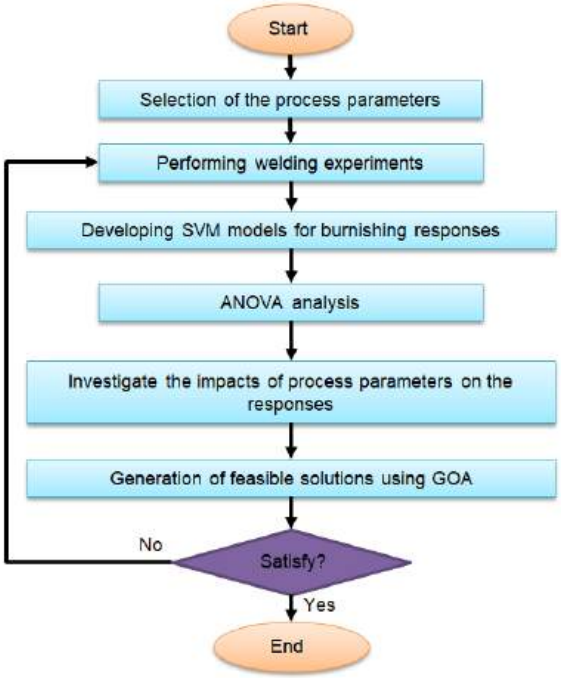


Figure 1. The optimization sequence for the MQL-based FSW process

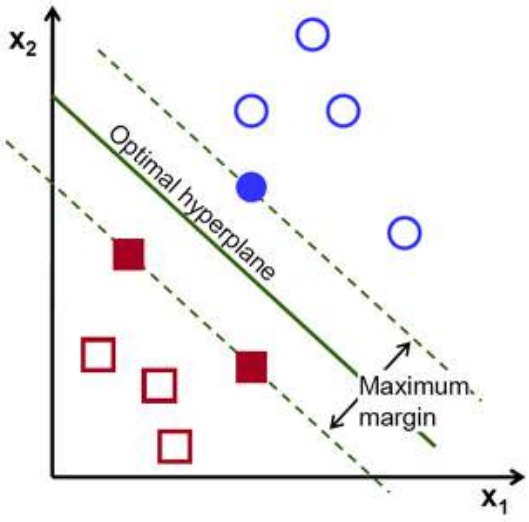


Figure 2. The principle of the SVM

The optimization sequence for the MQL-based FSW process is depicted in Fig. 1:

Step 1: Performing welding trials with three levels of inputs using the Box-Behnken design. The experiments have 5 replications at the center points; hence, a total of 29 experiments are performed.

Step 2: The support vector machine (SVM) is utilized to propose the predictive models of the welding responses. The SVM is an efficient machine learning algorithm to perform regression and classification tasks. The SVM looks for the ideal hyperplane, or border, to divide the various classes in the data. Maximizing the margin between the two classes is SVM's primary objective. The model performs better on fresh, untested data when the margin is higher (Fig. 2). Four popular SVM kernels, including the sigmoid, linear, polynomial, and radial basis function (RBF), are utilized. The RBF kernel was employed in this work due to its desirable generalization capability for a variety of dataset types. The SVM using RBF kernel is expressed as:

$$f(a) = \omega.H(a, a_i) + d \tag{3}$$

$$H(a, a_i) = \exp(-\frac{a - a_i}{2\gamma^2}) \tag{4}$$

where $H\ (a,\ a_i)$ and γ are the kernel function and its parameter. To obtain better SVM performance, its hyperprameters, including the C and ε need to carefully tune and optimize.

Step 3: The GOA is proposed to find the global solutions. The GOA splits into two stages, including the exploration and exploitation. In the exploration stage, we update all the positions' values and compute the fitness value of all grasshopper swarms (search for food sources). In the exploitation stage, we find the best solution among all solutions (search for better food sources).

The position (X_i) of each solution is expressed as:

$$X_i = \sum_{j=1}^{N} s(d_{ij}) d_{ij} - g e_g + u e_w \tag{5}$$

The updated position of each solution (X_i^d) is expressed as:

$$X_i^d = c\left(\sum_{j=1}^{N} c \frac{UB_d - LB_d}{2} s\left(\left|x_j^d - x_i^d\right|\right) \frac{\left|x_j^d - x_i^d\right|}{d_{ij}}\right) + T_d \tag{6}$$

where UB_d and LB_d present the upper and lower data in the dimension space, respectively. T_d denotes the best solution in the dimension space. The operating steps of the GOA are presented in Fig. 3.

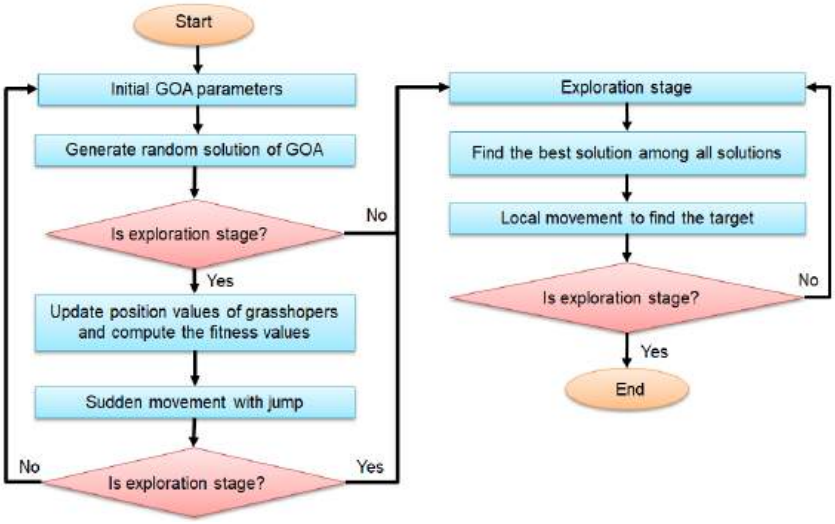


Figure 3. The working principle of the GOA

Table 2. Chemical compositions and mechanical properties of the AA5052

Element	Mn	Fe	Cu	Mg	Si	Zn	Cr	Others	Al
Weight (%)	0.10	0.30	0.10	2.40	0.20	0.10	0.25	0.10	Balance

Mechanical properties					
Ultimate tensile strength (Mpa)	**Yield stress (MPa)**	**Elongation (%)**	**Vickers Hardness (HV)**	**Poisson's ratio**	**Modulus of elasticity (GPa)**
193	89.6	12.4	66.2	0.33	70.3

3. Experimental setting

The length, width, and thickness of each prepared workpiece are 140 mm, 60 mm, and 8 mm, respectively. The chemical compositions and mechanical qualities of the AA5052 are shown in Tables 2. The MQL-based FSW process is conducted using a NC milling machine (Fig. 4a). The plunge depth of 0.6 mm is used for all tests. The tool with a tapered pin profile is applied to conduct tests. Tensile strength values are measured using a device called the

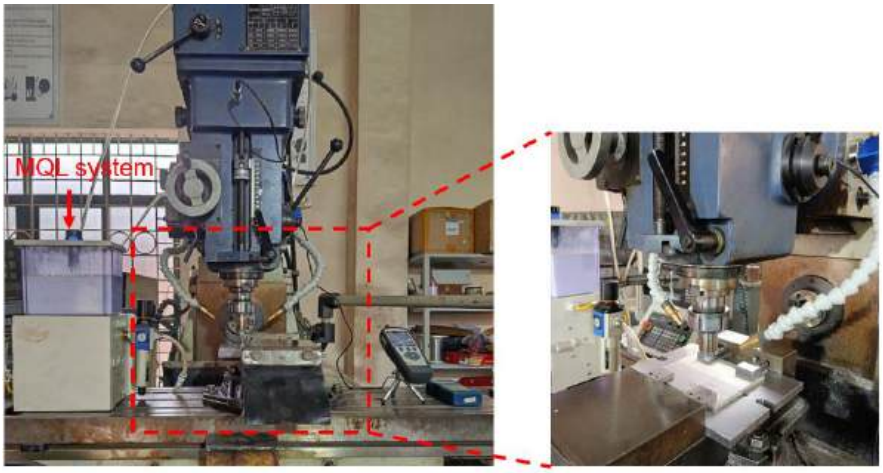
universal testing (Fig. 4b). The Vickers hardness is measured using the Vickers Wolperts Wilson machine with a force of 1.0 kg and a dwell time of 20 seconds (Fig. 4c).

4. Results and discussions

4.1. ANOVA results

The ANOVA results of the *UTS* model are shown in Table 4. For the *UTS* model, the values of the R^2 value (0.9802), the adjusted R^2 (0.9742), and the predicted R^2 (0.9638) indicate that the *UTS* model is adequate. The contributions of the *S*, *f*, *P*, and *Q* are 18.79%, 17.31%, 15.14%, and 15.65%, respectively. The contributions of the *Sf*, *SP*, *SQ*, *fQ*, and *PQ* are 4.95%, 2.33%, 9.75%, 5.17%, and 2.56%, respectively (Fig. 5a). The contributions of the S^2, f^2, P^2, and Q^2 are 3.19%, 1.51%, 1.55%, and 1.62%, respectively.

The ANOVA results of the *VH* model are shown in Table 5. For the *VH* model, the values of the R^2 value (0.9808), the adjusted R^2 (0.9656), and the predicted R^2 (0.9642) indicate that the *WD* model is adequate. The contributions of the *S*, *f*, *P*, and *Q* are 13.65%, 13.17%, 11.09%, and 13.11%, respectively (Fig. 5b). The contributions of the *Sf*, *SP*, *SQ*, *fQ*, fP, and *PQ* are 1.09%, 1.09%, 8.04%, 2.19%, 7.68%, and 8.41%, respectively. The contributions of the S^2, P^2, and Q^2 are 10.54%, 7.71%, and 1.84%, respectively



a) Performing FSW trials.



b) Tensile testing.



c) Vickers hardness testing.

Figure 4. The experimental setting of the MQL-based FSW

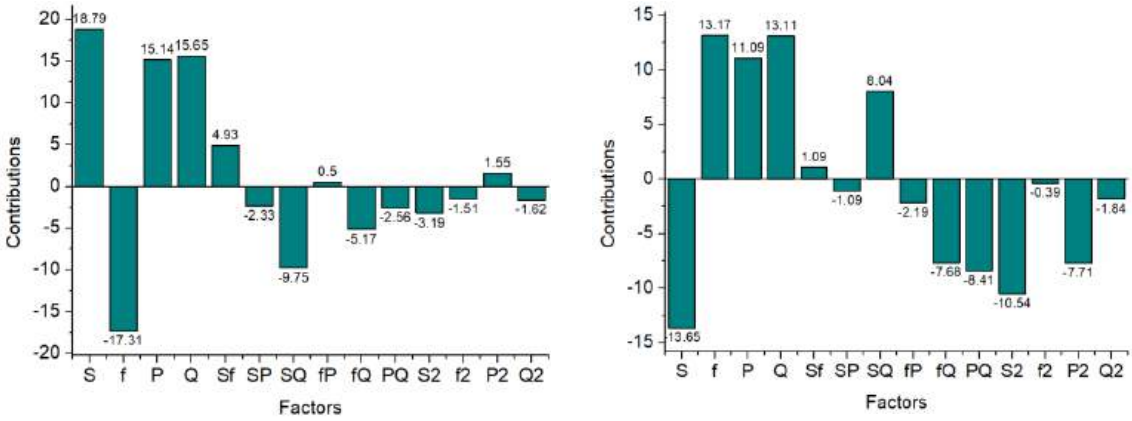
Table 3. Experimental results of the welding operation

No	S (rpm)	f (mm/min)	P (Bar)	Q (ml/h)	UTS (MPa)	VH (HV)
1	1120	22	3	150	137.56	75.7
2	1120	22	5	150	154.62	83.1
3	1120	77	3	150	116.32	84.6
4	1120	77	5	150	134.53	88.9
5	800	48	4	100	110.82	83.2
6	1600	48	4	100	142.75	71.3
7	800	48	4	200	139.83	86.2
8	1600	48	4	200	149.73	83.1
9	800	22	4	150	137.27	81.9
10	1600	22	4	150	152.91	73.9
11	800	77	4	150	112.14	88.5
12	1600	77	4	150	138.94	81.7
13	1120	48	3	100	115.91	73.7
14	1120	48	3	200	139.03	84.8
15	1120	48	5	100	136.41	84.5
16	1120	48	5	200	153.71	86.4
17	1120	22	4	100	131.48	75.8
18	1120	22	4	200	157.25	86.2
19	1120	77	4	100	116.66	87.5
20	1120	77	4	200	130.79	89.1
21	800	48	3	150	117.21	79.7
22	1600	48	3	150	140.77	72.8
23	800	48	5	150	136.93	86.4
24	1600	48	5	150	155.26	78.3
25	1120	48	4	150	136.34	84.9
26	1120	48	4	150	135.42	84.2
27	1120	48	4	150	136.12	83.9
28	1120	48	4	150	135.86	83.6
29	1120	48	4	150	136.42	84.1

Table 4. ANOVA results for the UTS model

Source	Sum of Squares	Mean Square	F Value	p-value	Remark	Cont. (%)
Model	4489.98	320.71	42.42	< 0.0001	Sig.	
S	843.67	843.67	111.60	< 0.0001	Sig.	18.79
f	777.22	777.22	102.81	< 0.0001	Sig.	17.31
P	679.78	679.78	89.92	< 0.0001	Sig.	15.14
Q	702.68	702.68	92.95	< 0.0001	Sig.	15.65
Sf	221.36	221.36	29.28	0.0062	Sig.	4.93
SP	104.62	104.62	13.84	0.0096	Sig.	2.33
SQ	437.77	437.77	57.91	< 0.0001	Sig.	9.75
fP	22.45	22.45	2.97	0.7383	Insig.	0.5
fQ	232.13	232.13	30.71	0.0046	Sig.	5.17

PQ	114.94	114.94	15.20	0.0092	Sig.	2.56
S^2	143.23	143.23	18.95	0.0078	Sig.	3.19
f^2	67.80	67.80	8.97	0.0124	Sig.	1.51
P^2	69.59	69.59	9.21	0.0123	Sig.	1.55
Q^2	72.74	72.74	9.62	0.011	Sig.	1.62
Residual	90.70	7.56				
Cor Total	4580.68					
$R^2 = 0.9802$; Adjusted $R^2 = 0.9742$; Predicted $R^2 = 0.9638$						

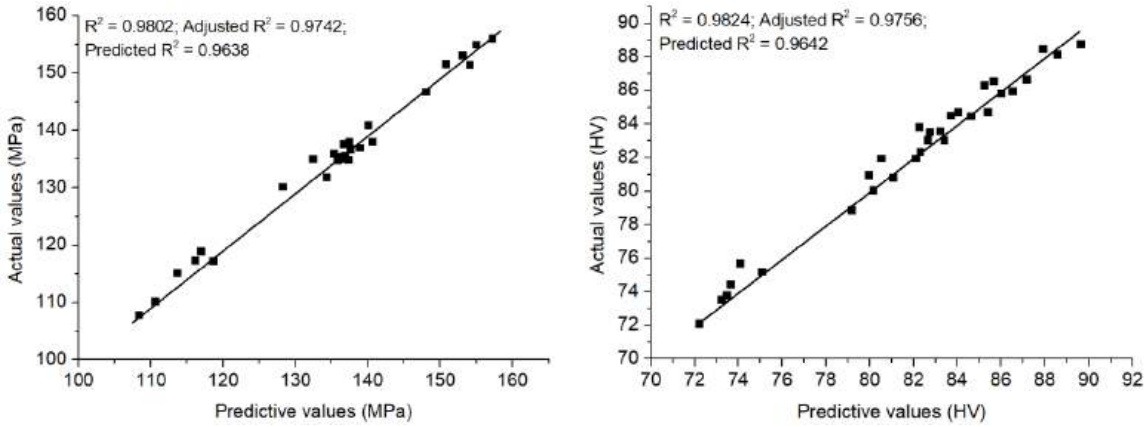


a) For the UTS model *b) For the VH model*

Figure 5. The parametric contributions for the welding responses

Table 5. ANOVA results for the VH model

Source	**Sum of Squares**	**Mean Square**	**F Value**	**p-value**	**Remark**	**Cont. (%)**
Model	706.68	50.48	47.62	< 0.0001	Sig.	
S	96.46	167.25	157.79	< 0.0001	Sig.	13.65
f	93.07	155.52	146.72	< 0.0001	Sig.	13.17
P	78.37	110.41	104.16	< 0.0001	Sig.	11.09
Q	92.65	154.08	145.36	< 0.0001	Sig.	13.11
Sf	7.70	0.36	0.34	0.0024	Sig.	1.09
SP	7.70	0.36	0.34	0.0024	Sig.	1.09
SQ	56.82	19.36	18.26	0.0003	Sig.	8.04
fP	15.48	1.44	1.36	0.0012	Sig.	2.19
fQ	54.27	17.64	16.64	0.0005	Sig.	7.68
PQ	59.43	21.16	19.96	0.0002	Sig.	8.41
S^2	74.48	44.34	41.83	< 0.0001	Sig.	10.54
f^2	2.76	0.06	0.06	0.7809	Insig.	0.39
P^2	54.49	23.71	22.37	0.0004	Sig.	7.71
Q^2	13.00	1.25	1.18	0.0021	Sig.	1.84
Residual	12.66	1.06				
Cor Total	719.34					
$R^2 = 0.9824$; Adjusted $R^2 = 0.9756$; Predicted $R^2 = 0.9642$						



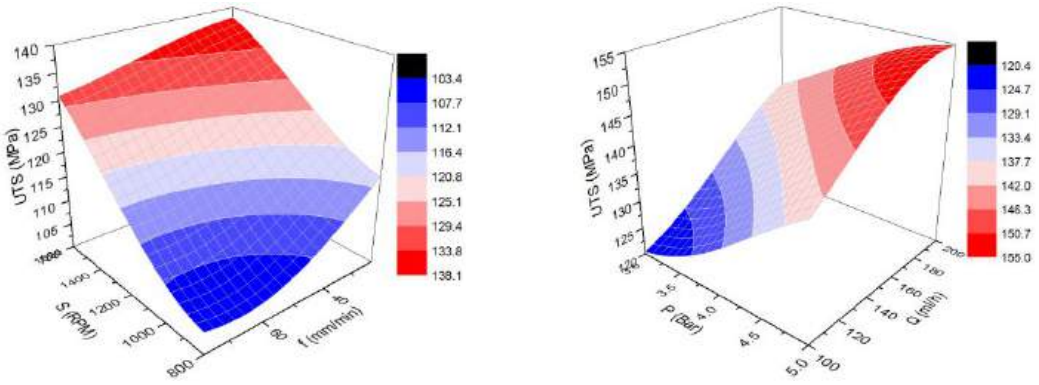
a) For UTS model *b) For VH model*

Figure 6. Comparisons between the predicted and actual values for the FSW responses

Fig. 6 presents the comparisons between the predicted and actual values for the FSW responses. The straight data indicate that the developed models are adequate.

4.2. The parametric impacts

The interactive impacts of the process parameters on the *UTS* are depicted in Fig. 7. A greater *S* increases the welding engagement, leading to more heat generation at the interfaces. The hardness and strength of two materials diminish, which raises the degree of the combination; consequently, the tensile strength improves. A greater *f* shortens the processing time and boosts the welding tool's velocity. The tensile strength of the weld falls as a result of improper diffusion between the two plates caused by a decrease in heat generation at the interfaces. A higher *P* decreases the oil mist's diameter and enhances its higher velocity, leading to higher cooling efficiency. The strength of the welded specimen consequently increases; hence, a higher *UTS* is obtained. A higher *Q* increases the amount of lubricant, leading to higher cooling efficiency. The strength of the welded specimen consequently increases; hence, a higher *UTS* is obtained.

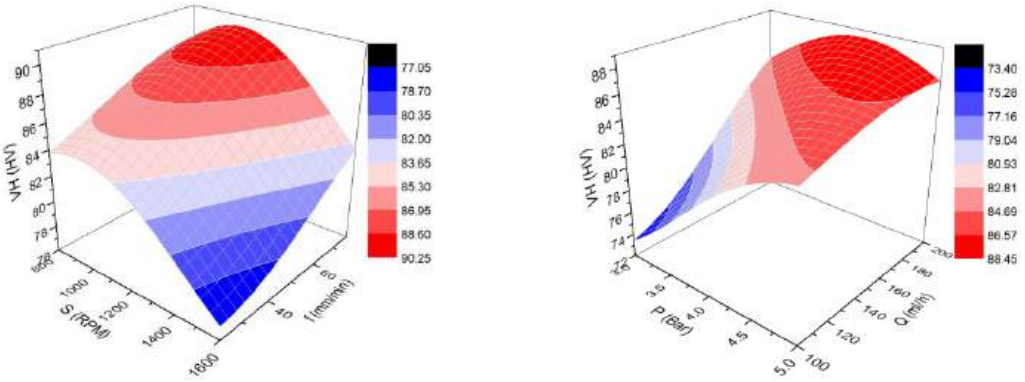


a) UTS versus S and f *b) UTS versus P and Q*

Figure 7. The interactive impacts of the process parameters on the UTS

The interactive impacts of the process parameters on the *VH* are depicted in Fig. 8. An increased *S* generates higher welding engagement, leading to an enhanced heat output at the welding zone. The hardness and strength of the welded specimen diminish; consequently, the VH drops. Higher *f* increases the welded specimen's toughness by lowering heat generation at

the contact. Consequently, a higher *VH* is attained. A higher *f* increases the welded specimen's toughness by lowering heat generation at the contact. Consequently, a higher *VH* is attained. A greater *Q* increases the lubricant entering the interfaces. Higher cooling efficiency is obtained and the residual stress is minimized, leading to a higher *VH*.



a) VH versus S and f *b) VH versus P and Q*

Figure 8. The interactive impacts of the process parameters on the VH

4.3. The optimal results

Fig. 9 depicts the graphical correlations among welding responses. As a result, the optimal *S*, *f*, *P*, and *Q* are 1120 rpm, 48 mm/min, 5 Bar, and 200 ml/h, respectively (Table 6). It was found that the *UTS* and *VH* are enhanced by 27.9% and 3.8%, respectively, as compared to the user-defined values.

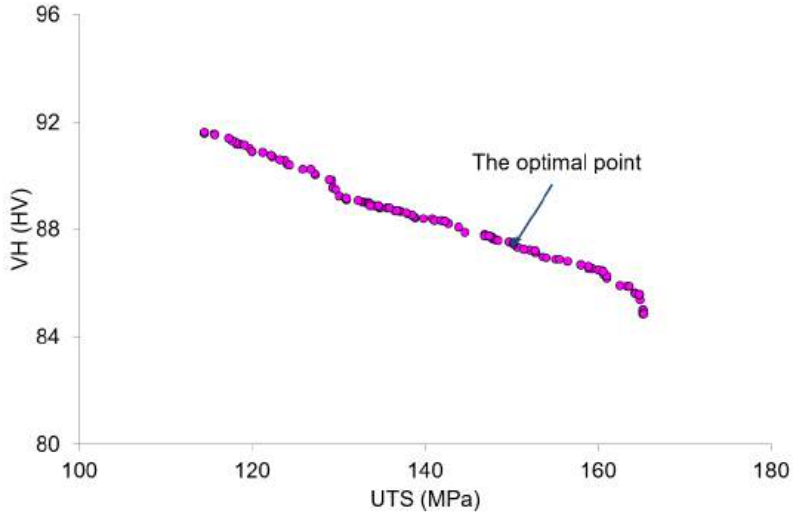


Figure 9. Pareto fronts produced by the GOA

Table 6. Optimization results produced by the GOA

Method	Optimization parameters				Responses	
	S **(RPM)**	***f*** **(mm/min)**	***P*** **(Bar)**	***Q*** **(ml/h)**	***UTS*** **(MPa)**	***VH*** **(HV)**
Initial values	800	48	4	100	110.82	83.1
GOA	1120	48	5	200	153.71	86.4
Improvement (%)					27.9	3.8

5. Conclusions

In this work, the MQL-based FSW process was developed to produce the welds between the AA5052 plates. The process parameters, including the *S*, *f*, P, and *Q* are optimized to improve the *UTS* and *VH*. The SVM models and GOA were used to find optimality. The highest *S*, *P*, and *Q* could be used to enhance the *UTS*. The lowest *f* could be applied to improve the *UTS*. The lowest *S* could be applied to improve the *VH*. The highest *f*, *P*, and *Q* could be used to enhance the *VH*. The *UTS* and *VH* models were principally affected by the *S*, followed by the *f*, *Q*, and *P*, respectively. The optimized values of the *S*, *f*, *P*, and *Q* are 1120 rpm, 48 mm/min, 5 Bar, and 200 ml/h, respectively. It was found that the *UTS* and *VH* are enhanced by 27.9% and 3.8%, respectively, as compared to the user-defined values. The SVM models could be effectively utilized to model complex data and predict FSW responses with acceptable accuracy. The Pareto charts generated by the GOA could be effectively used to select the different values of FSW responses.

References

1. Gunjal, Y.R., Gadakh, V.S., Sahu, M. *et al.* (2025). Process Parameter Optimization for Dissimilar Friction Stir Welding of Aluminum and Steel. *Trans Indian Inst Met* 78, 229. https://doi.org/10.1007/s12666-025-03708-6.
2. Bhatia, A., Wattal, R., Kumar, R. *et al.* (2025). Optimization of friction stir welding parameters for enhanced mechanical properties of AISI 1018 carbon steel. *Sci Rep* 15, 31632. https://doi.org/10.1038/s41598-025-16668-0.
3. Sabry, I. (2025). Hybrid GRA-TOPSIS optimization of friction stir welding for SiCp-reinforced AZ31C magnesium alloy. *Int J Adv Manuf Technol* 139, 4457–4478. https://doi.org/10.1007/s00170-025-16124-3.
4. Bhatia, A., Wattal, R., Kumar, R. *et al.* (2025). Tool geometry optimization for enhanced mechanical properties in friction stir welding of carbon steel. *Discov Mater* 5, 99. https://doi.org/10.1007/s43939-025-00292-w.
5. Bahram, K., Kaci, D.A., Chaib, M. *et al.* (2025). Predictive modeling and optimization of ultimate tensile strength in friction stir welding of Al6061 using DOE and genetic algorithms. *Int J Adv Manuf Technol* 137, 2609–2618. https://doi.org/10.1007/s00170-025-15330-3.
6. Kolli, M., Sunnapu, C. & Medikondu, N.R. (2025). Multi-response optimization of friction stir welding process parameter of AA 5083 with Taguchi-VIKOR approach. *J. Eng. Appl. Sci.* 72, 2 https://doi.org/10.1186/s44147-024-00572-x.

Tối ưu hóa các thông số quá trình hàn ma sát khuấy hợp kim nhôm AA5052 theo các tính chất cơ học.

Tóm tắt: *Trong nghiên cứu này, quá trình hàn ma sát khuấy (FSW) kết hợp bôi trơn tối thiểu (MQL) đã được đề xuất và tối ưu hóa nhằm nâng cao giới hạn bền kéo (UTS) và độ cứng Vickers (VH) của các mối hàn từ hợp kim nhôm AA5052. Các thông số đầu vào gồm tốc độ quay của dụng cụ (S), tốc độ hàn (f), áp suất khí nén (P) và lưu lượng chất bôi trơn (Q). Thuật toán máy hỗ trợ vector (SVM) và thuật toán tối ưu hóa dựa trên hành vi của châu chấu (GOA) được sử dụng để xây dựng mô hình dự đoán và các định giá trị tối ưu của thông số công nghệ và hàm mục tiêu. Kết quả cho thấy các giá trị tối ưu của S, f, P và Q lần lượt là 1120 vòng/phút, 48 mm/phút, 5 Bar và 200 ml/giờ. Giới hạn bền kéo và độ cứng Vickers được tăng lên lần lượt 27,9% và 3,8% so với các giá trị do người dùng thiết lập. Phương pháp MQL có thể được áp dụng để hỗ trợ các quá trình FSW khác. Thuật toán GOA được sử dụng để giải các bài toán tối ưu phức tạp và thu được nghiệm tối ưu toàn cục. Các kết quả đạt được có thể được sử dụng một cách hiệu quả để nâng cao các tính chất cơ học của các mối hàn từ hợp kim nhôm AA5052.*

Từ khoá: Hàn ma sát khuấy; Bôi trơn tối thiểu; Máy hỗ trợ vector; Tính chất cơ học; AA5052

Ứng dụng mô phỏng số trong tính toán kết cấu cối ghép khi ép chảy nguội hợp kim nhôm AA2024

Võ Hồng Quang[1*], Nguyễn Trường An[2], Lại Đăng Giang[2], Ngô Văn Tuân[2]

[1]Hệ QLHVSĐH, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: quanghvktqs1511@gmail.com; Tel:0848333695

Tóm tắt

Bài báo trình bày về ứng dụng mô phỏng số để phân tích ứng suất và tính toán thiết kế cối ghép có độ dôi cho công nghệ ép chảy nguội. Kết cấu cối ghép bao gồm cối trong được ghép với các vòng đai bởi độ dôi bằng phương pháp ghép nóng. Ứng dụng mô phỏng số kết hợp phương pháp quy hoạch tâm quay để tối ưu hoá hai thông số công nghệ là bán kính tương đối và độ dôi tương đối của mối ghép có độ dôi sao cho giá trị ứng suất tương đương Von-mises của cối ghép trong quá trình ép chảy là nhỏ nhất. Thiết kế khuôn thoả mãn điều kiện bền với hệ số an toàn cao là 2,8 và đảm bảo bền khi thực nghiệm ép chảy nguội hợp kim AA2024 trên máy ép thuỷ lực.

Từ khóa: *Ép chảy nguội; mô phỏng số; phần tử hữu hạn; cối ghép có độ dôi; hợp kim AA2024.*

1. Đặt vấn đề

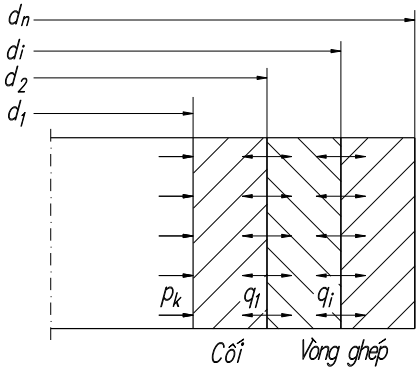
Trong các ngành công nghiệp hiện đại như hàng không vũ trụ, ô tô, quốc phòng và cơ khí chính xác, nhu cầu sử dụng vật liệu nhẹ có độ bền cao ngày càng gia tăng. Trong số đó, hợp kim nhôm AA2024 (thuộc hệ Al-Cu-Mg) được ứng dụng rộng rãi nhờ có độ bền cao, độ bền mỏi tốt và khả năng làm việc ổn định trong các điều kiện tải trọng khắc nghiệt, đặc biệt trong các kết cấu chịu tải lớn của ngành hàng không vũ trụ. Để chế tạo các chi tiết từ hợp kim AA2024 với chất lượng cao, nhiều phương pháp gia công đã được nghiên cứu và áp dụng. Trong đó, ép chảy nguội là một công nghệ tạo hình tiên tiến, cho phép tạo ra sản phẩm có cơ tính tốt, chất lượng bề mặt cao, lượng phế liệu nhỏ và phù hợp với sản xuất hàng loạt. Tuy nhiên, do quá trình biến dạng diễn ra ở trạng thái nguội, trở lực biến dạng lớn làm phát sinh áp suất tiếp xúc cao giữa phôi và cối ép, dẫn đến ứng suất lớn trong cối ép và làm tăng nguy cơ hư hỏng cối và giảm tuổi thọ làm việc. Trong quá trình ép chảy nguội, bề mặt cối tiếp xúc với phôi là vùng nguy hiểm xảy ra nguy cơ hư hỏng cao nhất. Đây là vùng có ứng suất tương đương Von-mises trong cối đạt giá trị lớn nhất và tiếp xúc trực tiếp với phôi nên dễ xảy ra các nguy cơ hư hỏng như nứt và mài mòn khuôn. Giải pháp hiệu quả để nâng cao độ bền cối là sử dụng kết cấu cối ghép có độ dôi. Ứng suất nén ban đầu sinh ra do độ dôi lắp ghép có chiều ngược với ứng suất do phôi tác dụng lên cối, qua đó làm giảm ứng suất tương đương lớn nhất và do đó nâng cao độ bền cối. Giá trị ứng suất này phụ thuộc chủ yếu vào bán kính lắp ghép và độ dôi của mối ghép, do đó việc tối ưu các thông số này có ý nghĩa quyết định khi thiết kế cối ghép.

Sản phẩm của công nghệ ép chảy nguội vô cùng phong phú và đa dạng nên hình dạng cối ép cũng phức tạp theo sản phẩm. Khi đó, các tính toán Lame [3] cho bài toán ống dày là không còn phù hợp và đòi hỏi các phương pháp mới. Nghiên cứu này đề xuất phương pháp thiết kế cối ghép dựa trên mô phỏng số bằng phương pháp phần tử hữu hạn kết hợp tối ưu các thông số công nghệ bằng phương pháp quy hoạch tâm xoay. Mục tiêu là tối ưu bán kính tương đối và độ dôi tương đối của mối ghép có độ dôi nhằm giảm tối đa ứng suất tương đương Von-mises lớn nhất tại vị trí nguy hiểm của cối trong suốt quá trình ép chảy nguội hợp kim AA2024.

2. Cơ sở tính toán thiết kế và kiểm bền cối ghép

2.1. Thiết kế cối ghép

Kết cấu cối ghép bao gồm cối trong và các vòng ghép ngoài, được ghép với nhau bằng độ dôi thông qua phương pháp lắp ép nhiệt thể hiện như trên hình 1. Đường kính ngoài của các vòng ghép được xác định theo các công thức kinh nghiệm [2] dựa trên số lượng vòng và điều kiện làm việc của cối, nhằm đảm bảo đủ độ bền trong quá trình ép chảy nguội.



Hình 1. Kết cấu cối ghép

Đường kính ngoài của các vòng ghép được tính theo công thức (1):

$$\frac{d_i^2}{d_1^2} = abce \tag{1}$$

trong đó: i là số thứ tự vòng ghép; d_i là đường kính ngoài của vòng ghép thứ i; a, b, c, e là các hệ số kinh nghiệm được xác định theo bảng 1:

Bảng 1. Hệ số kích thước của các vòng ghép

i	***a***	***b***	***c***	***e***
1	4÷5	-	-	-
2	≥3	≥5	-	-
3	≤2	2÷2,5	3÷3,5	-
4	1,8÷1,9	1,8÷1,9	2	2

2.2. Độ dôi và áp suất tiếp xúc trên bề mặt lắp ghép

Độ dôi của mối ghép được xác định từ sự chênh lệch giữa đường kính ngoài của vòng trong và đường kính trong của vòng ngoài trước khi lắp ráp. Để thuận tiện cho việc khảo sát và tối ưu hóa, độ dôi được biểu diễn dưới dạng độ dôi tương đối thể hiện ở công thức (2):

$$\delta_{td} = \frac{d - D}{d_c} \tag{2}$$

trong đó d_c là đường kính lắp ghép, d là đường kính ngoài của vòng trong, D là đường kính trong của vòng ngoài.

Áp suất tiếp xúc trên các bề mặt lắp ghép tác dụng lên cối với chiều ngược với chiều áp lực sinh ra do phôi tác dụng lên bề mặt khuôn và do đó ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng giảm ứng suất tương đương lên cối trong quá trình ép chảy nguội.

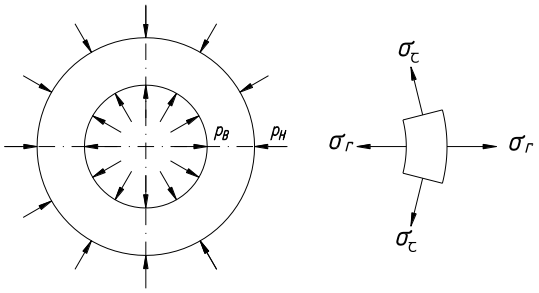
Mối quan hệ giữa áp suất tiếp xúc và độ dôi tương đối thể hiện trên công thức (3):

$$q_i = \frac{2E_iE_{i+1}}{E_i + E_{i+1}}.\delta_{td}.\frac{\left(d_{i+1}^2 - d_{ci}^2\right)\left(d_{ci}^2 - d_i^2\right)}{2d_{ci}^2\left(d_{i+1}^2 - d_i^2\right)} \quad (3)$$

trong đó: E là mô đun đàn hồi của vật liệu chế tạo cối và vòng ghép, d_i là đường kính trong lớp thứ *i*, d_{i+1} là đường kính ngoài lớp thứ *i+1*, d_{ci} là đường kính lắp ghép.

2.3. Kiểm bền cối ghép

Cối ghép được xem như một ống dày chịu đồng thời áp suất trong do phôi gây ra và áp suất ngoài do các vòng ghép sinh ra. Theo Lame, các phân tố trên cối ghép chịu hai thành phần ứng suất là ứng suất pháp hướng tiếp σ_τ và ứng suất pháp hướng kính σ_r thể hiện trên hình 2.



Hình 2. Ống dày chịu áp lực trong và ngoài

Theo Lame, dưới tác động của áp suất trong p_B và áp suất ngoài p_H nên mỗi phần tử xuất hiện các ứng suất pháp hướng kính và ứng suất pháp hướng tiếp được xác định bằng công thức (4):

$$\sigma_\tau = \frac{p_B.d_B^2 - p_H.d_H^2}{d_H^2 - d_B^2} + \frac{\left(p_B - p_H\right)d_B^2d_H^2}{\left(d_H^2 - d_B^2\right)d_x^2}$$
$$\sigma_r = \frac{p_B.d_B^2 - p_H.d_H^2}{d_H^2 - d_B^2} - \frac{\left(p_B - p_H\right)d_B^2d_H^2}{\left(d_H^2 - d_B^2\right)d_x^2} \quad (4)$$

trong đó: d_x là đường kính xác định vị trí phân tố được xét trên cối ép; p_B và p_H lần lượt là áp suất trong và ngoài của buồng ép có đường kính d_B và d_H.

Theo thuyết bền Von mises, ứng suất tương đương được xác định theo công thức (5):

$$\sigma_{td} = \sqrt{\sigma_\tau^2 + \sigma_r^2 - \sigma_\tau\sigma_r} = \sqrt{\left(\frac{p_B.d_B^2 - p_H.d_H^2}{d_H^2 - d_B^2}\right)^2 + 3\left(\frac{\left(p_B - p_H\right)d_B^2d_H^2}{\left(d_H^2 - d_B^2\right)d_x^2}\right)^2} \quad (5)$$

Từ công thức (5) xác định được vị trí nguy hiểm nhất của cối hay còn là vị trí có ứng suất tương đương lớn nhất chính là vị trí bề mặt cối tiếp xúc với phôi nơi mà giá trị d_x là nhỏ nhất.

Đối với cối ghép nhiều vòng ghép như trên hình 1, ứng suất pháp hướng tiếp và ứng suất pháp hướng kính tại vị trí bề mặt cối tiếp xúc với phôi được xác định bằng công thức (6):

$$\sigma_\tau^* = \left(\frac{d_n^2 + d_1^2}{d_n^2 - d_1^2}\right)p_k - 2\sum_{i=n-1}^{0}\frac{p_{hi}d_i}{d_i^2 - d_1^2};\ \ \sigma_r^* = -p_k \quad (6)$$

trong đó d_1 là đường kính trong của cối, d_i là đường kính ngoài lớp thứ i, d_n là đường kính ngoài của vòng ghép lớn nhất, p_{hi} là áp suất tiếp xúc giữa các vòng ghép, p_k là áp suất phôi tác dụng lên cối trong quá trình biến dạng.

Theo thuyết bền Von-mises, ứng suất tương đương lớn nhất của cối ghép:

$$\sigma_{td\max} = \sqrt{\left(\sigma_\tau^*\right)^2 + \left(\sigma_r^*\right)^2 - \sigma_\tau^* \sigma_r^*} \tag{7}$$

Kiểm bền khuôn theo điều kiện đảm bảo hệ số an toàn [2]:

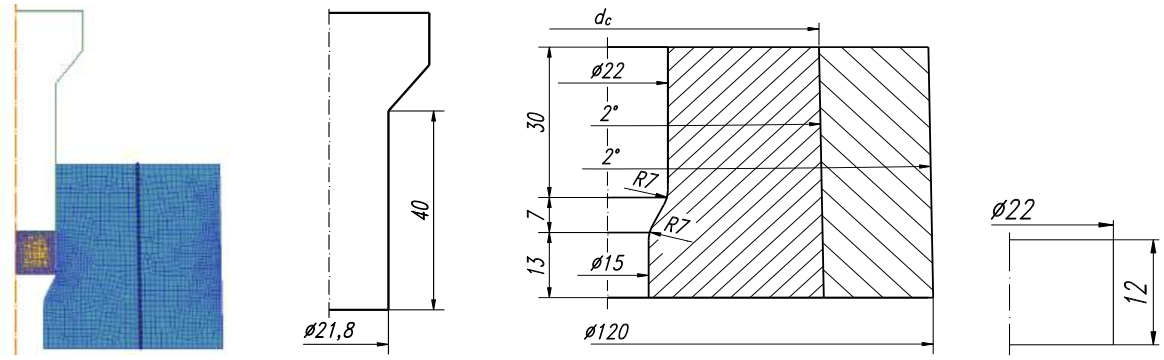
$$n = \frac{\sigma_{02}}{\sigma_{td\max}} \geq 1,3 \tag{8}$$

Với σ_{02} là giới hạn chảy tương ứng với biến dạng dẻo 0,2 %; $\sigma_{td\max}$ là ứng suất tương đương lớn nhất; n là hệ số an toàn.

3. Ứng dụng mô phỏng số trong thiết kế cối ghép

3.1. Mô hình bài toán

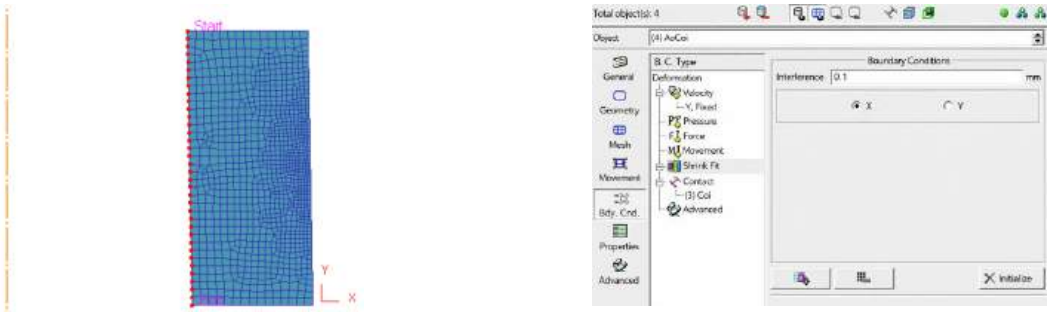
Mô phỏng số quá trình ép chảy nguội được thực hiện bằng phần mềm Deform với mô hình đối xứng trục với các chi tiết phôi và dụng cụ như trên hình 3.



a) Mô hình số *b) Chày* *c) Cối ghép* *d) Phôi*

Hình 3. Mô hình bài toán ép chảy nguội

Cối ghép có 1 vòng ghép được lựa chọn để phân tích tính toán bởi vì đây là kết cấu cối ghép được sử dụng phổ biến, có ưu điểm là việc gia công chế tạo cối ghép nhanh và đơn giản hơn so với loại cối nhiều vòng ghép khác. Độ dôi mối ghép được thiết lập như trên hình 4.



Hình 4. Khai báo điều kiện biên độ dôi mối ghép vòng ghép - cối trong trên phần mềm Deform

Mô hình vật liệu của phôi là hợp kim nhôm AA2024, cối là thép SKD11, vòng ghép là thép C45 với cơ tính từng loại vật liệu thể hiện ở bảng 2.

Bảng 2. Đặc trưng cơ tính vật liệu trong thư viện phần mềm DeForm

Chi tiết	Vật liệu	Mô đun đàn hồi (MPa)	Hệ số Poisson	Giới hạn chảy (MPa)
Phôi	AA2024	68900	0,33	302
Cối	SKD11	207000	0,3	1023
Vòng ghép	C45	207000	0,3	738

Trong quá trình biến dạng có các cặp ma sát tiếp xúc là phôi – chày, phôi – cối và cối – vòng ghép với hệ số ma sát giả thiết trong bài toán ép chảy nguội là 0,12.

Mô phỏng quá trình biến dạng ở nhiệt độ thường 20°C trên máy ép thuỷ lực với tốc độ 5mm/s và hành trình chày đi xuống 12mm kể từ khi tiếp xúc với phôi.

3.2. Ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến quá trình ép chảy nguội

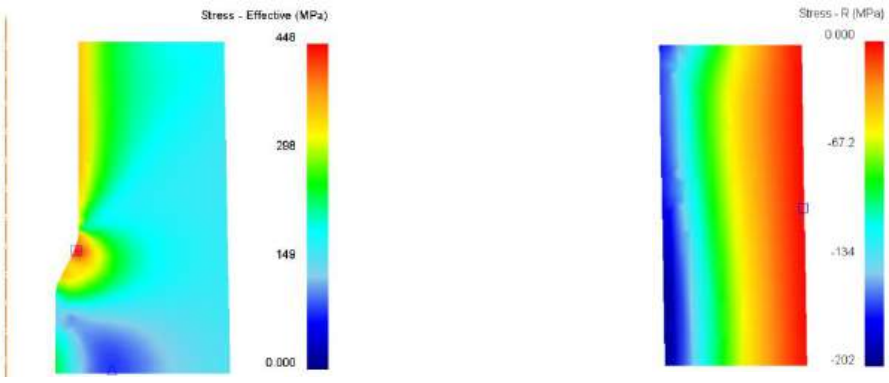
Hai biến thiết kế độc lập được lựa chọn để khảo sát là bán kính tương đối và độ dôi tương đối của mối ghép được thể hiện trên bảng 3.

Bảng 3. Thông số biến khảo sát

STT	Biến	Kí hiệu	Công thức	Giá trị lớn nhất	Giá trị nhỏ nhất
1	Bán kính tương đối	X_1^*	$X_1^* = r_c / r_1$	4	2
2	Độ dôi tương đối	X_2^*	$X_2^* = \delta_{td}$	0,004	0,002

Trong đó r_1 là bán kính vùng chứa phôi, r_c là bán kính lắp ráp của cối và vòng ghép và δ_{td} là độ dôi tương đối của mối ghép. Ngưỡng giá trị của biến này được lựa chọn trên cơ sở khả năng gia công và các tài liệu [2]-[9].

Bài toán gồm 2 hàm mục tiêu bao gồm: Y_1 là giá trị ứng suất tương đương Von-mises lớn nhất $\sigma_{td\max}$ trên cối và Y_2 là giá trị ứng suất pháp hướng kính lớn nhất $\sigma_{r\max}$ trên vòng ghép. Các giá trị này là giá trị lớn nhất trên biểu đồ ứng suất trong quá trình mô phỏng như hình 5.



a) *b)*

Hình 5: Biểu đồ ứng suất tương đương trên cối (a) và ứng suất pháp hướng kính trên vòng ghép (b) với bán kính tương đối X_1^* =3 và độ dôi tương đối $X_2^* = 0,003$

Phương pháp quy hoạch cấp 2 tâm xoay được sử dụng để thiết lập ma trận quy hoạch cấp 2 tâm quay với các biến mã hoá thể hiện trong bảng 4.

Bảng 4. Ma trận cấp 2 tâm quay

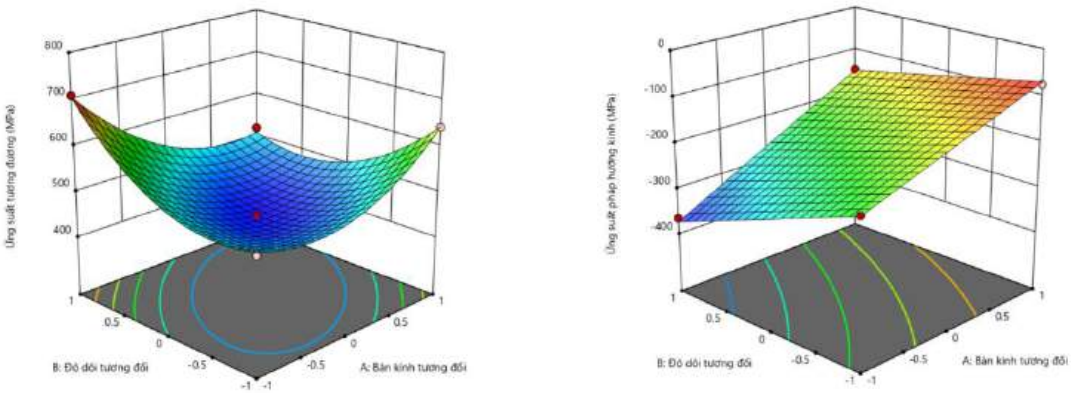
STN	X_0	X_1	X_2	X_1^2	X_2^2	$X_1 X_2$	Y_1	Y_2
1	1	-1	-1	1	1	1	518	-211
2	1	1	-1	1	1	-1	642	-75,2
3	1	-1	1	1	1	-1	710	-365
4	1	1	1	1	1	1	519	-147
5	1	1,414	0	2	0	0	557	-68,3
6	1	-1,414	0	2	0	0	624	-338
7	1	0	1,414	0	2	0	607	-292
8	1	0	-1,414	0	2	0	590	-112
9	0	0	0	0	0	0	448	-202

Xử lý kết quả bằng công cụ Design Expert ta thu được hàm mục tiêu như sau:

$$Y_1 = 448 - 20,22X_1 - 78,75X_1X_2 + 71,94X_1^2 + 75,94X_2^2 \quad (8)$$

$$Y_2 = -201,17 + 91,9X_1 - 60X_2 + 20,55X_1X_2 \quad (9)$$

Trên cơ sở các kết quả đạt được, đồ thị đánh giá ảnh hưởng các thông số đến ứng suất tương đương thể hiện trên hình 7.



a) *b)*

Hình 7. Ảnh hưởng của bán kính tương đối và độ dôi tương đối đến ứng suất tương đương lớn nhất của cối (a) và đến ứng suất pháp hướng kính lớn nhất trên vòng ghép (b)

Ứng suất tương đương $\sigma_{td\max}$ trên cối có đặc tính phi tuyến và đạt giá trị nhỏ nhất 448Mpa khi bán kính tương đối $X_1^* = 3$ và độ dôi tương đối $X_2^* = 0,003$. Khi đó đường kính lắp ghép $d_c = 66$ mm và độ dôi mối ghép $\delta = 0,2$ mm.

Ứng suất pháp hướng kính $\sigma_{r\max}$ trên vòng ghép có đặc tính tuyến tính và tỷ lệ thuận với bán kính tương đối và tỷ lệ nghịch với độ dôi tương đối, $\sigma_{r\max}$ đạt giá trị nhỏ nhất khi $X_1^* = 1,41$ và $X_2^* = 0$ tương ứng với đường kính lắp ghép $d_c = 97$ mm và độ dôi mối ghép $\delta = 0,3$ mm.

3.3. Phân tích kết quả mô phỏng

Bộ thông số được lựa chọn là bán kính tương đối $X_1^* = 3$ và độ dôi tương đối $X_2^* = 0,003$ tương ứng với đường kính lắp ghép $d_c = 66$ mm và độ dôi mối ghép $\delta = 0,2$ mm. Trạng thái ứng suất tương đương Von Mises $\sigma_{td\max}$ thể hiện trên hình 8, nhằm ưu tiên đảm bảo an toàn cho

cối vì đây là chi tiết làm việc quan trọng tác dụng trực tiếp với phôi và có giá trị cao nhất của bộ khuôn.

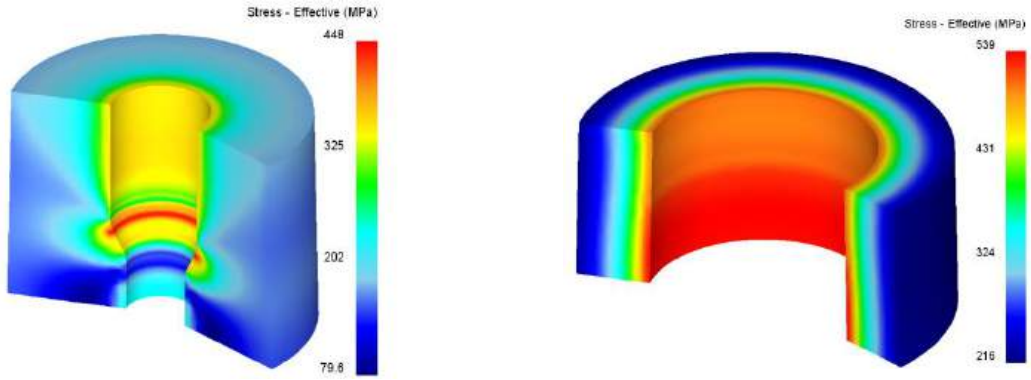
Kiểm bền cối theo điều kiện đảm bảo hệ số an toàn:

$$n = \frac{\sigma_{02}}{\sigma_{td\max}} = \frac{1023}{366} = 2,8 \quad (10)$$

Kiểm bền vòng ghép theo điều kiện đảm bảo hệ số an toàn:

$$n = \frac{\sigma_{02}}{\sigma_{td\max}} = \frac{738}{539} = 1,36 \quad (11)$$

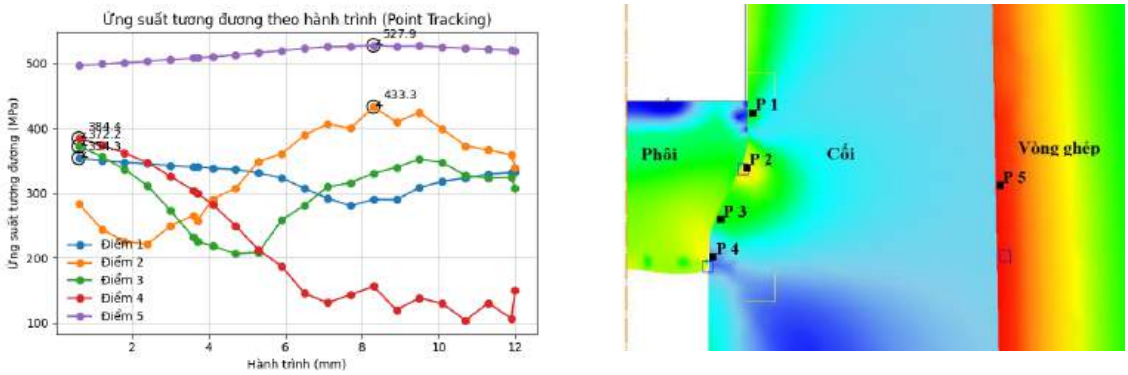
Theo (8) khuôn thiết kế hoàn toàn đảm bảo điều kiện bền.



a) *b)*

Hình 8. Trường ứng suất tương đương của cối trong và vòng ghép trong quá trình ép chảy nguội với đường kính lắp ghép d_c= 66 mm và độ dôi mối ghép δ = 0,2 mm.

Sự biến thiên trường ứng suất thể hiện trên hình 9, công cụ point tracking xác định được giá trị ứng suất tương đương tại các điểm đặc biệt trên cối và vòng ghép trong suốt hành trình ép.



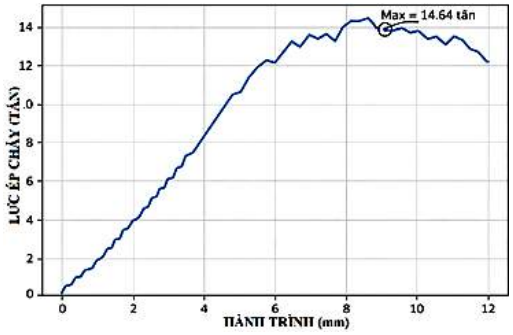
a) *b)*

Hình 9. Biểu đồ ứng suất tương đương (a) theo vị trí các điểm (b) trong suốt quá trình ép chảy

Xét trên cối trong tại các điểm P1÷P4, ứng suất tại thời điểm ban đầu do áp suất do độ dôi của mối ghép. Trong quá trình biến dạng phôi, áp lực riêng do phôi tác dụng vào thành cối có chiều ngược với áp suất do mối ghép, do đó mà ứng suất tương đương giảm dần đến giá trị nhất định sau đó tăng lên và đạt giá trị lớn nhất tại điểm P2 là 433,3 Mpa khi hành trình chày đi xuống 8,4mm.

Xét trên vòng ghép tại điểm P5, nên giá trị ứng suất tương đương ban đầu là 500 MPa và đạt giá trị lớn nhất là 527,9 Mpa khi hành trình chày đi xuống 8,4mm.

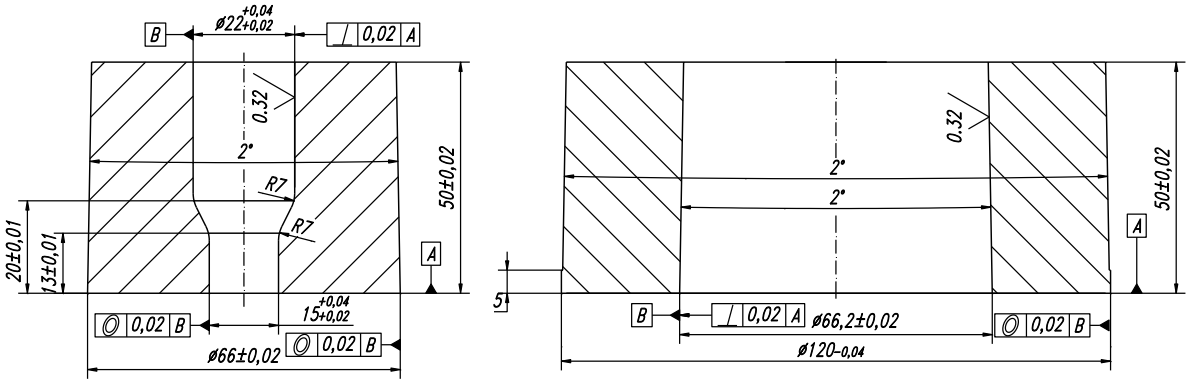
Lực ép được xác định bằng công cụ Graph (Load-stroke) thể hiện như trên hình 10, giá trị lực ép lớn nhất là 14,6 tấn tại vị trí hành trình chày đi xuống 9,5mm.



Hình 10. Biểu đồ lực ép chảy trong suốt quá trình ép chảy

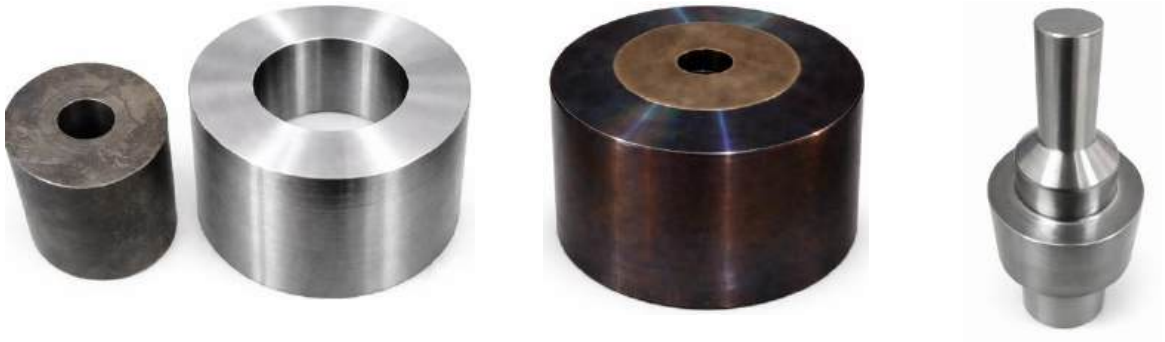
4. Thực nghiệm

Tiến hành chế tạo khuôn ghép và ép chảy thực tế với các thông số của cối ghép là các giá trị tối ưu đường kính lắp ghép d_c= 66 mm và độ dôi mối ghép δ = 0,2 mm, thể hiện trên hình 11.



Hình 11. Chi tiết cối và vòng ghép trước khi ghép

Quá trình lắp ép cối được thực hiện trên máy ép thuỷ lực. Vòng ghép được gia nhiệt đến nhiệt độ 400°C trong vòng 1h trước khi ép vào cối. Hình ảnh kết cấu khuôn thể hiện trên hình 12.



a)Cối - vòng ghép *b)Cối ghép sau ghép nhiệt* *c) Chày ép*

Hình 12. Kết cấu khuôn ép chảy

Quá trình ép chảy nguội trên máy ép thuỷ lực thể hiện trên hình 13 cho thấy kết cấu cối ghép đảm bảo bền trong quá trình ép chảy nguội.



a) Máy ép thuỷ lực b) Khuôn dập c) Phôi ban đầu d) Sản phẩm sau ép chảy

Hình 13: Ép chảy sản phẩm trên máy ép thuỷ lực và bán sản phẩm sau ép

Tiến hành ép chảy phôi nhôm AA2024, sau ép chảy kiểm tra cối cho kết quả trên bảng 5:

Bảng 5. Bảng kiểm tra chất lượng cối sau ép chảy

Thông số	**Phương pháp kiểm tra**	**Dụng cụ**	**50 lần ép**	**150 lần ép**	**200 lần ép**
Đường kính Φ20	Đo bằng thước cặp	Thước cặp điện tử (độ chia 0,01mm)	20,02÷20,03	20,02÷20,04	20,03÷20,05
Đường kính Φ15			15,02÷15,04	15,03÷15,04	15,03÷15,05
Vết nứt	Thẩm thấu	Bộ dung dịch MegaCheck	Không	Không	Không
Kết luận	Đạt				

Phương pháp thẩm thấu cho phép kiểm tra vết nứt có chiều rộng từ 1÷10µm, thể hiện trên hình 14:



a) Bước thẩm thấu b) Bước hiển thị c) Bộ dung dịch thẩm thấu

Hình 14. Kiểm tra vết nứt cối ép chảy bằng phương pháp thẩm thấu

Bán sản phẩm sau ép chảy như trên hình 13.d được đo kiểm cho kết quả trên bảng 6:

Bảng 6: Bảng kiểm tra bán sản phẩm sau 200 lần ép chảy

STT	Đường kính	Chiều dài	Độ tròn	Khuyết tật	Kết luận
1	15,05	24,1	0,02	Không	Đạt
2	15,04	23,99	0,01	Không	Đạt
3	15,04	23,95	0,02	Không	Đạt
4	15,05	23,97	0,01	Không	Đạt

5. Kết luận

Trong nghiên cứu này, bài báo đã trình bày phương pháp phân tích và tối ưu hóa thiết kế khuôn ép chảy dựa trên mô phỏng số kết hợp với các tiêu chuẩn bền phù hợp. Mô hình mô phỏng đã được xây dựng nhằm đánh giá phân bố ứng suất, biến dạng và trạng thái làm việc của

khuôn trong điều kiện tải trọng thực tế, qua đó xác định được các vị trí nguy hiểm có nguy cơ phá hủy hoặc giảm tuổi thọ khuôn.

Kết quả phân tích cho thấy việc áp dụng mô phỏng số cho phép dự đoán chính xác trạng thái ứng suất tương đương trong các chi tiết khuôn, đồng thời hỗ trợ hiệu quả trong việc lựa chọn kích thước hình học và các thông số lắp ghép hợp lý. So sánh giữa các phương án thiết kế cho thấy phương án tối ưu giúp giảm đáng kể ứng suất tương đương lớn nhất Von-mises trên cối ghép, nâng cao khả năng làm việc an toàn và kéo dài tuổi thọ của cối ép chảy.

Nghiên cứu khẳng định rằng việc kết hợp mô hình lý thuyết với mô phỏng số là hướng tiếp cận hiệu quả trong thiết kế khuôn ép chảy hiện đại, góp phần giảm chi phí thử nghiệm, rút ngắn thời gian thiết kế và nâng cao độ tin cậy của sản phẩm. Các kết quả thu được có thể làm cơ sở tham khảo cho việc thiết kế, cải tiến và tối ưu hóa cối ép chảy trong thực tiễn sản xuất công nghiệp.

Tài liệu tham khảo

1. Lại Đăng Giang. (2018). *Cơ sở thiết kế và phương pháp gia công khuôn dập*. Hà Nội, Việt Nam: Học viện Kỹ thuật Quân sự.

2. Логинов, Ю. Н., & Инатович, Ю. В. (2014). *Инструмент для прессования металлов*. Ural, Russia: Издательство Уральского университета.

3. Ugural, A. C., & Fenster, S. K. (1995). Advanced strength and applied elasticity (3rd ed.). Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall.

4. Cheng, Y., & Zhang, L. (2014). The optimal design of cold extrusion die and its realization. *Applied Mechanics and Materials, 455*, 517–521.

5. Li, Z., Zeng, F., Zhao, Z., & Hu, C. (2019). Optimized design for a combined die with two stress rings in cold forging considering thermal–mechanical effects. *Journal of Shanghai Jiao Tong University (Science), 24*(5), 1–12.

6. Nguyễn, T. M., Trần, Đ. Q., & Phạm, V. N. (2024). Nghiên cứu ứng dụng mô phỏng số tối ưu hóa thiết kế khuôn ép chảy sản phẩm hợp kim nhôm. *Tạp chí Khoa học và Công nghệ – Trường Đại học Công nghiệp Hà Nội, 60*(1), 67–75.

Application of Numerical Simulation in the Structural Design of Interference-Fit Dies for Cold Extrusion of AA2024 Aluminum Alloy

Abstract: This paper presents the application of numerical simulation based on the finite element method (FEM) to analyze the stress state and design the structure of interference-fit dies used in the cold extrusion process of AA2024 aluminum alloy. The die structure is designed as a multi-layer assembly, in which the inner die is assembled with outer rings through an interference fit, achieved by a shrink-fitting method to generate beneficial compressive pre-stress. A combination of numerical simulation and the Response Surface Method (RSM) is employed to optimize two key design parameters, including the relative radius of die layers and the relative interference of the fit. The optimization objective is to minimize the equivalent Von Mises stress during the extrusion process, thereby improving the strength and service life of the die.The results show that the optimized die design achieves a safety factor of 2.8, satisfying strength requirements. The design is further validated through experimental cold extrusion of AA2024 aluminum alloy using a hydraulic press, demonstrating good agreement between simulation and experimental results.

Keywords: Cold extrusion; numerical simulation; finite element method; interference-fit die; AA2024 aluminum alloy

Influence of process parameters on surface waviness of SS316l thin-wall structures fabricated by Direct Laser Metal Deposition

Van Quan Nguyen[1], Tat Khoa Doan[1], Van Hoang Nguyen[1], Hiep Xuan Dang[1] , Phan Van Manh[1]

[1]Le Quy Don Technical University

Email: ngvquanmt@lqdtu.edu.vn; Tel: 0967176289

Abstract.

Direct Laser Metal Deposition is a sophisticated metal additive manufacturing technique for the fabricating thin-walled metallic components. In these components, surface waviness is a critical indicator of geometric quality. Excessive waviness can lead to dimensional variation and deposition instability, while increasing the machining allowance and post-processing time. This work systematically examined the influence of laser power, scanning speed, and powder feed rate on the surface waviness of SS316L thin-wall constructions. The results showed that laser power is the primary factor influencing surface waviness, accounting for 48.7% of the total variation, followed by scanning speed at 37.2% and powder feed rate at 7.9%. Increasing laser power enhances melt pool stability and layer homogeneity, therefore diminishing waviness amplitude, whereas elevated scanning rates reduce effective energy density and increase deposition instability. The findings indicate that surface waviness in direct laser metal deposition - fabricated thin walls is predominantly governed by the equilibrium between energy input and deposition stability, providing a basis for parameter selection and further process optimization in thin-wall metal additive manufacturing.

Keywords: *Direct Laser Metal Deposition, surface waviness, process parameters, SS316L*

1. Introduction

Additive Manufacturing (AM) has emerged as a transformative manufacturing paradigm, enabling the fabrication of complex geometries with high material utilization and reduced lead time compared with conventional subtractive processes[1]. Among various AM technologies, Directed Energy Deposition (DED) has attracted increasing attention due to its capability for large-scale fabrication, repair of high-value components, and functionally graded material production [2]. A typical DED technique, Direct Laser Metal Deposition (DLMD) [3,4], employs a high-energy laser beam to generate a localized molten pool while metallic powder is delivered coaxially into the interaction zone, allowing layer-by-layer material consolidation under controlled thermal input.

Among engineering alloys processed by DLMD, austenitic stainless steel SS316L has been extensively investigated owing to its excellent corrosion resistance, ductility, and weldability [5,6,7]. Recent studies have focused primarily on optimizing process parameters to improve density, microstructure homogeneity, and mechanical properties [6,7]. For instance, laser power, scanning speed, and powder feed rate significantly affect melt pool geometry, cooling rate, and solidification morphology, thereby influencing grain structure evolution and phase distribution. Microstructural investigations of DLMD-fabricated SS316L commonly report cellular–dendritic austenitic structures resulting from rapid solidification and steep thermal gradients [8, 9] .In parallel, optimization strategies based on statistical design, response surface methodology, and machine learning have been widely employed to control single-track width, height, and penetration depth for improved geometric stability [9].

In practical applications, thin-wall structures fabricated by DLMD often require post-processing operations such as milling, grinding, or polishing to meet dimensional tolerance and surface finish requirements. The extent of post-machining directly depends on the initial surface morphology of the as-deposited component. Excessive surface waviness increases material removal volume, machining time, and overall production cost, thereby reducing the economic advantage of additive manufacturing. Consequently, minimizing surface waviness during deposition is of significant industrial importance. Surface morphology in additively manufactured components is commonly characterized by both roughness and waviness, although these two parameters represent different geometric scales. Surface roughness refers to fine-scale, short-wavelength irregularities associated with local solidification behavior, partially melted particles, and micro-texture formation [10, 11]. In contrast, surface waviness describes larger-scale, long-wavelength undulations that develop along the deposition direction or across successive layers. For thin-wall DLMD structures, waviness is particularly critical because it directly affects dimensional accuracy, layer stacking stability, and the extent of post-processing required. Although surface roughness has been extensively investigated in powder bed fusion systems, the governing mechanisms in directed energy deposition and direct laser metal deposition differ substantially because of continuous powder feeding, larger melt pools, and stronger thermal accumulation effects, especially in thin-wall configurations.

Previous studies on DED-fabricated thin-walled structures have reported that large-scale surface undulations, often referred to as macro-waviness, are closely associated with melt-pool instability, irregular layer-wise stacking, and unsuitable combinations of material feed rate and travel speed [12]. During continuous multi-layer deposition, these geometric irregularities may accumulate progressively, thereby amplifying macroscopic deviation along the build direction and potentially reducing deposition stability [13,14]. In addition, surface undulation is influenced by thermal input, inter-track bead overlap, and deposition path conditions [14].

However, most existing studies have mainly focused on qualitative morphological observations or general roughness descriptors, whereas systematic quantitative analyses treating macroscopic surface waviness as a distinct and measurable geometric response remain limited [12]. Consequently, an important research gap remains in understanding surface waviness in DLMD-fabricated SS316L thin-wall structures. Most previous studies have emphasized microstructure, densification, and mechanical performance, while the role of waviness as a geometric quality indicator has received comparatively limited attention . This limitation restricts predictive control of geometric quality and increases dependence on post-machining operations [15].

The present study systematically examines the effects of laser power, scanning speed, and powder feed rate on the surface waviness of SS316L thin-wall structures fabricated by DLMD in order to address this research gap. A Taguchi L16 (4^3) experimental design was adopted to efficiently explore the process parameter space, and repeated profilometry measurements were performed to ensure statistical reliability. Analysis of variance (ANOVA) was subsequently applied to identify the dominant factors and quantify their respective contributions. The results provide insight into the relationship between energy input, deposition stability, and waviness

formation, while offering a practical basis for improving surface quality and reducing post-processing requirements in DLMD-fabricated thin-wall components.

2. Materials and methods

2.1. Materials and the DLMD system

Gas-atomized SS316L powder was utilized as the feedstock for the fabrication of thin-walled structures. As shown in Fig. 1a, the powder particles exhibit a predominantly spherical morphology, characteristic of inert gas atomization, with minor agglomeration and only a few satellite particles. The EDS spectrum presented in Fig. 1b confirms the characteristic elemental composition of SS316L, with iron as the predominant element and detectable amounts of chromium and nickel. No unexpected peaks were observed, indicating good compositional stability and powder quality.The nominal chemical compositions (wt.%) are summarized in Table 1. The particle diameter range of approximately 10–55 µm, with a standard deviation of 6.11 µm (Fig. 1c).

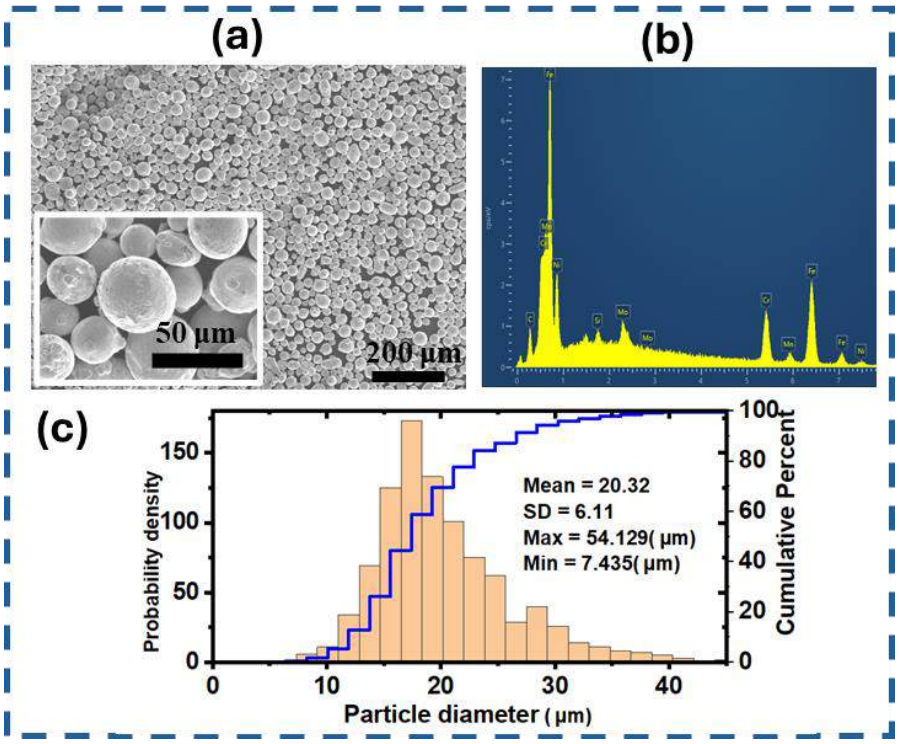


Fig. 1. Characterization of the powder: (a) SEM morphology, (b) EDS spectrum, and (c) particle size distribution.

This study utilized a DLMD technique to produce the thin wall components. Figure 2 shows a diagram of the experimental setup. The DLMD system is based on a three-axis computer numerical control (CNC) platform that has a working envelope of 160 mm × 160 mm × 160 mm. The deposition head is fixed along the Z-axis. The energy source is a continuous-wave (CW) fiber laser with a maximum output power of 500 W and a wavelength of 1070 nm. This makes it possible to have stable and regulated energy input during deposition. The system has an automatic powder feeding mechanism, a cooling module, and a supply of shielding gas. A continuous coaxial nozzle brings metal powders into the melt pool. Nitrogen is used as both a carrier and a protective gas to keep the metal from oxidizing. Figure 2 shows how the whole system is set up and how it works.

Table 1: Elemental composition (wt.%) of SS316L powder

Material	Weight percentage of elements (wt.%)							
	Ni	Fe	Cr	Mo	Nb	Mn	Si	C
SS316L	10.26	64.31	16.09	2.49	0.45	1.7	2.32	2.34

The substrate material consisted of austenitic stainless steel SS304 plates with dimensions of 140 × 140 × 6 mm³. Prior to deposition, the substrate surface was mechanically polished using 200–400 grit abrasive paper and subsequently cleaned with ethanol to remove surface contaminants and residual grease. To enhance deposition stability and improve powder wettability during the formation of the first layer, the substrate was preheated at 230 °C for 60 minutes in a drying oven before processing. Deposition was carried out using a focused laser beam with a diameter of 1 mm. No active substrate temperature control was applied during fabrication. The stand-off distance between the nozzle tip and the substrate surface was maintained at 9.5 mm to ensure stable powder delivery and consistent melt pool formation.

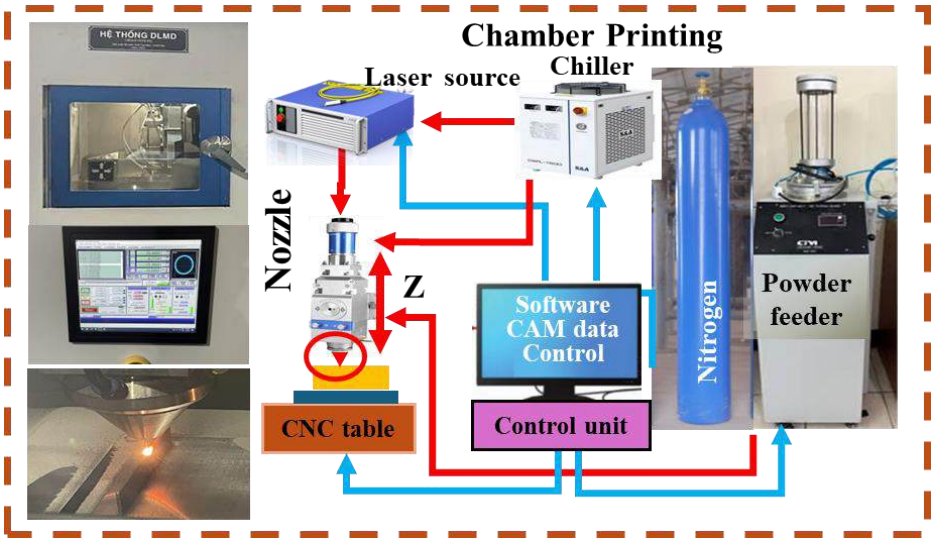


Fig. 2. (a) Schematic of the DLMD process, (b) manufacturing process and finished specimen

During deposition, the integrated coaxial nozzle, combining powder delivery and nitrogen shielding, followed a zig-zag scanning strategy in the ZX plane. Material was deposited layer-by-layer in the vertical direction, maintaining a constant layer increment (ΔHz) of 0.12 mm throughout the entire fabrication process.

The effects of three critical processing parameters laser power (P), scanning speed (S), and powder feed rate (F)—were systematically investigated using a Taguchi L16 orthogonal array design. This design was selected based on recent studies in DLMD [4] and preliminary experimental trials, which suggested that Taguchi-based screening is suitable for identifying dominant parameter effects with a limited number of experiments. Compared with conventional response surface methodology (RSM), which generally requires a larger number of experimental runs for multi-factor, multi-level analysis, the L16 design significantly reduces the experimental burden while still providing a statistically balanced and orthogonal evaluation of four-level parameters. As summarized in Table 2, the selected parameter ranges were 220–

250 W for laser power, 5–9 mm/s for scanning speed, and 12–18 g/min for powder feed rate, each assessed at four discrete levels

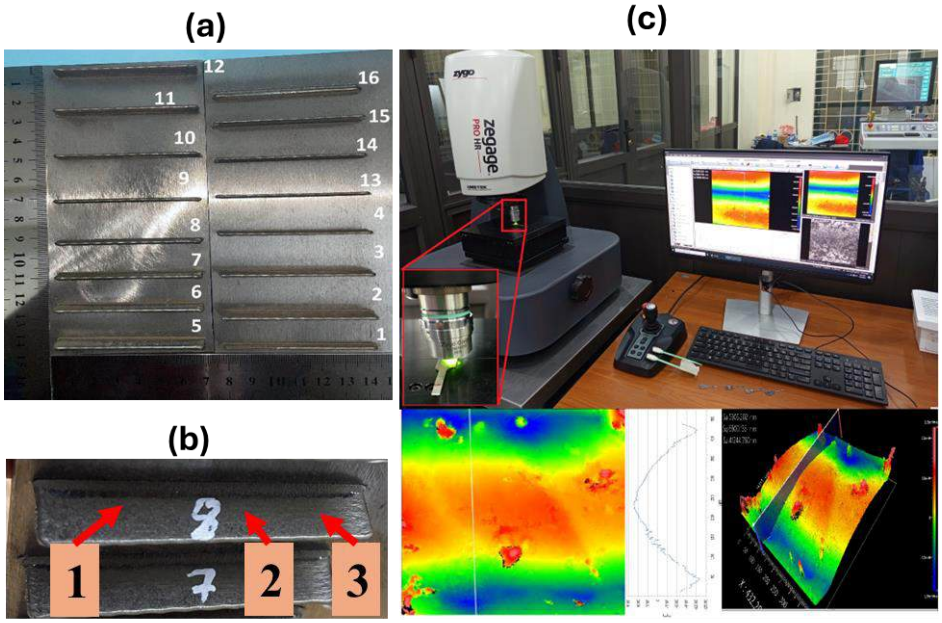


Fig. 3. Evaluation of thin-walled samples: (a) as-fabricated specimens; (b) measurement locations; (c) 3D optical profilometer setup and representative surface topography results.

The surface roughness of the as-fabricated thin-walled specimens was assessed, as illustrated in Fig. 3. Figure 3a shows the samples that were deposited post-fabrication. To get representative data, three sites (Positions 1–3) were chosen along the longitudinal axis of each deposition track, as illustrated in Fig. 3b, to address potential surface heterogeneity. Surface topography was analyzed with a non-contact 3D optical profilometer (Zygo ZeGage Pro HR), which employs white-light interferometry for high-resolution surface mapping. Figure 3c illustrates a representative surface topography together with the associated roughness profile derived from one of the measured locations. The arithmetic mean of the three measurements for each sample was documented as the final roughness value in Table 3.

Table 2. Process parameters and their levels used

Variable	**Lever**			
	1	**2**	**3**	**4**
Laser Power (W)	220	230	240	250
Scan Speed (mm/s)	6	7	8	9
Powder Feed (g/min)	12	14	16	18

3. Results and discussion

Figure 4 illustrates that $W_s$markedly declines as the laser power increases from 220 W to 250 W. This reduction in surface waviness is primarily attributed to the higher thermal energy input, which stabilizes melt-pool dynamics, improves wetting behavior, and promotes sufficient surface reflow before solidification . Consequently, the deposited tracks exhibit a more refined and uniform surface morphology[4,16]. In contrast, increasing the scanning speed from 6 mm/s to 9 mm/s results in a substantial rise in W_s. This behavior is mainly associated with the

reduction in linear energy density (P/V)at higher scanning velocities [16,17], which shortens the laser–material interaction time and leads to incomplete melting and greater melt-pool instability. As a result, surface irregularities become more pronounced. A similar increasing trend is observed with powder feed rate. As Fincreases from 12 g/min to 18 g/min, $W_s$progressively rises because the higher material supply exceeds the available thermal energy within the melt pool. Under such conditions, the injected particles cannot be fully melted, thereby causing powder accumulation and uneven bead boundaries [7].

Table 3. Experimental results of surface roughness

Runs	P (W)	S (mm/s)	F (mg/s)	Ws (μm)			
				1	2	3	Average
1	220	6	12	28	29	29	28.67
2	220	7	14	35	34	34	34.33
3	220	8	16	39	38	40	39.00
4	220	9	18	45	39	37	40.33
5	230	6	14	25	27	29	27.00
6	230	7	12	28	29	28	28.33
7	230	8	18	39	41	39	39.67
8	230	9	16	41	39	38	39.33
9	240	6	16	26	20	24	23.33
10	240	7	18	29	28	31	29.33
11	240	8	12	27	26	25	26.00
12	240	9	14	31	32	29	30.67
13	250	6	18	21	20	22	21.00
14	250	7	16	23	24	24	23.67
15	250	8	14	26	26	25	25.67
16	250	9	12	28	31	29	29.33

The interaction diagrams provide a visual representation of the coupled effects of the process parameters on surface waviness (W_s). The distinctly non-parallel trends suggest notable interaction tendencies, particularly between scanning speed and powder feed rate. Specifically, at higher scanning speeds, an increase in powder feed rate causes a more pronounced rise in W_s. This synergistic deterioration is mainly attributed to an imbalance between energy input and material supply: a higher powder feed introduces more material into the melt region, while the increased scanning speed reduces both the effective interaction time and the linear energy density [2]. Under these conditions, the powder stream can further attenuate the incident laser energy, limiting the thermal energy available for complete particle melting [15, 18]. As a result, partially melted or unmelted particles may enter a shallow and insufficiently heated melt pool, thereby disturbing melt-pool flow and stability. This restricted melting and reduced melt-pool stability ultimately lead to a more irregular and wavy surface morphology.

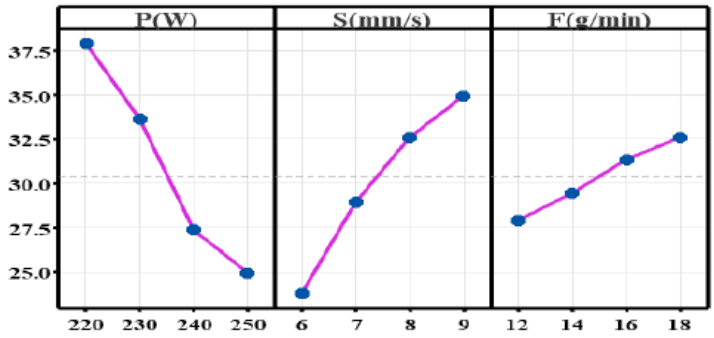


Fig 4. Main effect of process parameters on Ws

The linear ANOVA results demonstrate that laser power exerts the strongest influence on surface waviness, accounting for 48.7%, of the total variance. This finding is consistent with previous studies, which identify thermal energy input as the primary factor governing melt-pool stability and surface smoothing [16]. Scanning speed and powder feed rate were the next most influential factors, contributing 37.2% and 7.9% of the total variance, respectively. Furthermore, the regression model exhibited a highly significant F-value of 61.15, $p < 0.0001$), confirming its statistical adequacy for describing the relationship between the process parameters and surface waviness [12], [19].

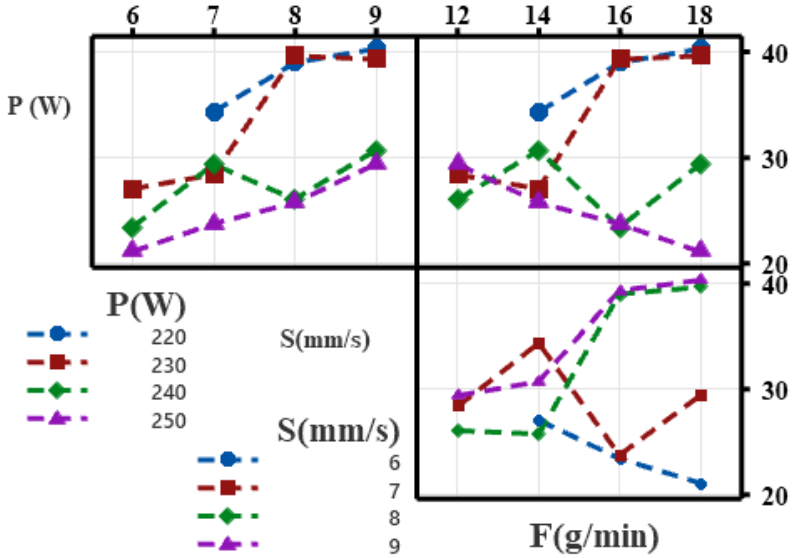


Fig 5. Interaction Plot for Ws

Table 4. ANOVA result

Source	Sum of Squares	Contribution	DF	Mean Square	F-value	p-value	Note
Model	563.37	93.86	3	187.79	61.15	< 0.0001	significant
A-Power	292.54	48.74	1	292.54	95.26	< 0.0001	
B-Scan	223.31	37.21	1	223.31	72.72	< 0.0001	
C-Feedrate	47.52	7.91	1	47.52	15.48	0.002	
Residual	36.85	6.14	12	3.07			
Cor Total	600.22	100	15				

4. Conclusions

This study systematically examined the influence of critical process parameters on the waviness surface (Ws) of SS316L thin-walled structures produced via DLMD, employing a Taguchi L16 experimental design and statistical modeling methodology. The principal conclusions are encapsulated as follows:

The laser power significantly affects waviness surface, accounting for 48.7% of the total variation, followed by scanning speed at 37.2% and powder feed rate at 7.9%. Elevating laser power markedly diminishes waviness surface owing to augmented melt pool stability and enhanced surface reflow characteristics. Conversely, augmenting scanning speed leads to elevated roughness due to diminished effective energy density and abbreviated laser–material interaction duration. The powder feed rate exerts a moderate effect, especially in scenarios with inadequate thermal input, leading to potential partial melting. These findings affirm that surface morphology in DLMD is predominantly influenced by the equilibrium between thermal energy input and material availability, which directly impacts melt pool dynamics and solidification characteristics.

Future investigations should include supplementary process factors such as laser spot diameter, shielding gas flow rate, and stand-off distance. Furthermore, extensive investigations into the width characteristics of thin walls, microstructural development, and mechanical properties of SS316L thin-walled components would yield a more profound understanding of the correlation between processing conditions and structural performance.

References

[1] M. Srivastava, S. Rathee, S. Maheshwari, and T. K. Kundra, “Additive Manufacturing; Fundamentals and Advancements.”

[2] A. Dass and A. Moridi, “State of the art in directed energy deposition: From additive manufacturing to materials design,” 2019, *MDPI AG*. doi: 10.3390/COATINGS9070418.

[3] A. J. Pinkerton and L. Li, “The development of temperature eelds and powder row during laser direct metal deposition wall growth,” 2015.

[4] K. Doan Tat, V. T. Le, and N. Duong Van, “Prediction models and multi-objective optimization of the single deposited tracks in laser direct metal deposition of 316L stainless steel,” *Manuf. Rev. (Les. Ulis).*, vol. 11, 2024, doi: 10.1051/mfreview/2024012.

[5] T. DebRoy *et al.*, “Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties,” Mar. 01, 2018, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.pmatsci.2017.10.001.

[6] P. Y. Lin, F. C. Shen, K. T. Wu, S. J. Hwang, and H. H. Lee, “Process optimization for directed energy deposition of SS316L components,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 111, no. 5–6, pp. 1387–1400, Nov. 2020, doi: 10.1007/s00170-020-06113-z.

[7] D. Boisselier and S. Sankaré, “Influence of Powder Characteristics in Laser Direct Metal Deposition of SS316L for Metallic Parts Manufacturing,” in *Physics Procedia*, Elsevier B.V., 2012, pp. 455–463. doi: 10.1016/j.phpro.2012.10.061.

[8] X. Tong, C. Lu, Z. Huang, C. Zhang, and F. Chen, “Microstructures and mechanical properties of crack-free 316L stainless steel and Inconel 625 joint by using Laser Engineered Net Shaping,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 155, Nov. 2022, doi: 10.1016/j.optlastec.2022.108357.

[9] M. Ziętala *et al.*, “The microstructure, mechanical properties and corrosion resistance of 316 L stainless steel fabricated using laser engineered net shaping,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 677, pp. 1–10, Nov. 2016, doi: 10.1016/j.msea.2016.09.028.

[10] I. Yadroitsev and I. Smurov, “Surface morphology in selective laser melting of metal powders,” *Phys. Procedia*, vol. 12, no. PART 1, pp. 264–270, 2011, doi: 10.1016/j.phpro.2011.03.034.

[11] D. N. Aqilah, A. K. Mohd Sayuti, Y. Farazila, D. Y. Suleiman, M. A. Nor Amirah, and W. B. Wan Nur Izzati, “Effects of process parameters on the surface roughness of stainless steel 316L parts

produced by selective laser melting," *J. Test. Eval.*, vol. 46, no. 4, pp. 1673–1683, Mar. 2018, doi: 10.1520/JTE20170140.

[12] G. Piscopo, A. Salmi, and E. Atzeni, "Influence of High-Productivity Process Parameters on the Surface Quality and Residual Stress State of AISI 316L Components Produced by Directed Energy Deposition," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 30, no. 9, pp. 6691–6702, Sep. 2021, doi: 10.1007/s11665-021-05954-3.

[13] P. Pant, D. Chatterjee, S. K. Samanta, T. Nandi, and A. K. Lohar, "A bottom-up approach to experimentally investigate the deposition of austenitic stainless steel in laser direct metal deposition system," *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 42, no. 2, Feb. 2020, doi: 10.1007/s40430-019-2166-0.

[14] D. Jafari, T. H. J. Vaneker, and I. Gibson, "Wire and arc additive manufacturing: Opportunities and challenges to control the quality and accuracy of manufactured parts," *Mater. Des.*, vol. 202, Apr. 2021, doi: 10.1016/j.matdes.2021.109471.

[15] G. Piscopo, E. Atzeni, A. Saboori, and A. Salmi, "An Overview of the Process Mechanisms in the Laser Powder Directed Energy Deposition," Jan. 01, 2023, *MDPI*. doi: 10.3390/app13010117.

[16] Bhaskar. Dutta, Sudarsanam. Babu, and Bradley. Jared, *Fundamentals of Laser Powder Bed Fusion of Metals*. Elsevier, 2019.

[17] H. Fang, G. Dong, H. Wu, H. Ge, J. Yao, and C. Panwisawas, "Modelling and simulation of solute segregation and eutectic phase precipitation during laser directed energy deposition of precipitation-strengthened Ni-based superalloys," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 350, Apr. 2026, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2026.119251.

[18] Z. Li *et al.*, "High deposition rate powder- and wire-based laser directed energy deposition of metallic materials: A review," Oct. 01, 2022, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2022.103942.

[19] M. Gharbi *et al.*, "Influence of various process conditions on surface finishes induced by the direct metal deposition laser technique on a Ti-6Al-4V alloy," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 213, no. 5, pp. 791–800, 2013, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2012.11.015.

Ảnh hưởng của thông số công nghệ đến độ sóng bề mặt thành mỏng SS316L chế tạo bằng DLMD

Tóm tắt: *Công nghệ bồi đắp kim loại bằng laser trực tiếp (DLMD) là một phương pháp sản xuất bồi đắp tiên tiến cho các chi tiết kim loại thành mỏng. Trong đó, độ gợn sóng bề mặt là chỉ tiêu quan trọng phản ánh chất lượng hình học, vì nó ảnh hưởng trực tiếp đến sai lệch kích thước, độ ổn định bồi đắp, cũng như lượng dư gia công và thời gian hậu xử lý. Nghiên cứu này khảo sát ảnh hưởng của công suất laser (P), tốc độ quét (S) và lưu lượng cấp bột (F) đến độ gợn sóng bề mặt (Ws) của thành mỏng SS316L bằng thiết kế thí nghiệm Taguchi L16 kết hợp phân tích ANOVA. Kết quả cho thấy công suất laser là yếu tố chi phối mạnh nhất, đóng góp 48,7% tổng biến thiên của Ws, tiếp theo là tốc độ quét (37,2%) và lưu lượng cấp bột (7,9%); cả ba thông số đều có ý nghĩa thống kê ($p < 0,0001$). Việc tăng công suất laser giúp ổn định vũng chảy và cải thiện độ đồng đều lớp đắp, từ đó làm giảm độ gợn sóng, trong khi tốc độ quét quá cao làm giảm đầu vào nhiệt hiệu dụng và tăng mất ổn định bồi đắp. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở cho việc lựa chọn thông số công nghệ nhằm nâng cao độ ổn định và chất lượng hình học của cấu trúc thành mỏng chế tạo bằng DLMD.*

Keywords: Công nghệ Direct Laser Metal Deposition, Sóng bề mặt, Thông số công nghệ, SS316L

Cơ sở lý thuyết gia công tia lửa điện có trộn bột

Vũ Trường Sơn[1,2,*], Lê Văn Tạo[2], Nguyễn Trung Thành[2], Hà Trung Tự[3]

[1]Viện Vũ khí, Tổng cục Công nghiệp quốc phòng

[2]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3]Viện Công nghệ, Tổng cục Công nghiệp quốc phòng

Email: truongson@lqdtu.edu.vn;Tel: 0986743862

Tóm tắt

Bài báo trình bày cơ sở lý thuyết của công nghệ gia công tia lửa điện có trộn bột (Powder Mixed Electrical Discharge Machining - PMEDM), trong đó các hạt bột dẫn điện hoặc bán dẫn được bổ sung vào dung dịch điện môi nhằm cải thiện đặc tính phóng điện và chất lượng bề mặt gia công. Cơ chế phóng điện trong PMEDM được phân tích trên cơ sở sự biến đổi điện trường trong khe hở gia công; vai trò của hạt bột trong việc làm giảm điện áp đánh thủng, mở rộng kênh plasma và phân bố đều năng lượng tia lửa. Bài báo đồng thời làm rõ các hiện tượng vật lý chủ yếu trong vùng gia công như truyền nhiệt không ổn định, nóng chảy - bay hơi vật liệu, động lực học kênh plasma và quá trình cuốn trôi vật liệu bóc tách. Trên cơ sở đó, ảnh hưởng của các thông số công nghệ đặc trưng (loại bột, kích thước - nồng độ bột, chế độ phóng điện và đặc tính điện môi) đến tốc độ bóc tách vật liệu, độ nhám bề mặt và mức độ mòn điện cực được thảo luận. Các phân tích cho thấy PMEDM có tiềm năng nâng cao hiệu quả gia công, cải thiện độ ổn định phóng điện và chất lượng bề mặt so với EDM truyền thống, qua đó làm cơ sở cho việc tối ưu hóa thông số và phát triển các nghiên cứu thực nghiệm - mô hình hóa nâng cao trong tương lai.

Từ khóa: *PMEDM; EDM; phóng điện plasma; điện môi có hạt; truyền nhiệt; bóc tách vật liệu; độ nhám; mòn điện cực.*

1. Giới thiệu

Gia công tia lửa điện (Electrical Discharge Machining - EDM) là phương pháp gia công không truyền thống dựa trên sự bóc tách vật liệu nhờ năng lượng nhiệt sinh ra từ chuỗi xung phóng điện giữa điện cực - phôi trong môi trường điện môi. EDM đặc biệt phù hợp với vật liệu khó gia công (siêu hợp kim, thép tôi, hợp kim titan, vật liệu có độ bền cao) và chi tiết có hình dạng phức tạp. Tuy nhiên, EDM truyền thống thường gặp các hạn chế như: độ ổn định phóng điện chưa cao (ngắn mạch/đứt mạch), độ nhám bề mặt lớn, lớp tái đông đặc dày và mòn điện cực đáng kể.

PMEDM (EDM có trộn bột) là một hướng cải tiến quan trọng: các hạt bột dẫn điện/bán dẫn (ví dụ Al, Cu, Si, SiC, graphite, Ag nano…) được phân tán trong điện môi. Trường điện trong khe hở gia công khi có hạt bột bị biến dạng, phát sinh các cơ chế như phân cực hạt, hình thành chuỗi hạt (chain formation), hiệu ứng cầu nối điện (bridging) và tăng mật độ hạt mang điện. Nhờ đó, quá trình đánh thủng điện môi xảy ra ở điện áp thấp hơn, kênh plasma có xu hướng mở rộng và năng lượng xung được phân tán đều hơn trên bề mặt, từ đó cải thiện đáng kể chất lượng bề mặt và tính ổn định gia công.

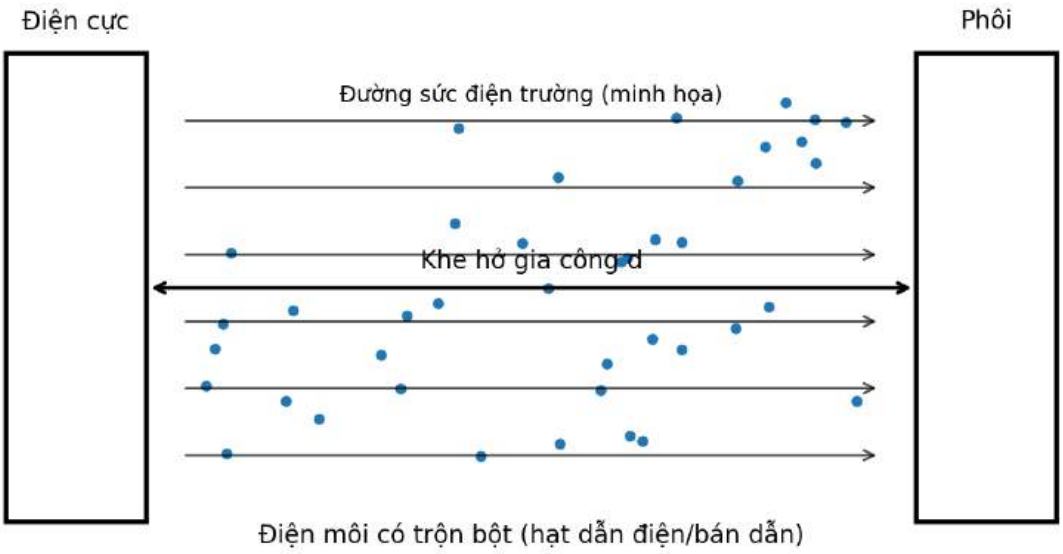
Trong những năm gần đây, gia công tia lửa điện có trộn bột (Powder Mixed Electrical Discharge Machining - PMEDM) đã nhận được sự quan tâm đáng kể nhờ khả năng cải thiện đồng thời hiệu suất bóc tách vật liệu và tính toàn vẹn bề mặt khi gia công các vật liệu khó cắt. Trong một tổng quan hệ thống, Mayank S. Joshi và cộng sự [1] đã phân tích toàn diện các cơ chế ảnh hưởng của hạt bột đến quá trình phóng điện, chỉ ra rằng sự hiện diện của các hạt dẫn điện hoặc bán dẫn trong điện môi có thể làm giảm điện áp đánh thủng, mở rộng khe hở phóng điện và nâng cao độ ổn định của chuỗi xung. Ở hướng tối ưu hóa tham số, Hardeep Kumar Kansal và cộng sự [2] đã áp

dụng phương pháp bề mặt đáp ứng để đánh giá ảnh hưởng của nồng độ bột graphite đến tốc độ bóc tách vật liệu và độ nhám bề mặt, qua đó chứng minh sự tồn tại của một giá trị nồng độ tối ưu nhằm cân bằng giữa năng suất gia công và chất lượng bề mặt.

Bên cạnh các nghiên cứu thực nghiệm truyền thống, xu hướng gần đây tập trung vào việc định lượng hóa phân bố năng lượng phóng điện và cơ chế truyền nhiệt trong PMEDM. Một nghiên cứu đăng trên CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology (2024) [3] đã xây dựng mô hình kết hợp số - thực nghiệm để xác định hệ số phân bố năng lượng giữa phôi và điện cực theo các thông số xung và nồng độ bột, tạo cơ sở cho việc hiệu chỉnh các mô hình nguồn nhiệt trong EDM cải tiến. Ở hướng ứng dụng vật liệu cụ thể, Ahmed Mohamed El-Sayed và cộng sự [4] đã chứng minh rằng việc trộn bột SiC vào điện môi khi gia công hợp kim magnesium WE-43 có thể làm giảm độ nhám bề mặt và chiều dày lớp tái đông đặc nhờ sự phân tán năng lượng phóng điện. Tương tự, Muhammad Awais Khan và cộng sự [5] khi nghiên cứu PMEDM với graphite powder trên hợp kim nickel-chromium đã ghi nhận sự gia tăng tốc độ bóc tách vật liệu đồng thời giảm mòn điện cực, củng cố giả thuyết về vai trò của cơ chế cầu nối hạt (particle bridging) trong việc ổn định kênh plasma. Các nghiên cứu của Lê Văn Tạo và cộng sự [6], [7], [8] tập trung làm rõ ảnh hưởng của các thông số công nghệ trong gia công PMEDM đến chất lượng bề mặt và đặc tính luyện kim của thép hợp kim. Cụ thể, [6] chỉ ra sự khác biệt rõ rệt về lớp tái đông đặc và độ nhám khi vật liệu ở các trạng thái xử lý nhiệt khác nhau; [7] cho thấy các thông số như cường độ dòng điện và thời gian xung ảnh hưởng đáng kể đến độ nhám bề mặt của thép SKD61, đồng thời trạng thái nhiệt luyện làm thay đổi đáp ứng gia công; trong khi [8] khẳng định năng lượng phóng điện là yếu tố chi phối chính đến hình thái và tính chất bề mặt. Nhìn chung, các thông số phóng điện đóng vai trò quyết định, còn xử lý nhiệt và bổ sung bột giúp cải thiện và điều chỉnh chất lượng bề mặt trong quá trình PMEDM.

Mặc dù những kết quả trên cho thấy tiềm năng rõ rệt của PMEDM, các phân tích lý thuyết về biến đổi điện trường, động lực học kênh plasma và cơ chế truyền nhiệt - bóc tách vật liệu vẫn còn rời rạc trong các công trình riêng lẻ. Do đó, việc hệ thống hóa cơ sở lý thuyết của PMEDM trên nền tảng các nghiên cứu gần đây là cần thiết nhằm kết nối kết quả thực nghiệm với mô hình hóa đa trường và tối ưu hóa thông số công nghệ. Mục tiêu của bài báo là hệ thống hóa cơ sở lý thuyết của PMEDM theo các lớp hiện tượng vật lý (điện trường - plasma - nhiệt - thủy động lực), đồng thời phân tích ảnh hưởng của tham số công nghệ đến các chỉ tiêu đầu ra quan trọng như tốc độ bóc tách vật liệu (MRR), độ nhám bề mặt (Ra) và mòn điện cực (TWR).

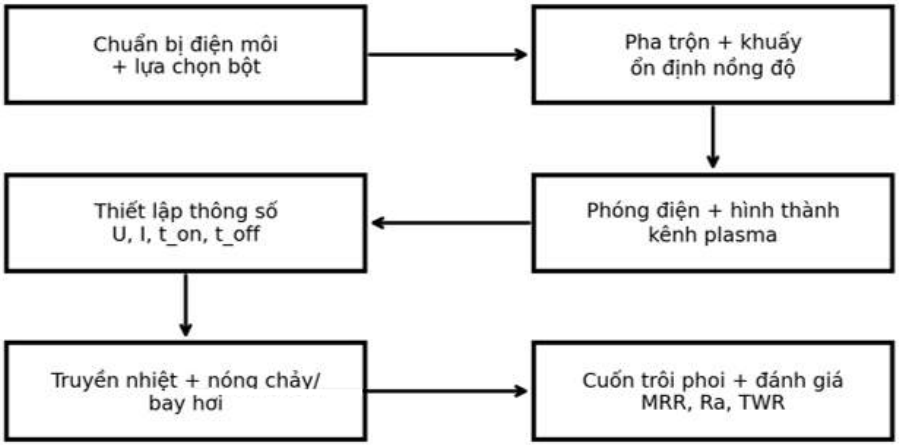
Hình 1 minh họa khe hở gia công trong PMEDM với các hạt bột phân tán và đường sức điện trường dạng khái quát.



Hình 1. Sơ đồ minh họa khe hở gia công trong PMEDM (điện môi có trộn bột).

2. Nguyên lý phóng điện trong PMEDM

Một chu kỳ phóng điện trong EDM/PMEDM thường gồm: (i) giai đoạn tích điện của khe hở (tăng điện trường), (ii) giai đoạn đánh thủng điện môi (breakdown) và hình thành kênh plasma, (iii) giai đoạn duy trì phóng điện (xung mở) làm nóng chảy/bay hơi vật liệu, (iv) giai đoạn tắt xung và tái thiết lập điện môi (xung nghỉ) kết hợp cuốn trôi phoi. Trong PMEDM, sự tham gia của hạt bột làm thay đổi mạnh mẽ giai đoạn (ii) và (iii), quyết định sự khác biệt về MRR và chất lượng bề mặt [1].



Hình 2. Sơ đồ khái quát chu trình PMEDM và các đại lượng đánh giá.

2.1. Mô hình điện trường và điều kiện đánh thủng

Trong cách tiếp cận bậc nhất, điện trường trung bình trong khe hở có thể xấp xỉ theo tỉ số giữa điện áp đặt vào và khe hở gia công. Tuy nhiên, khi có hạt bột phân tán, điện trường cục bộ tại vùng lân cận hạt tăng lên do phân cực và tập trung trường (field enhancement), làm xuất hiện các điểm dễ đánh thủng hơn. Điều này dẫn đến điện áp đánh thủng giảm so với EDM truyền thống [1].

$$E = U/d \quad (1)$$

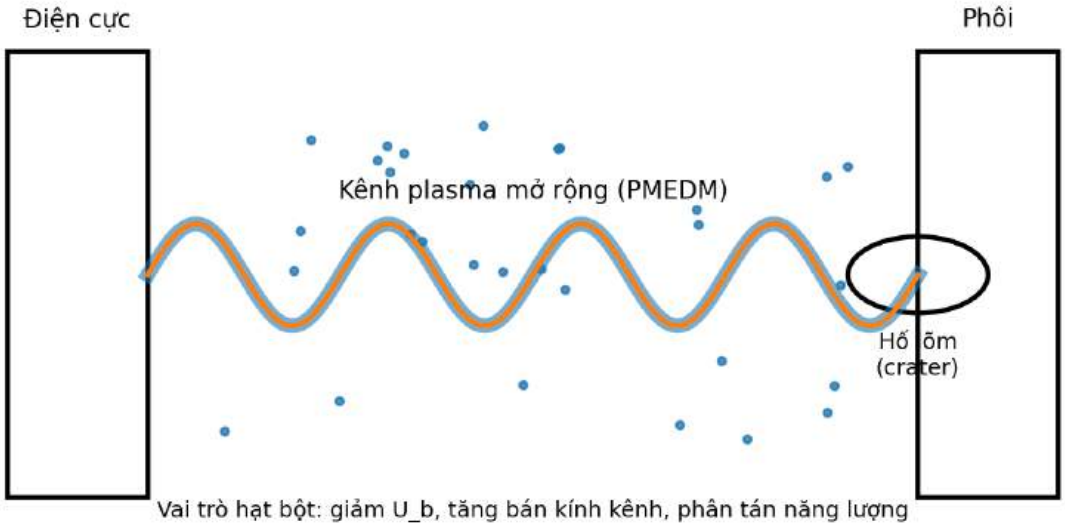
Trong đó E là cường độ điện trường trung bình, U là điện áp, d là khe hở gia công. Ở PMEDM, điện áp đánh thủng U_b có thể xem như một hàm của tính chất điện môi, đặc trưng hạt bột và trạng thái khe hở [9], [10]:

$$U_b = f\left(\varepsilon_m, \sigma_p, C_p, d, T, v_f\right) \quad (2)$$

với ε_m là hằng số điện môi của môi trường, σ_p là độ dẫn điện hiệu dụng của hạt, C_p là nồng độ bột; T và v_f lần lượt là nhiệt độ và trạng thái dòng chảy điện môi. Trên thực tế, khi C_p tăng tới một ngưỡng tối ưu, U_b giảm và tần suất phóng điện tăng; nhưng nếu C_p quá cao có thể xuất hiện ngắn mạch vi mô và giảm ổn định quá trình.

2.2. Cơ chế chuỗi hạt và mở rộng kênh plasma

Dưới điện trường ngoài, hạt bột có xu hướng phân cực và chuyển động theo lực điện di/điện trường không đều. Các hạt có thể sắp xếp thành chuỗi (chain formation), tạo thành các đường dẫn dẫn điện cục bộ, làm tăng xác suất đánh thủng. Khi kênh plasma hình thành, sự tồn tại của hạt và mật độ ion/điện tử tăng làm kênh có xu hướng mở rộng, giảm mật độ năng lượng tập trung lên một điểm. Về mặt hình học, có thể diễn giải rằng bán kính kênh plasma r_p tăng so với EDM, dẫn đến hố lõm rộng hơn nhưng nông hơn, từ đó giảm độ nhám [11].



Hình 3. Minh họa hình thành kênh plasma mở rộng và hố lõm trong PMEDM.

3. Truyền nhiệt - nóng chảy/bay hơi và cơ chế bóc tách

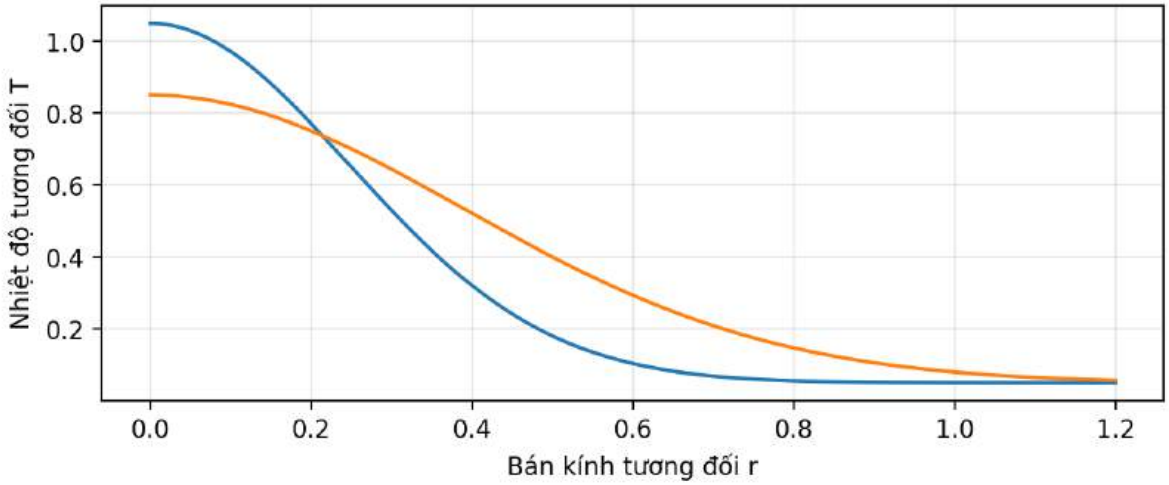
Bóc tách vật liệu trong EDM/PMEDM về bản chất là quá trình nhiệt không ổn định trong miền rất nhỏ (vài micromet đến vài chục micromet) với tốc độ gia nhiệt cực cao. Nguồn nhiệt tập trung tại vùng tiếp xúc giữa kênh plasma và bề mặt phôi. Mô hình truyền nhiệt thường được xây dựng dựa trên phương trình Fourier với nguồn nhiệt phân bố theo bán kính kênh plasma [12], [9], [10].

$$\rho\, c\, \partial T/\partial t \;=\; k\, \nabla^2 T \;+\; Q(r,t) \quad (3)$$

trong đó ρ là khối lượng riêng, c là nhiệt dung riêng, k là hệ số dẫn nhiệt. $Q(r,t)$ là mật độ nguồn nhiệt do kênh plasma gây ra; một giả thiết hay dùng là phân bố Gaussian theo bán kính r. Nhiệt độ

tăng vượt qua nhiệt độ nóng chảy T_m và nhiệt độ bay hơi T_v sẽ tạo các pha nóng chảy và bay hơi. Sau khi tắt xung, điện môi tràn vào vùng gia công tạo sốc nhiệt và cuốn trôi vật liệu nóng chảy/bốc hơi.

Trong PMEDM, do kênh plasma có xu hướng mở rộng, mật độ nguồn nhiệt cục bộ giảm; vì vậy tỷ lệ bay hơi có thể giảm trong khi tỷ lệ nóng chảy tăng, góp phần làm giảm vi nứt nhiệt và giảm bề dày lớp tái đông đặc. Hình 4 minh họa định tính sự khác biệt phân bố nhiệt theo bán kính giữa EDM và PMEDM.



Hình 4. Minh họa phân bố nhiệt: EDM (tập trung) và PMEDM (phân tán hơn).

3.1. Năng lượng xung và hiệu suất bóc tách

Năng lượng điện cung cấp trong một xung phóng điện thường được ước tính theo tích của điện áp, dòng và thời gian xung mở. Một phần năng lượng truyền vào phôi, phần còn lại truyền vào điện cực và điện môi; hệ số phân bố phụ thuộc vào chế độ phóng điện, vật liệu và trạng thái kênh plasma [3].

$$W_p \approx U \cdot I \cdot Ton \tag{4}$$

Hiệu suất bóc tách vật liệu có thể liên hệ với năng lượng hữu ích truyền vào phôi $W_w = \eta_w W_p$, trong đó η_w là hệ số hiệu dụng. Với PMEDM, nhiều nghiên cứu thực nghiệm ghi nhận η_w và tính ổn định phóng điện tăng nhờ giảm ngắn mạch và phân tán năng lượng, dẫn đến MRR có thể tăng trong khi Ra và TWR có xu hướng giảm (phụ thuộc vật liệu và loại bột).

4. Ảnh hưởng các thông số công nghệ đặc trưng

4.1. Loại bột và cơ chế tác động

Loại bột quyết định cơ chế điện - nhiệt - hóa trong vùng gia công. Có thể phân nhóm theo tính chất [1]:

- Bột kim loại (Al, Cu, Ag, Ni…): tăng độ dẫn điện hiệu dụng, giảm U_b, tăng tần suất phóng điện, thường giúp tăng MRR và cải thiện độ bóng bề mặt.

- Bột carbon/graphite: tăng ổn định phóng điện, có thể giảm mòn điện cực do hình thành lớp carbon mỏng.

- Bột gốm/bán dẫn (SiC, Al2O3, TiC…): tăng tính ổn định và có thể tạo lớp bề mặt cải thiện độ cứng/kháng mài mòn (tùy điều kiện).

- Bột nano: tăng diện tích bề mặt tương tác, hiệu ứng mạnh ở nồng độ thấp nhưng dễ kết tụ, cần khuấy/siêu âm để duy trì phân tán.

4.2. Kích thước hạt và nồng độ bột

Kích thước hạt ảnh hưởng đến khả năng phân cực, vận chuyển và hình thành chuỗi hạt. Hạt nhỏ thường tạo phân bố điện trường đều hơn, giúp giảm khuyết tật bề mặt; nhưng cũng dễ kết tụ. Nồng độ bột C_p tồn tại tối ưu: ở vùng nồng độ thấp, số hạt tham gia chưa đủ để làm biến dạng trường rõ rệt; ở vùng quá cao, khe hở có thể xuất hiện cầu nối liên tục gây ngắn mạch và giảm ổn định.

4.3. Chế độ phóng điện (U, I, Ton, Toff) và đặc tính điện môi

Dòng phóng điện *I* và thời gian xung mở *Ton* quyết định năng lượng mỗi xung, ảnh hưởng trực tiếp đến MRR và độ nhám. Khoảng nghỉ *Toff* cần đủ để điện môi hồi phục, cuốn trôi phoi và tránh phóng điện liên tục. Độ nhớt, khả năng làm mát và mức độ nhiễm bẩn của điện môi ảnh hưởng đến sự ổn định của kênh plasma và khả năng cuốn trôi.

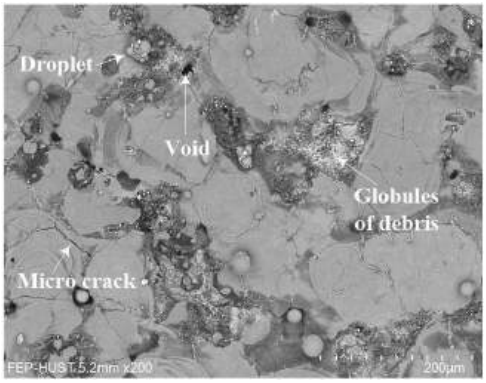
5. So sánh lý thuyết PMEDM và EDM truyền thống

Bảng 1 so sánh lý thuyết giữa hai phương pháp PMEDM và EDM truyền thống [1].

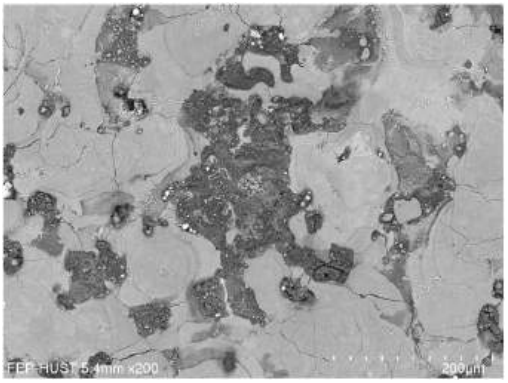
Bảng 1. So sánh lý thuyết giữa hai phương pháp PMEDM và EDM truyền thống

Tiêu chí	EDM truyền thống	PMEDM
Điện áp đánh thủng	Tương đối cao	Giảm nhờ hạt bột và chuỗi hạt
Phân bố năng lượng	Tập trung	Phân tán đều hơn trên bề mặt
Ổn định phóng điện	Dễ ngắn mạch/đứt mạch	Cải thiện, tần suất xung hiệu quả tăng
Độ nhám bề mặt (Ra)	Thường lớn hơn	Giảm (tùy loại bột và chế độ)
Mòn điện cực (TWR)	Có thể cao	Xu hướng giảm trong nhiều trường hợp
Lớp tái đông đặc	Dày hơn, dễ vi nứt	Mỏng hơn, ít khuyết tật hơn (định tính)

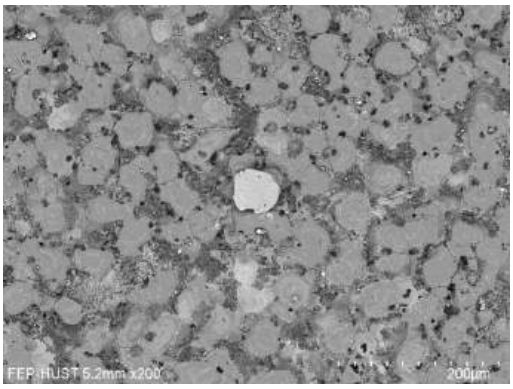
Một ví dụ về gia công mẫu Titan với 2 phương pháp EDM và PMEDM, quan sát ảnh SEM ở Hình 5 cho thấy ở chế độ năng lượng cao, cả EDM và PMEDM đều tạo ra các hố phóng điện lớn và bề mặt thô do năng lượng xung lớn, tuy nhiên PMEDM xuất hiện nhiều khuyết tật hơn như vi nứt, lỗ rỗng và các giọt kim loại tái đông đặc, trong khi EDM có bề mặt tương đối đồng đều hơn; ngược lại, ở năng lượng thấp, chất lượng bề mặt được cải thiện rõ rệt, trong đó EDM tạo các hố nhỏ nhưng phân bố chưa thật đều, còn PMEDM cho bề mặt mịn hơn, các hố nhỏ và phân bố đồng đều hơn nhờ sự ổn định kênh plasma của các hạt bột, qua đó cho thấy PMEDM vượt trội hơn EDM trong việc nâng cao chất lượng bề mặt ở chế độ năng lượng thấp.



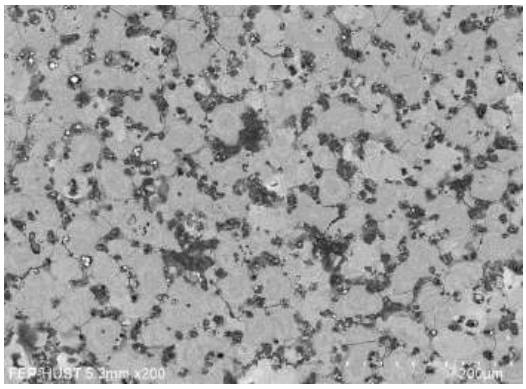
a) PMEDM, dòng năng lượng cao



b) EDM, dòng năng lượng cao



c) EDM, dòng năng lượng thấp



d) PMEDM, dòng năng lượng thấp

Hình 5. Ảnh SEM so sánh hình thái bề mặt gia công bằng EDM và PMEDM ở các mức năng lượng khác nhau.

6. Định hướng mô hình hóa nâng cao và tối ưu hóa

Từ cơ sở lý thuyết nêu trên, các hướng phát triển mô hình hóa PMEDM có thể gồm: (i) mô hình đa trường điện - nhiệt - dòng chảy có xét pha, (ii) mô hình kênh plasma theo cơ học chất lỏng từ hóa (MHD) hoặc mô hình thực nghiệm hiệu chỉnh, (iii) mô hình vận chuyển - kết tụ hạt (population balance), (iv) tối ưu hóa thông số bằng thiết kế thí nghiệm (DOE/RSM) kết hợp học máy (Gaussian process, ANN) để dự đoán đồng thời MRR-Ra-TWR [2]. Các mô hình này giúp chuyển từ điều chỉnh kinh nghiệm sang thiết kế quy trình dựa trên mô hình, giảm số lượng thí nghiệm và tăng độ tin cậy khi mở rộng quy mô [13].

Trên cơ sở đó, PMEDM cho thấy tiềm năng ứng dụng rất lớn trong lĩnh vực y sinh. Nhờ khả năng tạo lớp bề mặt chức năng với độ nhám và thành phần hóa học có thể được điều khiển, PMEDM có thể được sử dụng để chế tạo và cải thiện bề mặt các vật liệu cấy ghép như titanium và hợp kim Ti-6Al-4V, giúp tăng khả năng tương thích sinh học, thúc đẩy sự bám dính và phát triển của tế bào xương. Việc bổ sung các hạt nano (như Ag, TiO_2, HA) vào điện môi còn cho phép tạo các lớp phủ có tính kháng khuẩn, chống ăn mòn và tăng độ bền mỏi của implant. Ngoài ra, PMEDM cũng có thể ứng dụng trong chế tạo các vi cấu trúc bề mặt (micro/nano-texturing) nhằm điều chỉnh tính ưa nước, giảm ma sát và tối ưu hóa tương tác sinh học. Khi kết hợp với các mô hình tối ưu hóa và học máy, công nghệ này có thể hướng tới thiết kế bề mặt implant "thông minh", cá thể hóa theo yêu cầu lâm sàng, mở ra triển vọng lớn trong phẫu thuật chỉnh hình, nha khoa và kỹ thuật mô.

7. Kết luận

Bài báo đã phân tích chi tiết cơ sở lý thuyết của PMEDM theo chuỗi hiện tượng: biến đổi điện trường - điều kiện đánh thủng - động lực học kênh plasma - truyền nhiệt - nóng chảy/bay hơi - cuốn trôi vật liệu. Vai trò của hạt bột được làm rõ ở các cơ chế giảm điện áp đánh thủng, mở rộng kênh plasma và phân tán năng lượng, từ đó cải thiện độ ổn định phóng điện và chất lượng bề mặt so với EDM truyền thống. Kết quả tổng quan này cung cấp nền tảng cho tối ưu hóa tham số công nghệ và phát triển các mô hình mô phỏng - thực nghiệm nâng cao trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

[1] A. Y. Joshi and A. Y. Joshi, "A systematic review on powder mixed electrical discharge machining," *Heliyon*, vol. 5, no. 12, 2019, doi: 10.1016/j.heliyon.2019.e02963.

[2] H. K. Kansal, S. Singh, and P. Kumar, "Parametric optimization of powder mixed electrical discharge machining by response surface methodology," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 169, no. 3, pp. 427–436, 2005, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2005.03.028.

[3] D. R. Sahu, A. Mandal, and R. Kumar, "Numerical and experimental investigation into the energy distribution in powder mixed EDM," *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 52, pp. 229–245, 2024, doi: 10.1016/j.cirpj.2024.05.008.

[4] S. A. Khan, M. Omer, M. U. Farooq, S. Anwar, and A. A. Adediran, "Effect of powder particle concentration, pulse duration, and pulse current on machined surface characterization produced via EDM of biocompatible WE-43Mg alloy," *Sci. Rep.*, vol. 15, no. 1, 2025, doi: 10.1038/s41598-025-10123-w.

[5] E. S. San *et al.*, "Parametric optimization of graphite powder-mixed electrical discharge machining of Ni-Cr dental alloy by response surface methodology," *Sci. Rep.*, vol. 15, no. 1, 2025, doi: 10.1038/s41598-025-32039-1.

[6] V. T. Le, "Novel perspectives on machining and surface metallurgical characteristics of X40CrMoV51 in two different heat-treated states with finishing-PMEDM operation," *Mater. Manuf. Process.*, vol. 40, no. 12, pp. 1599–1620, 2025, doi: 10.1080/10426914.2025.2535305.

[7] V. T. Le and H. Q. Nguyen, "Comparison of Influence of Main Process Parameters on Surface Roughness of Heated Treatment and Non-heated Treatment SKD61 Steels Processed by PMEDM Process," *Lect. Notes Mech. Eng.*, pp. 16–22, 2022, doi: 10.1007/978-3-030-99666-6_3.

[8] V. T. Le, "Influence of Processing Parameters on Surface Properties of SKD61 Steel Processed by Powder Mixed Electrical Discharge Machining," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 30, no. 4, pp. 3003–3023, 2021, doi: 10.1007/s11665-021-05584-9.

[9] Y. Zhang *et al.*, "A review of the current understanding and technology of powder mixed electrical discharge machining (PMEDM)," *2012 IEEE Int. Conf. Mechatronics Autom. ICMA 2012*, pp. 2240–2247, 2012, doi: 10.1109/ICMA.2012.6285692.

[10] M. Jawahar, C. Sridhar Reddy, and C. Srinivas, "A review of performance optimization and current research in PMEDM," *Mater. Today Proc.*, vol. 19, pp. 742–747, 2019, doi: 10.1016/j.matpr.2019.08.122.

[11] W. Natsu, M. Shimoyamada, and M. Kunieda, "Study on expansion process of EDM arc plasma," *JSME Int. Journal, Ser. C Mech. Syst. Mach. Elem. Manuf.*, vol. 49, no. 2, pp. 600–605, 2006, doi: 10.1299/jsmec.49.600.

[12] D. D. DiBitonto, P. T. Eubank, M. R. Patel, and M. A. Barrufet, "Theoretical models of the electrical discharge machining process. I. A simple cathode erosion model," *J. Appl. Phys.*, vol. 66, no. 9, pp. 4095–4103, 1989, doi: 10.1063/1.343994.

[13] S. Mohanty, A. Mishra, B. K. Nanda, and B. C. Routara, "Multi-objective parametric optimization of nano powder mixed electrical discharge machining of AlSiCp using response surface methodology and particle swarm optimization," *Alexandria Eng. J.*, vol. 57, no. 2, pp. 609–619, 2018, doi: 10.1016/j.aej.2017.02.006.

Theoretical basis of powder-mixed electrical discharge machining

Abstract: *This paper presents the theoretical basis of Powder Mixed Electrical Discharge Machining (PMEDM), in which conductive or semiconducting powder particles are added to a dielectric solution to improve discharge characteristics and surface finish. The discharge mechanism in PMEDM is analyzed based on the variation of the electric field in the machining gap; the role of powder particles in reducing breakdown voltage, expanding the plasma channel, and evenly distributing spark energy. The paper also clarifies the main physical phenomena in the machining area such as unsteady heat transfer, material melting and vaporization, plasma channel dynamics, and material removal processes. Based on this, the influence of characteristic technological parameters (powder type, powder size and concentration, discharge regime, and dielectric properties) on material removal rate, surface roughness, and electrode wear is discussed. Analyses show that PMEDM has the potential to improve machining efficiency, discharge stability, and surface quality compared to traditional EDM, thereby providing a basis for parameter optimization and the development of advanced experimental and modeling studies in the future.*

Keywords: PMEDM; EDM; plasma discharge; particulate dielectric; heat transfer; material removal; roughness; electrode wear.

Nghiên cứu ảnh hưởng của mấp mô bề mặt đến sự phân bố ứng suất và giới hạn bền mỏi của chi tiết cơ khí

Lê Đăng Nhàn [1], Bùi Việt Hùng [1], Bùi Mạnh Cường [2*]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: general.nhan@gmail.com; Tel:0963768553

Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày một mô hình mô phỏng số để đánh giá định lượng ảnh hưởng của hình thái mấp mô bề mặt đến sự phân bố ứng suất và giới hạn bền mỏi của chi tiết cơ khí. Đóng góp chính là việc xây dựng thành công mô hình phần tử hữu hạn (FEM) ba chiều chi tiết, có khả năng tái tạo chân thực địa hình bề mặt nhấp nhô dựa trên các tham số độ nhám (R_a). Mô hình ứng suất-biến dạng đàn hồi được thiết lập để phân tích sự tập trung ứng suất cục bộ tại các đỉnh và đáy của nhấp nhô bề mặt dưới tải trọng mỏi. Kết quả mô phỏng chỉ ra rằng, ngay cả với độ nhám trong phạm vi cho phép của gia công (R_a 1.6 - 6.3 μm), hệ số tập trung ứng suất (Kt) có thể tăng từ 1.1 đến 1.8, dẫn đến giảm giới hạn bền mỏi đến 11% so với bề mặt lý tưởng. Mô hình cho phép dự báo xu hướng suy giảm bền mỏi theo dạng hình học và hướng của vết nhám. Nghiên cứu cung cấp một công cụ mô phỏng hiệu quả, hỗ trợ đánh giá và tối ưu hóa thiết kế chi tiết ngay từ giai đoạn mô phỏng, trước khi chế tạo thực nghiệm.

Từ khóa: *Nhám bề mặt; Độ bền mỏi; Giới hạn bền mỏi; Phân bố ứng suất-biến dạng; Chi tiết chịu mỏi.*

1. Đặt vấn đề

Trong thiết kế, khai thác và bảo trì các hệ thống cơ khí hiện đại – đặc biệt trong các lĩnh vực đòi hỏi độ tin cậy khắt khe như hàng không vũ trụ, ô tô, năng lượng và công nghiệp quốc phòng – hiện tượng mỏi (fatigue) luôn được xem là một trong những nguyên nhân gây phá hủy phổ biến và nguy hiểm nhất [1-2]. Thống kê thực tế cho thấy, phần lớn các hư hỏng trong khai thác cơ khí đều xuất phát từ sự phá hủy do mỏi, chiếm tỷ lệ áp đảo từ 60% đến 90% tổng số các dạng sự cố cơ học [3-5]. Sự nguy hiểm của phá hủy mỏi nằm ở chỗ quá trình này diễn ra một cách âm thầm, các vết nứt tế vi khởi tạo và phát triển chậm dưới tác dụng của tải trọng chu kỳ (thậm chí khi ứng suất cực đại vẫn nằm dưới giới hạn chảy của vật liệu), và cuối cùng dẫn đến đứt gãy đột ngột mà không hề có dấu hiệu biến dạng dẻo báo trước [1-8].

Về mặt cơ chế vật lý, quá trình mỏi được chia làm ba giai đoạn chính: khởi tạo vết nứt (nucleation), phát triển vết nứt (propagation) và phá hủy hoàn toàn. Nghiên cứu vi mô từ nhiều thập kỷ qua đã khẳng định rằng, quá trình khởi tạo mầm nứt mỏi gần như luôn luôn bắt đầu từ bề mặt tự do của chi tiết [1, 6, 12, 13]. Nguyên nhân là do tại bề mặt, sự trượt dẻo chu kỳ (cyclic slip) ít bị cản trở hơn so với bên trong khối vật liệu, dẫn đến sự hình thành các dải trượt bền và tạo ra các đùn/lõm vi mô [1, 13].

Hơn thế nữa, bề mặt gia công thực tế của chi tiết máy không bao giờ phẳng tuyệt đối. Quá trình chế tạo (tiện, phay, mài, v.v.) luôn để lại những khuyết tật hình học vi mô như rãnh dao, vết xước, hay các điểm lồi lõm. Các mấp mô bề mặt này, xét về mặt cơ học, đóng vai trò như vô số các "rãnh khía vi mô". Khi chịu tải trọng thay đổi, chúng tạo ra hiện tượng tập trung ứng suất cục bộ, làm cho ứng suất tại các "đáy" nhám cao hơn rất nhiều so với ứng suất danh nghĩa của

* Email: buimanhcuongkck@lqdtu.edu.vn

toàn chi tiết. Chính sự gia tăng ứng suất cục bộ này làm tăng tốc độ tích lũy tổn thương dẻo vi mô, khiến giới hạn bền mỏi của chi tiết giảm đi đáng kể so với vật liệu nguyên bản.

Để đánh giá ảnh hưởng của độ nhám bề mặt đến tuổi thọ mỏi, cách tiếp cận truyền thống trong kỹ thuật là sử dụng các hệ số hiệu chỉnh thực nghiệm. Ví dụ, hệ số ảnh hưởng bề mặt K_F hoặc $K_{F\sigma}$ (như trong tiêu chuẩn GOST [14] hay quy tắc Neuber) được sử dụng để suy giảm trực tiếp giá trị giới hạn mỏi lý thuyết dựa trên các thông số độ nhám R_a và độ bền kéo của vật liệu. Mặc dù phương pháp kinh nghiệm này dễ áp dụng và đã đóng vai trò lịch sử quan trọng, nó tồn tại những hạn chế bản chất: các hệ số này chỉ là con số trung bình vĩ mô, không mô tả được sự phân bố trường ứng suất thực tế tại đáy các vết xước vi mô, và quan trọng hơn, không phản ánh được sự tương tác "cộng hưởng" giữa độ nhám vi mô với các yếu tố tập trung ứng suất vĩ mô (như lỗ khoan, góc lượn, rãnh then) trên chi tiết thực. Để khắc phục, kỹ sư thường phải tiến hành các bài thử nghiệm mỏi thực tế (như phương pháp Staircase) [1], việc này đòi hỏi chi phí lớn và tốn rất nhiều thời gian.

Với sự phát triển của kỹ thuật tính toán, máy tính hiện đại và phương pháp Phần tử Hữu hạn (FEM) đã trở thành công cụ chủ lực để dự báo độ bền. Tuy nhiên, ở đây lại xuất hiện một nghịch lý: Trong phần lớn các mô phỏng FEM truyền thống, mô hình CAD 3D luôn giả định bề mặt chi tiết là nhẵn bóng lý tưởng. Việc đưa hàng ngàn đỉnh và đáy mấp mô có kích thước micromet vào một mô hình hình học có kích thước centimet hoặc mét từng được cho là bất khả thi về mặt tính toán do yêu cầu số lượng phần tử lưới quá khổng lồ. Do việc bỏ qua hoàn toàn dạng bề mặt, các mô hình mô phỏng thông thường không thể mô tả hết được sự tập trung ứng suất vi mô, dẫn đến dự báo tuổi thọ mỏi thường cao hơn, dẫn đến không an toàn so với thực tế hoạt động.

Từ sự đối lập giữa lý thuyết cơ học phá hủy vi mô và khả năng mô phỏng vĩ mô, có thể thấy rõ một khoảng trống nghiên cứu lớn đó chính là sự thiếu hụt các mô hình số tích hợp, có khả năng vừa tái tạo chân thực hình thái mấp mô của bề mặt gia công trực tiếp trên mô hình 3D, vừa đủ tối ưu về mặt thuật toán để giải quyết bài toán tính toán tổn thương mỏi cực trị cục bộ mà không đòi hỏi tài nguyên máy tính quá lớn. Hiện nay, việc sử dụng các mô hình hệ số kinh nghiệm (như K_F) vào tính toán mỏi đã bộc lộ sự thiếu sót trong việc giải thích cơ chế vật lý của sự khởi đầu vết nứt mỏi. Trong khi đó, các nghiên cứu cố gắng vẽ mô hình 3D của nhám bề mặt thường chỉ giới hạn ở mức độ vi mô (micro-scale) trên một khối vật liệu nhỏ độc lập, rất khó áp dụng để đánh giá toàn diện cho một chi tiết cơ khí có hình dáng phức tạp mang tải trọng đa trục.

Nhằm lấp đầy khoảng trống nghiên cứu này, nghiên cứu này trình bày một phương pháp tiếp cận mô phỏng số tiên tiến kết hợp giữa nền tảng ANSYS Workbench, ngôn ngữ tham số Mechanical APDL và thuật toán phân tích mỏi Python. Mục tiêu cốt lõi của nghiên cứu là xây dựng thành công một quy trình tự động sinh bề mặt mấp mô tuân theo phân bố chuẩn Gaussian (dựa trên các cấp độ nhám chuẩn ISO) trực tiếp lên lưới phần tử hữu hạn. Thông qua đó, nghiên cứu tiến hành đánh giá định lượng tác động của độ nhám đến trường ứng suất cục bộ, sự suy giảm giới hạn bền mỏi, và làm rõ cơ chế tương tác giữa độ nhám vi mô với các yếu tố hình học vĩ mô. Kết quả của nghiên cứu cung cấp công cụ mạnh mẽ giúp các kỹ sư dự báo chính xác và số hoá quá trình thử nghiệm mỏi, cũng như tối ưu hóa quy trình gia công bề mặt ngay từ khâu

thiết kế. Do đó, việc ứng dụng mô phỏng số (FEM) để mô hình hóa hình học bề mặt thực tế là vô cùng cần thiết.

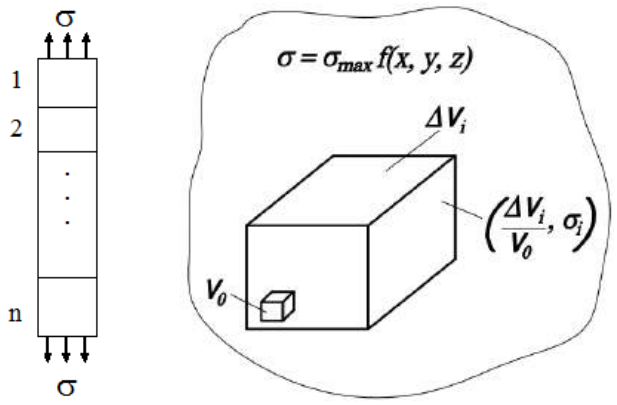
2. Phương pháp nghiên cứu và Thiết lập mô hình

2.1. Cơ sở phương pháp luận

Nghiên cứu sử dụng phương pháp tiếp cận tích hợp đa nền tảng (co-simulation), kết hợp giữa Phân tích phần tử hữu hạn (FEM) trên ANSYS Workbench, mã lệnh can thiệp hình học bề mặt bằng ngôn ngữ Mechanical APDL, và thuật toán dự báo tuổi thọ mỏi được lập trình bằng Python. Hướng tiếp cận này nhằm khắc phục hạn chế của các mô hình CAD 3D truyền thống (vốn chỉ mô tả bề mặt phẳng lý tưởng), cho phép mô phỏng trực tiếp trường ứng suất cục bộ tại các đỉnh và đáy nhấp nhô của bề mặt gia công thực tế.

2.2. Xác định giới hạn bền mỏi của chi tiết sử dụng Phương pháp phần tử hữu hạn

Trên cơ sở mô hình phá hủy giòn của vật liệu và lý thuyết thống kê độ bền "khâu yếu nhất" của Weibull đề xướng (Hình 1) [1, 9, 12, 13]. Giới hạn bền mỏi của chi tiết thực có thể xác định từ giới hạn bền mỏi của mẫu nhỏ σ_{-1} tiêu chuẩn trong phòng thí nghiệm theo biểu thức sau [1, 9, 12, 13]:



Hình 1. Mô hình phá huỷ giòn và cấu tạo các khâu của mô hình.

$$\sigma_{-1d} = \left(\frac{V_o^*}{V_d^*}\right)^{1/m} \sigma_{-1} \qquad (1)$$

trong đó V_0^*, V_d^* - là thể tích qui đổi của mẫu thí nghiệm và kết cấu, σ_{-1} là giới hạn bền mỏi của mẫu. Ở đây chúng được xác định với sự trợ giúp của phương pháp phần tử hữu hạn có dạng chung như sau [1]:

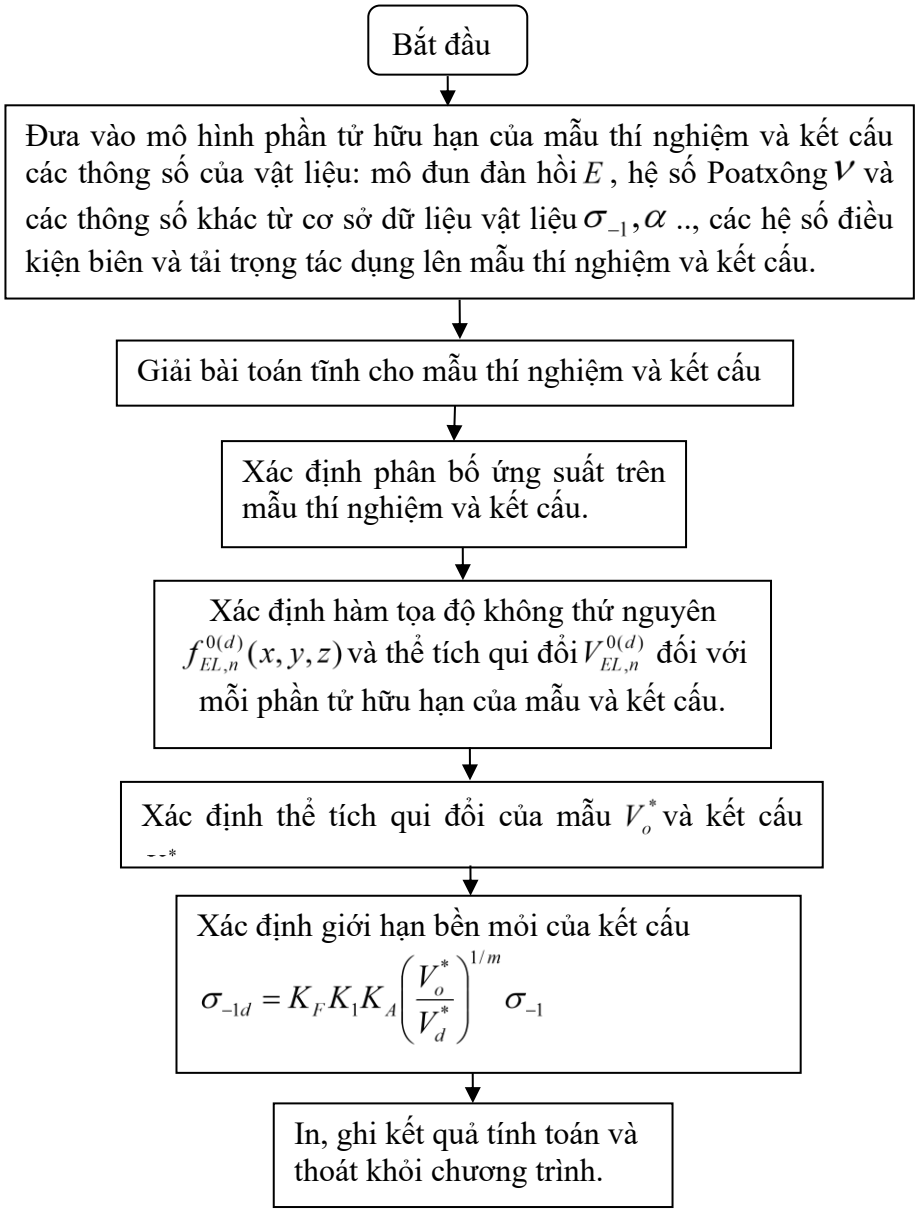
$$V_{0(d)}^* = \sum_{n=1}^{N} V_{EL,n}^{0(d)} \qquad (2)$$

với N - là số lượng phần tử hữu hạn được sử dụng để mô hình hóa mẫu thí nghiệm và kết cấu, $V_{EL,n}^{0(d)}$ - thể tích qui đổi của phần tử hữu hạn thứ n (chỉ số "0" là ký hiệu cho mẫu còn "d" là ký hiệu cho kết cấu), chúng được xác định phụ thuộc vào dạng phần tử hữu hạn theo các biểu thức sau:

$$\begin{cases} V_{EL,n}^{0(d)} = \int_{-1}^{1}\int_{-1}^{1}\int_{-1}^{1}[f_{EL,n}^{0(d)}(x,y,z)]^m \det J_n(\xi,\eta,\iota)d\xi d\eta d\iota = \\ \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sum_{k=1}^{3} W_i W_j W_k [f_{EL,n}^{0(d)}(x,y,z)]^m \det J_n(\xi,\eta,\iota) \end{cases} \quad (3)$$

ở đây W_i, W_j, W_k tương ứng là các trọng số theo các hướng ξ, η, ι của hệ trục tọa độ địa phương của phần tử hữu hạn, $J_n(\xi,\eta,\iota)$ là ma trận Jacobi của phần tử thứ n.

Sơ đồ thuật toán xác định đặc tính bền mỏi của chi tiết thực từ mẫu thí nghiệm trên cơ sở phương pháp phần tử hữu hạn được thể hiện trên Hình 2.



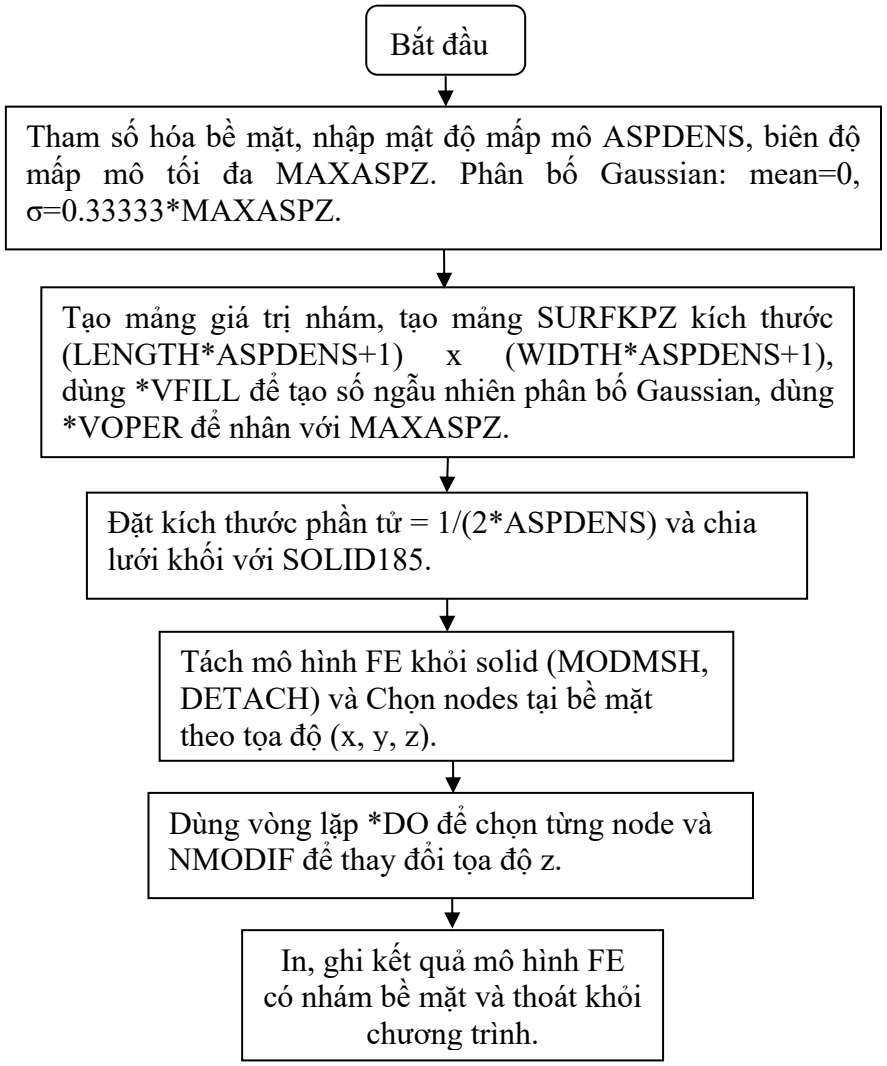
Hình 2. Sơ đồ thuật toán xác định đặc tính bền mỏi của chi tiết thực từ mẫu thí nghiệm.

2.3. Mô hình hóa hình thái bề mặt mấp mô (APDL)

Điểm đóng góp cốt lõi của nghiên cứu này là quy trình tạo nhám bề mặt 3D tự động

bằng APDL, can thiệp trực tiếp vào tọa độ các nút phần tử. Đối với bề mặt dạng khối Solid, có thể tạo nhám bề mặt bằng ba phương pháp sau [8]:

Phương pháp thứ nhất di chuyển tất cả các nút. Phương pháp này tạo bề mặt nhám bằng cách di chuyển trực tiếp các nút trên bề mặt của mô hình phần tử hữu hạn. Quy trình bắt đầu với việc tạo chi tiết có kích thước mong muốn. Kích thước phần tử được thiết lập bằng 1/**ASPDENS** (với **ASPDENS** là mật độ mấp mô), đảm bảo mỗi phần tử tương ứng với một vị trí mấp mô. Chi tiết được chia lưới sử dụng phần tử **SOLID185**. Sau khi chia lưới, mô hình phần tử hữu hạn được tách khỏi mô hình hình học bằng lệnh **MODMSH, DETACH**. Tiếp theo, tất cả các nút nằm trên bề mặt phía trên (**z = DEPTH**) được lựa chọn. Sử dụng vòng lặp ***DO** kết hợp với lệnh **NMODIF**, tọa độ z của từng nút được điều chỉnh từ giá trị ban đầu DEPTH thành **DEPTH + SURFKPZ (ii+1, jj+1)**. Phương pháp này tạo ra sự liên kết trực tiếp giữa kích thước lưới và kích thước mấp mô, với mỗi mấp mô được thể hiện bằng đúng một phần tử.



Hình 3. Sơ đồ thuật toán tạo nhám trên bề mặt của chi tiết.

Phương pháp 2: Di chuyển các nút theo vị trí. Phương pháp này tương tự như phương pháp thứ nhất, nhưng điểm khác biệt là sử dụng mật độ lưới dày hơn. Cụ thể, kích thước phần

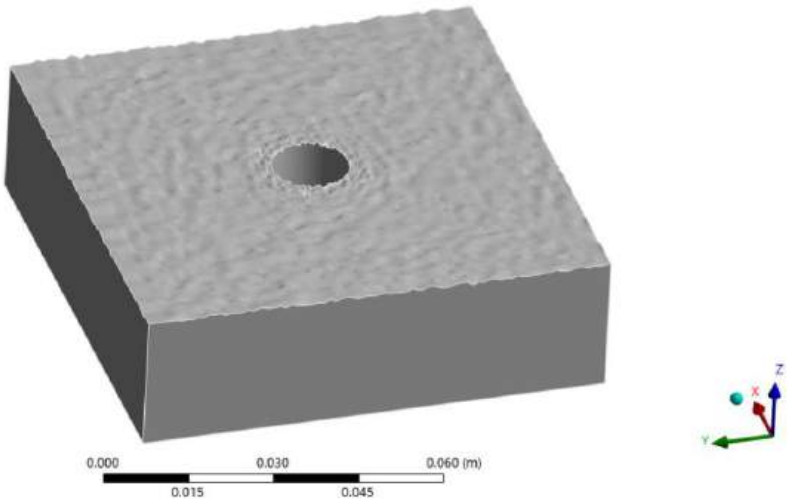
tử được thiết lập bằng **1/(2*ASPDENS)**. Điều này cho phép có nhiều phần tử hơn trên mỗi đơn vị chiều dài, giảm sự phụ thuộc giữa kích thước lưới và kích thước mấp mô.

Phương pháp 3: Tạo các điểm khóa (Creating Key Points). Phương pháp này tiếp cận theo hướng mô hình hình học từ dưới lên (bottom-up solid modeling). Đầu tiên, các điểm khóa (key points) được tạo tại các tọa độ (x, y) với bước nhảy **1/ASPDENS** và giá trị z được xác định từ mảng **SURFKPZ.** Sử dụng các vòng lặp ***DO**, các đường thẳng (lines) được tạo nối các điểm khóa theo phương x và phương y. Sau đó, các vùng (areas) được tạo thành bằng cách lựa chọn các đường theo tọa độ, tạo nên bề mặt nhám. Khi các điểm khóa không đồng phẳng, ANSYS sử dụng các mảnh Coons (Coons patches) để tạo ra bề mặt. Tiếp theo, bốn điểm khóa bổ sung được tạo tại đáy khối và sử dụng để xây dựng toàn bộ khối hình học. Cuối cùng, lệnh **VMESH, ALL** được sử dụng để tạo các nút và phần tử. Phương pháp này cho phép tách biệt hoàn toàn giữa mô hình hình học và lưới phần tử, đồng thời cho phép có nhiều phần tử trên mỗi mấp mô.

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả thực hiện tạo nhám trên bề mặt chi tiết bằng cách di chuyển các nút theo vị trí node, sơ đồ thuật toán được thể hiện như Hình 3.

3. Kết quả và thảo luận

Để định lượng chính xác ảnh hưởng của độ nhám bề mặt, nghiên cứu thiết kế một tổ hợp gồm hai mẫu thử có kiểm soát, các mẫu này làm từ thép kết cấu đã biết cơ tính và độ bền mỏi theo tài liệu [10, 12, 13]. Cụ thể, vật liệu làm mẫu có mô đun đàn hồi E=2,0×105 MPa, hệ số Poisson ν=0,3, khối lượng riêng ρ=7850 kg/m³, giới hạn chảy σ_y=250 MPa và giới hạn bền kéo σ_u=460 MPa.



Hình 4. Mẫu với độ nhám trên bề mặt được tạo bởi thuật toán đã đề xuất.

Mẫu chính (Mẫu nghiên cứu) (Hình 4): Dạng tấm kích thước 85×85×15 mm, có lỗ xuyên tâm Ø14 mm ở giữa. Lỗ tròn đóng vai trò là rãnh khía vĩ mô (macro-notch) nhằm tạo ra vùng tập trung ứng suất rõ rệt.

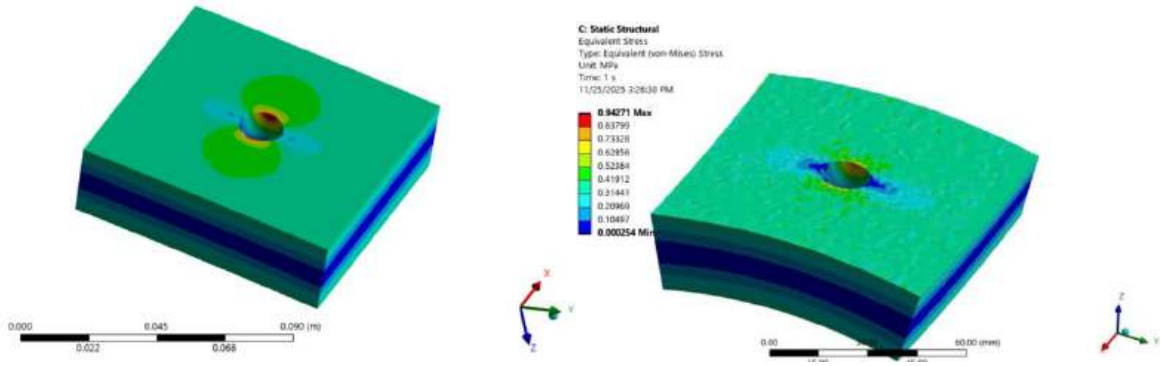
Mẫu tấm trơn: mẫu tấm trơn, kích thước 32×32×4 mm. Mẫu này thiết lập một nghiên cứu cơ sở để tách riêng ảnh hưởng của mấp mô vi mô khỏi khuyết tật hình học vĩ mô.

Trước tiên tiến hành phân tích trường ứng suất- biến dạng tĩnh của mẫu có mặt phẳng lý tưởng và mặt nhám, chịu uốn thuần tuý. Kết quả phân tích tĩnh trong môi trường ANSYS

Workbench thể hiện trên Hình 5. Kết quả cho thấy sự thay đổi rõ rệt của trường ứng suất khi bề mặt lý tưởng được thay thế bằng bề mặt có nhám mô phỏng bằng APDL.

Ở mẫu có lỗ Ø14 mm và chiều dày 15 mm (mẫu chính), vùng tập trung ứng suất lớn nhất luôn xuất hiện tại mép lỗ – nơi xảy ra sự gián đoạn hình học. Tuy nhiên, khi đưa nhám bề mặt vào mô hình, phân bố ứng suất tại lớp bề mặt không còn trơn liên tục mà xuất hiện các "hot-spot" vi mô tại các đỉnh nhấp nhô.

Đối với cấp nhám thấp (N1–N2), trường ứng suất tại mép lỗ tương đối đồng đều, hệ số tập trung ứng suất Kt tăng không đáng kể so với mô hình lý tưởng. Tuy nhiên, khi tăng cấp nhám đến N6–N7, các đỉnh nhám đóng vai trò như các notch vi mô, làm biến dạng đường đồng mức ứng suất và tạo ra các vùng gradient ứng suất rất lớn trong lớp bề mặt. Phân tích định lượng cho thấy: Với R_a nhỏ (≈1 µm), K_t tăng khoảng 1.05–1.10 so với bề mặt lý tưởng. Với R_a lớn (≈50–100 µm), K_t có thể tăng lên 1.6–1.8 tại các đỉnh nhấp nhô cục bộ. Điều này phù hợp với cơ chế tập trung ứng suất theo lý thuyết đã biết. Như vậy bề mặt nhám hoạt động như tập hợp các khuyết tật hình học vi mô, làm tăng ứng suất kéo cục bộ – yếu tố chi phối khởi tạo vết nứt mỏi.



a) b)

Hình 5. Trường phân bố ứng suất của chi tiết lý tưởng (a) và chi tiết có bề mặt nhám (b).

Tiếp theo, tiến hành xác định giới hạn bền mỏi của hai dạng chi tiết đặc trưng gồm: (i) mẫu tấm kích thước 85×85×15 mm có lỗ xuyên tâm Ø14 mm tại vị trí trung tâm, và (ii) mẫu tấm trơn, kích thước 32×32×4 mm. Hai cấu hình này được lựa chọn nhằm đại diện cho hai trạng thái hình học điển hình: chi tiết có khuyết tật hình học gây tập trung ứng suất và chi tiết trơn không có notch hình học.

Bảng1. Kết quả tính toán giới hạn bền mỏi chi tiết bề mặt nhẵn lý tưởng

Loại mẫu	**Giới hạn bền mỏi (MPa)**		**Sai số** (%)
	Thực nghiệm [10, 12, 13]	FEM	
Mẫu tấm kích thước 85×85×15 mm có lỗ xuyên tâm Ø14	270	302.4	12.0
Mẫu tấm trơn kích thước 32×32×4 mm	252	239.5	-4.9

Trước hết, giới hạn bền mỏi của các mẫu được xác định đối với trường hợp lý tưởng (không xét đến ảnh hưởng của nhám bề mặt). Việc tính toán được thực hiện bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) trong môi trường ANSYS Workbench, kết hợp với chương trình

tính tuổi thọ mỏi tự xây dựng bằng ngôn ngữ Python. Chương trình này sử dụng trường ứng suất thu được từ phân tích tĩnh làm dữ liệu đầu vào và áp dụng mô hình phá huỷ giòn để tính giới hạn bền mỏi tương ứng. Kết quả tính toán được đối chiếu với dữ liệu thực nghiệm của các tác giả [12, 13] được trình bày trông bảng. Sai số giữa kết quả mô phỏng và thực nghiệm không vượt quá 15%, cho thấy mô hình phần tử hữu hạn và thuật toán tính mỏi đã được xây dựng có độ tin cậy cao. Điều này khẳng định tính đúng đắn của quy trình mô phỏng, bao gồm thiết lập điều kiện biên, chiến lược chia lưới, phương pháp làm trơn ứng suất nút và mô hình hóa đường cong mỏi vật liệu.

Sự phù hợp chặt chẽ giữa mô phỏng và thực nghiệm là cơ sở quan trọng để tiếp tục sử dụng mô hình đã hiệu chỉnh trong việc khảo sát ảnh hưởng của nhám bề mặt và các yếu tố hình học đến đặc trưng bền mỏi của chi tiết ở các phần tiếp theo.

Bước tiếp theo là khảo sát ảnh hưởng của độ nhám bề mặt ở các cấp độ khác nhau đến giới hạn bền mỏi của hai kiểu mẫu đã nêu. Kết quả tính toán được trình bày tương ứng trong Bảng 2 và Bảng 3. Ngoài ra, đồ thị 6 thể hiện sự phụ thuộc của giới hạn bền mỏi của chi tiết vào các cấp độ nhám khác nhau.

Bảng 2. Kết quả tính toán giới hạn bền mỏi chi tiết có độ nhám từ N1 đến N7 của mẫu 85×85×15 mm, lỗ Ø14 mm

Độ nhám	N1	N2	N3	N4	N5	N6	N7
R_a **(µm)**	0.4	0.8	1.6	3.2	6.3	12.5	25
Giới hạn bền mỏi (MPa)	302.10	302.09	302.09	302.06	301.94	301.43	295.45

Bảng 3. Kết quả tính toán giới hạn bền mỏi chi tiết có độ nhám từ N1 đến N7 của mẫu tấm trơn kích thước 32×32×4 mm

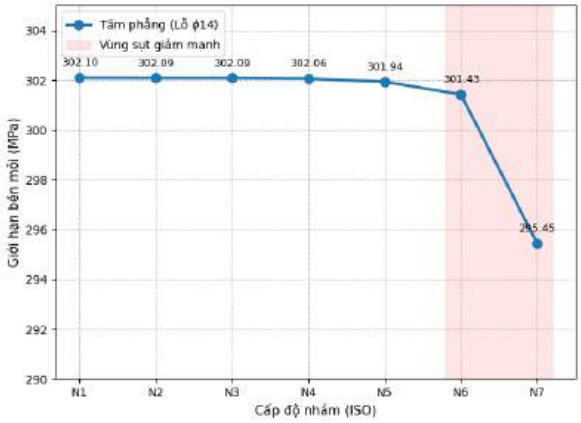
Độ nhám	N1	N2	N3	N4	N5	N6	N7
R_a **(µm)**	0.4	0.8	1.6	3.2	6.3	12.5	25
Giới hạn bền mỏi (MPa)	238.84	238.79	238.77	233.95	223.99	211.35	212.25

Từ kết quả nghiên cứu ta thấy rằng ảnh hưởng của độ nhám đến giới hạn bền mỏi là rõ rệt khi độ nhám tăng cao. Ở cả hai mẫu, khi cấp độ nhám tăng từ N1 đến N5, giới hạn bền mỏi giảm không đáng kể; tuy nhiên, từ N6 đến N7, giá trị này suy giảm rõ rệt, đặc biệt ở mẫu 85×85×15 mm (lỗ Ø14 mm).

Mẫu 85×85×15 mm có xu hướng ít nhạy cảm với độ nhám ở vùng nhám thấp. Trong khoảng N1–N4, giới hạn bền mỏi gần như không thay đổi (dao động rất nhỏ quanh 302 MPa), cho thấy ảnh hưởng của vi hình học bề mặt ở mức nhám thấp là không đáng kể.

Mẫu tấm trơn 32×32×4 mm nhạy cảm hơn với sự gia tăng độ nhám**.** Giá trị giới hạn bền mỏi giảm liên tục khi cấp độ nhám tăng, đặc biệt từ N4 trở đi, chứng tỏ bề mặt thô hơn làm tăng

tập trung ứng suất và thúc đẩy sự khởi đầu vết nứt mỏi. Vùng nhám từ N6–N7 có thể được xem là vùng suy giảm mạnh giới hạn bền mỏi. Đồ thị 3 cho thấy xu hướng giảm dốc ở khu vực này, phù hợp với cơ chế tập trung ứng suất do các đỉnh nhấp nhô bề mặt có bán kính cong nhỏ, so với mẫu nhẵn lý tưởng giới hạn bền mỏi giảm đến 11,4%.



Hình 6. Giới hạn bền mỏi của chi tiết phụ thuộc vào độ nhám bề mặt

Các kết quả nghiên cứu này cho ta biết rằng việc kiểm soát chất lượng bề mặt, đặc biệt tránh các cấp độ nhám cao (N6–N7), có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế, chế tạo chi tiết chịu tải chu kỳ và có khả năng bị phá hỏng do mỏi.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã xây dựng và hiệu chỉnh thành công mô hình phần tử hữu hạn kết hợp thuật toán tính mỏi nhằm định lượng ảnh hưởng của độ nhám bề mặt đến giới hạn bền mỏi của chi tiết thép kết cấu. Kết quả so sánh giữa mô phỏng và dữ liệu thực nghiệm cho thấy sai số không vượt quá 15%, khẳng định độ tin cậy của quy trình mô phỏng, bao gồm thiết lập điều kiện biên, chiến lược chia lưới và mô hình hóa đường cong mỏi vật liệu. Đây là cơ sở quan trọng để tiếp tục sử dụng mô hình trong phân tích ảnh hưởng của các yếu tố hình học và vi hình học bề mặt đến độ bền mỏi của chi tiết.

Phân tích trường ứng suất–biến dạng cho thấy khi thay thế bề mặt lý tưởng bằng bề mặt nhám, các đỉnh nhấp nhô hoạt động như những rãnh khía vi mô, tạo ra các "hot-spot" ứng suất cục bộ trong lớp bề mặt. Khi độ nhám tăng cao (N6–N7), hệ số tập trung ứng suất cục bộ có thể tăng đáng kể (đến khoảng 1,6–1,8), làm gia tăng gradient ứng suất và thúc đẩy quá trình khởi tạo vết nứt mỏi. Điều này chứng minh rằng nhám bề mặt không chỉ là yếu tố công nghệ mà còn là một tham số cơ học có ảnh hưởng trực tiếp đến độ bền mỏi.

Kết quả tính toán giới hạn bền mỏi cho thấy trong vùng nhám thấp (N1–N4), ảnh hưởng của độ nhám đến độ bền mỏi là không đáng kể, đặc biệt đối với mẫu có lỗ Ø14 mm chiều dày 15 mm, khi giá trị giới hạn bền mỏi gần như không thay đổi. Tuy nhiên, khi độ nhám tăng lên N6–N7, giới hạn bền mỏi suy giảm rõ rệt. Mẫu tấm trơn 32×32×4 mm thể hiện mức độ nhạy cảm cao hơn với sự gia tăng độ nhám so với mẫu có khuyết tật hình học, cho thấy sự tương tác giữa hiệu ứng kích thước, trạng thái ứng suất và đặc trưng vi hình học bề mặt.

Từ các kết quả thu được có thể kết luận rằng: (i) độ nhám bề mặt đóng vai trò như tập hợp các khuyết tật hình học vi mô làm tăng tập trung ứng suất cục bộ; (ii) ảnh hưởng của nhám trở nên đáng kể khi đạt đến các cấp nhám cao; và (iii) việc kiểm soát chất lượng bề mặt, đặc biệt

tránh các cấp nhám N6–N7, có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế và chế tạo chi tiết chịu tải chu kỳ nhằm nâng cao độ tin cậy và tuổi thọ mỏi của kết cấu.

Tài liệu tham khảo

1. Bùi Mạnh Cường. *Giáo trình phương pháp đánh giá tuổi thọ mỏi kết cấu*. NXB Quân Đội Nhân Dân, 2021.
2. Julie A. Bannantine; Jess J. Comer; James L. *Handrock, Fundamentals of metal fatigue analysis*. Englewood Cliffs, New Jersey – 1990.
3. Les Pook. *Metal Fatigue, What It Is, Why It Matters*, Springer – 2007.
4. Schijve J. Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art. *International Journal of Fatigue 25 (2003) 679 – 702*, ScienceDirect – 2003.
5. Schijve J. *Fatigue of Structures and Materials*. Springer – 2009.
6. Stephens R, Fatemi I A, Stephens R. R, Fuchs H. O. *Metal fatigue in engineering*. USA: John Wiley & Sons Inc– 2001.
7. Suresh S. *Fatigue of Materials*. UK: Cambridge University Press–2002.
8. Mary Kathryn Thompson. Methods for Generating Rough Surfaces in ANSYS. *International ANSYS Users Conference & Exhibition,* January 2006.
9. Андрей В. С. *Метод определения характеристик сопротивления усталости деталей сложной формы*. Транспорт урала – 2004.
10. Болотин В.В. *Прогнозирование ресурса машин и конструкций*. М.: Машиностроение – 1984.
11. Болотин В.В. *Ресурс машин и конструкций*. М.: Машиностроение, Москва – 1990.
12. Когаев В. П, Махутов Н. А, Гусенков А. П. *Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность*. М.: Машиностроение –1985.
13. Когаев В. П. *Расчет деталей машин на прочность при напряжениях, переменных во времени*. М.: Машиностроение – 1977.
14. ГОСТ 25.504 – 82. *Расчёты и испытания на прочность. Методы расчёта характеристик сопротивления усталости.* Введ. 01.07.83. – М.: Изд-во стандартов – 1982.

Investigation of the Influence of Surface Roughness on Stress Distribution and Fatigue Limit of Mechanical Components

Abstract: *This study presents a numerical simulation model to quantitatively evaluate the influence of surface asperity morphology on stress distribution and the fatigue limit of mechanical components. The main contribution is the successful development of a detailed three-dimensional finite element (FEM) model capable of realistically reproducing surface topography based on roughness parameters (R_a). An elastic stress–strain model was established to analyze local stress concentration at the peaks and valleys of surface asperities under cyclic loading conditions. Simulation results indicate that even within the allowable machining roughness range (Ra 1.6–6.3 μm), the stress concentration factor (Kt) can increase from 1.1 to 1.8, resulting in a reduction of the fatigue limit of up to 11% compared with an ideal smooth surface. The model enables prediction of fatigue strength degradation trends as a function of surface geometry and asperity orientation. The study provides an effective simulation tool to support evaluation and optimization of component design at the simulation stage, prior to experimental manufacturing.*

Keywords: *Surface roughness; Fatigue strength; Fatigue limit; Stress–strain distribution; Fatigue-loaded components.*

Dynamic analysis of FG-GOEAM plates using a quasi-3D finite element incorporating visco-Winkler-Pasternak foundation effects

Do Duy Nam[1], Le Pham Binh[1], Nguyen Manh Hung[2]

[1] Faculty of Mechanical Engineering, Le Quy Don Technical University
[2] Faculty of Missile Engineering, Air Defence - Air Force Academy
Email: ultimateddn41@gmail.com; Tel: 0388.544.335

Abstract

This paper presents a quasi-three-dimensional finite element formulation for analyzing the dynamic behavior of functionally graded graphene-origami enhanced auxetic metamaterial (FG-GOEAM) plates, resting on a visco-Winkler-Pasternak foundation. A mixed four-node quadrilateral (Q4) Lagrange-Hermite finite element is developed to ensure C^0 - C^1 continuity and accurately capture transverse shear and thickness-stretching effects without requiring shear correction factors. A GP-based micromechanics model is employed to evaluate the effective properties of graphene origami (GOri) layer by layer. The numerical results demonstrate the accuracy and efficiency of the proposed formulation in predicting transient dynamic responses and highlight the influence of GOri distribution, folding angle, and foundation characteristics on structural performance. The proposed formulation provides an efficient computational framework for the dynamic analysis of FG-GOEAM plates on viscoelastic foundations, which has not been widely reported in the existing literature.

Keywords*: FG-GOEAM plates; quasi-3D theory; finite element; dynamic analysis; visco-Winkler-Pasternak foundation.*

1. Introduction

Functionally graded materials (FGMs) have garnered significant interest owing to their capacity to attain seamless variations in mechanical and thermal properties via continuous alterations in material composition [1]. Since their introduction in the 1980s, FGMs have been extensively applied in aerospace, nuclear engineering, and automotive structures, where resistance to dynamic and thermal loading is critical [2]. Recent developments have extended FGM modeling to vibration and dynamic analyses using refined plate theories and higher-order shear deformation formulations [3]. Concurrently, auxetic metamaterials, defined by a negative Poisson's ratio, have arisen as a distinctive category of engineered materials exhibiting improved indentation resistance, energy absorption capabilities, and shear stiffness [4]. The combination of auxetic concepts with FG frameworks enables the development of structures with spatially tunable mechanical behavior across multiple length scales [5]. Among various auxetic designs, GOri has been identified as a particularly promising building block, in which folded graphene sheets form programmable three-dimensional units with adjustable stiffness and auxeticity [6, 7].

When GOri units are embedded into metallic matrices, graphene-origami-enabled auxetic metamaterials (GOEAMs) exhibit significantly improved bending stiffness and fracture resistance compared to conventional composites [8]. To further enhance structural performance, FG-GOEAM plates have been proposed by introducing layer-wise variations of GOri content through the thickness, allowing simultaneous exploitation of auxetic behavior and functional grading [9]. Existing studies on FG-GOEAM plates have primarily focused on static bending, buckling, and free vibration responses using HSDT, generalized FEM, or isogeometric approaches [10-12]. Nonetheless, research on the transient dynamic responses of FG-GOEAM plates subjected to pulse-type or blast-like loading is still scarce. With the exception of a recent FEM-based

investigation concerning impact-type excitation, most available works do not consider time-dependent loading or viscoelastic foundation effects [13, 14].

Motivated by these gaps, the present study develops a simplified quasi-three-dimensional (quasi-3D) finite element formulation for analyzing free vibration and transient dynamic responses of FG-GOEAM plates resting on visco-Winkler–Pasternak foundations. Compared with journal-level formulations, the emphasis is placed on computational efficiency, physical interpretation, and parametric trends, making t he approach suitable for conference-level dissemination and preliminary engineering design.

2. Method

The FG-GOEAM plate is modeled as a multilayer rectangular structure consisting of equal-thickness layers. Each layer is assumed to be homogeneous and isotropic, while the effective material properties vary continuously through the thickness due to the graded distribution of GOri content [7]. The plate has geometric dimensions a, b, and h along the x-, y-, and z-directions, respectively.

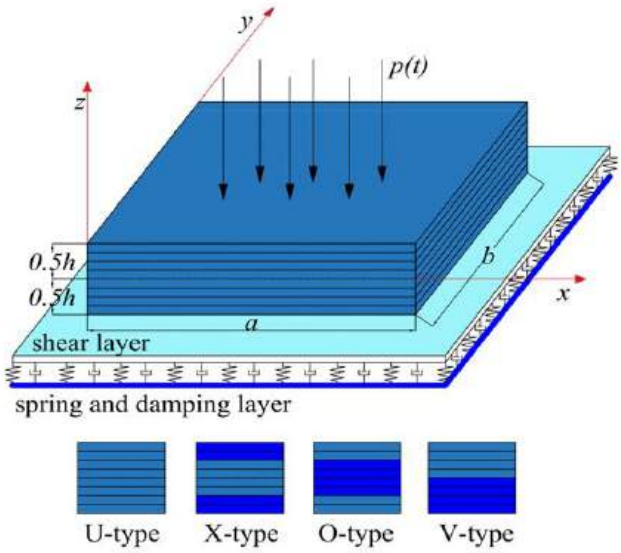


Figure 1. GOri distribution patterns and FG-GOEAM plate model

The GOri content is uniform within each layer but varies through the thickness according to the prescribed weight fraction W_{Gr}. Following Zhao et al.[15], four distribution patterns are considered, with the corresponding GOri volume fractions defined as:

$$\begin{aligned}
&\textbf{U-type:}\ V_{Gr}(k)=V_{Gr}^{*}; \qquad \textbf{X-type:}\ V_{Gr}(k)=2V_{Gr}^{*}\frac{\left|2k-n_L-1\right|}{n_L}\\
&\textbf{O-type:}\ V_{Gr}(k)=2V_{Gr}^{*}\left(1-\frac{\left|2k-n_L-1\right|}{n_L}\right); \ \textbf{V-type:}\ V_{Gr}(k)=V_{Gr}^{*}\frac{2k-1}{n_L}
\end{aligned} \tag{1}$$

where n_L is the total number of layers, k denotes the layer index, and V_{Gr}^{*} is the reference volume fraction, which is related to W_{Gr} by: $V_{Gr}^{*}=\dfrac{W_{Gr}}{W_{Gr}+\left(\dfrac{\rho_{Gr}}{\rho_{Cu}}\right)(1-W_{Gr})}$. The

effective elastic modulus, Poisson's ratio, and density of each layer at temperature *T* are evaluated using a temperature-dependent micromechanical model, following Zhao et al. [15].

The viscoelastic foundation is described by a three-parameter Visco-Winkler-Pasternak model, incorporating Winkler stiffness, Pasternak shear interaction, and viscous damping, as given in [16]:

$$\Re = k_1 w - k_2\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right)+C_d\frac{\partial}{\partial t}w, \tag{2}$$

where k_1, k_2, and C_d are the Winkler stiffness, Pasternak shear stiffness, and viscous damping coefficient, respectively.

The plate is excited by a transient blast-type pressure modeled using a modified Friedlander function [14]. Only the initial 10 ms of the loading history is considered, which is sufficient to capture the dominant dynamic response of the FG-GOEAM plate:

$$p(t) = p_0\left(1-\frac{t}{t_e}\right)e^{-b\frac{t}{t_e}};\ 0\le t\le 10\,ms$$

where, t is the amount of time since the pulse excitation began. p_0 represents the peak magnitude of the applied load, which decays exponentially until the end of the positive phase, characterized by the duration t_e, after which the load enters its negative phase. The parameter b is a dimensionless wave-decay coefficient that governs the attenuation rate of the pulse; it is strictly positive. In which $p_0 = 1\text{MPa}$, $t_e = 0.01\text{s}$ and $b = 0.8$.

In the present work, a quasi-3D plate theory is adopted to accurately describe the mechanical behavior of FG-GOEAM plates, accounting simultaneously for transverse shear deformation and thickness-stretching effects without employing shear correction factors. The displacement field is assumed as follows [16]:

$$\begin{cases} u = u_0 - z w_{0,x} + g(z)\varphi_x \\ v = v_0 - z w_{0,y} + g(z)\varphi_y \\ w = w_0 + h(z)\varphi_z \end{cases} \tag{3}$$

where u_0, v_0 and w_0 denote the mid-plane displacements; φ_x and φ_y are the transverse shear rotations, and φ_z represents the thickness-stretching variable. $g(z)$ and $h(z)$ govern the distribution of transverse shear and normal deformation through the thickness follow as:

$$g(z) = -8z + 10\frac{z^3}{h^2}+\frac{6}{5}\frac{z^5}{h^4}+\frac{8}{7}\frac{z^7}{h^6};\ h(z) = \frac{3}{20}g^{'}(z)\cdot \tag{4}$$

The strain field is evaluated as

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_0 + z\boldsymbol{\varepsilon}_1 + g(z)\boldsymbol{\varepsilon}_2 + g^{'}(z)\boldsymbol{\varepsilon}_3 + h(z)\boldsymbol{\varepsilon}_4 + h^{'}(z)\boldsymbol{\varepsilon}_5 \tag{5}$$

where $\boldsymbol{\varepsilon}_0$ and $\boldsymbol{\varepsilon}_1$ correspond to the membrane and bending strains, while $\boldsymbol{\varepsilon}_2$ - $\boldsymbol{\varepsilon}_5$ are associated with transverse shear and thickness-stretching effects.

For the *k-th* layer, the constitutive relation is expressed as

$$\boldsymbol{\sigma}(k) = \boldsymbol{Q}(k)\,\boldsymbol{\varepsilon}(k); \tag{6}$$

in which $\boldsymbol{Q}(k)$ is the layer-wise constitutive matrix determined from the effective temperature-dependent material properties of the FG-GOEAM composite.

The equations of motion are derived using Hamilton's principle:

$$\int_0^T (\delta U + \delta U^{\Re} + \delta W - \delta T)dt = 0, \tag{7}$$

where δU, $\delta U^{\Re}$, δW and δT represents the virtual strain energy, the virtual work contributed by the foundation, the virtual work of external forces, and the virtual kinetic energy, respectively. Substituting the strain-displacement relations (8) and constitutive law (6) into (7) and applying the variational principle yields the element-level matrices. After assembly, the global equation of motion takes the form (10).

For numerical discretization, a Q4 finite element is employed. The in-plane displacement components and rotational variables are interpolated using Lagrange shape functions, while the transverse displacement is approximated by exact Hermite C^1 shape functions to ensure continuity of first-order derivatives.

Accordingly, the strain-displacement relationship can be expressed as

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \left[\boldsymbol{B_0}\ \boldsymbol{B_1}\ \boldsymbol{B_2}\ \boldsymbol{B_3}\ \boldsymbol{B_4}\ \boldsymbol{B_5}\ \right]^T \boldsymbol{q}_e \tag{8}$$

where $\left[\boldsymbol{B_0}\ \boldsymbol{B_1}\ \boldsymbol{B_2}\ \boldsymbol{B_3}\ \boldsymbol{B_4}\ \boldsymbol{B_5}\ \right]^T$ is the strain–displacement matrix and $\boldsymbol{q}_e$ is the nodal displacement vector.

The element-level stiffness and mass matrices are obtained from

$$\boldsymbol{K}_e = \int_S \left(\boldsymbol{B}^T \mathbb{N} \boldsymbol{B}\right) dS,\ \boldsymbol{M}_e = \int_S \boldsymbol{N}_{stack}^T \boldsymbol{m} \boldsymbol{N}_{stack} dS, \tag{9}$$

where $\boldsymbol{N}_{stack}$ denotes the shape function matrix and $\boldsymbol{m}$ is the inertia matrix. The viscoelastic foundation $\boldsymbol{K}_e^{\Re}$ contributes additional stiffness and damping matrices $\boldsymbol{C}_e^{\Re}$ associated with the transverse displacement field.

After assembling all elements and imposing the prescribed boundary conditions, the global equation of motion of the FG-GOEAM plate can be written as

$$\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{q}} + \boldsymbol{C}^{\Re}\dot{\boldsymbol{q}} + (\boldsymbol{K} + \boldsymbol{K}^{\Re})\boldsymbol{q} = \boldsymbol{F} \tag{10}$$

where $\boldsymbol{M}$, $\boldsymbol{K}$, $\boldsymbol{K}^{\Re}$, and $\boldsymbol{C}^{\Re}$ are the global mass, stiffness, foundation stiffness, and damping matrices, respectively, and $\boldsymbol{F}$ is the external load vector.

The boundary conditions are imposed by setting the corresponding displacement components to zero along the constrained edges. For clamped boundaries, all displacement and rotational degrees of freedom vanish, whereas for simply supported boundaries, the transverse displacement and associated rotations are constrained while in-plane displacements remain free.

The above system is solved in the time domain using the Newmark-β integration scheme. In this paper, the average-acceleration parameters $\beta = 0.25$ and $\gamma = 0.5$ are adopted to ensure unconditional stability and second-order accuracy. The basic steps of the algorithm are: (i) initialize displacement, velocity and acceleration at $t = 0$; (ii) compute effective

stiffness matrix; (iii) solve for displacement at each time step; (iv) update velocity and acceleration using Newmark relations. The generalized displacement and velocity at $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ are approximated as[17]:

$$q_{n+1} = q_n + \Delta t \dot{q}_n + \Delta t^2 \left[\left(\frac{1}{2} - \beta \right) \ddot{q}_n + \beta \ddot{q}_{n+1} \right];$$
$$\dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + \Delta t \left[(1-\gamma) \ddot{q}_n + \gamma \ddot{q}_{n+1} \right] \tag{11}$$

3. Results and Discussion

In this article, the mechanical properties of the constituent materials are as follows: $E_{Cu} = 65.79\,\text{GPa}$, $\rho_{Cu} = 8800\ \text{kg/m}^3$ and $\upsilon_{Cu} = 0.387$; Graphene: $E_{Gr} = 929.57\,\text{GPa}$, $\rho_{Cu} = 1800\ \text{kg/m}^3$, $\upsilon_{Cu} = 0.22$, $l_{Gt} = 8.376\,\text{nm}$, $t_{Gt} = 0.34\,\text{nm}$.

Dimensionless parameters are introduced by

$$K_1 = k_1 \frac{a^4}{D_0};\ K_2 = k_2 \frac{a^2}{D_0};\ C_D = c_d h \sqrt{\frac{h}{\rho_{Cu} D_0}};\ \omega^* = \omega \frac{a^2}{h} \sqrt{\frac{\rho_{Cu}}{E_{Cu}}}$$
$$\text{with } D_0 = \frac{E_{Cu} h^3}{12(1-\upsilon_{Cu}^2)} \tag{12}$$

A square FG-GOEAM plate with dimensions $a = 1\text{m}$, $a/b = 1$, $b/h = 10$, $T = T_0 = 300\text{K}$ and $H_{Gr} = 100\%$ is used to the study parameter.

3.1. Convergence analysis and comparative results

A convergence study is first conducted for a simply supported FG-GPLRC square plate using several mesh densities. The results show rapid convergence and good agreement with the IGA-HSDT solutions reported by Thai et al. [4] as summarized in Table 1. A 14 × 14 mesh is found to be sufficient to ensure accuracy while maintaining computational efficiency and is therefore adopted in all subsequent analyses.

Table 1. The dimensionless lowest frequency of an SSSS FG-GPLRC plate

Methods	**Pattern**	**Mesh size**				
		12×12	14 × 14	16 × 16	18 × 18	20 × 20
Present	FG-O	0,1049	0,1049	0,1050	0,1050	0,1050
IGA-HSDT (Thai et al. [4])		0,1023				
Present	FG-X	0,1402	0,1402	0,1403	0,1403	0,1404
IGA-HSDT (Thai et al. [4])		0,1366				
Present	FG-A	0,1175	0,1176	0,1176	0,1177	0,1177
IGA-HSDT (Thai et al. [4])		0,1118				

It is noted that the reference solution [4] employed a HSDT without thickness-stretching effect, while the present quasi-3D model captures both transverse shear and normal strain, leading to slightly higher frequencies with a difference of about 2.5%.

Next, consider a SSSS FG-GOEAM plate with X-type pattern, $W_{Gr} = 2.5\%$, $K_1 = K_2 = 25$, and $C_d = 0$. The plate under the sinusoidal load $p(t) = p_0 \sin\left(\frac{\pi t}{t_e}\right)$. It can be seen that the results show a

good fit to Chi Hai et al. [13] as show in Fig. 4. The above examples are intended to verify the convergence and accuracy of the proposed method.

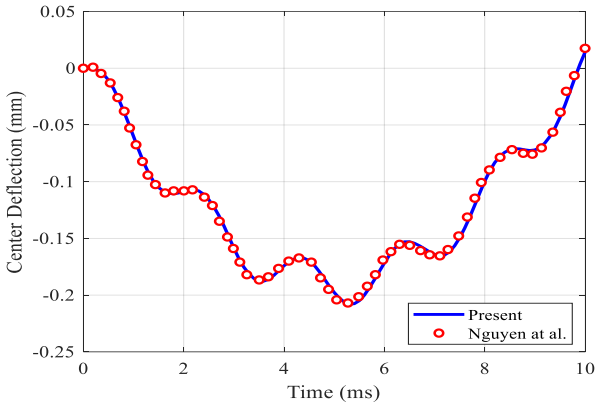


Figure 2. Center displacement response of an SSSS FG-GOEAM plate under sinusoidal load

3.2. Free vibration characteristics

3.2.1. Influence of the number of layers

The effect of the number of layers on the lowest (fundamental) frequency of FG-GOEAM plates is investigated for different GOri distribution patterns. The frequency increases rapidly for fewer than 20 layers and gradually converges beyond this value, with negligible changes observed after about 40 layers. As a result, the following analyses will use 40 layers. Among the patterns studied, the X-type configuration has the highest fundamental frequency, followed by the V and O, and the U-type plate has the lowest. Surface-enriched GOri distributions outperform mid-plane concentrated layouts in terms of bending stiffness enhancement. This convergence behavior originates from the saturation of bending stiffness once the GOri layers near the surfaces are fully resolved.

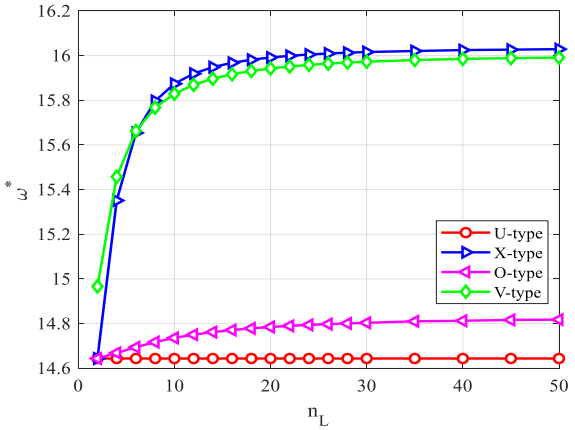
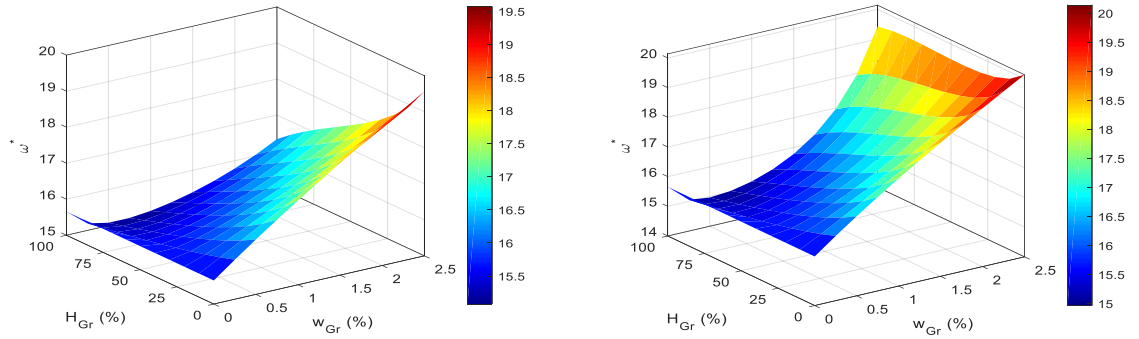


Figure 3. *Influence of the number of layers on the fundamental frequency of SSSS plates*

3.2.2. Influence of GOri weight fraction and folding degree

The influence of GOri weight fraction and folding degree on vibrational behavior is examined. Augmenting the GOri weight fraction typically elevates the fundamental frequency owing to the stiffening influence of graphene origami, although a minor decrease may be observed at exceedingly low concentrations. A greater degree of folding results in a reduction of natural frequency due to increased auxetic deformation and diminished effective stiffness. These findings demonstrate a competition between

the stiffening effects of graphene and the softening effects of auxetics, highlighting the necessity for simultaneous optimization of GOri content and folding degree.



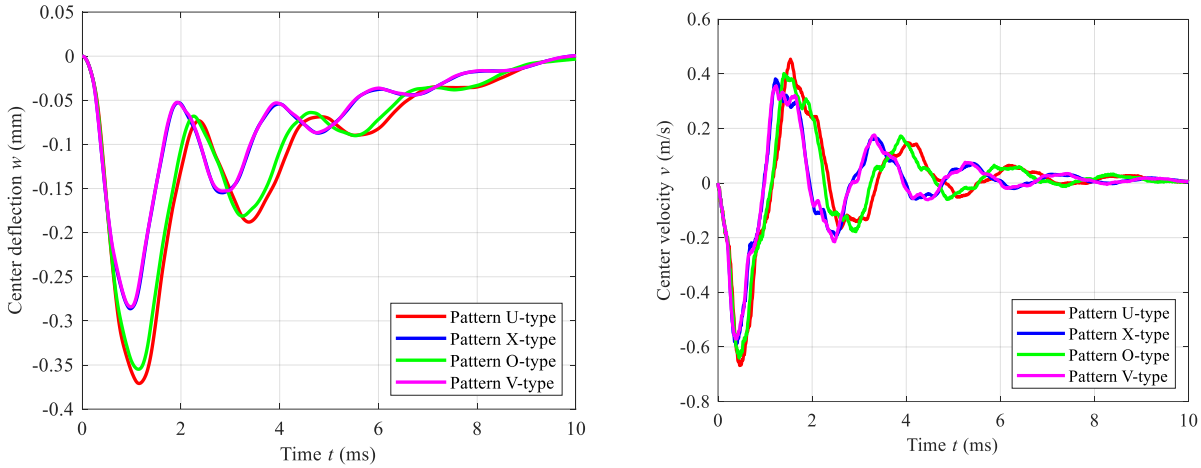
a) U-type *b) X-type*

Figure 4. Influence of GOri weight fraction and folding degree on the fundamental frequency of CCCC FG-GOEAM plates

3.3. Dynamic response under blast loading

3.3.1. Effect of GOri distribution patterns

The transient dynamic response of FG-GOEAM plates subjected to pulse-type loading is analyzed in terms of center deflection, velocity. The results show that the peak central deflection strongly depends on the GOri distribution pattern. The U-type plate exhibits the largest deflection, followed by the O-type and X-type patterns, whereas the V-type configuration provides the highest resistance against deformation.

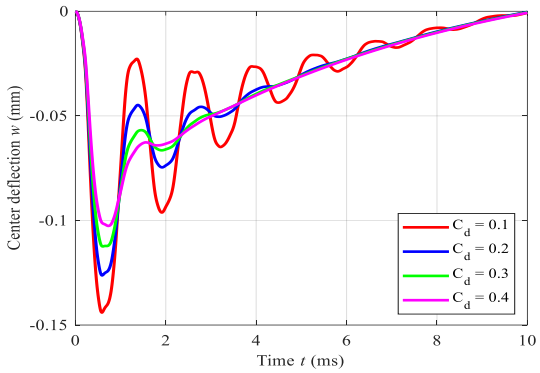


a) Centre deflection response b) Centre velocity response

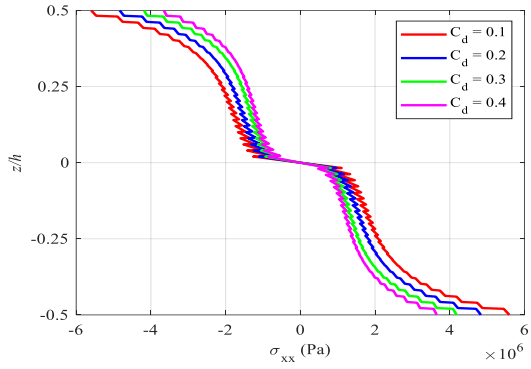
Figure 6. *Dynamic response of SSSS plates under pulse loading for different GOri distribution patterns*

3.3.2. Effect of foundation damping

The influence of the foundation damping coefficient on the dynamic response is examined for clamped FG-GOEAM plates. Increasing the damping coefficient significantly reduces the peak deflection and accelerates the decay of post-peak oscillations. The contraction of phase-plane trajectories with increasing damping indicates enhanced energy dissipation and faster stabilization of the system. While damping markedly affects response amplitudes, it has only a minor influence on the overall shape of stress distributions, which remain primarily governed by the GOri architecture and plate kinematics.



a) Centre deflection response

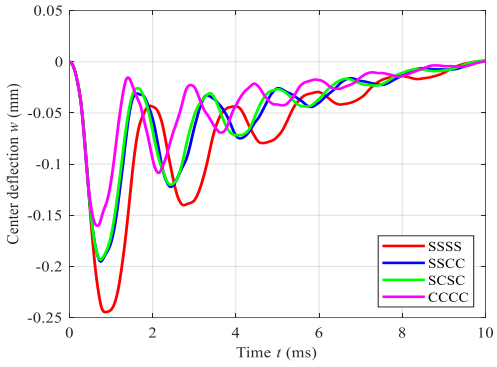


d) Normal stress $\sigma_x(\frac{a}{2},\frac{b}{2},z)$ at t_{peak}

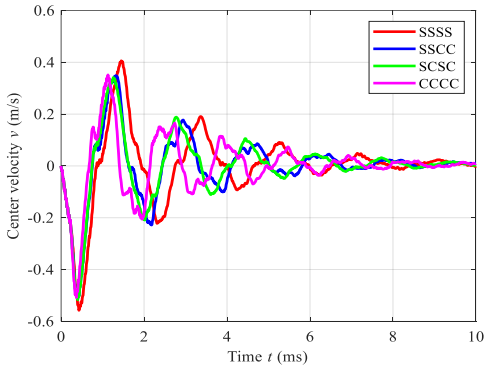
Figure 7. *Dynamic response of CCCC FG-GOEAM plates with X-type pattern under pulse loading for different damping coefficients*

3.3.3. Effect of boundary conditions

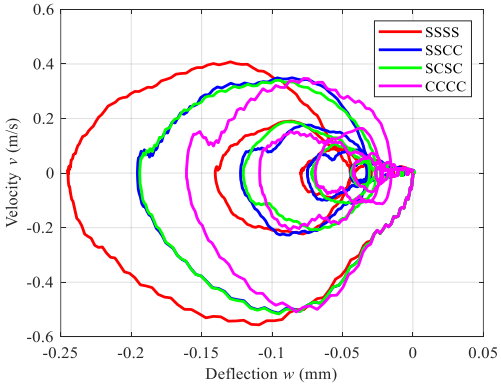
The dynamic response is additionally affected by boundary conditions. Plates with enhanced edge constraints demonstrate increased effective stiffness and diminished transient response amplitudes. The fully clamped configuration yields minimal deflections and optimal dynamic stability, whereas simply supported plates exhibit more uniform stress distributions throughout their thickness. While stiffer boundary conditions mitigate global deformation, they often exacerbate stress localization near constrained edges due to limited rotational freedom.



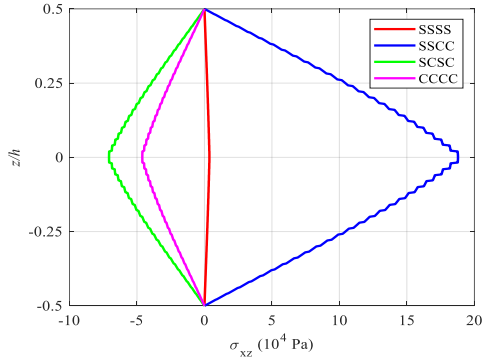
a) Centre deflection response



b) Centre velocity response



c) Phase diagram



d) Shear stress $\sigma_{xz}(\frac{a}{2},\frac{b}{2},z)$ at t_{peak}

Figure 8. *Dynamic response of SSSS FG-GOEAM plates under pulse loading for different boundary conditions*

4. Conclusion

This paper introduces a computationally efficient quasi-3D finite element formulation for the free vibration and transient dynamic analysis of FG-GOEAM plates resting on visco-Winkler-Pasternak foundations. The model simultaneously accounts for transverse shear deformation, thickness stretching, and auxetic behavior without shear correction factors. Numerical results reveal that surface-enriched GOri distributions (X-type and V-type) significantly enhance bending stiffness and dynamic resistance, while increasing folding angle reduces natural frequencies due to auxetic softening. The viscoelastic foundation, particularly the shear-layer stiffness and damping, plays a crucial role in vibration suppression and energy dissipation. The proposed framework provides a reliable and efficient tool for predicting and optimizing the dynamic performance of FG-GOEAM plates under blast-type loading, filling an important gap in the existing literature on viscoelastic foundations and dynamic response.

Acknowledgement

This research is funded by Le Quy Don Technical University Research Found (Grant No.25.01.16).

References

1. Li, Y., Feng, Z., Hao, L., Huang, L., Xin, C., Wang, Y., Bilotti, E., Essa, K., Zhang, H., Li, Z., Yan, F., & Peijs, T. (2020). A Review on Functionally Graded Materials and Structures via Additive Manufacturing: From Multi-Scale Design to Versatile Functional Properties. In *Advanced Materials Technologies* (Vol. 5, Number 6). Wiley-Blackwell.
2. El-Galy, I. M., Saleh, B. I., & Ahmed, M. H. (2019). Functionally graded materials classifications and development trends from industrial point of view. In *SN Applied Sciences* (Vol. 1, Number 11). Springer Nature.
3. Thai, C. H., Ferreira, A. J. M., & Phung-Van, P. (2019). Size dependent free vibration analysis of multilayer functionally graded GPLRC microplates based on modified strain gradient theory. *Composites Part B: Engineering*, *169*, 174–188.
4. Luo, C., Han, C. Z., Zhang, X. Y., Zhang, X. G., Ren, X., & Xie, Y. M. (2021). Design, manufacturing and applications of auxetic tubular structures: A review. In *Thin-Walled Structures* (Vol. 163). Elsevier Ltd.
5. Deng, Q. T., & Yang, Z. C. (2016). Effect of poisson's ratio on functionally graded cellular structures. *Materials Express*, *6*(6), 461–472.
6. Schenk, M., & Guest, S. D. (2013). Geometry of Miura-folded metamaterials. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, *110*(9), 3276–3281.
7. Zhao, S., Zhang, Y., Zhang, Y., Yang, J., & Kitipornchai, S. (2021). Graphene Origami-Enabled Auxetic Metallic Metamaterials: An Atomistic Insight. *International Journal of Mechanical Sciences*, *212*.
8. Mohamed, S. A., Eltaher, M. A., Mohamed, N., & Abo-Bakr, R. (2025). Nonlinear Post-Buckling Stability of Graphene Origami-Enabled Auxetic Metamaterials Plates. *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences*, *143*(1), 515–538.
9. Karami, B., & Ghayesh, M. H. (2025). Wave propagation characteristics of quasi-3D graphene origami-enabled auxetic metamaterial plates. *International Journal of Engineering Science*, *207*.

10. An, J., Wang, A., Zhang, K., Zhang, W., Song, L., Xiao, B., & Wang, R. (2023). Bending and buckling analysis of functionally graded graphene origami metamaterial irregular plates using generalized finite difference method. *Results in Physics*, *53*.
11. Zhang, E., Chen, Y., & Nasr, E. A. (2024). Dynamic responses of functionally graded origami-enabled auxetic metamaterial sector plate induced by mechanical shock: Application of innovative machine learning algorithm. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, *31*(27), 9387–9409.
12. Chen, W., Tang, Z., Liao, Y., & Peng, L. (2025). A six-variable quasi-3D isogeometric approach for free vibration of functionally graded graphene origami-enabled auxetic metamaterial plates submerged in a fluid medium. *Applied Mathematics and Mechanics (English Edition)*, *46*(1), 157–176.
13. Chi Hai, N. L., Hoang, N. T., & Huong Binh, N. Van. (2025). Dynamic response analysis of FG-GOEAM plates resting on elastic foundations in thermal environments. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*.
14. Samanta, K., & Maheshwari, P. (2023). Effect of negative phase of pulse loading on response of machine foundations vibrating under harmonic loads. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, *51*(11), 6008–6022.
15. Zhao, S., Zhang, Y., Zhang, Y., Zhang, W., Yang, J., & Kitipornchai, S. (2022). Genetic programming-assisted micromechanical models of graphene origami-enabled metal metamaterials. *Acta Materialia*, *228*, 117791.
16. Alazwari, M. A., & Zenkour, A. M. (2022). A Quasi-3D Refined Theory for the Vibration of Functionally Graded Plates Resting on Visco-Winkler-Pasternak Foundations. *Mathematics*, *10*(5).
17. Frýba, Ladislav., Oravas, G. Æ. ., & Przemieniecki, J. S. . (2012). *Vibration of solids and structures under moving loads*. Springer Netherlands.

Phân tích động lực học của tấm FG-GOEAM sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn gần ba chiều có xét đến ảnh hưởng của nền đàn hồi nhớt Winkler-Pasternak

Tóm tắt: *Bài báo này trình bày phương pháp phần tử hữu hạn gần ba chiều nhằm phân tích ứng xử động của các tấm vật liệu biến thiên chức năng gia cường graphene-origami có tính chất auxetic (FG-GOEAM), đặt trên nền đàn hồi nhớt Winkler–Pasternak. Phần tử tứ giác bốn nút hỗn hợp (Q4) dạng Lagrange-Hermite được phát triển nhằm đảm bảo tính liên tục* C^0 - C^1 *và mô tả chính xác hiệu ứng cắt ngang cũng như biến dạng giãn dày mà không cần sử dụng hệ số hiệu chỉnh cắt. Mô hình vi cơ học dựa trên GP được áp dụng để đánh giá các đặc tính của graphene origami (GOri) theo từng lớp. Kết quả số chứng minh độ chính xác và hiệu quả của phương pháp trong việc dự đoán đáp ứng động lực học quá độ, đồng thời làm nổi bật ảnh hưởng của sự phân bố GOri, góc gấp nếp và các đặc tính nền đối với hiệu năng kết cấu. Phương pháp đề xuất cung cấp một khung tính toán hiệu quả cho phân tích động lực học của tấm FG-GOEAM trên nền đàn hồi nhớt, một vấn đề chưa được báo cáo rộng rãi trong các tài liệu hiện có.*

Từ khóa: Tấm FG-GOEAM; lý thuyết quasi-3D; phần tử hữu hạn; phân tích động lực học; nền đàn hồi nhớt Winkler–Pasternak.

Nghiên Cứu Ảnh Hưởng Của Mô Hình Nguồn Nhiệt Và Thời Gian Chờ Giữa Các Lớp Đến Sự Hình Thành Ứng Suất Dư Trong Chế Tạo Bằng Công Nghệ In 3D WAAM

Lê Đăng Nhàn [1], Bùi Mạnh Cường [2*], Lê Văn Thảo [3]

[1]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[3]*Trung tâm Công nghệ, Học viện Kỹ thuật quân sự*

general.nhan@gmail.com; Tel:0963768553

Tóm tắt

Ứng suất dư là một thách thức lớn trong công nghệ in 3D WAAM, ảnh hưởng trực tiếp đến độ chính xác hình học và tính toàn vẹn của chi tiết in. Nghiên cứu này phân tích ảnh hưởng của chế độ nhiệt, bao gồm mô hình nguồn nhiệt và thời gian chờ giữa các lớp in, đến sự hình thành và phân bố ứng suất dư. Một mô hình phần tử hữu hạn (FEM) nhiệt–cơ được xây dựng để mô phỏng quá trình đắp từng lớp, cho phép dự đoán trường nhiệt độ, ứng suất dư và chuyển vị tổng thể. Kết quả cho thấy mô hình nguồn nhiệt ảnh hưởng đáng kể đến độ chính xác dự đoán biến dạng. Trong các mô hình khảo sát, mô hình Goldak cho giá trị chuyển vị có sai lệch nhỏ hơn 5% so với thực nghiệm. Bên cạnh đó, thời gian chờ giữa các lớp tác động mạnh đến tích lũy nhiệt và sự phát triển ứng suất dư. Khi tăng thời gian chờ từ 20 s lên 80–120 s, chuyển vị cong võng của đế in giảm rõ rệt so với chế độ nghỉ ngắn. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học cho việc lựa chọn thông số công nghệ nhằm kiểm soát ứng suất dư và nâng cao độ tin cậy của chi tiết WAAM.

Từ khóa: *Metal Additive Manufacturing (MAM), Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM); Ứng suất dư (RS); Mô hình hần tử hữu hạn (FEM); Mô hình nguồn nhiệt Goldak Elip kép, Mô phỏng quá trình WAAM.*

1. Đặt vấn đề

Sản xuất bồi đắp kim loại (Metal Additive Manufacturing - MAM) đang tạo ra cuộc cách mạng trong lĩnh vực chế tạo cơ khí, trong đó Công nghệ chế tạo bồi đắp bằng dây và hồ quang điện (Wire Arc Additive Manufacturing - WAAM) đã chứng minh ưu thế vượt trội về chi phí thấp và tốc độ đắp vật liệu cao (high deposition rate). WAAM đặc biệt phù hợp để chế tạo các cấu kiện kích thước lớn hoặc sửa chữa các chi tiết trong lĩnh vực hàng không vũ trụ. WAAM sử dụng dây hàn làm vật liệu đầu vào và hồ quang điện làm nguồn năng lượng, cho phép tốc độ bồi đắp đạt tới khoảng 6.5 kg/h và giảm đáng kể thời gian chế tạo so với phương pháp gia công truyền thống [1-2]. Công nghệ này đã được áp dụng cho nhiều hợp kim kỹ thuật quan trọng như thép, titan và hợp kim nền nickel, đặc biệt là Inconel 625 và 718 [3-4].

Để giải quyết vấn đề này, nhiều nghiên cứu đã được thực hiện nhằm tối ưu hóa quy trình thông qua mô phỏng số và thực nghiệm [5-12]. Lee và cộng sự [5] đã thực hiện nghiên cứu toàn diện về quá trình in 3D CMT (Cold Metal Transfer) sử dụng thép không gỉ 316L, chỉ ra rằng sự tích tụ nhiệt (heat accumulation) ảnh hưởng mạnh mẽ đến tốc độ làm nguội và cấu trúc vi mô của các lớp đắp. Tác giả đã phát triển mô hình số dựa trên nguồn nhiệt Goldak để dự đoán khoảng cách lớp in thứ cấp và khẳng định vai trò của việc kiểm soát nhiệt độ giữa các lớp. Trong một nghiên cứu khác tập trung vào siêu hợp kim Inconel 625, Mishra và cộng sự [6] đã xây dựng mô hình phần tử hữu hạn (FEM) nhiệt-cơ học. Kết quả của họ cho thấy ứng suất dư

* Email: buimanhcuongkck@lqdtu.edu.vn

kéo dọc trục có thể giảm tới 50% sau khi tháo kẹp, đồng thời xác nhận sự phù hợp của mô hình nguồn nhiệt Goldak elip kép trong việc mô phỏng phân bố nhiệt độ và biến dạng.

Trong lĩnh vực hàn và WAAM, mô hình nguồn nhiệt Ellipsoid kép của Goldak được sử dụng phổ biến nhằm mô tả phân bố năng lượng hồ quang [13]. Các nghiên cứu mô phỏng WAAM đối với Inconel 625 và 718 đã tập trung vào dự đoán lịch sử nhiệt, ứng suất dư và biến dạng tổng thể [6-14].

Bên cạnh đó, thời gian nghỉ giữa các lớp in (inter-layer dwell time) là một tham số công nghệ có ảnh hưởng trực tiếp đến mức độ tích tụ nhiệt (heat accumulation) và gradient nhiệt theo phương xây dựng. Một số nghiên cứu đã đề cập đến vai trò của chu trình nhiệt lặp lại trong sự tiến hóa vi cấu trúc và ứng suất dư [14], tuy nhiên việc khảo sát có hệ thống ảnh hưởng của thời gian nghỉ giữa các lớp đến sự hình thành và phân bố ứng suất dư trong WAAM hợp kim nền nickel vẫn còn hạn chế.

Do đó, nghiên cứu này tập trung vào hai mục tiêu chính: thứ nhất là khảo sát ảnh hưởng của thời gian nghỉ giữa các lớp (20–120 s) đến sự hình thành và phân bố ứng suất dư trong WAAM Inconel 718; hai là đánh giá ảnh hưởng của các mô hình nguồn nhiệt khác nhau đến trường nhiệt và ứng suất dư dự đoán.

Mô hình bài toán nhiệt – cơ ghép nối tuần tự được xây dựng trong phần mềm LS-DYNA, cho phép mô phỏng quá trình bồi đắp nhiều lớp với kỹ thuật kích hoạt phần tử và nguồn nhiệt di động phụ thuộc thời gian. LS-DYNA được lựa chọn nhờ khả năng giải bài toán phi tuyến nhiệt – cơ với biến dạng lớn, phụ thuộc nhiệt độ và điều kiện biên thay đổi theo thời gian. Kết quả mô phỏng được phân tích nhằm làm rõ cơ chế vật lý chi phối sự hình thành ứng suất dư và đề xuất khoảng thời gian nghỉ hợp lý cho quá trình WAAM. Nghiên cứu này sẽ đóng góp vào việc hiểu rõ hơn vai trò của tham số chu trình nhiệt và lựa chọn mô hình nguồn nhiệt trong dự đoán ứng suất dư, từ đó hỗ trợ tối ưu hóa quy trình WAAM cho các hợp kim nền nickel hiệu suất cao.

2. Mô hình bài toán nhiệt- cơ trong quá trình WAAM

Mô phỏng quá trình in 3D kim loại bằng WAAM là một bài toán nhiệt – cơ ghép nối phức tạp, trong đó trường nhiệt tức thời quyết định trực tiếp đến sự hình thành ứng suất dư và biến dạng sau in. Để mô tả chính xác bản chất vật lý của quá trình này, mô hình phần tử hữu hạn được xây dựng dựa trên chiến lược giải đồng thời bài toán nhiệt- cơ trong môi trường LS-DYNA.

2.1. Phương trình dẫn nhiệt tổng quát trong quá trình WAAM

Đối với bài toán dẫn nhiệt không ổn định ba chiều trong quá trình WAAM, phương trình vi phân dẫn nhiệt dạng tổng quát nhất được viết như sau [15-18]:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k_y \frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k_z \frac{\partial T}{\partial z}\right)+\dot{q}=\frac{\partial(\rho C T)}{\partial t} \qquad (1)$$

trong đó: T – nhiệt độ; C – nhiệt dung riêng của vật liệu, phụ thuộc vào nhiệt độ; k_x, k_y, k_z – hệ số dẫn nhiệt theo các phương và phụ thuộc nhiệt độ; $\dot{q}$ là mật độ công suất sinh nhiệt thể tích do nguồn hồ quang tạo ra, biểu diễn tốc độ sinh nhiệt trên một đơn vị thể tích (W/m³) của nguồn hồ quang trong quá trình WAAM, ρ – khối lượng riêng của vật liệu, t – thời gian.

Nghiệm của phương trình dẫn nhiệt phải thỏa mãn các điều kiện biên:

Điều kiện biên loại I – cho trước nhiệt độ, áp dụng khi nhiệt độ được khống chế

$$T = T_S(x, y, z) \tag{2}$$

Điều kiện biên loại II – cho trước mật độ dòng nhiệt trên biên, tức là mật độ dòng nhiệt bề mặt áp đặt trên biên S_q:

$$-(k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} n_z) = q\,|_{S_q} \tag{3}$$

trong đó, q – mật độ dòng nhiệt trên biên S_q; n_x, n_y, n_z là các cosin chỉ phương pháp tuyến ngoài.

Điều kiện biên loại III – trao đổi nhiệt đối lưu (định luật Newton) và bức xạ trên biên S_h:

$$-(k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} n_z) = h(T - T_\infty)\,|_{S_h} + \varepsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4)\,|_{S_h} \tag{4}$$

trong đó: h – hệ số trao đổi nhiệt đối lưu; T_∞ – nhiệt độ môi trường; ε – hệ số phát xạ; σ- hệ số Boltzmann.

Để giải phương trình (1) bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM), sử dụng phương pháp Galerkin (phương pháp dư có trọng số). Ta xây dựng dạng yếu [18]:

$$\iiint_V \left[\frac{\partial}{\partial x}\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{q} - C\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} \right] N_i dV = 0 \tag{5}$$

Sau khi áp dụng định lý Green–Gauss và biến đổi, thu được hệ phương trình ma trận viết dưới dạng FEM [15, 16, 18]:

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{F\} \tag{6}$$

trong đó: [C]-Ma trận nhiệt dung, [K] - Ma trận dẫn nhiệt, {F}- Vector tải nhiệt, lần lượt được xác định như sau:

$$[C] = \int_V \rho C [N]^T [N] dV \tag{7}$$

$$[K] = \int_V [B]^T [D][B] dV + \int_{Sh} h[N]^T [N] dS \tag{8}$$

$$\{F\} = \int_V [N]^T \dot{q} dV + \int_{Sq} [N]^T q dS + \int_{Sh} [N]^T h.T_\infty dS + \int_S [N]^T \varepsilon\sigma.T_\infty^4 dS \tag{9}$$

với [B]- ma trận gradient của hàm dạng; [D] - ma trận dẫn nhiệt, [N] hàm dạng.

Trong các thành phần của vector tải nhiệt {F} ở trên, thành phần đầu tiên $\{F_{Vol}\} = \int_V [N]^T \dot{q} dV$ chính là tải nhiệt do nguồn nhiệt thể tích của quá trình WAAM, đây là nơi đưa vào các mô hình nguồn nhiệt dạng Goldak, Gaussian…, nếu dùng tải nhiệt loại này thì thành phần tải nhiệt thứ 2 (cụ thể là tải dòng nhiệt bề mặt $\{F_{Flux}\} = \int_{Sq} [N]^T q dV$) sẽ không tham gia vào biểu thức (9).

2.2. Các mô hình nguồn nhiệt trong quá trình WAAM

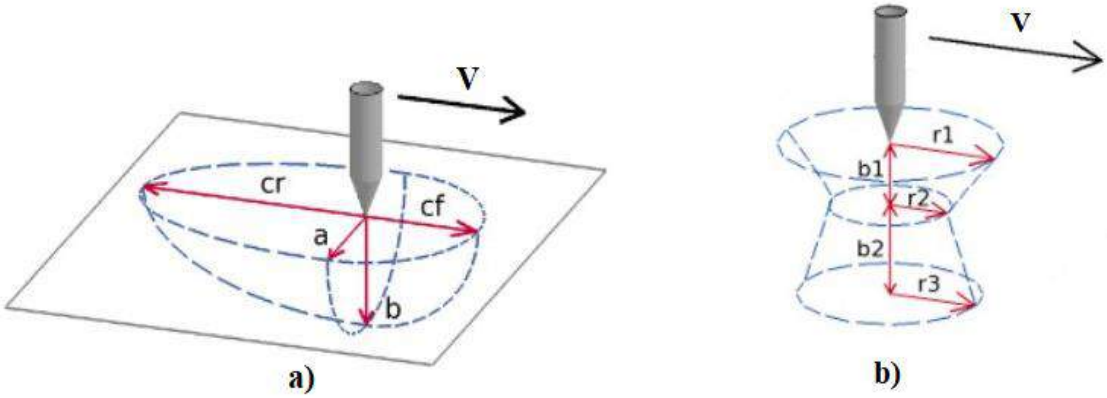
Hiện nay, trong quá trình WAAM tồn tại một số mô hình nguồn nhiệt [13-16], phổ biến nhất là mô hình nguồn nhiệt thể tích và mô hình nguồn nhiệt bề mặt. Với mô hình nguồn nhiệt thể tích có các mô hình: nguồn nhiệt Goldak Gaussian, Double Ellipsoid thể tích, nguồn nhiệt dạng hình nón Cone. Với mô hình nguồn nhiệt bề mặt có: nguồn nhiệt Gaussian bề mặt, nguồn nhiệt lai (Gaussian bề mặt và phân bố thể tích).

Với mô hình nguồn nhiệt Goldak, có mật độ công suất sinh nhiệt thể tích q˙(x,y,z,t) của nguồn được chia thành nửa trước $\dot{q}_f(x,y,z,t)$ và $\dot{q}_r(x,y,z,t)$.

$$\dot{q}_f(x,y,z,t) = \frac{2n\sqrt{n}f_f Q}{\pi\sqrt{\pi}abc_f}\exp\left(-n\frac{x^2}{a^2}-n\frac{y^2}{b^2}-n\frac{z^2}{c_f^2}\right) \qquad (10)$$

$$\dot{q}_r(x,y,z,t) = \frac{2n\sqrt{n}f_f Q}{\pi\sqrt{\pi}abc_r}\exp\left(-n\frac{x^2}{a^2}-n\frac{y^2}{b^2}-n\frac{z^2}{c_r^2}\right) \qquad (11)$$

trong đó $Q=\eta UI$ - công suất hồ quang (với η, U, I lần lượt là biệu suất, hiệu điện thế và dòng điện hồ quang); n- số mũ hàm Goldak thường là 3; c_f, c_r là các bán trục trước và sau theo phương hàn; a- bán trục ngang; b- bán trục theo chiều sâu; còn các hệ số $f_f + f_r = 2$ (xem Hình 1a).

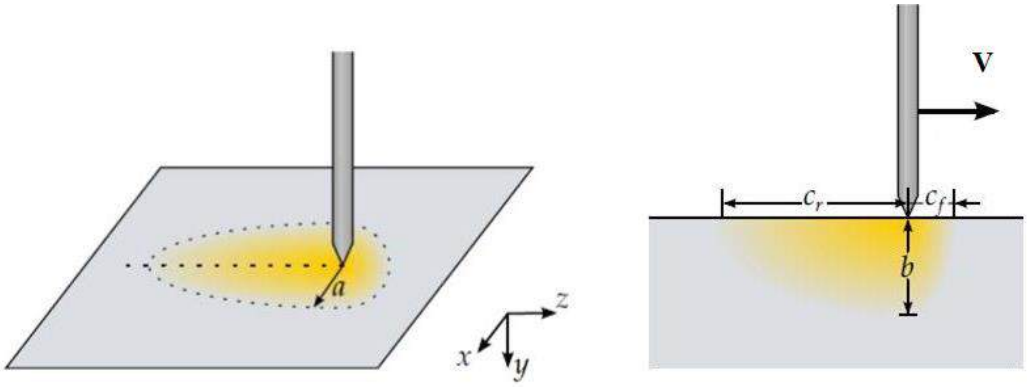


Hình 1. Mô hình nguồn nhiệt Goldak Gaussian (a) và hình nón (b).

Mô hình nguồn nhiệt nón (nón cụt và hai nón Hình1b), mật độ công suất sinh nhiệt thể tích trong mỗi phần nón được xác định theo dạng:

$$\dot{q}(x,y,z,t) = \frac{3fQ}{2\pi b(R^2+r^2+Rr)} \qquad (12)$$

trong đó với hình nón trên R=r1, r=r2, b=b_1, f=f_1; với hình nón dưới R=r_2, r=r_3, b=b_2, f=f_2.



Hình 2. Mô hình nguồn nhiệt Double Ellipsoid.

Mô hình nguồn nhiệt hai hình elip (Hình 2), mật độ công suất sinh nhiệt thể tích được xác định như sau:

$$\dot{q}(x,y,z,t) = \frac{3fQ}{2\pi abc} \tag{13}$$

2.3. Ứng suất dư do nhiệt trong quá trình WAAM

Trong quá trình WAAM, trường nhiệt tức thời đóng vai trò là tải nhiệt của bài toán cơ học. Sự chênh lệch nhiệt và co ngót giữa các lớp đắp in, cùng với điều kiện kẹp chặt trong quá trình in, tạo nên trường ứng suất dư phức tạp. Sau khi tháo kẹp, trạng thái cân bằng mới được thiết lập và dẫn đến cong vênh kết cấu. Quan hệ ứng suất – biến dạng có dạng:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{14}$$

Trong đó véc tơ biến dạng $\{\varepsilon\}$ là tổng hợp các thành phần biến đàn hồi $\{\varepsilon^e\}$, chảy dẻo $\{\varepsilon^p\}$ và nhiệt độ $\{\varepsilon^{th}\}$:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^p\} + \{\varepsilon^{th}\} \tag{15}$$

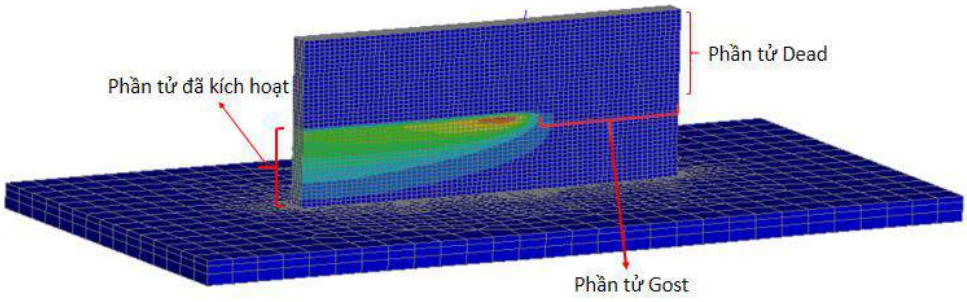
Trong đó biến dạng nhiệt được xác định bởi:

$$\{\varepsilon^{th}\} = \alpha(T)(T - T_0) \tag{16}$$

3. Kết quả và thảo luận

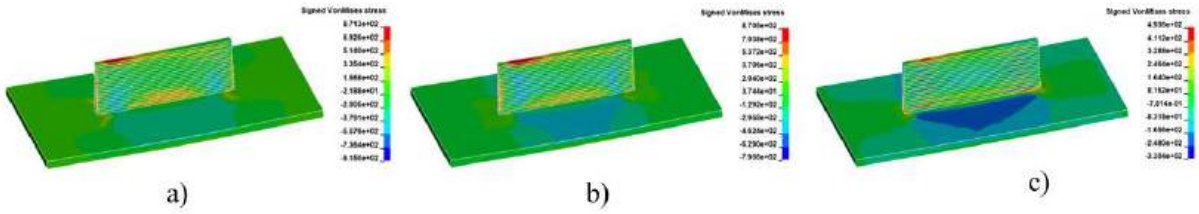
Tiến hành mô hình hoá bài toán nghiên cứu gồm tấm nền là thép C45 có kích thước: dài x rộng x cao là 200×80×6 mm được kẹp cứng 2 đầu trong quá trình in. Vật liệu được bồi đắp theo 20 lớp với chiều dài 100 mm, mỗi lớp dày 2 mm là vật liệu Inconel 625, cơ tính được lấy từ tài liệu [12]. Toàn bộ quá trình bồi đắp được mô phỏng theo kỹ thuật kích hoạt phần tử (element activation technique). Kỹ thuật này phân loại các phần tử thành ba trạng thái: "Bình thường", phần tử "Ma" (Ghost), và phần tử "Chết" (Dead), chúng sẽ cho phép mô phỏng sự gia tăng độ cứng kết cấu theo tiến trình đông đặc của kim loại nóng chảy. Cả hai loại phần tử "Chết" và "Ma" đều là các phần tử được vô hiệu hóa. Nhưng các phần tử "Chết" là vật liệu chưa đến lượt được đắp, trong khi phần tử "Ma" là lớp vật liệu đang nằm trên đường bồi đắp hiện tại và chờ nhiệt độ đạt ngưỡng để được kích hoạt hoàn toàn để trở thành phần tử "bình thường"). Để đảm

bảo tính hội tụ mà vẫn đảm bảo tiết kiệm bộ nhớ, bài toán được mô hình hoá với kích thước phần tử rất nhỏ ở phần bồi đắp và vùng xung quanh, vùng xa hơn sử dụng mô hình kích thước lớn hơn, cả mô hình có 25302 phần tử loại 6 mặt 20 nút, tổng số nút là 32267.



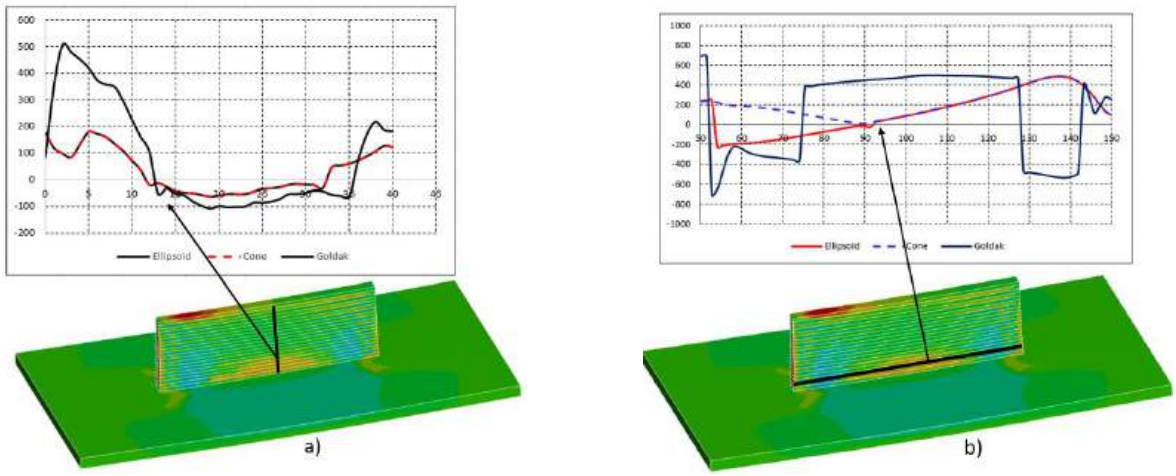
Hình 3. Các loại phần tử trong quá trình WAAM.

Trước tiên thực hiện mô phỏng số với 3 kiểu mô hình nguồn nhiệt khác nhau bao gồm: nguồn nhiệt Goldak, nguồn nhiệt Double Ellipsoid, nguồn nhiệt Cone. Mô phỏng được thực hiện trên máy tính trạm Core i7, 20 nhân, 32GB, thời gian mô phỏng mỗi trường hợp hết 18 giờ, tổng thời gian mô phỏng cho 3 kiểu nguồn nhiệt hết 54 giờ chạy liên tục. Kết quả trường phân bố ứng suất dư cho 3 kiểu nguồn nhiệt được thể hiện trên Hình 4.



Hình 4. Trường phân bố ứng suất dư trong quá trình WAAM với các kiểu nguồn nhiệt: Goldak (a), Double Ellipsoid (b), Cone (c).

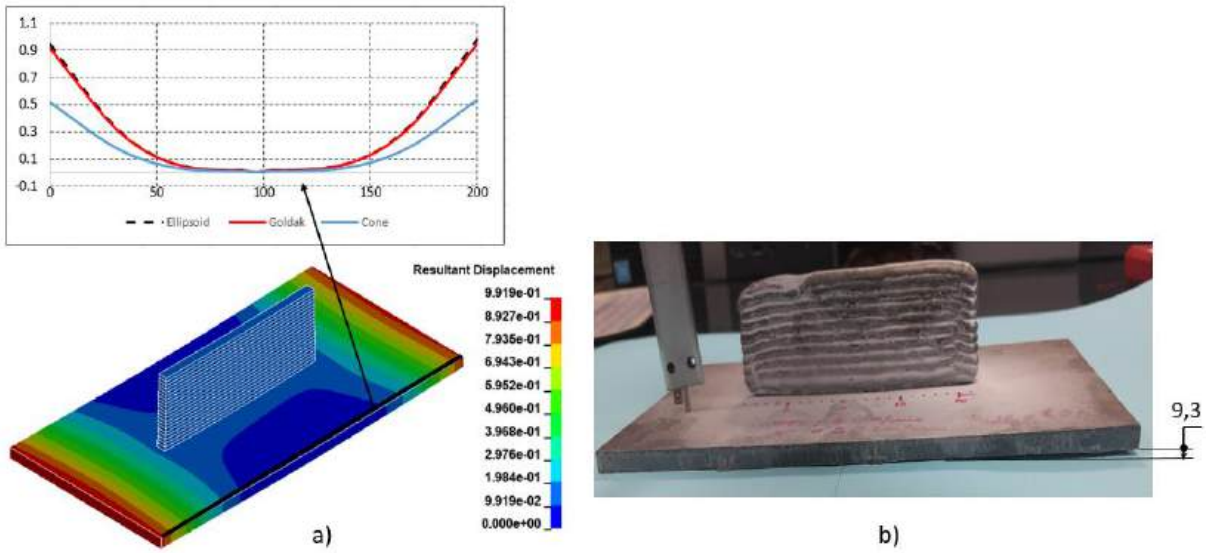
Trên Hình 5 thể hiện giá trị ứng suất dư dọc theo chiều cao và chiều dài tại chân đường bồi đắp của 3 kiểu mô hình nguồn nhiệt, còn trên Hình 6 thể hiện đồ thị chuyển vị dọc theo chiều dài đế in và so sánh với kết quả in 3D thực tế.



Hình 5. Giá trị ứng suất dư dọc theo chiều cao (a) và chiều dài tại chân đường bồi đắp (b)

Từ Hình 4 có thể nhận thấy rằng sự phân bố ứng suất dư phụ thuộc mạnh vào đặc trưng phân bố mật độ năng lượng của từng mô hình nguồn nhiệt. Với mô hình Goldak, trường ứng

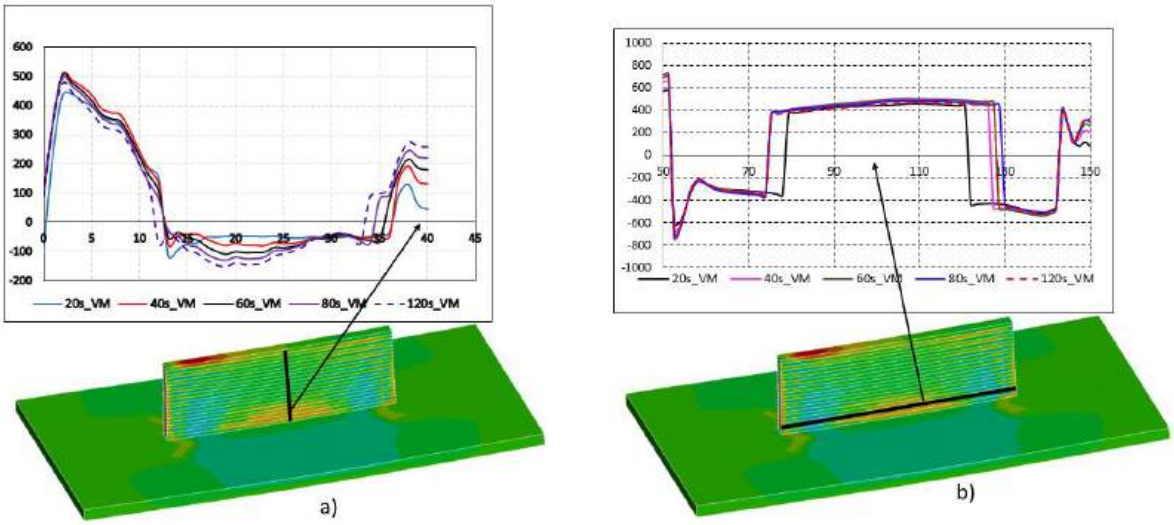
suất dư tập trung cao tại vùng chân đường bồi đắp và giảm dần theo chiều rộng đế in, thể hiện quy luật phân bố tương đối đối xứng và liên tục. Mô hình Double Ellipsoid cho phân bố ứng suất có xu hướng mở rộng hơn theo phương ngang, tuy nhiên biên độ ứng suất cực đại thấp hơn so với Goldak. Hình 5a cho thấy ứng suất dư lớn nhất xuất hiện tại vùng gần đỉnh lớp in và giảm dần về phía chân đế. Mô hình Goldak cho giá trị ứng suất kéo cực đại lớn nhất, đồng thời thể hiện sự chuyển tiếp rõ ràng giữa vùng kéo và nén.



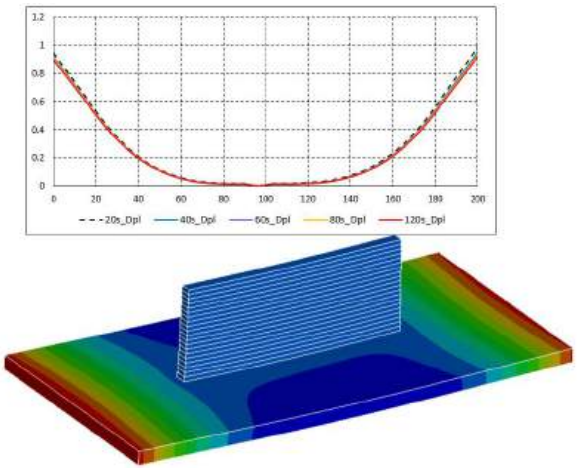
Hình 6. Giá trị chuyển vị dọc theo chiều dài đế theo mô phỏng (a) và theo kết quả đo thực nghiệm (b).

Hình 5b cho thấy ứng suất dư biến thiên mạnh ở hai đầu mẫu và ổn định hơn tại vùng giữa: Goldak cho sự biến thiên rõ rệt, đặc biệt là vùng ứng suất nén lớn tại hai đầu, phản ánh chính xác hiệu ứng tích lũy nhiệt và ràng buộc cơ học của nền đế. Double Ellipsoid và Cone cho đường cong biến thiên trơn hơn, nhưng mức độ phù hợp với quy luật thực tế kém hơn. Hình 6 cho thấy: Chuyển vị có dạng cong võng đối xứng, giá trị lớn nhất xuất hiện tại hai đầu và nhỏ nhất tại vùng trung tâm. Mô hình Goldak cho giá trị chuyển vị cực đại xấp xỉ 9,9 mm, gần với giá trị thực nghiệm đo được (≈ 9,3 mm).

Bước tiếp theo, nhóm nghiên cứu tiến hành khảo sát ảnh hưởng của thời gian nghỉ giữa các lớp in đến sự hình thành ứng suất và biến dạng dư trong chi tiết. Thời gian nghỉ được khảo sát lần lượt là 20s, 40s, 60s, 80s, 120s. trên Hình 7 thể hiện giá trị ứng suất dư dọc theo chiều cao và chiều dài tại chân đường bồi đắp ở ứng với các thời gian nghỉ khác nhau. Hình 8 là đồ thị thể hiện chuyển vị dư của đế dọc theo chiều dài ứng với các trường hợp thời gian nghỉ khác nhau.



Hình 7. Giá trị ứng suất dư dọc theo chiều cao (a) và chiều dài tại chân đường bồi đắp (b) ứng với thời gian nghỉ khác nhau



Hình 8. Đồ thị chuyển vị dư của đế dọc theo chiều dài ứng với các thời gian nghỉ khác nhau.

Hình 7a cho thấy thời gian nghỉ giữa các lớp (20 s, 40 s, 60 s, 80 s, 120 s) ảnh hưởng rõ rệt đến biên độ và quy luật phân bố ứng suất dư. Khi thời gian nghỉ ngắn (20–40 s), ứng suất kéo cực đại tại vùng gần chân lớp in có giá trị cao nhất. Nguyên nhân là do tích lũy nhiệt lớn, dẫn đến gradient nhiệt cao giữa lớp mới và các lớp bên dưới. Khi thời gian nghỉ tăng lên (60–120 s), biên độ ứng suất kéo giảm dần. Hình 7b cho thấy: Ứng suất dư lớn tập trung tại hai đầu mẫu do hiệu ứng ràng buộc cơ học và biên tự do. Với thời gian nghỉ ngắn, giá trị ứng suất nén và kéo tại hai đầu có biên độ lớn hơn đáng kể. Khi thời gian nghỉ tăng, biên độ dao động ứng suất tại hai đầu giảm, đường cong phân bố trở nên ổn định hơn tại vùng trung tâm.

Hình 8 cho thấy chuyển vị dư của tất cả các trường hợp đều có dạng cong võng đối xứng, với chuyển vị lớn nhất tại hai đầu và nhỏ nhất tại vùng giữa. Với thời gian nghỉ 20 s và 40 s giá trị chuyển vị lớn nhất, phản ánh mức độ tích lũy nhiệt cao và ứng suất dư lớn. Khi thời gian nghỉ tăng lên 80 s và 120 s, giá trị chuyển vị cực đại giảm đáng kể, cho thấy biến dạng tổng thể được kiểm soát tốt hơn.

4. Kết luận

Bài báo đã tiến hành nghiên cứu ảnh hưởng của mô hình nguồn nhiệt và thời gian nghỉ giữa các lớp đến sự hình thành ứng suất dư và biến dạng trong quá trình chế tạo bằng công nghệ WAAM thông qua mô phỏng số kết hợp so sánh với thực nghiệm. Kết quả cho thấy mô hình nguồn nhiệt có ảnh hưởng đáng kể đến phân bố ứng suất và chuyển vị tổng thể. Trong ba mô hình khảo sát, mô hình Goldak tái hiện phân bố năng lượng hồ quang hợp lý hơn, thể hiện trường ứng suất tập trung rõ tại vùng chân và đỉnh đường bồi đắp, đồng thời phản ánh đúng gradient nhiệt theo phương đứng và phương dọc chiều dài. Đối với thời gian nghỉ giữa các lớp, khi thời gian nghỉ tăng, lớp trước có điều kiện nguội nhiều hơn trước khi lớp tiếp theo được bồi đắp. Điều này làm tăng chênh lệch nhiệt độ cục bộ tại thời điểm tái nung nóng, nhưng đồng thời làm giảm mức độ tích lũy nhiệt toàn cục của chi tiết.

Như vậy, việc lựa chọn mô hình nguồn nhiệt phù hợp trong mô phỏng và tối ưu hóa thời gian nghỉ giữa các lớp là hai yếu tố then chốt để kiểm soát ứng suất dư và biến dạng trong công nghệ WAAM. Sự kết hợp giữa mô hình Goldak và thời gian nghỉ đủ lớn ($\geq$ 80 s trong phạm vi khảo sát) cho kết quả phù hợp với thực nghiệm và góp phần nâng cao độ chính xác hình học của chi tiết chế tạo.

Tài liệu tham khảo

1. Williams, S. W., Martina, F., Addison, A. C., et al. (2016). Wire + arc additive manufacturing. *Materials Science a nd Technology, 32(7)*, 641–647. https://doi.org/10.1179/1743284715Y. 0000000073.
2. Bintao Wu, Zengxi Pan, Donghong Ding, Dominic Cuiuri, Huijun Li, Jing Xu, John Norrish. A review of the wire arc additive manufacturing of metals: properties, defects and quality improvement, *Journal of Manufacturing Processes, Volume 35*, 2018, Pages 127-139, ISSN 1526-6125, https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.08.001.
3. Tiago A. Rodrigues, V. Duarte, R. M. Miranda, Telmo G. Santos and J. P. Oliveira. Current Status and Perspectives on Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM). *Materials* 2019, *12*(7), 1121; https://doi.org/10.3390/ma12071121.
4. Cui E. Seow, Harry E. Coules, Guiyi Wu, Raja H.U. Khan, Xiangfang Xu, Stewart Williams. Wire + Arc Additively Manufactured Inconel 718: Effect of post-deposition heat treatments on microstructure and tensile properties. *Materials & Design*, Volume 183, 2019, ISSN 0264-1275, https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108157.
5. Seung Hwan Lee. CMT-Based Wire Arc Additive Manufacturing Using 316L Stainless Steel: Effect of Heat Accumulation on the Multi-Layer Deposits. 2020, doi: 10.3390/met10020278.
6. Rajnish Mishra. Experimental and Numerical Investigation of Double Pass Overlapping Beads by Twin-Wire Welding Additive Manufacturing Process. 2022.
7. J. Ding et al. Thermo-mechanical analysis of Wire and Arc Additive Layer Manufacturing process on large multi-layer parts. 2011. doi: 10.1016/j.commatsci.2011.06.023.
8. Rajnish Mishra. Thermo-mechanical modelling of the wire arc based additively manufactured Inconel 625 superalloy. 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2023.08.142.
9. D. Deng, H. Murakawa, and W. Liang. Numerical simulation of welding distortion in large structures. 2007. doi: 10.1016/j.cma.2007.05.023.

10. B. Tomar and S. Shiva. Cold metal transfer-based wire arc additive manufacturing. *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 45, no. 3, p. 157, Mar. 2023, doi: 10.1007/s40430-023-04084-2.
11. N. A. Rosli, M. R. Alkahari, F. R. Ramli, M. N. Sudin, and S. Maidin. Influence of Process Parameters in Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM) Process. 2020. doi: 10.24191/jmeche. v17i2.15301.
12. Gui Wang, Jiazhu Wu, Wang Li, Zhenggang Chen, Hongwei Zhang, Jie Xiao, Cunhong Yin. Manipulating thermomechanical behavior during synchronous gas cooling-assisted laser-directed energy deposition of Inconel 718. *Thermal Science and Engineering Progress*, Volume 69, 2026, 104279, ISSN 2451-9049. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2025.104279.
13. Goldak, J., Chakravarti, A. & Bibby, M. A new finite element model for welding heat sources. Metall Trans B 15, 299–305 (1984). https://doi.org/10.1007/BF02667333.
14. An Hönnige, Cui Er Seow, Supriyo Ganguly, Xiangfang Xu, Sandra Cabeza, Harry Coules, Stewart Williams. Study of residual stress and microstructural evolution in as-deposited and inter-pass rolled wire plus arc additively manufactured Inconel 718 alloy after ageing treatment. *Materials Science and Engineering: A, Volume 801*, ISSN 0921-5093, https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140368.
15. Guido Dhondt. *The Finite Element Method for Three – dimensional Thermomechanical Applications*. John Wiley & Sons, 2004 – 355 p.
16. Zienkiewicz O. C. Butterworth – Heinemann. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*. 2005. – 752 p.
17. Репецкий О. В, Буй Мань Кыонг.Трехмерное тепловое и напряженно-деформированное состояние конвективных охлаждаемых лопаток турбомашин с учётом изменения физических свойств материала в зависимости от температуры. *Вестник Иркутского регионального отделения академии наук высшей школы России*. – 2010. – №2 (17). – С. 195 – 208.
18. Репецкий О.В, Буй Мань Кыонг, *Прогнозирование усталостной прочности рабочих лопаток турбомашин*. Palmarium academic publishing, Saarbruecken – 2012.

Study on the Influence of Heat Source Modeling and Interlayer Dwell Time on Residual Stress Formation in Wire Arc Additive Manufacturing

Abstract: *Residual stress is a major challenge in Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM), directly affecting the geometric accuracy and structural integrity of fabricated components. This study analyzes the influence of thermal conditions, including heat source modeling and interlayer dwell time, on the formation and distribution of residual stresses. A coupled thermo–mechanical finite element model (FEM) was developed to simulate the layer-by-layer deposition process, enabling the prediction of temperature fields, residual stresses, and overall structural displacement. The results indicate that the heat source model significantly influences the accuracy of deformation prediction. Among the investigated models, the Goldak heat source exhibited a deviation of less than 5% in predicted displacement compared with experimental measurements. In addition, interlayer dwell time strongly affects heat accumulation and the evolution of residual stresses. Increasing the dwell time from 20 s to 80–120 s markedly reduced the out-of-plane distortion of the substrate compared with shorter dwell conditions. These findings provide a scientific basis for selecting appropriate process parameters to control residual stresses and enhance the reliability of WAAM-fabricated components.*

Keywords: Metal Additive Manufacturing (MAM); Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM); Residual Stress (RS); Finite Element Method (FEM); Goldak Double-Ellipsoidal Heat Source Model; WAAM Process Simulation.

Nghiên cứu mất ổn định kéo vào của dầm kích thước micro trong hệ vi cơ điện tử MEMS

Nguyễn Thế Bình[1], Lê Đức Long[2], Lê Công Ích[2*]

[1]*Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[2]*Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: lecongich79@lqdtu.edu.vn; Tel: 0983134436

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu hiện tượng mất ổn định kéo vào của dầm kích thước micro trong hệ vi cơ điện tử (MEMS) dưới tác dụng của điện áp một chiều, có xét đến ảnh hưởng của lực dọc trục và hiệu ứng kích thước nhỏ. Mô hình cơ học của dầm được xây dựng trên cơ sở quan hệ phi tuyến hình học von Kármán, lý thuyết dầm Timoshenko và lý thuyết ứng suất cặp sửa đổi. Trên cơ sở đó, phần tử hữu hạn dầm hai nút với các hàm nội suy phân cấp được thiết lập nhằm hạn chế hiện tượng khóa trượt. Hệ phương trình cân bằng của phần tử được giải bằng thuật toán lặp Newton–Raphson để xác định độ võng và điện áp tới hạn gây mất ổn định kéo vào của dầm. Kết quả số cho thấy điện áp tới hạn phụ thuộc rõ rệt vào khe hở ban đầu, lực dọc trục và tham số kích thước nhỏ; trong đó, lực nén làm giảm điện áp tới hạn, còn sự gia tăng tham số kích thước nhỏ làm tăng độ cứng hiệu dụng và do đó làm tăng điện áp tới hạn của dầm.

Từ khóa: *Dầm micro; Mất ổn định kéo vào; MEMS; Dầm Timoshenko; Ứng suất cặp sửa đổi.*

1. Mở đầu

Các hệ vi cơ-điện tử (MEMS) được phát triển mạnh mẽ từ những năm 80 của thế kỷ trước với nhiều ứng dụng trong thực tiễn. Dầm với kích thước micro (gọi tắt là dầm micro) là phần tử kết cấu cơ bản, được sử dụng rộng rãi trong các thiết bị MEMS, chẳng hạn công tắc điện dung, bộ cộng hưởng, bộ lọc và cảm biến. Các đặc trưng quan trọng của MEMS như độ võng ngang và điện áp kéo vào, có thể được xác định bằng thực nghiệm hoặc thông qua các phương pháp mô phỏng số. Do chịu lực tĩnh điện, dầm micro thường có biến dạng với độ võng lớn, đòi hỏi các phân tích phi tuyến để đánh giá chính xác ứng xử và các đặc trưng cơ học của dầm.

Trong các nghiên cứu ban đầu, lý thuyết dầm cổ điển như lý thuyết dầm Euler-Bernoulli, bỏ qua ảnh hưởng của hiệu ứng kích thước nhỏ, thường được sử dụng để mô phỏng dầm micro. Chẳng hạn, Choi và Lovell [1] nghiên cứu đáp ứng của dầm micro nhờ việc sử dụng kết hợp lý thuyết Euler-Bernoulli với phương pháp "shooting". Phương pháp Galerkin được một số tác giả sử dụng để xác định tần số dao động và điện áp kéo vào của dầm micro dưới kích thích tĩnh và động, đồng thời xét đến ảnh hưởng của lực dọc trục sinh ra bởi ứng suất dư khi chế tạo MEMS [2]. Các nghiên cứu tiếp theo hướng tới việc phân tích đáp ứng phi tuyến của dầm micro chịu kích thích điện, bao gồm hiện tượng kéo vào tĩnh và động, với sự ảnh hưởng của phi tuyến hình học, lực dọc trục và cản nhớt [3]. Phương pháp phần tử hữu hạn và các phần mềm thương mại như COMSOL cũng được áp dụng để nghiên cứu mất ổn định kéo vào của dầm micro [4], trong khi các mô hình xét đến hiệu ứng điện trường cho kết quả phù hợp tốt với thực nghiệm [5].

Gần đây, ảnh hưởng của hiệu ứng kích thước nhỏ đến đáp ứng cơ học của các phần tử

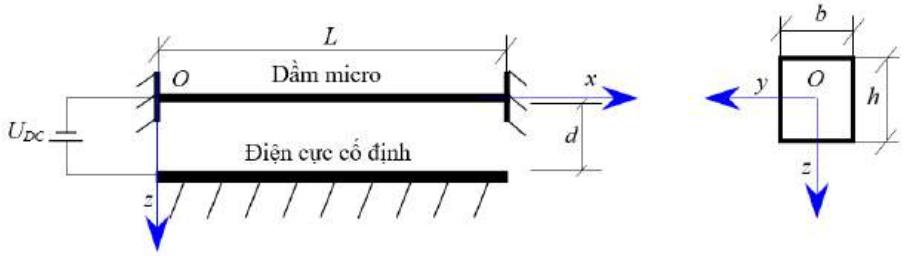
* Email: lecongich79@lqdtu.edu.vn

kết cấu trong MEMS thu hút nhiều sự quan tâm, dẫn đến sự phát triển của các lý thuyết liên tục bậc cao [6, 7]. Trong số đó, lý thuyết ứng suất cặp sửa đổi (Modified Couple Stress Theory - MCST), với một tham số kích thước nhỏ [8], được sử dụng rộng rãi trong phân tích dầm micro. Các nghiên cứu cho thấy việc bỏ qua hiệu ứng kích thước nhỏ có thể dẫn đến sai lệch đáng kể trong tính toán độ võng và điện áp kéo vào, cũng như sự xuất hiện các vùng mất ổn định phức tạp trong đáp ứng động [9].

Trong bài báo này, hiện tượng mất ổn định kéo vào của dầm micro làm từ silicon trong MEMS, chịu tác động của lực kéo/nén dọc trục, xét đến ảnh hưởng của hiệu ứng kích thước nhỏ, được nghiên cứu bằng phương pháp phần tử hữu hạn phi tuyến. Hiệu ứng kích thước nhỏ và biến dạng của dầm được mô hình hóa với sự kết hợp MCST và lý thuyết dầm Timoshenko. Yếu tố phi tuyến hình học được mô tả thông qua mối quan hệ phi tuyến von Kármán, trong khi phương pháp Newton-Raphson được sử dụng để xác định độ võng và điện áp kéo vào tới hạn của dầm micro dưới tác dụng của lực tĩnh điện. Ảnh hưởng của lực dọc trục và tham số kích thước nhỏ đến ứng xử kéo vào của dầm micro được khảo sát và thảo luận chi tiết.

2. Mô hình toán học

Hình 1 minh họa dầm micro làm bằng silicon trong hệ vi cơ điện tử (MEMS), trong đó hai điện cực đặt dưới hiệu điện thế một chiều U_{DC}. Điện cực thứ nhất là một dầm micro ngàm ở cả hai đầu, có chiều dài L và mặt cắt hình chữ nhật với chiều rộng b và chiều cao h. Điện cực thứ hai là điện cực cố định, tuyệt đối cứng, đặt đối diện với dầm và cách dầm một khoảng d; hệ được đặt trong môi trường chân không. Hệ tọa độ Đề các gắn với dầm có gốc tại đầu trái, trục x trùng với trục dầm ở trạng thái ban đầu và hướng dọc theo chiều dài dầm; còn trục Oy hướng theo chiều dày của dầm; trong khi trục z hướng xuống dưới.



Hình 1. Sơ đồ dầm micro và điện cực cố định trong MEMS

Lý thuyết dầm Timoshenko được sử dụng trong nghiên cứu này để mô tả biến dạng của dầm micro. Theo lý thuyết này, chuyển vị dọc trục (u_1) và chuyển vị ngang (u_3) tại một điểm bất kỳ của dầm được xác định như sau:

$$u_1(x,z) = u_0(x) - z\,\theta(x),\ \ u_3(x,z) = w_0(x), \tag{1}$$

trong đó, z là tọa độ của điểm đang xét theo phương vuông góc với trục dầm; $u_0(x)$ và $w_0(x)$ lần lượt là chuyển vị dọc trục và chuyển vị ngang của điểm tương ứng trên trục dầm; và $\theta(x)$ là góc xoay của tiết diện ngang quanh trục y.

Dựa trên quan hệ phi tuyến von Kármán, biến dạng dọc trục và biến dạng cắt tại một điểm bất kỳ trên dầm với tọa độ (x, z) được cho như sau:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_1}{\partial x} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_3}{\partial x}\right)^2 = \frac{\partial u_0}{\partial x} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w_0}{\partial x}\right)^2 - z\frac{\partial \theta}{\partial x},\ \gamma_{xz} = \frac{\partial u_1}{\partial z} + \frac{\partial u_3}{\partial x} = \frac{\partial w_0}{\partial x} - \theta \tag{2}$$

Với giả thiết vật liệu dầm có ứng xử đàn hồi tuyến tính, các thành phần ứng suất liên hệ với các thành phần biến dạng theo công thức sau:

$$\sigma_{xx}(x,z) = E\,\varepsilon_{xx}(x,z), \quad \tau_{xz}(x,z) = \psi\, G\,\gamma_{xz}(x,z) \tag{3}$$

trong đó σ_{xx} và τ_{xz} lần lượt là ứng suất pháp và ứng suất trượt, G là mô đun trượt hiệu dụng; và ψ là hệ số hiệu chỉnh trượt, được lấy bằng 5/6 đối với các dầm có mặt cắt hình chữ nhật xét trong nghiên cứu này.

Do cơ học kết cấu truyền thống không mô phỏng được hiệu ứng kích thước nhỏ, việc phát triển các lý thuyết đàn hồi phụ thuộc kích thước là cần thiết trong phân tích kết cấu micro. Trong nghiên cứu này, lý thuyết ứng suất cặp sửa đổi với một tham số kích thước nhỏ được thêm vào do Yang và cộng sự [8] đề xuất, sẽ được sử dụng để thiết lập biểu thức năng lượng biến dạng đàn hồi của dầm micro như sau:

$$U = \frac{1}{2}\int_V (\boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\varepsilon} + \mathbf{m} : \boldsymbol{\chi})\mathrm{d}V \tag{4}$$

ở đây V là thể tích của dầm micro; $\boldsymbol{\sigma}$ và $\boldsymbol{\varepsilon}$ lần lượt là các tensor ứng suất và biến dạng; $\mathbf{m}$ là phần lệch của tensor ứng suất cặp, và $\boldsymbol{\chi}$ là tensor độ cong đối xứng. Với mô hình dầm Timoshenko, năng lượng biến dạng đàn hồi trong công thức (4) được biểu diễn như sau:

$$U = \frac{b}{2}\int_0^L \int_{-h/2}^{h/2} (\sigma_{xx}\varepsilon_{xx} + \tau_{xz}\gamma_{xz} + 2m_{xy}\chi_{xy})\mathrm{d}z\mathrm{d}x \tag{5}$$

với

$$\chi_{xy} = -\frac{1}{4}\left(\frac{\partial\theta}{\partial x} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2}\right), \; m_{xy} = 2G\ell^2\chi_{xy} \tag{6}$$

trong đó ℓ là tham số kích thước nhỏ.

Từ các công thức (2), (3) và (6), năng lượng biến dạng đàn hồi của dầm trong (5) có thể được viết lại dưới dạng sau:

$$U_b = \frac{1}{2}\int_0^L \left\{ EI\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)^2 + EA\left[\frac{\partial u_0}{\partial x} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w_0}{\partial x}\right)^2\right]^2 + GA\psi\left(\frac{\partial w_0}{\partial x} - \theta\right)^2 + \frac{GAl^2}{4}\left(\frac{\partial\theta}{\partial x} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2}\right)^2 \right\}\mathrm{d}x \tag{7}$$

trong đó $A = b \times h$ là diện tích mặt cắt ngang, và $I = (b{\times}h^3)/12$ là mô men quán tính mặt cắt ngang của dầm đối với trục y.

Lực tĩnh điện tác dụng trên một đơn vị chiều dài dầm có dạng [10]:

$$q(x) = \frac{\varepsilon_0\, b\, U_{DC}^2}{2\{d - u_3(x)\}^2} = \frac{\varepsilon_0\, b\, U_{DC}^2}{2\{d - w(x)\}^2} \tag{8}$$

với ε_0 là hằng số điện môi của chân không.

Thế năng tích trữ giữa hai điện cực do lực tĩnh điện sinh ra được cho bởi [11]:

$$W_F = -\int_0^L \frac{\varepsilon_0\, b\, U_{DC}^2}{2\{d - w(x)\}}\mathrm{d}x \tag{9}$$

Hơn nữa, dầm micro được giả thiết chịu tác dụng của lực dọc trục P, sinh ra bởi ứng suất dư trong quá trình chế tạo MEMS. Trong các tính toán, lực dọc trục P được đưa vào dưới

dạng tải dọc không đổi và được xác định thông qua ứng suất dọc trục cho trước. Công do lực dọc trục P gây ra cho bởi:

$$W_P = \frac{1}{2}\int_0^L P\left(\frac{\partial u_3}{\partial x}\right)^2 \mathrm{d}x = \frac{1}{2}\int_0^L P\left(\frac{\partial w_0}{\partial x}\right)^2 \mathrm{d}x \tag{10}$$

Hệ phương trình cân bằng phi tuyến của dầm có thể được thiết lập từ nguyên lý công ảo, được viết dưới dạng:

$$\delta\left(U_b + W_F + W_P\right) = 0 \tag{11}$$

Phương trình (11) dẫn tới một hệ ba phương trình vi phân phi tuyến, rất khó tìm được nghiệm giải tích chính xác. Vì vậy, trong nghiên cứu này, phương pháp phần tử hữu hạn được sử dụng để thiết lập phương trình cân bằng của phần tử và phương trình cân bằng tổng thể của dầm. Công thức phần tử hữu hạn sẽ được trình bày ở mục tiếp theo.

3. Công thức phần tử hữu hạn

Xét phần tử dầm hai nút chịu đồng thời lực dọc trục, và chịu uốn (bởi lực tĩnh điện). Mỗi phần tử được mô tả bởi các bậc tự do là chuyển vị dọc trục, chuyển vị ngang và góc xoay tiết diện tại hai nút, cùng các bậc tự do bổ sung (không nằm tại nút) phục vụ việc xây dựng trường chuyển vị bằng nội suy theo lý thuyết dầm Timoshenko.

Trong mục này, công thức phần tử hữu hạn được xây dựng để thiết lập phương trình cân bằng của phần tử và phương trình cân bằng tổng thể của dầm. Giả sử dầm được chia thành các phần tử hai nút có chiều dài l_e. Theo lý thuyết dầm Timoshenko, các chuyển vị u, w và góc xoay θ là các đại lượng độc lập, và có thể cùng sử dụng các hàm nội suy tuyến tính. Tuy nhiên, việc nội suy tuyến tính gây ra hiện tượng khóa trượt (shear locking) [12]. Để tránh điều này, các chuyển vị và góc xoay được nội suy ở đây bằng các hàm phân cấp như sau [13]:

$$u = N_1u_1 + N_2u_2,\ \theta = N_1\theta_1 + N_2\theta_2 + N_3\theta_3,\ w = N_1w_1 + N_2w_2 + N_3w_3 + N_4w_4 \tag{12}$$

trong đó u_1, u_2, w_1, w_2 và θ_1, θ_2 là các bậc tự do tại các nút 1 và 2; θ_3, w_3 và w_4 là các bậc tự do bổ sung vào trường nội suy của phần tử (chỉ đóng vai trò là tham số nội suy, mà không nằm tại nút phần tử); và N_1, N_2, N_3, N_4 lần lượt là các hàm dạng phân cấp tuyến tính, bậc hai và bậc ba, có dạng như sau [14]:

$$N_1 = \frac{1}{2}(1-\xi), N_2 = \frac{1}{2}(1+\xi), N_3 = (1-\xi^2), N_4 = \xi(1-\xi^2) \tag{13}$$

với $\xi = 2x/l_e$ là tọa độ tự nhiên.

Một phần tử dầm Timoshenko sẽ được xây dựng trên các phép nội suy (12) và (13). Nhằm nâng cao hiệu quả phần tử, Tessler và Dong [15] đã đề xuất phương pháp giảm bậc tự do nhờ áp điều kiện biến dạng trượt không đổi, γ_{xz} = const. Cách tiếp cận này cho phép thay các bậc tự do bổ sung w_3 và w_4 bằng các góc xoay θ_i (i = 1..3), từ đó các phép nội suy (12) và (13) được rút gọn về các dạng tương ứng [13]:

$$\begin{aligned} &u = N_1u_1 + N_2u_2 = \mathbf{hu}, \theta = N_1\theta_1 + N_2\theta_2 + N_3\theta_3 = \mathbf{h}_\theta\boldsymbol{\theta}, \\ &w = N_1w_1 + N_2w_2 + \frac{l_e}{8}N_3(\theta_1 - \theta_2) + \frac{l_e}{6}N_4\theta_3 = \mathbf{hw} + \mathbf{h}_w\boldsymbol{\theta} \end{aligned} \tag{14}$$

với

$$\mathbf{u}=\{u_1,\quad u_2\}^T,\mathbf{\theta}=\{\theta_1,\quad \theta_2,\quad \theta_3\}^T,\mathbf{w}=\{w_1,\quad w_2\}^T,$$
$$\mathbf{h}=\{N_1,\quad N_2\},\mathbf{h}_\theta=\{N_1,\quad N_2,\quad N_3\},\mathbf{h}_w=\left\{\frac{l_e}{8}N_3,\quad -\frac{l_e}{8}N_3,\quad \frac{l_e}{6}N_4\right\} \tag{15}$$

Lấy đạo hàm theo x của công thức (14) ta thu được:

$$\frac{\partial u}{\partial x}=\mathbf{bu},\frac{\partial \theta}{\partial x}=\mathbf{b}_\theta\mathbf{\theta},\frac{\partial w}{\partial x}=\mathbf{bw}+\mathbf{b}_w\mathbf{\theta},\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}=\mathbf{c}_w\mathbf{\theta} \tag{16}$$

ở đây

$$\mathbf{b}=\frac{\partial \mathbf{h}}{\partial x},\mathbf{b}_\theta=\frac{\partial \mathbf{h}_\theta}{\partial x},\mathbf{b}_w=\frac{\partial \mathbf{h}_w}{\partial x},\mathbf{c}_w=\frac{\partial \mathbf{b}_w}{\partial x} \tag{17}$$

Trên cơ sở các phép nội suy trình bày ở trên, ta có thể viết biểu thức năng lượng biến dạng (U_b) trong công thức (7) dưới dạng sau:

$$U_b=\sum^{ne_B}U_b^e=\frac{1}{2}\sum^{ne_B}\int_0^{l_e}\left\{EI\left(\mathbf{b}_\theta\mathbf{\theta}\right)^2+EA\left(\mathbf{bu}+\frac{1}{2}\left(\mathbf{bw}+\mathbf{b}_w\mathbf{\theta}\right)^2\right)^2\right.$$
$$\left.+GA\psi\left(\mathbf{bw}+\mathbf{b}_w\mathbf{\theta}-\mathbf{h}_\theta\mathbf{\theta}\right)^2+\frac{GAl^2}{4}\left(\mathbf{b}_\theta\mathbf{\theta}+\mathbf{c}_w\mathbf{\theta}\right)^2\right\}\mathrm{d}x \tag{18}$$

trong đó ne_B ký hiệu số phần tử được dùng để rời rạc dầm.

Cuối cùng, thế năng do lực tĩnh điện giữa hai điện cực (W_F) trong công thức (9), và công do lực dọc trục gây ra (W_P) trong (10) cũng được viết lại dưới dạng:

$$W_F=\sum^{ne_B}W_F^e=-\sum^{ne_B}\int_0^{l_e}\frac{\varepsilon_0\, b\, U_{DC}^2}{2\{d-(\mathbf{hw}+\mathbf{h}_w\mathbf{\theta})\}}\mathrm{d}x \tag{19}$$

và

$$W_P=\sum^{ne_B}W_P^e=\frac{1}{2}\sum^{ne_B}\int_0^{l_e}P\left(\mathbf{bw}+\mathbf{b}_w\mathbf{\theta}\right)^2\mathrm{d}x \tag{20}$$

Bằng cách thế các phương trình (18) - (20) vào phương trình (11) và thực hiện tích phân trên toàn bộ chiều dài dầm, ta nhận được phương trình cân bằng dưới dạng sau đây:

$$\sum^{ne_B}\left(\mathbf{k}_e\mathbf{q}_e-\mathbf{f}_e\right)=0 \tag{21}$$

Trong phương trình trên, $\mathbf{k}_e$ là ma trận độ cứng của phần tử; $\mathbf{q}_e=\{\mathbf{u},\ \mathbf{\theta},\ \mathbf{w}\}^T$ là vectơ chuyển vị nút của phần tử; $\mathbf{f}_e$ là vectơ ngoại lực của phần tử, được xác định như sau:

$$\underset{(7\times1)}{\mathbf{k}_e}=\frac{\partial^2\left(U_b^e+W_P^e\right)}{\partial\mathbf{q}_e^2},\ \underset{(7\times1)}{\mathbf{f}_e}=\left\{\mathbf{0},\ \mathbf{f}_e^w\right\}^T,\ \underset{(5\times1)}{\mathbf{f}_e^w}=q(x)\{\mathbf{h},\ \mathbf{h}_w\}^T \tag{22}$$

trong đó lực tĩnh điện $q(x)$ được định nghĩa bởi công thức (8) là hàm của chuyển vị ngang $w(x)$. Cần lưu ý rằng, bên cạnh chuyển vị phi tuyến, sự phụ thuộc của lực vào chuyển vị cũng là một nguồn phi tuyến của bài toán. Theo công thức (21), bậc cao nhất của các hàm dưới dấu tích phân là sáu, do đó cần sử dụng bốn điểm Gauss để tính chính xác các tích phân.

Sau khi xác định các ma trận độ cứng và vectơ ngoại lực nút của phần tử, chúng được lắp ghép vào các đại lượng tổng thể tương ứng, từ đó thiết lập phương trình cân bằng phi tuyến tổng thể của dầm micro như sau:

$$\mathbf{K}(\mathbf{D})\mathbf{D} - \mathbf{F}(\mathbf{D}) = 0 \tag{23}$$

Trong phương trình trên, **D** là vectơ chuyển vị nút tổng thể; **K**(**D**) là ma trận độ cứng tổng thể; và **F**(**D**) là vectơ ngoại lực tổng thể. Ma trận độ cứng tổng thể **K** phụ thuộc vào **D**, do sự xuất hiện của thành phần $\frac{1}{2}(\partial w_0/\partial x)^2$ trong ε_{xx} ở công thức (2). Véc tơ ngoại lực **F** cũng phụ thuộc vào **D**, thể hiện trong biểu thức lực tĩnh điện ở công thức (8). Hai yếu tố này gây ra tính phi tuyến của phương trình (23). Để giải nó, trong nghiên cứu này áp dụng thuật toán lặp Newton–Raphson, một phương pháp thông dụng đã được trình bày chi tiết trong nhiều tài liệu, trong đó [12] là một ví dụ).

4. Kết quả và thảo luận

Mục này trình bày các kết quả số của bài toán xác định điện áp tới hạn mất ổn định kéo vào của dầm micro theo lý thuyết Timoshenko trong các hệ MEMS. Đó là điện áp nhỏ nhất gây ra độ võng cực đại của dầm bằng khe hở ban đầu giữa hai điện cực (xảy ra hiện tượng đoản mạch). Các tính toán được thực hiện cho dầm micro silicon ngàm hai đầu (CC), với các thông số hình học và vật liệu lấy từ tài liệu [3] và liệt kê trong Bảng 1. Điều kiện biên ngàm hai đầu được cho bởi: $u = w = \theta$ tại $x = 0$ và $x = L$.

Bảng 1. Tham số vật liệu và hình học của mô hình dầm được xem xét

Dữ liệu hình học				**Dữ liệu vật liệu**		
L (μm)	b (μm)	h (μm)	d (μm)	E (GPa)	ν	ε_0 (F/m)
250	50	3	1, 2, hoặc 3	169	0,06	$8{,}8541\times10^{-12}$

Trong các tính toán số, lưới gồm 8 phần tử bằng nhau cho kết quả hội tụ và vì vậy được sử dụng cho toàn bộ các phân tích tiếp theo. Các tham số không thứ nguyên sau được đưa vào để đặc trưng cho tham số kích thước nhỏ và độ võng lớn nhất:

$$\ell^* = \frac{\ell}{h}, \qquad w^* = \max\left(\frac{w_0}{d}\right) \tag{24}$$

4.1. Kiểm chứng mô hình

Trong mục này, phần tử dầm được kiểm chứng bằng cách so sánh các kết quả của nghiên cứu hiện tại với dữ liệu đã công bố. Bảng 2 trình bày sự so sánh điện áp tới hạn kéo vào thu được trong bài báo này với các kết quả trong tài liệu [4]. Các điện áp kéo vào tĩnh được xác định cho dầm silicon không xét tới hiệu ứng kích thước nhỏ ($\ell^* = 0$), với các thông số vật liệu và hình học như trong Bảng 1, đồng thời khảo sát ảnh hưởng của chiều dài dầm L, khe hở d và ứng suất dọc trục P/A.

Bảng 2. So sánh điện áp tới hạn trong trường hợp $\ell^* = 0$

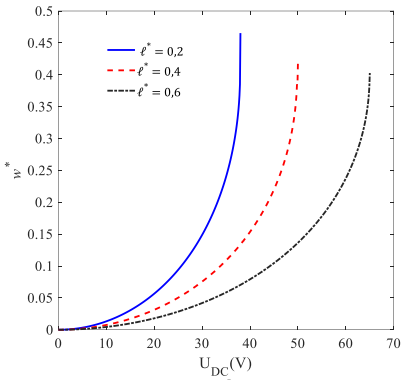
P/A (MPa)	d = 1(μm)			d = 2(μm)			d = 3(μm)		
	[4]	Ở đây	Sai số (%)	[4]	Ở đây	Sai số (%)	[4]	Ở đây	Sai số (%)
-25	32,8	33,2	1,22	92,4	96,5	4,44	185,3	188,1	1,51
0	39,6	39,8	0,51	113,3	114,5	1,06	215,7	218,3	1,21
100	58,3	58,6	0,51	165,6	166,5	0,54	307,5	311,0	1,14

Chú ý: Sai số (%) = (|Kết quả ở đây - Kết quả trong [4]|) / Kết quả trong [4] × 100%

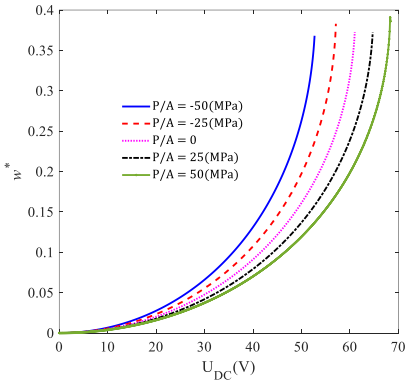
Kết quả cho thấy, với mọi giá trị của khe hở và lực dọc trục được xét, điện áp kéo vào trong nghiên cứu này rất phù hợp với dữ liệu tham khảo [4], với sai số tương đối đa số xấp xỉ 1%, sai số lớn nhất nhỏ hơn 5%. Sự sai khác nhỏ chủ yếu do sự khác biệt giữa lý thuyết dầm và phương pháp số được sử dụng trong hai nghiên cứu.

4.2. Các kết quả số

Trong mục này, ảnh hưởng của tham số phụ thuộc kích thước ℓ^* và lực dọc trục P đến ứng xử mất ổn định kéo vào của dầm micro được khảo sát chi tiết. Hình 2 minh họa ảnh hưởng của hiệu ứng kích thước đến mối quan hệ giữa độ võng không thứ nguyên w^* và điện áp tác dụng U_{DC} cho trường hợp dầm chịu lực nén dọc trục P = -25 (Mpa) và độ lớn của khe hở d=1(μm). Với cùng một giá trị của lực dọc trục và khe hở, cả độ võng w^* và điện áp kéo vào tới hạn tăng khi ℓ^* tăng, cho thấy hiệu ứng kích thước nhỏ làm tăng độ cứng hiệu dụng của dầm, làm giảm độ võng của dầm, và làm tăng điện áp tới hạn gây mất ổn định. Vì vậy, nếu bỏ qua hiệu ứng kích thước nhỏ thì điện áp tới hạn có thể bị dự đoán thấp hơn thực tế.



Hình 2. Độ võng của dầm theo giá trị điện áp với P/A = -25(MPa) và d = 1(μm)



Hình 3. Độ võng của dầm theo giá trị điện áp với ℓ^* = 0,5 và d = 1(μm)

Ảnh hưởng của lực dọc trục đến quan hệ giữa độ võng w^*và điện áp U_{DC} được thể hiện trên Hình 3 với $\ell^* = 0{,}5$và $d = 1\,\mu m$. Kết quả cho thấy lực nén làm tăng độ võng và giảm điện áp kéo vào, trong khi lực kéo có tác dụng ngược lại. Điều này phản ánh rằng lực nén làm giảm độ cứng và khả năng ổn định của dầm, còn lực kéo thì tăng cường ổn định.

Bảng 3. Điện áp kéo vào tới hạn với các giá trị của khe hở, lực dọc trục và tham số kích thước nhỏ

d	P/A	ℓ^*								
(μm)	(MPa)	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
1	-50	26,9	31,5	37,5	45,1	53,0	61,7	70,0	78,7	87,6
	0	40,7	44,2	48,7	54,8	61,5	68,7	76,8	84,4	92,9
	50	51,0	53,4	57,3	62,6	68,5	75,0	82,3	90,1	97,6
2	-50	79,2	91,6	108,6	129,0	151,6	175,4	199,0	223,8	248,6
	0	117,8	126,1	139,3	155,8	174,4	195,6	216,9	239,7	263,3
	50	145,8	152,4	163,8	177,9	194,9	213,7	233,6	255,1	277,3
3	-50	159,9	179,1	208,4	244,1	284,5	326,3	371,2	414,4	459,9
	0	223,4	238,3	261,8	291,4	325,7	362,9	402,6	443,9	486,2
	50	273,5	285,5	305,6	331,4	361,8	396,1	432,8	471,0	511,6

Ngoài ra, các kết quả trong Bảng 3 cho thấy rằng điện áp kéo vào tới hạn tăng khi khe hở d giữa dầm và điện cực tăng, khi lực dọc trục chuyển từ nén sang kéo, và khi tham số ℓ^* tăng. Với cùng d và P, điện áp kéo vào tới hạn tăng đơn điệu theo ℓ^*, phản ánh sự gia tăng độ

cứng hiệu dụng do hiệu ứng kích thước nhỏ. Các xu hướng này hoàn toàn phù hợp với các kết quả trình bày trong Hình 2 và Hình 3, qua đó khẳng định tính nhất quán và độ tin cậy của mô hình phân tích được đề xuất.

5. Kết luận

Bài báo lần đầu áp dụng phép nội suy mới để xây dựng mô hình phần tử hữu hạn phi tuyến cho dầm micro Timoshenko trong hệ MEMS. Kết hợp lý thuyết ứng suất cặp sửa đổi và quan hệ phi tuyến von Kármán, mô hình đạt hội tụ chỉ với 8 phần tử và tránh được hiện tượng shear-locking. Mô hình được dùng để phân tích độ võng và xác định điện áp tới hạn gây mất ổn định kéo vào dưới tác dụng lực tĩnh điện, có xét đến lực dọc trục và hiệu ứng kích thước nhỏ. Kết quả cho thấy điện áp tới hạn tăng theo khe hở ban đầu, khi tải dọc chuyển từ nén sang kéo và khi tham số kích thước nhỏ tăng, qua đó khẳng định hiệu quả của phép nội suy đề xuất và vai trò của hiệu ứng kích thước nhỏ.

Tài liệu tham khảo

1. Choi, B., & Lovell, E. G. (1997). Improved analysis of microbeams under mechanical and electrostatic loads. *Journal of Micromechanics and Microengineering, 7*(1), 24-29.
2. Younis, M. I., & Nayfeh, A. H. (2003). A study of the nonlinear response of a resonant microbeam to an electric actuation. *Nonlinear Dynamics*, *31*(1), 91–117.
3. Younis, M. I. (Ed.). (2011). *MEMS linear and nonlinear statics and dynamics*. Springer Science & Business Media.
4. Ghazavi, M. R., Rezazadeh, G., & Azizi, S. (2009). Finite element analysis of static and dynamic pull-in instability of a fixed-fixed micro beam considering damping effects. *Sensors & Transducers Journal*, *103*(4), 132-143.
5. Kuang, J. H., & Chen, C. J. (2005). The nonlinear electrostatic behavior for shaped electrode actuators. *International Journal of Mechanical Sciences*, *47*, 1172–1190.
6. Lam, D. C. C., Yang, F., Chong, A. C. M., Wang, J., & Tong, P. (2003). Experiments and theory in strain gradient elasticity. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, *51*(8), 1477-1508.
7. Kahrobaiyan, M. H., Asghari, M., Rahaeifard, M., & Ahmadian, M. (2011). A nonlinear strain gradient beam formulation. *International Journal of Engineering Science*, *49*(11), 1256–1267.
8. Yang, F. A. C. M., Chong, A. C. M., Lam, D. C. C., & Tong, P. (2002). Couple stress based strain gradient theory for elasticity. International Journal of Solids and Structures, 39, (10), (2002), pp. 2731-2743.
9. Le, C. I., Tran, Q. D, Lam, V. D., & Nguyen, D. K. (2022). Size-dependent behavior of a MEMS microbeam under electrostatic actuation. *Vietnam Journal of Mechanics, VAST, 44*(1), 69-81.
10. Rezazadeh, G., Sadeghian, H., Hosseinzadeh, I., & Toloei, A. (2007). Investigation of pull-in phenomenon on extensible micro beam subjected to electrostatic pressure. *Sensors & Transducers Journal*, *79*(5), 1173-1179.
11. Hu, Y.C., Chang, C. M., Huang, S. C. (2004). Some design considerations on the electrostatically actuated microstructures. *Sensors and Actuators A: Physical*, *112*(1), 155-161.
12. Cook, R. D. (2002). *Concepts and applications of finite element analysis*. John Wiley & Sons.
13. Nguyen, D. K., & Bui, V. T. (2017). Dynamic analysis of functionally graded Timoshenko beams in thermal environment using a higher-order hierarchical beam element. *Mathematical Problems in Engineering*, 1-12.

14. Akin, J. E. (1994). *Finite elements for analysis and design: Computational Mathematics and Applications*. Academic Press, Ltd., London.
15. Tessler, A., & Dong, S. B. (1981). On a hierarchy of conforming Timoshenko beam elements. *Computers and Structures*, *14*(3-4), 335-344.

Pull-in instability analysis of microscale beams in MEMS

Abstract: *This paper investigates the pull-in instability behavior of microbeams in microelectromechanical systems (MEMS) subjected to a direct current (DC) voltage, taking into account the effects of axial force and size dependency. The mechanical model of the beam is developed based on von Kármán geometric nonlinearity, Timoshenko beam theory, and the modified couple stress theory. On this basis, a two-node beam finite element with hierarchical interpolation functions is formulated to avoid shear-locking phenomena. The resulting system of equilibrium equations is solved using the Newton–Raphson iterative algorithm to determine the beam deflection and the critical pull-in voltage. Numerical results indicate that the critical voltage is strongly influenced by the initial gap, axial force, and the size-dependent parameter. In particular, a compressive axial force reduces the critical voltage, whereas an increase in the size-dependent parameter enhances the effective stiffness, thereby leading to a higher critical voltage of the beam.*

Keywords: Microbeam; Pull-in; MEMS; Timoshenko beam; Modified couple stress theory (MCST).

Mô hình điện - nhiệt - cơ và tối ưu hóa dầm micro chữ V có tiết diện thay đổi ứng dụng trong thiết bị MEMS

Nguyễn Văn Đảo[1*], Hoàng Trung Kiên[2], Lê Đức Long[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: nguyenvandaohvktqs@gmail.com; Tel: 0339089086

Tóm tắt

Cơ cấu dẫn động điện – nhiệt dạng chữ V là một trong những thành phần quan trọng của các thiết bị MEMS nhờ khả năng sinh lực lớn, điện áp thấp và dễ dàng tích hợp trong các hệ thống vi cơ điện tử. Tuy nhiên, hiệu suất làm việc của dầm chữ V phụ thuộc vào đặc trưng truyền nhiệt, sự giãn nở không tuyến tính theo nhiệt độ và hình học dầm ở kích thước micro. Bài báo này trình bày mô hình hóa, phân tích và cải tiến dầm micro chữ V bằng cách kết hợp mô hình toán điện – nhiệt – cơ với mô phỏng số. Trước hết, phương trình truyền nhiệt được thiết lập cho dầm có tiết diện thay đổi dựa trên phương pháp sai phân hữu hạn và giải bằng thuật toán Newton – Raphson để mô tả ảnh hưởng của tính phi tuyến vật liệu. Tiếp theo, mô hình giãn nở nhiệt và lực dọc trục được xây dựng để dự đoán chuyển vị của thanh đẩy theo điện áp. Mô phỏng 3D bằng phần mềm ANSYS được sử dụng để kiểm chứng mô hình và đánh giá ảnh hưởng của các tham số hình học. Kết quả cho thấy cấu trúc dầm cải tiến với tiết diện ba đoạn kết hợp góc nghiêng tối ưu giúp giảm nhiệt độ, tăng chuyển vị và nâng cao đáng kể hiệu suất dẫn động. Những phát hiện này cung cấp cơ sở khoa học quan trọng cho việc thiết kế và tối ưu hóa các cơ cấu dẫn động điện – nhiệt trong MEMS.

***Từ khóa**: Cơ cấu dẫn động điện – nhiệt; Dầm micro chữ V; Mô hình điện – nhiệt – cơ; Phương pháp sai phân hữu hạn; MEMS.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, các thiết bị vi cơ điện tử (MEMS) đã và đang được ứng dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực như cảm biến, cơ cấu chấp hành vi mô, quang học chính xác, y sinh và công nghiệp công nghệ cao [1]. Trong các hệ MEMS, cơ cấu dẫn động đóng vai trò then chốt, quyết định trực tiếp đến khả năng tạo chuyển động, sinh lực và hiệu suất làm việc của toàn hệ thống.

Trong số các dạng cơ cấu dẫn động MEMS, cơ cấu dẫn động điện – nhiệt kiểu chữ V được quan tâm nghiên cứu và ứng dụng rộng rãi nhờ những ưu điểm nổi bật như cấu trúc đơn giản, khả năng sinh lực lớn, điện áp kích thích thấp và tương thích tốt với các công nghệ vi chế tạo hiện nay [2]. Nguyên lý làm việc của cơ cấu này dựa trên hiện tượng phát nhiệt Joule khi có dòng điện chạy qua dầm vi mô, gây ra sự giãn nở nhiệt dọc trục và tạo chuyển vị đầu ra thông qua cấu trúc dầm nghiêng đối xứng.

Tuy nhiên, do kích thước đặc trưng ở thang micro, hiệu suất làm việc của dầm chữ V chịu ảnh hưởng mạnh của các hiện tượng truyền nhiệt, sự phụ thuộc nhiệt độ của các tham số vật liệu và các yếu tố hình học của dầm [3]. Đối với các cấu trúc dầm chữ V truyền thống có tiết diện không đổi, nhiệt độ thường phân bố không đều dọc theo chiều dài dầm và có xu hướng tập trung cục bộ tại một số vùng nhất định. Điều này không chỉ làm giảm hiệu quả giãn nở nhiệt mà còn có thể gây bất lợi cho độ bền, độ ổn định và tuổi thọ làm việc của cơ cấu dẫn động.

Nhiều nghiên cứu trước đây đã xây dựng các mô hình điện – nhiệt – cơ nhằm phân tích mối quan hệ giữa điện áp kích thích, phân bố nhiệt độ, lực và chuyển vị đầu ra của dầm chữ V. Các phương pháp tiếp cận bao gồm mô hình giải tích đơn giản, mô hình số dựa trên phương pháp sai phân hữu hạn và mô phỏng bằng phương pháp phần tử hữu hạn. Bên cạnh đó, một số

hướng cải tiến hình học như thay đổi góc nghiêng, chiều dài dầm hoặc bổ sung cấu trúc phụ trợ cũng đã được đề xuất nhằm nâng cao chuyển vị hoặc lực đầu ra [4].

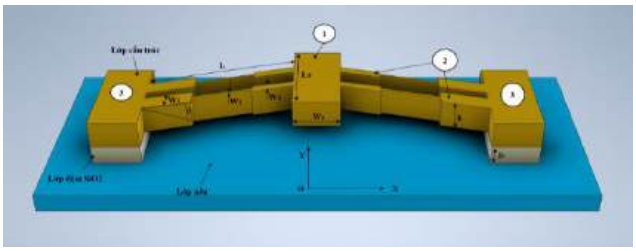
Tuy nhiên, các nghiên cứu liên quan đến việc cải tiến hình học dầm chữ V thông qua thay đổi tiết diện dọc theo chiều dài dầm vẫn còn hạn chế, đặc biệt là các nghiên cứu kết hợp đồng thời mô hình hóa điện – nhiệt – cơ và đánh giá định lượng hiệu quả của cấu trúc dầm cải tiến. Đây chính là khoảng trống nghiên cứu mà bài báo này hướng tới [5].

Xuất phát từ những phân tích trên, bài báo tập trung xây dựng một mô hình điện – nhiệt – cơ tổng hợp cho dầm micro chữ V có tiết diện thay đổi nhằm mô tả chính xác hành vi làm việc của cơ cấu dẫn động điện – nhiệt. Trên cơ sở đó, các phương án cải tiến hình học được khảo sát và so sánh với cấu trúc truyền thống để đánh giá khả năng nâng cao hiệu suất dẫn động. Các kết quả thu được không chỉ làm rõ ảnh hưởng của việc thay đổi tiết diện dầm đến phân bố nhiệt, lực và chuyển vị đầu ra, mà còn cung cấp cơ sở khoa học cho việc thiết kế và tối ưu hóa các cơ cấu dẫn động điện – nhiệt trong MEMS.

2. Cơ cấu dẫn động điện – nhiệt kiểu chữ V có tiết diện thay đổi

2.1. Cấu tạo

Cấu trúc của bộ kích hoạt điện – nhiệt kiểu chữ V được biểu diễn như trên Hình 1. Bộ kích hoạt được cấu tạo từ ba phần chính gồm thanh đẩy ① hệ dầm nghiêng ② và các điện cực cố định ③. Thanh đẩy ở trung tâm của bộ kích hoạt và được treo bởi hệ dầm đối xứng. Các thanh dầm tạo với phương *OX* một góc nghiêng θ và đầu còn lại của dầm gắn với hai bản điện cực cố định. Trong đó, các thanh dầm đơn có bề rộng thay đổi W_1, W_2, W_3.



Hình 1. Cấu trúc bộ kích hoạt điện – nhiệt chữ V

Các kích thước biểu diễn như trên hình vẽ gồm: L, W_1, W_2, W_3 và h lần lượt là chiều dài, bề rộng và chiều dày của một dầm đơn; L_s và w_s lần lượt là chiều dài và bề rộng của thanh đẩy; g_a là khe hở giữa lớp cấu trúc và lớp nền (bằng chiều dày lớp đệm SiO_2).

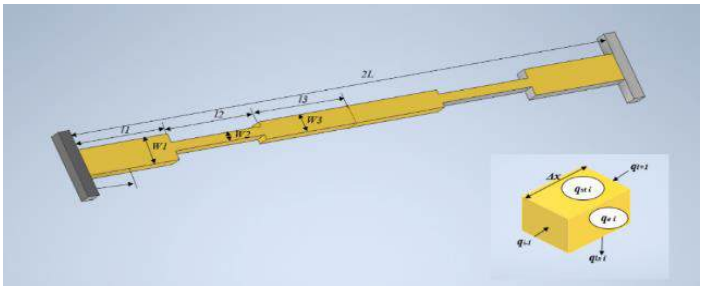
2.2. Nguyên lý làm việc

Khi đặt điện áp vào hai điện cực ③ sẽ có dòng điện truyền qua các thanh dầm mảnh và sinh nhiệt. Các dầm sẽ nóng lên và giãn nở dài theo phương dọc trục tạo thành hợp lực đẩy thanh đẩy chuyển động theo phương *OY*. Khi điện áp bằng không, nhiệt độ trên các thanh dầm giảm dần về nhiệt độ môi trường làm cho dầm co lại và kéo thanh đẩy về vị trí ban đầu [6].

3. Mô hình điện – nhiệt – cơ của dầm chữ V có tiết diện thay đổi

3.1. Mô hình truyền nhiệt

Theo lý thuyết tính toán truyền nhiệt ổn định bằng phương pháp sai phân hữu hạn cho dầm chữ V có tiết diện không thay đổi.



Hình 2. Mô hình dầm đơn và phân tố dầm

Xét một dầm đơn có kích thước như Hình 2, ta chia dầm thành N đoạn dầm bằng nhau có chiều dài Δx. Mỗi đoạn dầm tương ứng với một phương trình cân bằng nhiệt lượng. Kết hợp với các điều kiện biên ta sẽ có hệ N phương trình.

Tiết diện thay đổi theo chiều dài dầm đơn: $A(x)=W(x)h$ với $W(x)$ lần lượt nhận các giá trị W_1,W_2,W_3 trên từng đoạn và đối xứng qua mặt phẳng $x=L$.

Với các giả thiết và vật liệu theo tài liệu [7], ta có:

Phương trình cân bằng năng lượng ổn định cho dầm có tiết diện thay đổi:

$$k\left(\frac{T_{i+1}^{j}+T_{i-1}^{j}-2T_{i}^{j}}{\Delta x^{2}}\right)-\frac{k_a S(x)}{hg_a}\left(T_i^j-T_0\right)+q_i^e=0 \tag{1}$$

Tách theo T_i: $$-\frac{k}{\Delta x^2}.T_{i-1}^{j}+\left(\frac{2k}{\Delta x^2}+\frac{k_a S(x)}{hg_a}\right).T_i^j-\frac{k}{\Delta x^2}.T_{i+1}^{j}=q_i^e+\frac{k_a S(x)}{hg_a}.T_0 \tag{2}$$

Đặt: $A=-\frac{k}{\Delta x^2}$; $B=\frac{2k}{\Delta x^2}+\frac{k_a S(x)}{hg_a}$; $\beta(x)=\frac{k_a S(x)}{hg_a}$; $R_i=q_i^e+\beta(x)T_0$

Giả sử có N nút dọc theo dầm, chia đều: Nút 1: T_1 (bên trái); Nút N: T_N (bên phải)

Ma trận E và vecto b như sau:

$$J=\begin{bmatrix}1&0&0&0&...&0&0\\A&B&A&0&...&0&0\\0&A&B&A&...&0&0\\0&0&A&B&...&0&0\\\vdots&\vdots&\vdots&\vdots&\ddots&\vdots&\vdots\\0&0&0&0&...&B&A\\0&0&0&0&...&0&1\end{bmatrix};\ T=\begin{bmatrix}T_1\\T_2\\T_3\\\vdots\\\vdots\\T_{N-1}\\T_N\end{bmatrix};\ F=\begin{bmatrix}T_1-T_0\\AT_1+BT_2+AT_3-R_2\\AT_2+BT_3+AT_4-R_3\\\vdots\\\vdots\\AT_{N-2}+BT_{N-1}+AT_{N+1}-R_{N-1}\\T_N-T_0\end{bmatrix}$$

Giải hệ phương trình: $J.\Delta T=-F$ theo phương pháp Newton - Raphson [17]. Ta tìm được phân bố nhiệt ổn định trên toàn dầm: $\begin{bmatrix}T_1 & T_2 & ... & T_{N-2} & T_{N-1} & T_N\end{bmatrix}$.

3.2. Mô hình nhiệt - cơ

3.2.1. Độ cứng quy đổi K

Xét dầm đơn có chiều dài L gồm có 3 đoạn l_1,l_2,l_3 tương ứng với bề rộng thay đổi W_1,W_2,W_3 nối tiếp nhau. Tiết diện tại các đoạn $A_i=hW_i$ và mômen quán tính quanh trục vuông góc với mặt phẳng uốn $I_i=\frac{hW_i^3}{12}$ với $i=1,2,3$. Đối với một đoạn có chiều dài l_i, tiết diện A_i,

độ cứng tương đương theo phương OY là: $k_i = \dfrac{E.(12.I_i.\cos^2\theta + A_i.l_i^2.\sin^2\theta)}{l_i^3}$

Thay A_i, l_i ta được: $k_i = \dfrac{E}{l_i^3}\left[12.\left(\dfrac{hW_i^3}{12}\right)\cos^2\theta + (hW_i).l_i^2.\sin^2\theta\right]$

Rút gọn: $k_i = \dfrac{Eh}{l_i^3}(W_i^3\cos^2\theta + W_i.l_i^2.\sin^2\theta)$

Do các đoạn l_1, l_2, l_3 mắc nối tiếp nên độ cứng tổng thể được tính như sau: $\dfrac{1}{k} = \dfrac{1}{k_1} + \dfrac{1}{k_2} + \dfrac{1}{k_3}$.

Suy ra: $k = \left(\sum_1^3 \dfrac{1}{k_i}\right)^{-1} = \left(\sum_1^3 \dfrac{l_i^3}{Eh(W_i^3\cos^2\theta + W_i.l_i^2.\sin^2\theta)}\right)^{-1}$ (3)

Bộ vi chấp hành gồm hai dầm đối xứng tạo thành một cặp và hệ có tổng n cặp dầm song song. Vì vậy độ cứng tổng thể của hệ:

$$K = 2nk = 2n\left(\sum_1^3 \frac{l_i^3}{Eh(W_i^3\cos^2\theta + W_i.l_i^2.\sin^2\theta)}\right)^{-1} \quad (4)$$

3.2.2. Lực giãn nở nhiệt

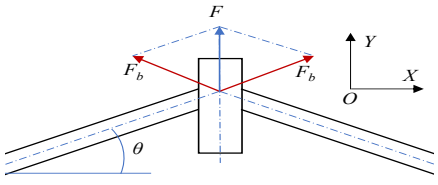
Công thức tính độ giãn dài của một dầm đơn theo công thức sai phân hữu hạn có dạng:

$$\Delta L = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{M}\alpha_i\left(T_i - T_0\right)\Delta x \quad (5)$$

Với α_i là hệ số giãn nở nhiệt tại phần tử sai phân thứ i ứng với nhiệt độ T_i.

Lực dọc trục của một dầm đơn được xác định như sau: $F_b = \dfrac{E\Delta L}{\sum_i^3 \dfrac{l_i}{A_i}}$ (6)

Theo sơ đồ tính hợp lực theo phương Y của một cặp dầm chữ V như Hình 3, hợp lực của n cặp dầm chữ V tác dụng lên thanh đẩy có dạng như sau [8]: $F = 2nF_b\sin\theta = 2n\dfrac{E\Delta L}{\sum_i^3 \dfrac{l_i}{A_i}}\sin\theta$ (7)



Hình 3. Sơ đồ tính hợp lực của một cặp dầm chữ V

Theo công thức (7), ta thấy lực giãn nở nhiệt tương đương trên phương OY phụ thuộc vào các thông số hình học như diện tích mặt cắt các đoạn dầm A, chiều dài các đoạn dầm l và góc nghiêng dầm θ.

4. Kết quả và nhận xét

Để khảo sát mô hình điện - nhiệt - cơ của dầm chữ V có tiết diện thay đổi đến độ dịch chuyển và hợp lực giãn nở nhiệt của thanh đẩy, bài báo đã xét một bộ kích hoạt chữ V với các kích thước hình học được trình bày trong Bảng 1, các hằng số vật liệu được liệt kê trong Bảng 2 và các đặc tính vật liệu phụ thuộc nhiệt độ được cung cấp trong Bảng 3.

Bảng 1. Các kích thước của bộ vi kích hoạt kiểu chữ V

L (µm)	h (µm)	w (µm)	g_a (µm)	θ (^{0})	n	L_s (µm)	W_s (µm)
750	30	3 ÷ 6	4	2	10	300	50

Bảng 2. Các hằng số vật liệu

d (kg/m^3)	E (MPa)	k_a (W/m.K)	C_p (J/kg.K)	ρ_0 (Ω.m)	λ (1/K)
2330	$1{,}69\times10^5$	0,0257	712	230×10^{-6}	$1{,}25\times10^{-3}$

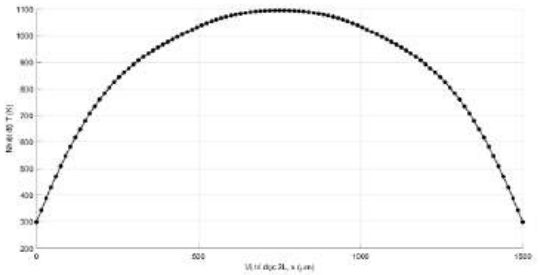
Bảng 3. Các tham số vật liệu thay đổi theo nhiệt độ

T (K)	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200	1300
k (W/m.K)	156	105	80	64	52	43	36	31	28	26	25
α (10^{-6}/K)	2,62	3,25	3,61	3,84	4,02	4,15	4,18	4,26	4,32	4,38	4,44

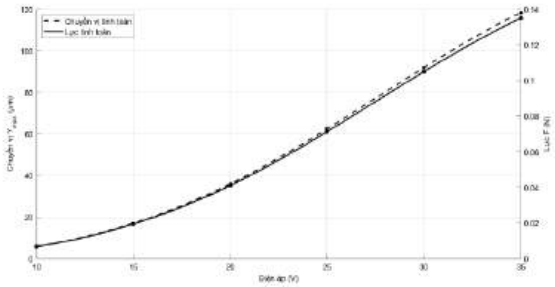
4.1. Kết quả tính theo mô hình toán

Sử dụng phần mềm Matlab để giải phương trình trên theo phương pháp Newton - Raphson với các số liệu đã cho, chỉ thay đổi $W_1 = 6\mu m$; $W_2 = 5\mu m$; $W_3 = 6\mu m$, $l_1 = l_2 = l_3 = 250\mu m$. Kết quả thu được như sau:

- Nhiệt độ lớn nhất tại $x = 750\mu m$ là $T_{\max} = 821,659^o C$ khi điện áp vào $20V$.
- Độ giãn dài một dầm: $\Delta L = 1,829\mu m$;
- Lực dọc trục một dầm: $F_b = 6,954.10^4\ \mu N$;
- Hợp lực theo phương OY của 10 cặp dầm: $F = 4,854.10^4\ \mu N$;
- Độ cứng tương đương của 10 cặp dầm quy về thanh đẩy: $K = 1,310.10^{-3}\ \frac{\mu N}{\mu m}$;
- Chuyển vị tương đương quy về thanh đẩy: $\Delta y = 37,040\mu m$.



Hình 4. Nhiệt độ phân bố trên chiều dài dầm khi điện áp vào 20V



Hình 5. Độ dịch chuyển và hợp lực thanh đẩy khi các giá trị điện áp khác nhau

Từ các kết quả tính toán và các đồ thị thu được, có thể rút ra một số nhận xét như sau:

- Phân bố nhiệt độ dọc theo chiều dài dầm tại điện áp kích thích 20V (Hình 4) cho thấy nhiệt độ đạt giá trị cực đại tại vùng trung tâm và giảm dần về hai đầu cố định. Quy luật phân bố này phù hợp với đặc điểm phát nhiệt Joule và điều kiện truyền nhiệt của dầm vi mô, chứng tỏ mô hình truyền nhiệt xây dựng là phù hợp với thực tế làm việc của cơ cấu.

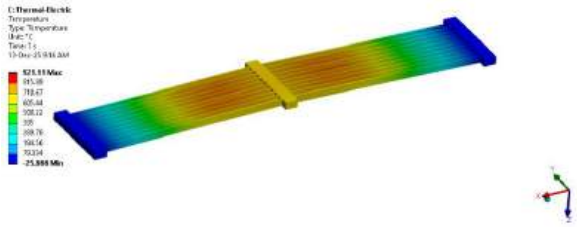
- Kết quả trên Hình 5 cho thấy khi điện áp kích thích tăng, độ dịch chuyển và hợp lực tác dụng lên thanh đẩy đều tăng theo xu hướng phi tuyến. Nguyên nhân là do điện áp tăng làm gia tăng công suất phát nhiệt, dẫn đến nhiệt độ trung bình của dầm tăng, từ đó làm tăng độ giãn nở nhiệt và lực dọc trục. Các giá trị tính toán về nhiệt độ, độ giãn dài, lực dọc trục, hợp lực và chuyển vị tương đương cho thấy sự phù hợp giữa các đại lượng điện, nhiệt và cơ trong mô hình. Kết quả chứng tỏ phương pháp sai phân hữu hạn kết hợp thuật toán Newton–Raphson là phù hợp để phân tích đặc tính làm việc của dầm chữ V có tiết diện thay đổi.

Nhìn chung, mô hình điện – nhiệt – cơ được xây dựng có khả năng mô tả tương đối chính xác ảnh hưởng của điện áp kích thích và các tham số hình học đến đặc tính đầu ra của bộ vi kích hoạt, tạo cơ sở cho việc mô phỏng, kiểm chứng và tối ưu hóa cấu trúc.

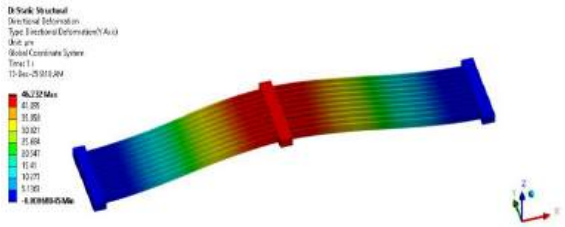
4.2. Kết quả mô phỏng

Xây dựng mô hình 3D bộ vi kích hoạt điện – nhiệt dạng chữ V và mô phỏng trong phần mềm ANSYS workbench. Mô hình 3D có kích thước như trong Bảng 1 và các tính chất vật liệu như trong Bảng 2 và Bảng 3 [9].

Kết quả mô phỏng trường nhiệt độ phân bố trên hệ dầm và chuyển vị của thanh đẩy của bộ vi kích hoạt chữ V tại điện áp 20V được biểu diễn như trên Hình 6, Hình 7.



Hình 6. Nhiệt độ phân bố theo chiều dài dầm tại điện áp kích thích 20V



Hình 7. Độ dịch chuyển của thanh đẩy tại điện áp kích thích 20V

Kết quả mô phỏng trường nhiệt độ của bộ vi kích hoạt điện – nhiệt chữ V tại điện áp kích thích 20V (Hình 6) cho thấy nhiệt độ phân bố không đồng đều dọc theo chiều dài dầm, đạt giá trị lớn nhất tại vùng trung tâm và giảm dần về hai đầu liên kết với điện cực cố định. Phân bố nhiệt độ này phù hợp với đặc điểm phát nhiệt của dầm khi có dòng điện chạy qua.

Kết quả mô phỏng chuyển vị của thanh đẩy (Hình 7) cho thấy chuyển động đầu ra xuất hiện theo phương làm việc của cơ cấu. Biến dạng tập trung chủ yếu trên các dầm nghiêng, trong khi thanh đẩy dịch chuyển gần như tịnh tiến. Phân bố chuyển vị giữa hai nhánh dầm có tính đối xứng, thể hiện trạng thái làm việc ổn định của cơ cấu dẫn động.

Kết quả tính toán theo mô hình điện – nhiệt – cơ (mục 4.1) và kết quả mô phỏng phần tử hữu hạn (mục 4.2) cho thấy sự tương đồng về phân bố nhiệt độ và đặc tính chuyển vị của bộ vi kích hoạt chữ V. Cả hai phương pháp đều xác định nhiệt độ cực đại tại vùng trung tâm dầm và chuyển vị thanh đẩy tăng theo điện áp.

So sánh các giá trị chuyển vị cho thấy kết quả mô phỏng lớn hơn so với kết quả tính toán, sai lệch tăng nhẹ khi điện áp tăng. Sai số này xuất phát từ việc mô hình toán sử dụng các giả thiết đơn giản hóa về truyền nhiệt một chiều, điều kiện biên lý tưởng và chưa xét đầy đủ tương tác nhiệt – cơ trong không gian ba chiều, trong khi mô phỏng phần tử hữu hạn xét đầy đủ các hiệu ứng này.

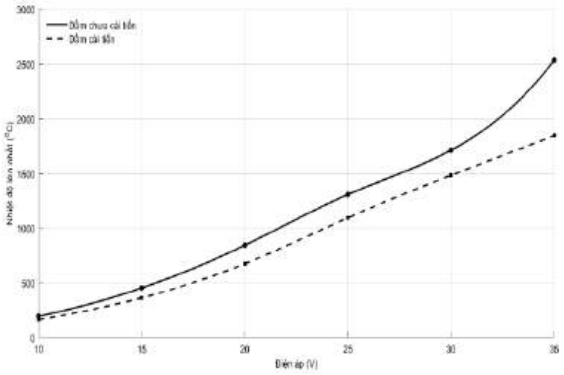
Mặc dù tồn tại sai lệch định lượng, xu hướng biến thiên giữa hai phương pháp là phù hợp. Kết quả chứng tỏ mô hình điện – nhiệt – cơ xây dựng có độ chính xác tốt và đáp ứng yêu cầu dự đoán đặc tính làm việc của dầm micro chữ V trong giai đoạn phân tích và thiết kế.

4.3. Kết quả khảo sát mô hình cải tiến

Với $W_1 = W_3 = 4\mu m$, $W_2 = 6\mu m$

Bảng 4. So sánh kết quả nhiệt độ lớn nhất tính toán giữa mô hình dầm cải tiến và mô hình dầm chưa cải tiến khi $W_{1,2,3}$=6μm

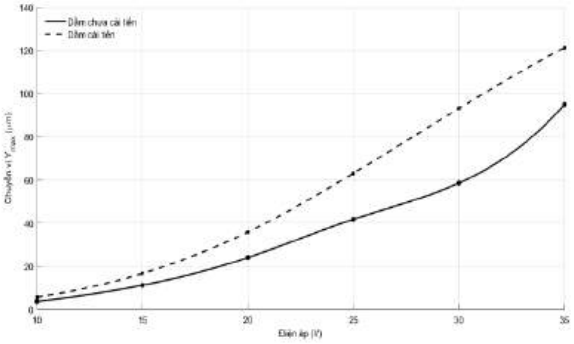
Điện áp (V)	Nhiệt độ lớn nhất (ºC)		Nhiệt độ giảm	Nhiệt độ giảm tương đối (%)
	Dầm chưa cải tiến	Dầm cải tiến		
10	196,699	165,643	31,056	15,79
15	455,156	365,369	89,787	19,73
20	845,001	676,460	168,541	19,95
25	1308,494	1095,790	212,704	16,26
30	1713,115	1483,398	229,717	13,41
35	2535,378	1846,831	688,547	27,16



Hình 8. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của điện áp đến nhiệt độ lớn nhất của dầm chữ V

Bảng 5. So sánh kết quả chuyển vị tính toán giữa mô hình dầm cải tiến và mô hình dầm chưa cải tiến khi $W_{1,2,3}$=6μm

Điện áp (*V*)	Chuyển vị (*μm*)		Chuyển vị tăng	Chuyển vị tăng tương đối (%)
	Dầm chưa cải tiến	Dầm cải tiến		
10	3,823	5,819	1,996	52,21
15	11,299	16,771	5,472	48,43
20	24,099	35,912	11,813	49,02
25	41,812	63,111	21,299	50,94
30	58,565	93,125	34,560	59,01
35	94,928	121,262	26,334	27,74

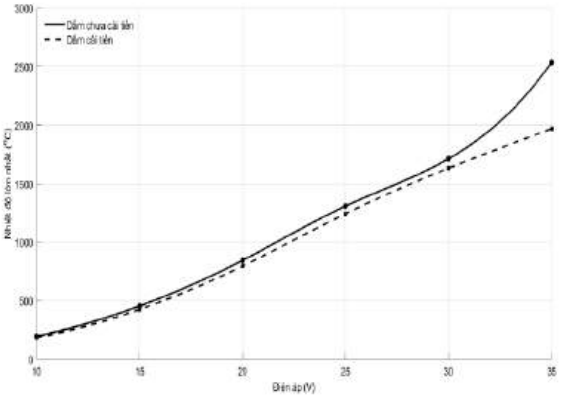


Hình 9. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của điện áp đến chuyển vị của dầm chữ V

Với $W_1 = W_3 = 6\mu m$, $W_2 = 4\mu m$

Bảng 6. So sánh kết quả nhiệt độ lớn nhất tính toán giữa mô hình dầm cải tiến và mô hình dầm chưa cải tiến khi $W_{1,2,3}$=6μm

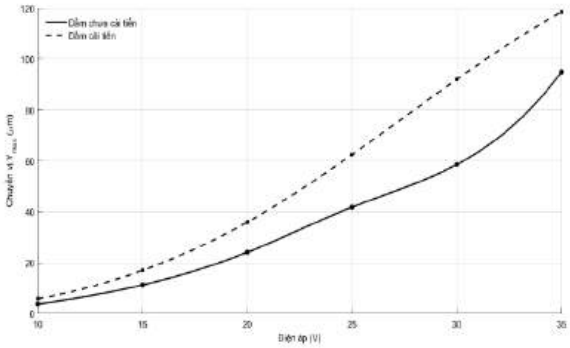
Điện áp (V)	Nhiệt độ lớn nhất (ºC)		Nhiệt độ giảm	Nhiệt độ giảm tương đối (%)
	Dầm chưa cải tiến	Dầm cải tiến		
10	196,699	185,037	11,662	5,93
15	455,156	425,755	29,401	6,46
20	845,001	795,955	49,046	5,80
25	1308,49	1243,589	64,905	4,96
30	1713,12	1632,102	81,013	4,73
35	2535,38	1968,601	566,777	22,35



Hình 10. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của điện áp đến nhiệt độ lớn nhất của dầm chữ V

Bảng 7. So sánh kết quả chuyển vị tính toán giữa mô hình dầm cải tiến và mô hình dầm chưa cải tiến khi $W_{1,2,3}$=6μm

Điện áp (V)	Chuyển vị (μm)		Chuyển vị tăng	Chuyển vị tăng tương đối (%)
	Dầm chưa cải tiến	Dầm cải tiến		
10	3,823	5,874	2,051	53,65
15	11,299	17,019	5,720	50,62
20	24,099	35,938	11,839	49,13
25	41,812	62,452	20,640	49,36
30	58,565	91,985	33,420	57,06
35	94,928	118,453	23,525	24,78

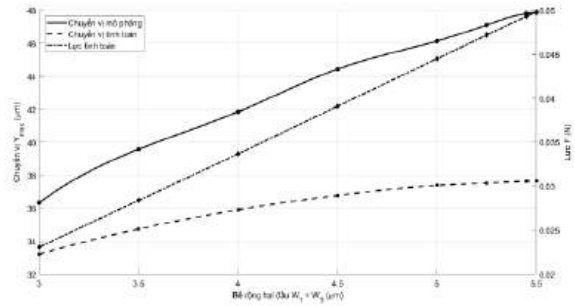


Hình 11. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của điện áp đến chuyển vị của dầm chữ V

Với $W_2 = 6\mu m$, chỉ thay đổi $W_1 = W_3$

Bảng 8. Chuyển vị và lực của dầm chữ V khi bề rộng thay đổi tại điện áp 20V

Bề rộng $W_{1,3}$ (μm)	Chuyển vị (μm)		Lực tính toán (N)
	Mô phỏng	Tính toán	
3	36,351	33,218	0,023
3,5	39,585	34,749	0,028
4	41,853	35,912	0,034
4,5	44,438	36,788	0,039
5	46,147	37,384	0,045
5,25	47,114	37,534	0,047
5,45	47,808	37,649	0,049
5,5	47,863	37,673	0,050

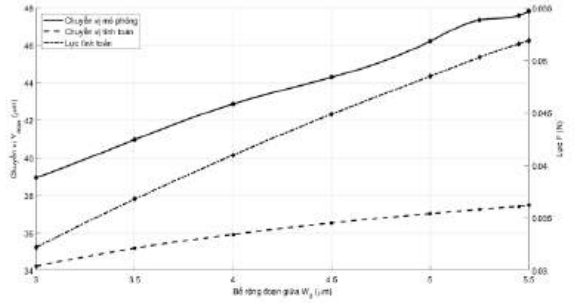


Hình 12. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của bề rộng đến chuyển vị và lực khi điện áp 20V

Với $W_1 = W_3 = 6\mu m$, chỉ thay đổi W_2

Bảng 9. Chuyển vị và lực của dầm chữ V khi bề rộng thay đổi tại điện áp 20V

Bề rộng W_2 (μm)	Chuyển vị (μm)		Lực tính toán (N)
	Mô phỏng	Tính toán	
3	38,961	34,224	0,032
3,5	40,979	35,192	0,037
4	42,883	35,938	0,041
4,5	44,308	36,539	0,045
5	46,232	37,04	0,049
5,25	47,357	37,262	0,050
5,45	47,599	37,428	0,052
5,5	47,823	37,468	0,052



Hình 13. Đồ thị biểu diễn sự ảnh hưởng của bề rộng đến chuyển vị và lực khi điện áp 20V

Kết quả khảo sát cho thấy việc thay đổi tiết diện dầm chữ V ảnh hưởng rõ rệt đến đặc tính nhiệt và cơ của bộ vi kích hoạt điện – nhiệt. So sánh giữa cấu trúc dầm truyền thống và dầm cải tiến cho thấy xu hướng biến thiên của các đại lượng đầu ra phụ thuộc mạnh vào phân bố hình học dọc theo chiều dài dầm.

Trước hết, kết quả trong Bảng 4 và Bảng 6 cho thấy nhiệt độ lớn nhất của dầm tăng theo điện áp kích thích đối với cả hai cấu trúc, phù hợp với quy luật gia tăng công suất phát nhiệt Joule. Tuy nhiên, tại cùng điện áp, dầm cải tiến luôn đạt nhiệt độ cực đại thấp hơn so với dầm chưa cải tiến. Cụ thể, tại điện áp 20V, nhiệt độ lớn nhất của dầm chưa cải tiến đạt 845,0°C, trong khi dầm cải tiến giảm xuống còn 676,5°C, tương ứng mức giảm khoảng 19,9%. Ở điện áp 30V, nhiệt độ cực đại giảm từ 1713,1°C xuống 1483,4°C. Kết quả này cho thấy việc thay

đổi tiết diện giúp cải thiện điều kiện dẫn nhiệt dọc theo dầm và hạn chế hiện tượng tập trung nhiệt cục bộ tại vùng trung tâm.

Đối với đặc tính cơ, các kết quả trong Bảng 5 và Bảng 7 cho thấy chuyển vị thanh đẩy tăng phi tuyến theo điện áp kích thích. Dầm cải tiến tạo ra chuyển vị lớn hơn đáng kể so với dầm truyền thống trong toàn bộ miền khảo sát điện áp. Tại điện áp 20V, chuyển vị của dầm chưa cải tiến đạt khoảng 24,10µm, trong khi dầm cải tiến đạt 35,91µm, tương ứng mức tăng khoảng 49%. Khi điện áp tăng lên 30V, chuyển vị tăng từ 58,57µm lên 93,13µm, cho thấy hiệu quả chuyển đổi năng lượng điện – nhiệt sang chuyển động cơ học được cải thiện rõ rệt.

Kết quả khảo sát ảnh hưởng hình học tại điện áp 20V (Bảng 8 và Bảng 9) cho thấy vai trò khác nhau của từng đoạn dầm. Khi tăng bề rộng đoạn giữa W_2 từ 3µm lên 5,5µm, chuyển vị tính toán tăng từ 34,22µm lên 37,47µm, đồng thời lực sinh ra tăng từ 0,032N lên khoảng 0,052N. Điều này chứng tỏ đoạn giữa dầm là vùng chi phối quá trình phát nhiệt và sinh giãn nở nhiệt dọc trục. Trong khi đó, khi thay đổi bề rộng hai đầu dầm $W_{1,3}$, chuyển vị tăng chậm hơn, từ 33,22µm lên 37,67µm, cho thấy hai đầu dầm chủ yếu ảnh hưởng đến độ cứng tổng thể và khả năng truyền lực của hệ thay vì đóng vai trò chính trong sinh biến dạng nhiệt.

Tổng hợp các kết quả khảo sát cho thấy dầm chữ V có tiết diện thay đổi mang lại những cải thiện rõ rệt so với cấu trúc truyền thống, bao gồm: giảm nhiệt độ cực đại khoảng 15÷20% trong miền điện áp khảo sát, tăng chuyển vị đầu ra xấp xỉ 45÷50% tại cùng điện áp kích thích, cải thiện hiệu quả dẫn động điện – nhiệt và phân bố nhiệt độ làm việc.

Từ các kết quả khảo sát có thể kết luận rằng cấu trúc dầm có hai đầu rộng và đoạn giữa thu hẹp là phương án hợp lý hơn, cho chuyển vị đầu ra lớn, phân bố nhiệt thuận lợi và hiệu suất dẫn động cao. Do đó, cấu trúc này được xem là phương án thiết kế phù hợp cho các cơ cấu dẫn động điện – nhiệt MEMS yêu cầu hành trình dịch chuyển lớn và độ ổn định làm việc cao.

5. Kết luận

Bài báo xây dựng mô hình điện – nhiệt – cơ cho dầm micro chữ V có tiết diện thay đổi dựa trên phương pháp sai phân hữu hạn kết hợp thuật toán Newton–Raphson, cho phép xác định mối quan hệ giữa điện áp, phân bố nhiệt độ, lực giãn nở và chuyển vị đầu ra. Kết quả cho thấy nhiệt độ phân bố không đều, cực đại tại vùng trung tâm và giảm về hai đầu; khi điện áp tăng, chuyển vị và hợp lực tăng theo xu hướng phi tuyến. Kết quả mô phỏng ANSYS phù hợp tốt với tính toán, khẳng định độ tin cậy của mô hình.

Khảo sát hình học cho thấy việc thay đổi bề rộng dầm ảnh hưởng rõ rệt đến đặc tính làm việc; cấu trúc có hai đầu rộng và đoạn giữa thu hẹp cho hiệu quả tốt hơn với nhiệt độ giảm và chuyển vị tăng, được xem là phương án tối ưu trong phạm vi nghiên cứu.

Tuy nhiên, mô hình còn dựa trên các giả thiết đơn giản và chưa xét đầy đủ các yếu tố thực tế như ứng suất dư, sai số chế tạo và điều kiện làm việc; kết quả cũng chưa được kiểm chứng thực nghiệm. Trong tương lai, nghiên cứu sẽ được mở rộng theo hướng hoàn thiện mô hình, kết hợp thí nghiệm và tối ưu đa mục tiêu để nâng cao hiệu suất và độ ổn định của bộ vi kích hoạt.

Tài liệu tham khảo

1. Lê Văn Uyên (2013). Cơ sở thiết kế MEMS và các hệ thống vi cơ điện tử. Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.

2. Maloney J. M., Schreiber D. S., Devoe D. L. (2004), “Large-force elec-trothermal linear micromotors”. J. Micromech. Microeng., Vol.14(2), pp. 226–234.
3. Lott C. D., McLain T. W., Harb J. N., Howell L. L. (2002), “Modeling the thermal behavior of a surface-micromachined linear-displacement thermomechanical microactuator”, Sens. Actuators: A Phys., Vol.101(1–2), pp. 239–250.
4. Chiorean R.-S. (2015), “Electro-thermo-mechanical modeling of V-beam actuators”, Proc. Technol., Vol.19, pp. 56–61.
5. Shivhare P., Uma G., Umapathy M. (2016), “Design enhancement of a chevron electrothermally actuated microgripper for improved gripping performance”, Microsyst. Technol., Vol.22(11), pp. 2623–2631.
6. Chu L. L., Gianchandani Y. B. (2003), “A micromachined 2D positioner with electrothermal actuation and sub-nanometer capacitive sensing”, J. Micromech. Microeng., Vol.13, pp. 279–285.
7. T. L. Bergman, A. S. Lavine, F. P. Incropera, D P. Dewitt (2011), “Fundamentals of Heat and Mass Transfer”, 7 ed., John Wiley & Sons, USA.
8. Enikov E. Tt, Kedar S. S., Lazarov K. V. (2004), “Analytical and experimental analysis of folded beam and V-shaped thermal microactuators”, In: SEM 10th international congress. expo., Costa Mesa, California.
9. Van The, V., Kien, H.T. (2022). FEM Simulation of the Thermo- Mechanical Behaviors of the Micro V-shaped Beams. In: Khang, N.V., Hoang, N.Q., Ceccarelli, M. (eds) Advances in Asian Mechanism and Machine Science. ASIAN MMS 2021. Mechanisms and Machine Science, vol 113. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-91892-7_68.
10. Hoang, K.T., Nguyen, D.T., Pham, P.H.: Impact of design parameters on working stability of the electrothermal V-shaped actuator. Microsyst. Technol. 26, 1–9 (2019). https://doi.org/10.1007/s00542-019-04682-y.

Electro–Thermo–Mechanical Modeling and Optimization of Variable Cross-Section V-Shaped Microbeams for MEMS Applications

Abstract: *Electrothermal V-shaped actuators are widely used in microelectromechanical systems (MEMS) due to their ability to generate large forces at low driving voltages and their ease of integration. However, their performance strongly depends on heat transfer characteristics, temperature-dependent material properties, and beam geometry at the microscale.This paper presents an electro–thermo–mechanical model and optimization of a V-shaped microbeam with a variable cross-section. First, the heat transfer equation is formulated using the finite difference method and solved by the Newton–Raphson algorithm to capture nonlinear material behavior. Then, a thermo-mechanical model is developed to evaluate thermal expansion, axial force, and output displacement under different applied voltages. A three-dimensional simulation using ANSYS is performed to validate the proposed model and analyze the influence of geometric parameters. The results show that the improved beam design with a segmented variable cross-section significantly reduces the maximum temperature while increasing the output displacement. Specifically, the optimized structure decreases peak temperature by about 15–20% and increases displacement by approximately 45–50% compared to the conventional design. These findings provide a useful theoretical and practical basis for the design and optimization of electrothermal actuators in MEMS applications.*

Keywords: Electrothermal actuator; V-shaped microbeam; Electro–thermo–mechanical model; Finite difference method; MEMS.

Phân tích dao động riêng của vỏ trụ FGM bằng phương pháp phần tử hữu hạn và sử dụng lý thuyết biến dạng cắt bậc cao

Viengphone SOUVANTHA[1], Nguyễn Ngọc Vinh[2,*]

[1]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: ngocvinh2408@gmail.com; Tel: 0961346899

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu phân tích dao động riêng của vỏ trụ làm từ vật liệu có cơ tính biến thiên (Functionally Graded Material - FGM) trên cơ sở kết hợp lý thuyết biến dạng cắt bậc cao và phương pháp phần tử hữu hạn. Các đặc trưng cơ học của vật liệu được giả thiết biến thiên liên tục theo chiều dày theo quy luật lũy thừa, cho phép mô tả chính xác sự chuyển tiếp giữa các pha vật liệu. Lý thuyết biến dạng cắt bậc cao được áp dụng nhằm xét đến ảnh hưởng của biến dạng cắt ngang mà không cần sử dụng hệ số hiệu chỉnh cắt, đồng thời thỏa mãn điều kiện ứng suất tiếp bằng không tại các mặt biên của vỏ. Trên cơ sở nguyên lý Hamilton, các phương trình chuyển động của vỏ trụ FGM được thiết lập và rời rạc hóa bằng phương pháp phần tử hữu hạn để xây dựng bài toán trị riêng nhằm xác định tần số và dạng dao động riêng. Nghiên cứu tham số được tiến hành nhằm khảo sát ảnh hưởng của chỉ số phân bố vật liệu, tỷ số hình học và điều kiện biên đến đặc trưng dao động của vỏ. Kết quả cho thấy tần số dao động riêng phụ thuộc rõ rệt vào quy luật biến thiên của vật liệu và hình học kết cấu, đồng thời khẳng định độ chính xác và hiệu quả của mô hình đề xuất trong phân tích dao động vỏ trụ FGM.

Từ khóa: *FGM; vỏ trụ; dao động riêng; HSDT; FEM; giá trị riêng.*

1. Mở đầu

Vật liệu có cơ tính biến thiên (FGM) được phát triển nhằm khắc phục hiện tượng tập trung ứng suất và bong tách lớp trong composite phân lớp truyền thống [1]. Nhờ sự biến thiên liên tục của tính chất cơ học theo chiều dày, FGM cho phép nâng cao khả năng chịu nhiệt, chịu tải và độ bền kết cấu. Vỏ trụ FGM được ứng dụng rộng rãi trong hàng không - vũ trụ, công trình biển và các kết cấu chịu nhiệt cao. Do đó, việc xác định chính xác tần số dao động riêng có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế và đảm bảo ổn định động.

Các lý thuyết cổ điển như Love-Kirchhoff bỏ qua biến dạng cắt nên chỉ phù hợp với vỏ mỏng, trong khi lý thuyết biến dạng cắt bậc nhất (FSDT) dù cải thiện độ chính xác nhưng cần hệ số hiệu chỉnh cắt. Ngược lại, lý thuyết biến dạng cắt bậc cao (HSDT) cho phép mô tả chính xác phân bố ứng suất cắt và tự động thỏa điều kiện biên mà không cần hệ số hiệu chỉnh [2].

Trong những năm gần đây, bài toán dao động của vỏ trụ FGM đã được nghiên cứu rộng rãi với nhiều hướng tiếp cận khác nhau [3], [4], [5]. Các mô hình HSDT kết hợp với phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) cho thấy hiệu quả cao trong việc dự đoán đặc trưng dao động, đặc biệt đối với các vỏ có chiều dày trung bình hoặc lớn và có biến thiên vật liệu theo chiều dày. Các nghiên cứu

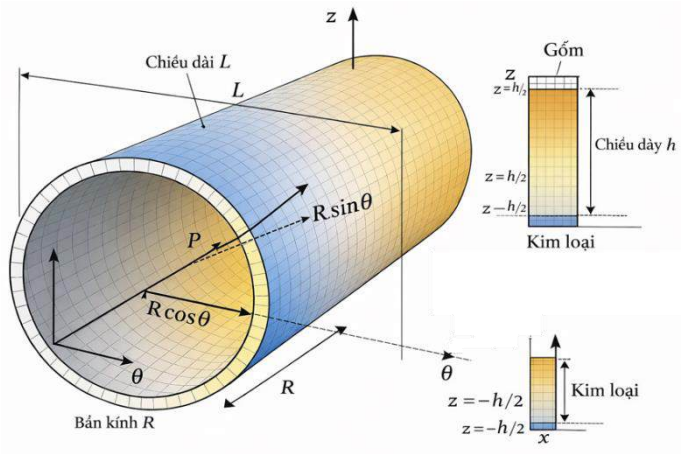
tiêu biểu cho thấy biến dạng cắt ngang và quán tính quay có ảnh hưởng đáng kể đến tần số dao động, đồng thời khẳng định vai trò chủ đạo của FEM trong phân tích động lực học vỏ FGM.

Tuy nhiên, việc xây dựng một mô hình HSDT-FEM đủ linh hoạt để khảo sát đồng thời ảnh hưởng của quy luật phân bố vật liệu, tỷ số hình học và điều kiện biên vẫn cần được tiếp tục hoàn thiện. Vì vậy, bài báo này tập trung phát triển mô hình HSDT-FEM cho vỏ trụ FGM và thực hiện nghiên cứu tham số nhằm đánh giá đặc trưng dao động riêng của kết cấu.

2. Mô hình vật liệu, các giả thiết hình học và các quan hệ cơ học

2.1. Mô hình vỏ trụ

Xét vỏ trụ bán kính R, chiều dài L, chiều dày h như thể hiện ở Hình 1.



Hình 1. Mô hình vỏ trụ FGM

Hệ tọa độ cong (x, 0, z) được sử dụng, trong đó x là phương dọc trục, θ là phương chu vi, z là phương chiều dày.

2.2. Quy luật biến thiên vật liệu FGM

Các đặc trưng vật liệu biến thiên theo quy luật lũy thừa [5]:

$$P(z) = P_m + (P_c - P_m)\left(\frac{z + h/2}{h}\right)^k \tag{1}$$

trong đó P là cơ tính vật liệu như E, ρ, ν; k là chỉ số phân bố vật liệu; m và c lần lượt là pha kim loại và gốm. Khi $k = 0$ thì vật liệu thuần gốm; còn khi $k \to \infty$ thì vật liệu tiến gần pha kim loại.

2.3. Lý thuyết biến dạng cắt bậc cao

Trường chuyển vị theo lý thuyết biến dạng cắt bậc cao được giả thiết [6]:

$$u(x,\theta,z,t) = u_0(x,\theta,t) + z\phi_x + f(z)\psi_x$$
$$v(x,\theta,z,t) = v_0(x,\theta,t) + z\phi_\theta + f(z)\psi_\theta \quad (2)$$
$$w(x,\theta,z,t) = w_0(x,\theta,t)$$

Hàm phân bố cắt *f(z)* thường được chọn dạng bậc ba [6]:

$$f(z) = z - \frac{4z^3}{3h^2} \quad (3)$$

Hàm này đảm bảo:

$$\tau_{xz} = \tau_{\theta z} = 0 \quad \text{tại} \quad z = \pm h/2 \quad (4)$$

Biến dạng được xác định từ quan hệ hình học phi tuyến dạng nhỏ. Quan hệ ứng suất-biến dạng tuân theo định luật Hooke cho vật liệu đẳng hướng biến thiên theo chiều dày.

2.4. Thiết lập phương trình chuyển động

Áp dụng nguyên lý Hamilton:

$$\int_{t_1}^{t_2} (\delta U - \delta T)\, dt = 0 \quad (5)$$

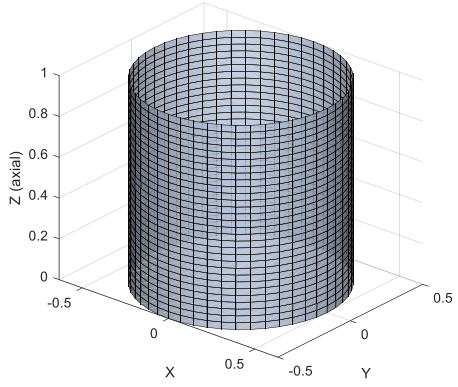
trong đó U là năng lượng biến dạng, T là động năng. Sau khi thay thế trường chuyển vị và thực hiện tích phân theo chiều dày, thu được hệ phương trình chuyển động dạng ma trận:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{d}} + \mathbf{K}\mathbf{d} = 0 \quad (6)$$

với **M** là ma trận khối lượng, **K** là ma trận độ cứng, **d** là vector bậc tự do.

2.5. Rời rạc hóa bằng phương pháp phần tử hữu hạn

Miền vỏ trụ được chia thành các phần tử vỏ cong bốn nút.



Hình 2. Lưới chia vỏ

Hàm nội suy sử dụng đa thức dạng Lagrange. Ta được ma trận độ cứng và ma trận khối lượng phần tử:

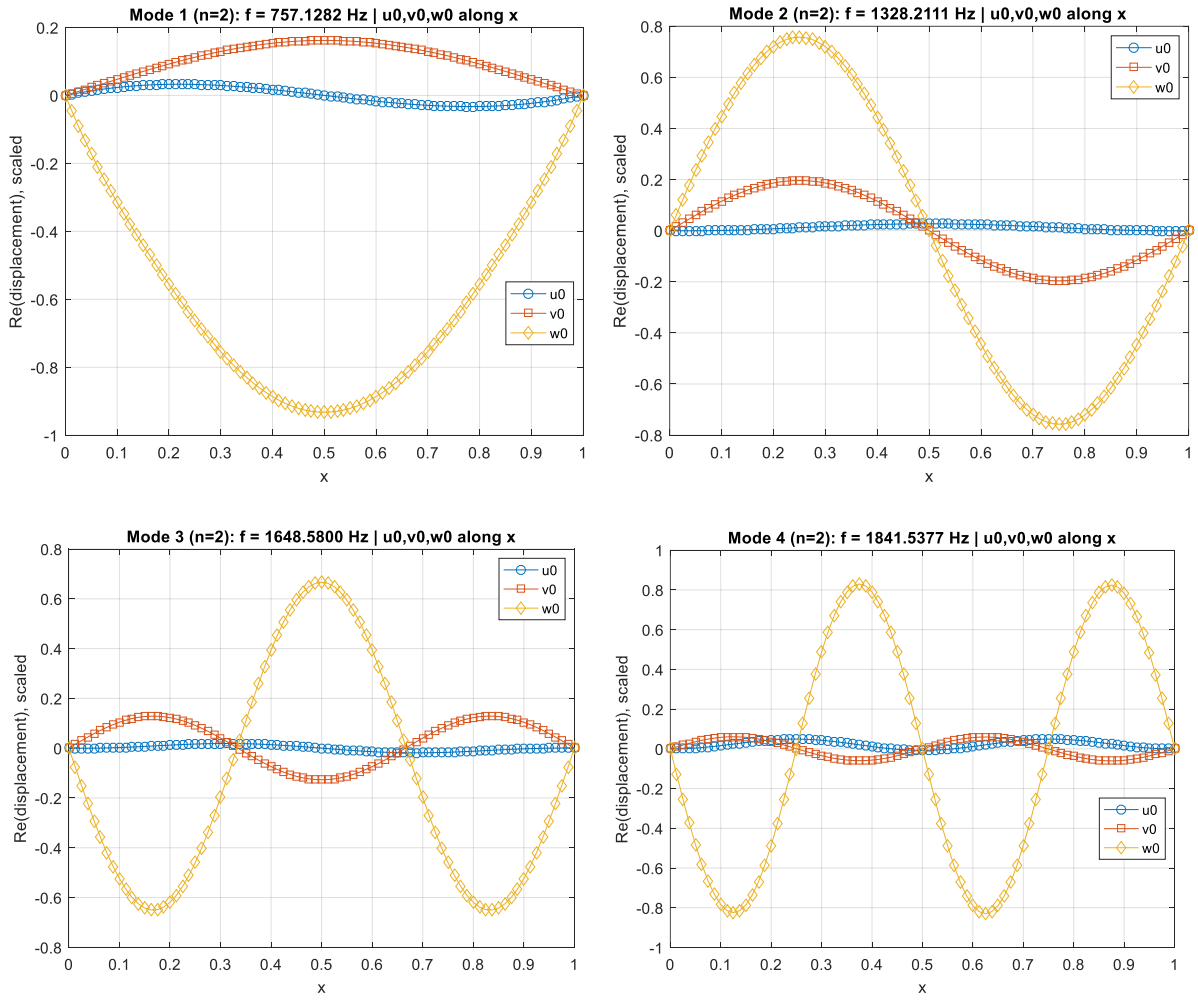
$$\mathbf{K}^e = \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B}\, d\Omega$$
$$\mathbf{M}^e = \int_{\Omega^e} \mathbf{N}^T \rho \mathbf{N}\, d\Omega \tag{7}$$

Lắp ráp toàn cục thu được bài toán giá trị riêng:

$$(\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M})\mathbf{\Phi} = 0 \tag{8}$$

3. Kết quả số và thảo luận

Bốn dạng dao động riêng của vỏ được thể hiện như ở Hình 3.



Hình 3. Bốn dạng dao động riêng đầu tiên của vỏ

Bốn dạng dao động riêng đầu tiên của vỏ trụ FGM (với số sóng chu vi $n = 2$) cho thấy đặc trưng điển hình của dao động uốn chi phối bởi chuyển vị xuyên tâm w_0. Ở dạng thứ nhất, dạng dao động chủ yếu là uốn cơ bản theo phương dọc trục với một nửa bước sóng theo chiều dài, biên

độ lớn nhất xuất hiện ở giữa nhịp và thành phần w_0 vượt trội so với u_0 và v_0, cho thấy ứng xử chủ yếu là uốn vỏ. Khi chuyển sang các dạng cao hơn (dạng 2 đến dạng 4), số nút theo phương dọc trục tăng dần, dạng sóng phức tạp hơn và tần số tăng tương ứng, phản ánh sự gia tăng bậc dao động theo phương z. Mặc dù các thành phần màng up và vị bắt đầu thể hiện rõ hơn ở các dạng cao, chuyển vị xuyên tâm vẫn giữ vai trò chi phối, khẳng định rằng cơ chế dao động chính của vỏ trụ trong trường hợp này vẫn là uốn - kết hợp giữa uốn theo trục và dạng sóng chu vi $n = 2$. Xu hướng này phù hợp với đặc trưng động lực học của vỏ trụ FGM khi biến dạng cắt và hiệu ứng hình học được xét đến trong mô hình HSDT-FEM.

4. Kết luận

Bài báo trình bày mô hình phân tích dao động riêng của vỏ trụ làm từ vật liệu có cơ tính biến thiên (FGM) dựa trên lý thuyết biến dạng cắt bậc cao (HSDT) kết hợp với phương pháp phần tử hữu hạn (FEM). Các tính chất vật liệu được giả thiết biến thiên liên tục theo chiều dày theo quy luật lũy thừa, cho phép mô tả chính xác sự chuyển tiếp giữa hai pha kim loại và gốm. Trên cơ sở nguyên lý Hamilton, hệ phương trình chuyển động của vỏ trụ được thiết lập và rời rạc hóa để xây dựng bài toán trị riêng, từ đó xác định tần số và dạng dao động riêng tương ứng.

Tài liệu tham khảo

[1] M. Koizumi and M. Niino, “Overview of FGM Research in Japan,” *MRS Bull.*, vol. 20, no. 1, pp. 19–21, 1995, doi: 10.1557/S0883769400048867.

[2] A. K. Noor and W. S. Burton, “Assessment of shear deformation theories for multilayered composite plates,” *Appl. Mech. Rev.*, vol. 42, no. 1, pp. 1–14, 1989, doi: 10.1115/1.3152418.

[3] N. T. Chung and D. T. N. Thu, “Static stability study of stiffened functionally graded composite plates reinforced by carbon nanotubes using finite element method,” *Vietnam J. Mech.*, vol. 45, no. 3, pp. 216–234, 2023, doi: 10.15625/0866-7136/18862.

[4] N. T. Chung, D. T. N. Thu, and L. X. Thuy, “Dynamic analysis of stiffened functionally graded composite plates reinforced by carbon nanotubes subjected to blast loads using a new four-variable refined plate theory,” *Int. J. Comput. Mater. Sci. Eng.*, vol. 12, no. 3, 2023, doi: 10.1142/S2047684123500045.

[5] L. M. Thai, D. T. Luat, T. Van Ke, and M. Phung Van, “Finite-Element Modeling for Static Bending Analysis of Rotating Two-Layer FGM Beams with Shear Connectors Resting on Imperfect Elastic Foundations,” *J. Aerosp. Eng.*, vol. 36, no. 3, 2023, doi: 10.1061/jaeeez.aseng-4771.

[6] N. T. Dung, P. Van Minh, H. M. Hung, and D. M. Tien, “The Third-Order Shear Deformation Theory for Modeling the Static Bending and Dynamic Responses of Piezoelectric Bidirectional Functionally Graded Plates,” *Adv. Mater. Sci. Eng.*, vol. 2021, 2021, doi: 10.1155/2021/5520240.

Free vibration analysis of functionally graded cylindrical shells using the finite element method and higher-order shear deformation theory

Abstract: *This paper presents a study on the free vibration analysis of cylindrical shells made of Functionally Graded Materials (FGMs) using a combination of higher-order shear deformation theory and the finite element method. The mechanical properties of the material are assumed to vary continuously through the thickness according to a power-law distribution, allowing an accurate representation of the transition between material phases. The higher-order shear deformation theory is employed to account for transverse shear effects without requiring shear correction factors, while simultaneously satisfying the zero transverse shear stress conditions at the shell surfaces. Based on Hamilton's principle, the governing equations of motion for the FGM cylindrical shell are derived and discretized using the finite element method to formulate an eigenvalue problem for determining natural frequencies and corresponding mode shapes. A parametric study is conducted to investigate the effects of material gradation index, geometric ratios, and boundary conditions on the vibration characteristics of the shell. The results indicate that the natural frequencies are significantly influenced by the material distribution and structural geometry, confirming the accuracy and effectiveness of the proposed model in analyzing the vibration behavior of FGM cylindrical shells.*

Keywords: FGM; cylindrical shell; free vibration; HSDT; FEM; eigenvalue problem.

Study on the influence of spring geometric parameters on the cross-axis ratio of an accelerometer

Nguyen Van Cuong[1*], Tran Van Hiep[1], Bui Manh Cuong[1], Nguyen Van Hoan[1], Phan Van Manh[1], Chu Manh Hoang[2]

[1]Faculty of Mechanical Engineering; Le Quy Don Technical University
[2]School of Materials Science and Engineering; Hanoi University of Science and Technology
E-mail: vancuonghvktqs1241990@gmail.com; Tel: 0395637808

Abstract

This paper presents the design and analysis of a two-dimensional capacitive MEMS accelerometer based on a dual-frame structure with U-shaped springs. The proposed configuration enables improved stiffness control and enhanced suppression of cross-axis sensitivity. A parametric study is conducted to evaluate the influence of geometric dimensions on translational stiffness and elastic coupling behavior. The results show that symmetric spring designs significantly reduce direct cross-axis coupling

Keywords: *MEMS accelerometer; elastic cross-coupling; U-shaped spring, cross-axis sensitivity; stiffness asymmetry*

1. Introduction

MEMS (Micro-Electro-Mechanical Systems) technology has indeed revolutionized the production of small-scale devices like accelerometers, micromotor [1]. These tiny yet powerful sensors are crucial components in various applications, including smartphones, automotive systems, aerospace, medical devices, and industrial machinery [2], [3]. Two-dimensional accelerometers are integral in inertial navigation systems for aircraft, spacecraft, and submarines, aiding in precise positioning and navigation without relying on external references [4]. Cross-axis sensitivity stands out among these factors, especially in applications demanding utmost precision. Cross-axis sensitivity is a crucial issue when dealing with two-axis accelerometers. It refers to the extent to which a sensor reacts to undesired acceleration in directions perpendicular to the intended axis of measurement. This can lead to reduced accuracy and deviations in measured data. To minimize cross-axis sensitivity, manufacturers often employ precise calibration techniques and select appropriate sensor materials and structural designs [5]. Recent studies have addressed cross-axis sensitivity through both calibration and structural design. For example, calibration-based compensation methods can significantly reduce non-orthogonality and misalignment errors [6], while structural designs such as truss-based suspensions help improve stiffness decoupling [7]. In addition, optimization of geometric parameters using advanced algorithms has been shown to effectively minimize cross-axis sensitivity [8]. These studies indicate that both structural design and geometric parameters play a crucial role in determining stiffness characteristics and cross-axis coupling behavior. However, a systematic investigation into how spring geometric dimensions affect both primary-axis stiffness and cross-axis stiffness, as well as the resulting cross-axis ratio,

remains limited. This paper examines the effect of spring geometric dimensions on both primary-axis stiffness and cross-axis stiffness and cross – axis ratio.

2. Model of two-axis MEMS accelerometer

The sensor configuration, illustrated in Figure 1, comprises an outer movable frame, denoted as M_1, interconnected to a stationary frame via four U-shaped springs. Additionally, a proof mass, labeled as M_2, is attached to frame M_1 using four U-shaped springs. Moreover, Figure 1 illustrates the placement of two sets of comb electrodes, facilitating the detection of the sensor's oscillations in both the X and Y directions. The parameters of the sensor are labeled in Figure 1. Table 1 displays the parameters for the outer movable frame M_1, the inner proof mass M_2, and the sensing comb fingers, while Table 2 presents the values for the springs, K_1 and K_2. To investigate the influence of spring geometric parameters on stiffness characteristics, a numerical approach is implemented using MATLAB. The accelerometer structure is modeled as a mass–spring system, where the proof mass is supported by elastic beams representing the suspension springs. The stiffness of the springs is calculated analytically based on beam theory. The geometric parameters of the springs, including length, width, and thickness, are systematically varied to evaluate their effects on the primary-axis stiffness and cross-axis stiffness. The material is assumed to be linear elastic, and the properties of silicon (Young's modulus and Poisson's ratio) are used in the calculations. Under the assumption of small deformation, the stiffness is determined from the force–displacement relationship according to Hooke's law:

$$k = F/\delta$$

For a rectangular beam, the stiffness along the sensitive axis and the perpendicular axis is derived from Euler–Bernoulli beam theory, where stiffness is proportional to the elastic modulus and the second moment of area. The corresponding displacements are computed for applied forces in both directions to obtain primary-axis and cross-axis stiffness. The boundary conditions assume that the beam ends are fixed at the anchors, while the proof mass is free to move. Coupling effects between axes are evaluated by comparing the stiffness components in orthogonal directions.

Finally, the cross-axis ratio is defined as the ratio between cross-axis stiffness and primary-axis stiffness, which is used to quantify the level of mechanical decoupling of the accelerometer structure.

Table 1. Parameters of the outer frame M_1, the inner proof mass M_2 and sensing comb fingers

Components	Parameters (symbol)	Values
Frame M_1	Length (L_1) x Width (W_1) x Height (H_1)	4200 µm x 4200 µm x 20 µm
	Length (L') x Width (W') x Height (H)	2200 µm x 2200 µm x 20 µm
Mass proof M_2	Length (L_2) x Width (W_2) x Height (H_2)	2080 µm x 1800 µm x 20 µm
X - sensing comb fingers	Overlapping length (L_{s1}) x Width (B_1) x Thickness (T_1) x Gap distance (d_1) x Numer of comb fingers (N_1)	100 µm x 3 µm x 20 µm x 1.5 µm x 400

Y - sensing comb fingers	Overlapping length (L_{s2}) x Width (B_2) x Thickness (T_2) x Gap distance (d_2) x Numer of comb fingers (N_2)	100 µm x 3 µm x 20 µm x 1.5 µm x 200

Table 2. Dimensions of the springs, K_1 and K_2

Parameters	**Symbol**	**Values**	**Parameters**	**Symbol**	**Values**
K_1			**K_2**		
Thickness of the spring	(h_1)	20 µm	Thickness of the spring	(h_2)	20 µm
The length of beam connecting to outer fixed frame	(L_{a2})	162 µm	The length of beam connecting outer frame M_1	(L_{b2})	175 µm
The length of beam connecting to frame M_1	(L_{a1})	170 µm	The length of beam connecting Mass M_2	(L_{b1})	175 µm
The width of beam	(w_1)	15 µm	The width of beam	(w_2)	10 µm
The length of connection beam	(L_{t1})	35 µm	The length of connection beam	(L_{t2})	30 µm
Spring constant of four-U spring in X direction	(K_{1x})	4612 N/m	Spring constant of four - U spring in X direction	(K_{2x})	93153 N/m
Spring constant of four-U spring in Y direction	(K_{1y})	175929N /m	Spring constant of four - U spring in Y direction	(K_{2y})	1187 N/m

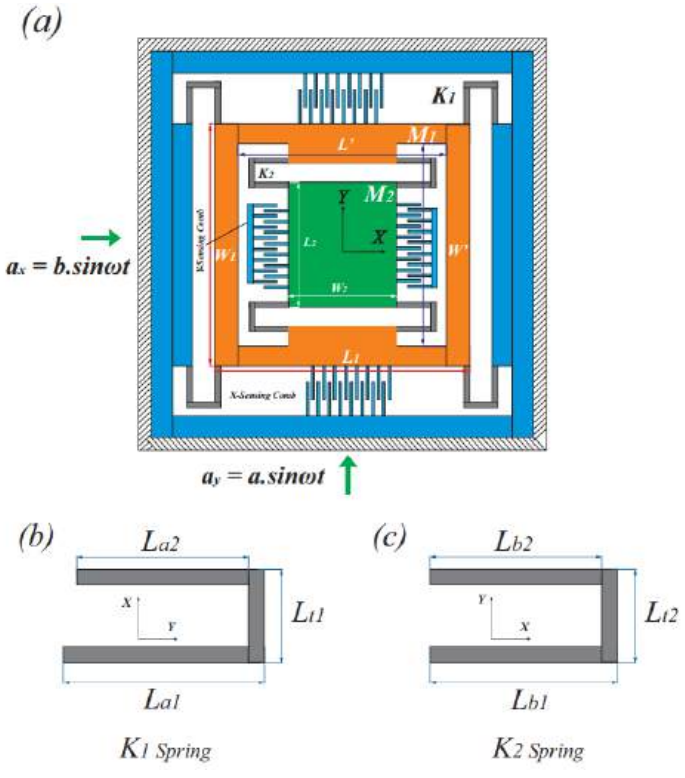


Fig.1. a) The sensor model with an outer mass M_1 and inner mass M_2, b) Dimensions of a single – U shaped spring (K_1) with different beam length ($L_{a1} \neq L_{a2}$), c) Dimensions of a U-shaped spring (K_2) with equal beam length ($L_{b1} = L_{b2}$)

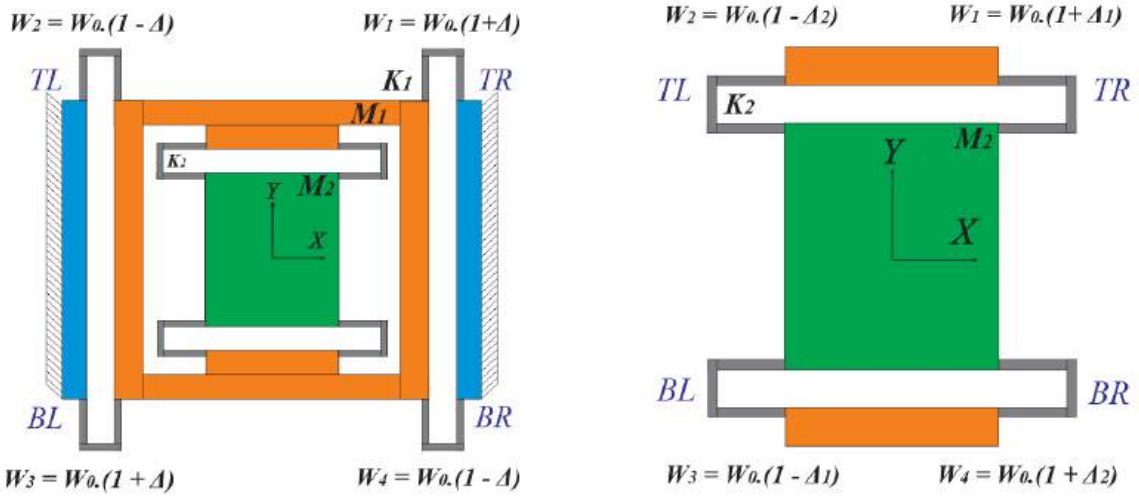
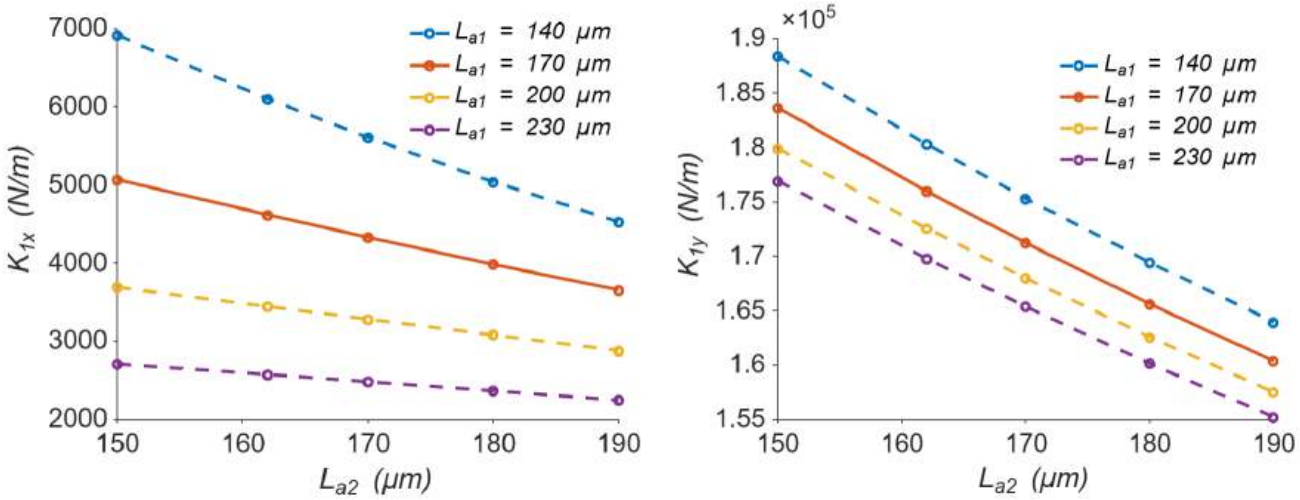


Fig.2. a) Springs error model of U shaped spring (K_1) , b) Springs error model of U shaped spring (K_2)

Figure 2 presents the fabrication error model of springs K_1 and K_2. In configuration a), a uniform fabrication error is assumed, meaning that both springs experience the same deviation of $\pm \Delta$ from their nominal design values. Conversely, in configuration b), the fabrication errors of the two springs are independent, with K_1 and K_2 subjected to deviations of $\pm \Delta_1$ and $\pm \Delta_2$, respectively.

3. Results and discussion

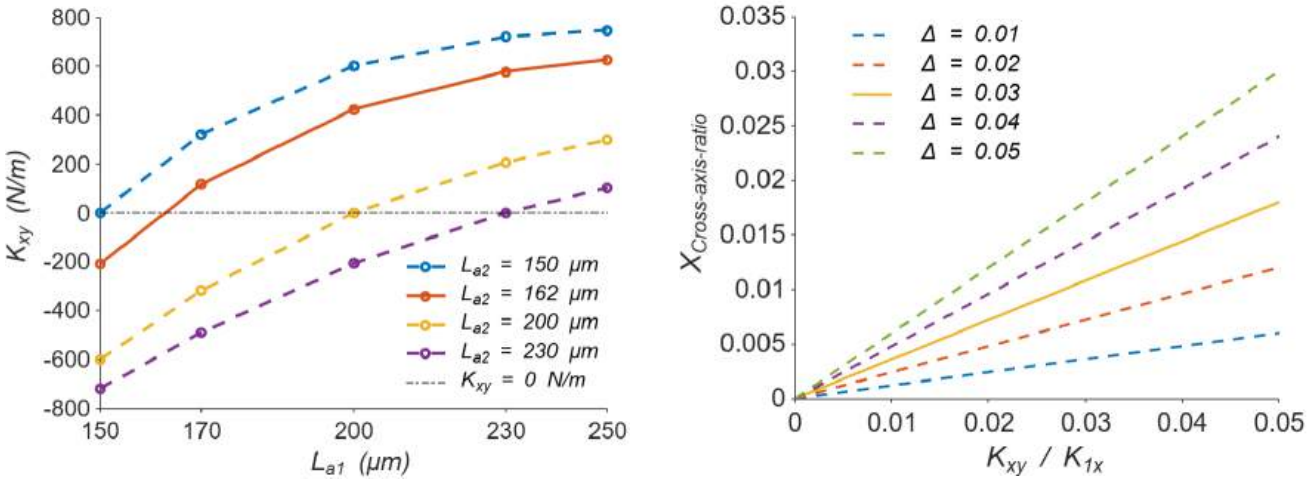


a) b)

Fig.3. The stiffness of the spring K_1: a) Along the X direction; b) Along the Y direction.

Figure 3a describes the stiffness of the spring along the X direction for different values of L_{a1} and L_{a2}. For the same value of L_{a1}, as L_{a2} increases, K_{1x} tends to gradually decrease. Meanwhile, for the same value of L_{a2}, as L_{a1} decreases, the value of K_{1x} increases. At L_{a1} = 170 µm and L_{a2} = 162 µm, K_{1x} has a value of 4612 N/m. The relationship between K_{1y} and L_{a1} and L_{a2} in Figure 3b is similar to that in Figure 2a, but with different rates of increase and decrease. K_{1y} has a value of 175929N/m corresponding to L_{a1} = 170 µm and L_{a2} = 162 µm. The relationship between the stiffness values K_{2x} and K_{2y} with L_{a1} and L_{a2} is also similar to the graphs describing K_{1x} and K_{1y} as functions of L_{a1} and L_{a2}. K_{2x} and K_{2y} have corresponding values of 93153 N/m and 1187 N/m, respectively, for L_{a1} = 170 µm and L_{a2} = 162 µm.

Figure 4a illustrates the cross-axis stiffness K_{xy} as a function of the two dimensions of the U-spring K_1. Looking at the graph, we can see that for the same value of L_{a2}, K_{xy} tends to increase as the value of L_{a1} increases. There is a notable point where, when the values of L_{a1} and L_{a2} are equal, K_{xy} equals 0. This was leveraged by the authors when designing the spring K_2 with lengths L_{b1} = L_{b2} = 175 µm, while the spring K_1 was designed with lengths L_{a1} = 170 µm and L_{a2} = 162 µm. The authors chose these dimensions because we wanted to investigate a form of cross-axis misalignment related to K_{xy} in the K_1 spring. For the corresponding values of L_{a1} and L_{a2} mentioned above, K_{xy} has a value of 117 N/m. In Figure 4b, we can see the linear relationship between $X_{cross\text{-}axis\ ratio}$ (the ratio of x displacement to y displacement $\left|\frac{x}{y}\right|$, when there is no force in the x direction) and K_{xy} / K_{1x} for different values of Δ. As the value of Δ increases, $X_{cross\text{-}axis\ ratio}$ also increases correspondingly. At the value of the ratio K_{xy} / K_{1x} = 117 / 4162 = 0.028 and Δ=0.03 , the value of $X_{cross\text{-}axis\ ratio}$ is 0.0102 .

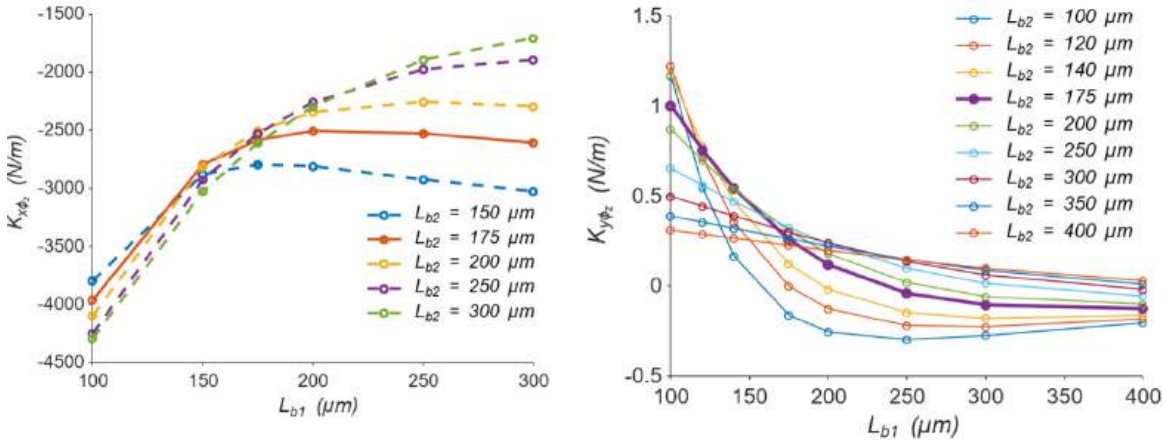


a) b)

Fig. 4. a) The relationship between K_{xy} and L_{a1} and L_{a2}; b) The relationship between the $X_{cross\text{-}axis\ ratio}$, the ratio K_{xy} / K_{1x}, and the error Δ

This can be further explained as follows: Spring K_2 is designed with complete symmetry (L_{b1} = L_{b2}) inherently exhibit reduces elastic cross-coupling. In these configurations, the in-plane

translational modes *x* and *y* do not directly couple. Nevertheless, coupling remains present through the rotational mode — meaning the *x*-mode initially couples to the rotational mode (Φ_z) , which subsequently couples to the *y*-mode, thereby generating cross-axis stiffness $K_{x\Phi z}$ and $K_{y\Phi z}$.



a) b)

Fig. 5. a) The spring stiffness $K_{x\Phi z}$ and b) the spring stiffness $K_{y\Phi z}$ as functions of L_{b1} and L_{b2}.

Looking at the graph in Figure 5a, we can see that within the range of L_{b1} from 100 to 175 μm, $K_{x\Phi z}$ remains relatively unchanged across different values of L_{b2}. However, when L_{b1} increases from 175 μm to 300 μm, the differences in the value of $K_{x\Phi z}$ become more pronounced. At that point, $K_{x\Phi z}$ increases noticeably as L_{b2} increases. At the values $L_{b1} = L_{b2} = 175$ μm, $K_{x\Phi z}$ reaches a value of -2612 N/m. In contrast to $K_{x\Phi z}$, the value of $K_{y\Phi z}$ in Figure 5b is much smaller. The relationship between $K_{y\Phi z}$ and L_{b1} and L_{b2} can be considered as being divided into two distinct parts. When L_{b2} ranges from 100 to 200 μm, the graph representing $K_{y\Phi z}$ shows a curved shape with a downward dip between L_{b1} values of 200 to 250 μm. However, for values of $L_{b2} > 200$ μm, the $K_{y\Phi z}$ graph tends to resemble a straight line more closely. When $L_{b1} = L_{b2} = 175$ μm, $K_{y\Phi z}$ takes the value of 0.222 N/m.

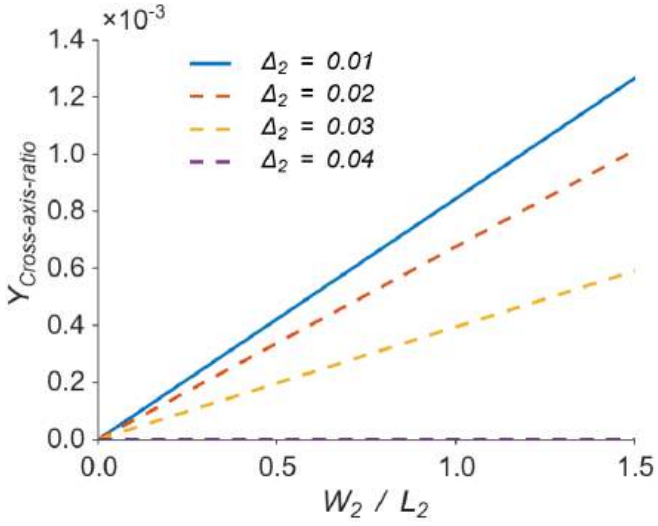


Fig. 6. The relationship between the $Y_{cross\text{-}axis\ ratio}$, the ratio W_2 / L_2, and the error Δ_2

From Figure 6, we can see that $Y_{cross\text{-}axis\ ratio}$ (the ratio of y displacement to x displacement $\left|\frac{y}{x}\right|$, when there is no force in the y direction) and the ratio W_2 / L_2 have a linear relationship with different values of Δ_2 when the value of Δ_1 is fixed at 0.04 and and with the dimensions of spring K_2 given in Table 2. As Δ_2 decreases, $Y_{cross\text{-}axis\ ratio}$ takes on larger values, and vice versa. With the dimensions W_2 and L_2 given in Table 1, the ratio W_2/L_2 is 0.8653, and correspondingly, $Y_{cross\text{-}axis\ ratio}$ has a value of 7.3×10^{-4} at $\Delta_2 = 0.01$. Compared to the case where the $X_{cross\text{-}axis\ ratio}$ in Figure 7b is 0.0102, the value of the $Y_{cross\text{-}axis\ ratio}$ is significantly lower.

4. Conclusion

In the paper, the authors propose a design for a two-dimensional accelerometer, in which the inner mass M_2 is suspended by the outer frame M_1 using four U-shaped springs, and the outer frame M_1 is also connected to the base by four U-shaped springs. Based on this, the authors investigate the influence of geometric dimensions on the spring stiffness. The results indicate that a symmetrically designed U-shaped spring exhibits lower cross-axis coupling compared to an asymmetric configuration. The analysis also demonstrates that appropriate geometric optimization effectively suppresses cross-axis displacement errors, with the *Y*-direction cross-axis ratio being substantially smaller than that of the *X* direction. Overall, the proposed design provides a practical approach for minimizing cross-axis sensitivity in two-dimensional MEMS accelerometers and offers useful guidelines for structural optimization in precision inertial sensors.

References

1. Phuc, P., Dzung, N., & Kien, H. (2024). Single mask and low voltage electrothermal micromotor. *Sensors and Actuators A: Physical, 374*, 115481. https://doi.org/10.1016/j.sna.2024.115481
2. Teradal, K., Karwa, M., Kumar, N., & Raihan, M. (2021). Design and simulation of MEMS based capacitive accelerometers for crash detection and airbag deployment in automobile. *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT), 10*(8).*
3. Li, R., Mohammed, Z., Rasras, M., Elfadel, M., & Choi, D. (2020). Design, modelling and characterization of comb drive MEMS gap-changeable differential capacitive accelerometer. *Measurement, 166*, 108377. https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.108377
4. Talha, K., Yunus, T., Azgın, K., & Akın, T. (2015). A single mass two-axis capacitive MEMS accelerometer with force rebalance. In *Proceedings of the 2015 IEEE International Symposium on Inertial Sensors and Systems (INERTIAL).* https://doi.org/10.1109/ISISS.2015.7102371
5. Hussamud Din, D., & Byeungleul, L. (2021). Design approach for reducing cross-axis sensitivity in a single-drive multi-axis MEMS gyroscope. *Micromachines, 12*(8), 902. https://doi.org/10.3390/mi12080902
6. Hiller, T., Blocher, L., Vujadinović, M., Péntek, Z., Buhmann, A., & Roth, H. (2021). Analysis and compensation of cross-axis sensitivity in low-cost MEMS inertial sensors. *IEEE.*
7. Yang, C.-Y., Hu, C.-M., Chi, I. T., Chau, M.-Q., & Wang, D.-A. (2023). Design and characterization of an accelerometer with low cross-axis sensitivity. *Microelectronic Engineering*. https://doi.org/10.1016/j.mee.2023.112044
8. Miao, J., Li, P., Lv, M., Nie, S., Liu, Y., Liang, R., Ma, W., & Zhuang, X. (2024). Resonant MEMS accelerometer with low cross-axis sensitivity optimized based on BP and NSGA-II algorithms. *Micromachines*, *15(8),* 1049. https://doi.org/10.3390/mi15081049

Nghiên cứu về ảnh hưởng của các tham số hình học của lò xo đến tỷ lệ nhạy chéo trục của cảm biến gia tốc

Tóm tắt: *Bài báo trình bày thiết kế và phân tích một cảm biến gia tốc MEMS điện dung hai chiều dựa trên cấu trúc hai khung với các lò xo dạng chữ U. Cấu hình đề xuất cho phép kiểm soát độ cứng tốt hơn và tăng cường khả năng giảm nhạy chéo giữa các trục. Một nghiên cứu tham số được thực hiện để đánh giá ảnh hưởng của các kích thước hình học lên độ cứng tịnh tiến và hành vi liên kết đàn hồi. Kết quả cho thấy các thiết kế lò xo đối xứng giúp giảm đáng kể sự nhạy chéo trục trực tiếp.*

Từ khóa: Cảm biến gia tốc MEMS; kết cặp ; lò xo dạng chữ U; độ nhạy chéo trục.

Design and simulation of a new hard-soft hybrid gripper for safe handling of soft fruits

Vũ Minh Hoàn[1*], Trịnh Xuân Hiệp[1]

[1]Le Quy Don Technical University

E-mail: hoanvm@lqdtu.edu.vn; Tel: 0968939692

Abstract

Soft fruits during harvest or sorting are highly susceptible to bruising, scratching, or deformation when subjected to concentrated forces from a rigid robotic gripper. In this paper, the authors present a newly designed hybrid rigid–soft gripper developed to address this issue. The hybrid gripper consists of a rigid structural frame that ensures stability and sufficient gripping force, combined with soft elastic material layers capable of deforming to match the shape of the product, allowing it to adapt to fruits of different shapes, sizes, and surface textures. This enables the robot to hold the fruit securely while ensuring safety during the harvesting process or classifying soft fruits. Numerical simulation results demonstrate that the proposed gripper achieves a high grasp success rate, minimizes surface damage compared with conventional rigid grippers, and maintains stability throughout the harvesting operation and product classification. This hybrid rigid–soft gripper shows significant potential for integration into robotic arms, enabling more efficient harvesting or handling of soft agricultural products.

Keywords: *Hybrid rigid–soft gripper; Soft fruit harvesting; Robotic grasping; Finite element simulation, soft robotic design.*

1. Introduction

Automation in agricultural harvesting has become an increasingly important research direction due to global labor shortages, rising production costs, and the need to improve efficiency and product quality in modern farming systems. Soft fruits such as tomatoes, strawberries, peaches, and grapes are particularly challenging targets for robotic manipulation because of their low elastic modulus, high water content, and susceptibility to bruising under concentrated loads [1], [2]. Market value and shelf life are greatly decreased by mechanical damage sustained during harvesting and post-harvest processing. Thus, a crucial problem in agricultural robotics is the creation of robotic end-effectors that can securely grasp soft fruits while retaining enough gripping force. Conventional robotic grippers are primarily rigid and constructed from metals or engineering plastics. Rigid grippers provide high structural stiffness, precise positioning, strong force transmission, and fast dynamic response, which are advantageous in industrial manipulation tasks requiring repeatability and accuracy. In harvesting applications, rigid grippers can generate sufficient force to detach fruits from stems and maintain stable grasping during transportation. However, their major drawback lies in the concentration of contact stress at discrete points or narrow contact areas. As reported in fruit damage studies [3], localized pressure exceeding the biological tolerance threshold can cause bruising and internal tissue damage. Moreover, rigid grippers lack passive adaptability to varying fruit geometries, reducing grasp stability when handling fruits of different sizes and shapes [4]. The direct application of fully rigid clamps to soft agricultural products faces significant challenges.

With the development of materials science and control systems, Soft robotic grippers have become a viable substitute to address these problems. Usually made of elastomeric materials like silicone rubber, soft grippers are operated by cable-based, tendon-driven, or pneumatic systems. Large-area contact, passive shape adaptability, and homogenous stress distribution are made possible by soft materials' intrinsic compliance [5, 6]. By reducing peak contact forces, Rus and Tolley [5] showed that soft robotic manipulators may safely work with delicate objects. Elastomeric grippers have also been effectively used to handle biological specimens and delicate food items [7]. Soft pneumatic fingers have demonstrated increased safety in the agricultural sector when holding tomatoes and strawberries [8]. Despite these advantages, purely soft grippers exhibit several significant limitations. First, their low structural stiffness restricts load-bearing capacity, which may be insufficient for fruit detachment or stable manipulation under dynamic motion. Second, soft actuators often suffer from reduced positional accuracy and slower response due to material viscoelasticity and nonlinear deformation behavior [9]. Third, the control complexity associated with continuum deformation can limit precision in real harvesting scenarios. Furthermore, durability and environmental robustness remain concerns when operating in outdoor agricultural conditions [10]. Consequently, while soft grippers enhance safety, they may compromise stability, controllability, and operational efficiency. S. Ansari and B. Bhattacharya [11] proposed a novel soft gripper for tomato harvesting with 3D-printed flexible fngers that form a cage-like structure when a servo motor with thin, rigid cables pulls together all the flexible beams. In addition, it has a mechanism for separating the target tomato from other tomatoes in the cluster and a servodriven Iris-based pedicel-cutting mechanism. C.-H. Liu et al. [12] proposed a soft robotic gripper module designed for delicately grasping fruits. Recognizing the complementary characteristics of rigid and soft systems, recent researchs has increasingly focused on hybrid rigid–soft grippers. Hybrid grippers integrate rigid structural backbones with compliant contact interfaces to balance force transmission and contact safety. S. Lee et al. [13] proposed a hybrid finger design combining a rigid support structure with soft pads to improve grasp stability while reducing surface damage. Similarly, Y. Zhang et al. [14] developed a rigid–soft composite gripper that demonstrated enhanced adaptability and reduced slippage during object manipulation. A comprehensive review by F. Renda et al. [15] highlighted that hybrid architectures can effectively address the trade-off between stiffness and compliance in robotic hands.

Hybrid grippers have demonstrated encouraging outcomes in industrial manipulation tasks. Hybrid grippers have shown promising results in industrial handling tasks, but the use of rigid-flexible hybrid grippers for harvesting or sorting soft fruits remains relatively limited. In the field of agricultural harvesting, this is especially true [16]. The largest obstacle is employing soft grippers to harvest crops without causing damage. Soft grippers need to have sufficient load capacity, radial rigidity, dexterity, and control stability in order to handle crops of different shapes and weights [17]. Soft grippers also require compact designs and active obstacle avoidance in order to gather clustered fruits like oranges and apples [18]. These hybrid grippers require both load-bearing capacity and the maintenance of safe contact pressure, avoiding excessive compressive stress on the fruit surface. Inspired by these difficulties, in this article, we propose a new flexible robot design that harmoniously combines rigid robots and soft robots to combine the advantages of both types of robots while ensuring the robot's rigidity and

stability. this study suggests a novel hard-soft hybrid gripper made especially for handling soft fruits safely. The suggested design combines soft silicone-based gripping pads that adapt to fruit surfaces and redistribute contact stresses with a stiff mechanical framework to provide steady force transfer and accurate actuation. The strong backbone improves structural stability and load-bearing capacity in contrast to grippers that are only soft. The compliant interface considerably lowers stress concentration and lessens fruit surface damage when compared to strictly rigid grippers.This is a potential new solution for application in harvesting and sorting soft fruits.

2. Design a hard-soft hybrid gripper.

The overall mechanical structure of the hybrid gripper is illustrated in Fig. 2.1. The gripper consists of eight main components: a soft gripping pad (1), a rigid finger body (2), a sliding guide plate (3), a central shaft (4), an outer housing (5), a compression spring (6), a rotary sliding cam (7), and a servo motor (8). This configuration enables a compact, robust, and mechanically efficient gripping mechanism. The gripper adopts a symmetrical multi-finger configuration, in which each finger is driven simultaneously through a cam-based transmission system. Such a configuration ensures uniform force distribution and stable grasping during operation. The gripper adopts a three-finger configuration, in which each finger is driven simultaneously through a cam-based transmission system. Such a configuration ensures uniform force distribution and stable grasping during operation. Each finger of the gripper is designed as a rigid–soft composite structure. The rigid finger body is manufactured from steel or high-strength engineering plastic and serves as the primary load-bearing component. It provides sufficient stiffness to transmit the actuation force generated by the servo motor and to maintain the overall structural integrity of the gripper. Attached to the rigid finger body is a soft gripping pad made of silicone elastomer. This soft layer is responsible for establishing compliant contact with the fruit surface. Due to its low Young's modulus and high elasticity, the silicone pad can deform passively to conform to irregular fruit geometries, thereby increasing the contact area and reducing localized stress concentrations. As a result, the risk of bruising or surface damage is significantly reduced compared to purely rigid grippers. The actuation of the gripper is realized through a servo motor–driven rotary sliding cam mechanism. The servo motor provides controlled rotational motion, which is converted into linear displacement of the finger assembly by the cam profile. This mechanism offers several advantages, including mechanical simplicity, compactness, and precise control of finger opening and closing.

A central shaft is employed to transmit motion from the cam mechanism to the finger assemblies while maintaining axial alignment. The sliding guide plates constrain the motion of the fingers, ensuring smooth linear displacement and synchronized movement among all fingers. To enhance adaptability and safety during grasping, a compression spring is integrated into the transmission system. The spring introduces passive compliance, allowing the gripper to absorb impact forces during initial contact with the object. This feature is particularly important when handling soft fruits, as it prevents sudden force peaks that could cause damage. Moreover, the spring preload can be adjusted to regulate the gripping force according to the size, weight, and mechanical properties of the target object. This passive force regulation

mechanism reduces the dependence on complex force sensors and control algorithms, thereby improving system robustness and reliability. As shown in Figure 2.1, the initial diameter and length of the hybrid gripper are 162 mm and 340 mm, respectively. The structure and geometric dimensions of the soft gripping pad are shown in Figure 2.2.

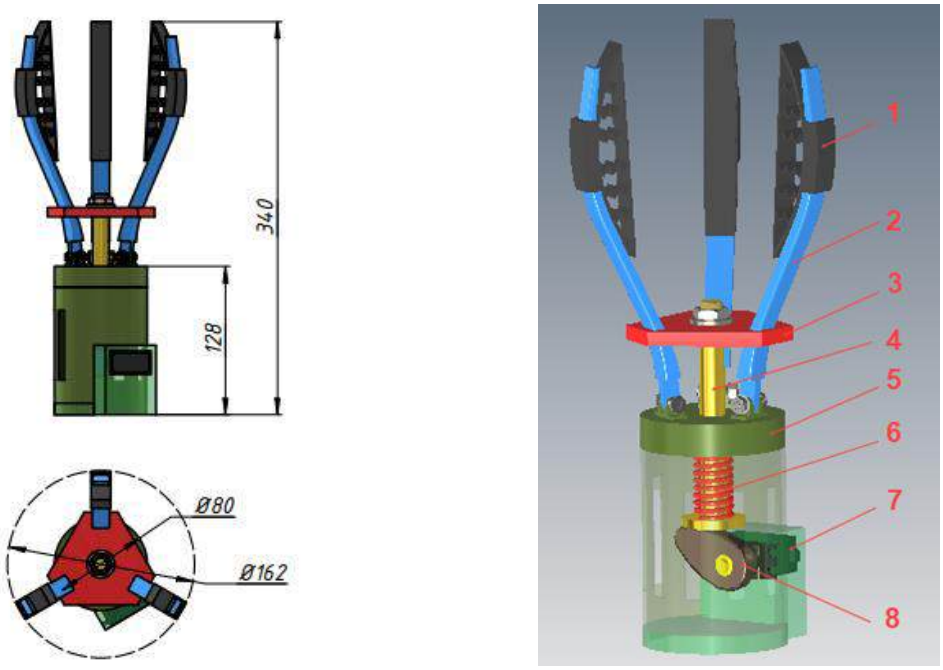


Fig. 2.1. The mechanical structure of the hybrid gripper.

1. The soft gripping pad; 2. The rigid finger body; 3. The sliding guide plate; 4. The central shaft; 5. The outer housing; 6. The compression spring; 7. The rotary sliding cam; 8. The servo motor.

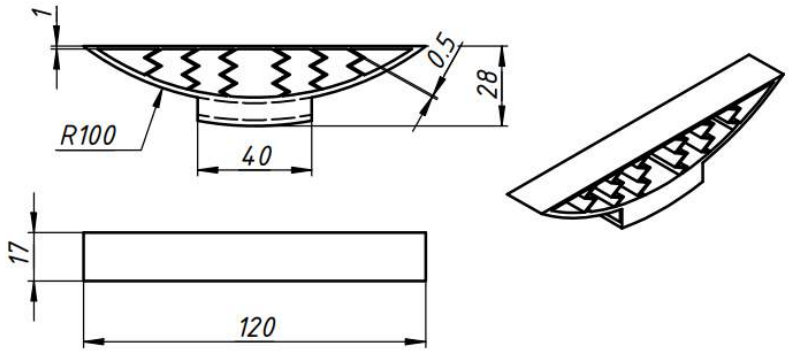


Fig. 2.2. The structure of the soft gripping pad

3. *The simulation results and discussions.*

3.1. Kinematics of a 5-DOF rigid-soft hybrid robotic arm.

Examine the mechanical model of a robotic arm with five degrees of freedom using the structure depicted in Figure 3.1. Five links joined by rotary joints make up the robotic arm. A hybrid rigid-flex gripper, as shown in Figure 2.1, is installed on Link 5.

In Figure. 3.1, $O_oX_oY_oZ_o$ is defined as a reference frame, and $O_EX_EY_EZ_E$ as an end effector frame, of which the origin locates at point E. Other local coordinate systems attached to links are defined by using Denavit – Hartenberg notation. The main mechanism of the arm

includes five links: link 1, link 2, link 3, link 4 and link 5. With the coordinate system established as shown in Figure 3.1, we can determine the kinematic parameters of the system as shown in Table 1.

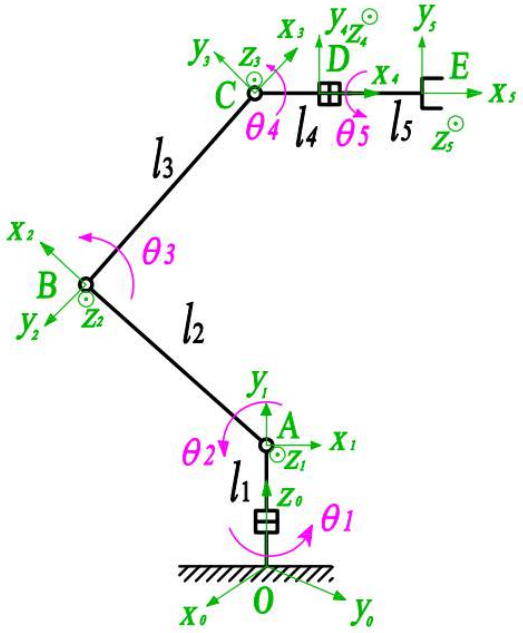


Table 1. Denavit–Hartenberg kinematic parameters of the robotic arm.

Links	θ_i	d_i	a_i	α_i
1	θ_1	l_1	0	$\pi/2$
2	θ_2	0	l_2	0
3	θ_3	0	l_3	0
4	θ_4	0	l_4	0
5	0	0	l_5	θ_5

Fig 3.1. Kinematic model of a 5-DOF robotic arm.

By using the Denavit–Hartenberg notation, the transformation matrix for the end-effector (E) can be calculated as follows:

$$\mathbf{H}_{0E} = \mathbf{H}_{01}(\theta_1)\mathbf{H}_{12}(\theta_2)\mathbf{H}_{23}(\theta_3)\mathbf{H}_{34}(\theta_4)\mathbf{H}_{45}(\theta_5) \quad (1)$$

Finally, the vector describing the position of the end-effector $\mathbf{E} = \begin{bmatrix} x_E & y_E & z_E \end{bmatrix}^T$ in the fixed coordinate system $Ox_0y_0z_0$ is yielded as follows:

$$\mathrm{R}_E = \begin{bmatrix} x_E \\ y_E \\ z_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta_1(l_2\cos\theta_2 + l_3\cos(\theta_2+\theta_3) + (l_4+l_5)\cos(\theta_2+\theta_3+\theta_4)) \\ \sin\theta_1(l_2\cos\theta_2 + l_3\cos(\theta_2+\theta_3) + (l_4+l_5)\cos(\theta_2+\theta_3+\theta_4)) \\ l_1 + l_2\sin\theta_2 + l_3\sin(\theta_2+\theta_3) + (l_4+l_5)\sin(\theta_2+\theta_3+\theta_4) \end{bmatrix} \quad (2)$$

In which: $\theta_1;\theta_2;\theta_3;\theta_4;\theta_5$ are the rotary joint variables, and $l_1;l_2;l_3;l_4;l_5$ is the corresponding geometric dimension of links 1, 2...5 as seen in Figure 3.1.

Forward kinematic simulation

Based on Eqs. (1), with the inputs given as $\theta_1\ t = \frac{5\pi}{12}\times\left(1-\cos\left(\frac{\pi t}{5}\right)\right)$;

$\theta_2\ t = \frac{5\pi}{6} - \frac{\pi}{12}\times\left(1-\cos\left(\frac{\pi t}{5}\right)\right)$; $\theta_3\ t = \frac{-4\pi}{6} + \frac{\pi}{6}\times\left(1-\cos\left(\frac{\pi t}{5}\right)\right)$; $\theta_4\ t = \frac{-\pi}{6} - \frac{\pi}{12}\times\left(1-\cos\left(\frac{\pi t}{5}\right)\right)$

; and $\theta_5\ t = \frac{\pi}{2}\times\left(1-\cos\left(\frac{\pi t}{5}\right)\right)$, The geometric dimensions of the robot's links are $l_1 = 0.3m$;

$l_2 = 0.5m$; $l_3 = 0.4m; l_4 = 0.1m; l_5 = 0.35m$, the position of the end effector

$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} x_E\ t & y_E\ t & z_E\ t \end{bmatrix}^T$ and the velocity $\dot{\mathbf{E}} = \begin{bmatrix} \dot{x}_E\ t & \dot{y}_E\ t & \dot{z}_E\ t \end{bmatrix}^T$ can be numerically computed and shown in the following figure 3.2, figure 3.3, figure 3.4 and figure 3.5 respectively.

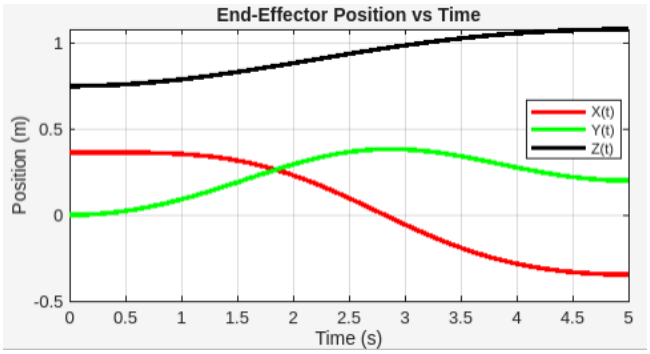


Fig. 3.2. The position of the End-Effector in the three axes X, Y, and Z over time.

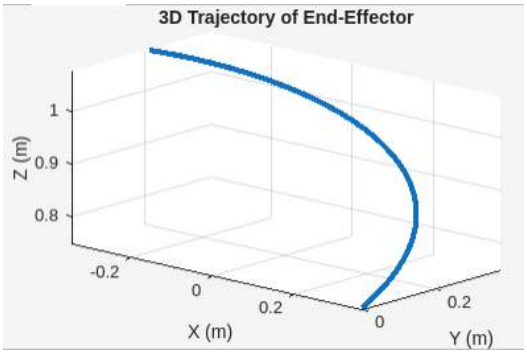


Fig. 3.3. Trajectory of the End-Effector in real workspace

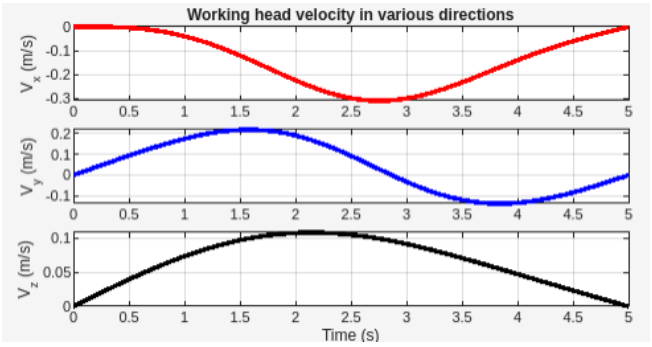


Fig. 3.4. The velocity of the End-Effector in the three axes X, Y, and Z over time.

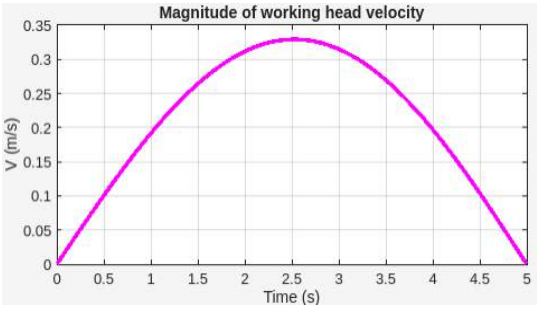


Fig. 3.5. Magnitude of the End-Effector velocity over time

The results obtained from the kinematic analysis of a 5-DOF robotic arm provide information about the robot's workspace and the movement of its links through the trajectory and velocity variation of the end effector in Cartesian space. Accurate trajectory determination not only ensures the optimal approach of the robot to the object (soft fruit) but also forms the basis for establishing safe working zones, avoiding collisions with external factors. In particular, the velocity graph shows smooth acceleration and deceleration, a key factor in minimizing unwanted mechanical vibrations. This is crucial for the paper's objective of protecting the soft structure of the fruit during approach and grasping. With 5 degrees of freedom, the system allows the end effector to flexibly adjust the approach angle, enabling the hybrid gripper to wrap around the fruit from the most favorable direction, thereby evenly distributing the pressure from the soft fingers. The velocity and trajectory results from kinematic analysis will serve as input data for the robot arm's dynamic analysis problem and also to evaluate the response of soft materials upon contact with an object. Mastering the movement patterns of the working link is fundamental to ensuring stable interaction between the hardware (robot frame) and the software (flexible fingers), achieving the highest efficiency in handling soft fruits.

3.2. Numerical Simulation of the Hybrid Gripper

To evaluate the mechanical performance and deformation behavior of the proposed hard–soft hybrid gripper, a finite element simulation was conducted using Autodesk Inventor Professional. The objective of the numerical analysis was to investigate the displacement distribution and contact response of the soft gripping pad when interacting with a deformable fruit model under controlled loading conditions. In the simulation setup, the rigid finger

structure was modeled using steel material properties, while the soft gripping pad was assigned silicone elastomer properties with Young's modulus of 435 kPa and Poisson's ratio of 0.49. The fruit was simplified as an elastic spherical body with mechanical characteristics comparable to a tomato. A displacement-controlled actuation was applied through the cam-driven mechanism to simulate the closing motion of the gripper. Contact interactions between the soft pad and the fruit surface were defined using frictional contact conditions to realistically represent grasping behavior. The numerical results, as illustrated in Figure 3.6, show the Y-direction displacement distribution of the gripping structure during contact. The maximum displacement reaches approximately 6.382 mm, corresponding to a clamping force of 3N, and the deformation is concentrated mainly in the soft silicone pad region. This confirms that the majority of deformation occurs within the soft layer rather than the rigid frame, demonstrating effective force absorption and stress redistribution. Importantly, the deformation pattern reveals that the soft pad conforms to the fruit surface, increasing the contact area while preventing localized stress concentration. The rigid backing structure remains structurally stable with negligible deformation, ensuring sufficient gripping force transmission. The simulation shows that the proposed hybrid gripper can create enough contact deformation for a secure grip while reducing the chance of damaging soft fruits. The numerical findings provide a strong foundation for further experimental validation and real-world implementation in robotic harvesting applications. Figure 3.7 shows the relationship between the gripping force between the fingers and the maximum deformation of the soft pad. The results show that increasing the gripping force leads to a corresponding increase in the deformation of the soft pad. This indicates that for large fruits with asymmetrical shapes such as mangoes and guavas, a larger gripping force is needed to accommodate the greater deformation of the soft pad. This is advantageous for gripping the fruit closely while maintaining the gripping force during movement.

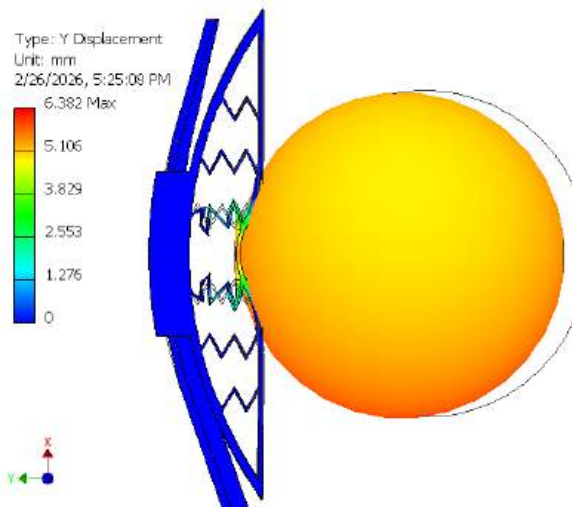


Fig. 3.6 . Simulation result of the deformation of the soft gripping pad

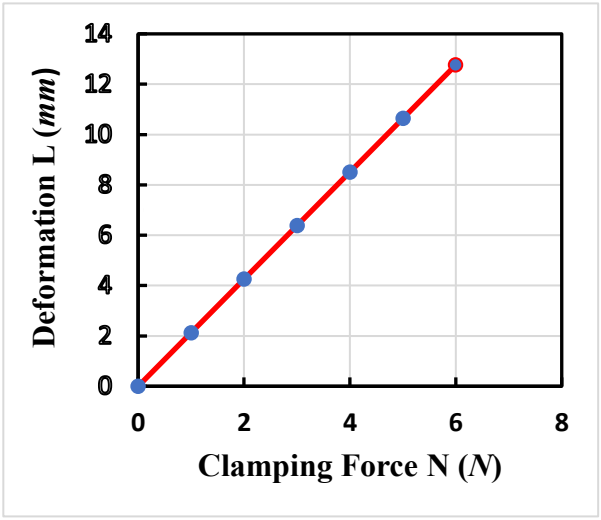


Fig. 3.7 . The maximum deformation of the soft clamp under clamping force.

4. Conclusion

This paper presented the design and numerical evaluation of a novel hard–soft hybrid gripper developed for the safe handling of soft fruits. The proposed hard–soft hybrid gripper integrates a rigid structural framework to ensure mechanical stability and precise force transmission, combined with compliant silicone-based soft pads to enhance surface conformity and reduce localized stress concentrations. The mechanical structure of a 5-DOF robot with a hybrid gripper arm end link was analyzed through kinematic modeling. The design and numerical simulation of the rigid-soft hybrid gripper were presented. Numerical simulation results demonstrated that the incorporation of soft contact layers significantly reduces peak contact stress compared to conventional rigid grippers, while the rigid backbone maintains sufficient structural stiffness to ensure stable grasping. The maximum deformation on each soft silicone pad is over 6 mm with a total force applied to the fruit of approximately 3 N. This deformation allows the gripper to tightly grip fruits of any shape without causing fruit surface deformation when clamped. These findings indicate that the hybrid configuration effectively mitigates fruit surface damage while preserving gripping stability. However, a limitation of this study is that it is currently only at the numerical simulation stage and lacks experimental validation under real-world harvesting conditions to fully evaluate the performance of the hybrid gripper. Future work will focus on prototyping and experimental testing with various soft fruits of different sizes and mechanical properties. Optimizing material stiffness, geometric parameters, and drive mechanisms will also be studied to further improve gripping efficiency and durability. The integration of force sensors and intelligent control algorithms will also be studied to develop appropriate clamping strategies for different types of fruit.

References

1. A. Bechar and Y. Edan, “Human–robot collaboration for improved harvesting efficiency,” *Journal of Field Robotics*, vol. 31, no. 6, pp. 888–911, 2014.
2. J. Bac et al., “Harvesting robots for high-value crops: State-of-the-art review and challenges,” *Journal of Field Robotics*, vol. 31, no. 6, pp. 888–911, 2014.
3. S. Mahajan et al., “Mechanical damage in fresh fruits and vegetables,” *Journal of Food Engineering*, vol. 198, pp. 1–12, 2017.
4. J. W. van Henten et al., “An autonomous robot for harvesting cucumbers in greenhouses,” *Autonomous Robots*, vol. 13, pp. 241–258, 2002.
5. D. Rus and M. T. Tolley, “Design, fabrication and control of soft robots,” *Nature*, vol. 521, pp. 467–475, 2015.
6. C. D. Onal and D. Rus, “Autonomous soft robotic gripping,” *International Journal of Robotics Research*, vol. 33, no. 12, pp. 1795–1809, 2014.
7. M. Cianchetti et al., “Soft robotics technologies to address shortcomings in today’s robots,” *Nature Reviews Materials*, vol. 3, pp. 143–153, 2018.
8. Y. Yamamoto et al., “Development of a soft gripper for strawberry harvesting,” *Biosystems Engineering*, vol. 164, pp. 57–65, 2017.
9. F. Renda et al., “A survey on hybrid rigid-soft robotic manipulation,” *Robotics*, vol. 10, no. 2, 2021.
10. L. Wang et al., “Challenges of agricultural robotics in field environments,” *Sensors*, vol. 21, 2021.
11. S. Ansari and B. Bhattacharya, “Design and development of a tomato picking soft robotic gripper with a separator and mechanical iris based pedicel cutting mechanism,” *in Advances in System-*

Integrated Intelligence: Proceedings of the 6th International Conference on System-Integrated Intelligence (SysInt 2022), September 7-9, 2022, Genova, Italy, pp. 276–286, Springer, 2022.
12. C.-H. Liu, C.-H. Chiu, T.-L. Chen, T.-Y. Pai, Y. Chen, and M.-C. Hsu, "A soft robotic gripper module with 3d printed compliant fngers for grasping fruits," in 2018 *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, pp. 736–741, IEEE, 2018.
13. S. Lee et al., "A hybrid robotic gripper with compliant contact interface," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 24, no. 4, pp. 1598–1609, 2019.
14. Y. Zhang et al., "Rigid–soft composite gripper for safe object manipulation," *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 125, 2020.
15. F. Renda et al., "Hybrid rigid-soft robotic hands: A review," *Robotics*, vol. 10, 2021.
16. Elfferich, J.F.; Dodou, D.; Della Santina, C. Soft robotic grippers for crop handling or harvesting: *A review. IEEE Access 2022*, 10, 75428–75443.
17. Navas, E.; Fernández, R.; Sepúlveda, D.; Armada, M.; Gonzalez-de-Santos, P. Soft grippers for automatic crop harvesting: *A. review. Sensors* 2021, 21, 2689.
18. Wang, X.; Kang, H.; Zhou, H.; Au, W.; Wang, M.Y.; Chen, C. Development and evaluation of a robust soft robotic gripper for apple harvesting. *Comput. Electron. Agric*. 2023, 204, 107552.

Thiết kế và mô phỏng số một thiết bị kẹp lai cứng-mềm mới để xử lý trái cây mềm một cách an toàn

Tóm tắt: *Các loại trái cây mềm trong quá trình thu hoạch hoặc phân loại rất dễ bị dập, trầy xước hoặc biến dạng khi chịu tác động dưới lực tập trung từ bộ kẹp robot cứng. Trong bài báo này, các tác giả trình bày một thiết kế mới về bộ kẹp lai cứng-mềm gắn trên cánh tay robot 5 bậc tự do để giải quyết vấn đề trên. Bộ kẹp lai bao gồm một khung cấu trúc cứng đảm bảo sự ổn định và lực kẹp đủ mạnh, kết hợp với các lớp vật liệu đàn hồi mềm có khả năng biến dạng để phù hợp với hình dạng của sản phẩm cho phép nó thích ứng với các loại trái cây mềm có hình dạng, kích thước và kết cấu bề mặt khác nhau. Điều này cho phép robot giữ trái cây chắc chắn đồng thời đảm bảo an toàn trong quá trình thu hoạch hoặc phân loại trái cây mềm. Kết quả mô phỏng số cho thấy bộ kẹp được đề xuất đạt tỷ lệ kẹp thành công cao, giảm thiểu hư hại bề mặt so với các bộ kẹp cứng thông thường và duy trì sự ổn định trong suốt quá trình thu hoạch và phân loại sản phẩm. Bộ kẹp lai cứng-mềm này cho thấy tiềm năng đáng kể để tích hợp vào cánh tay robot, cho phép thu hoạch hoặc xử lý các sản phẩm nông nghiệp mềm một cách hiệu quả hơn.*

Từ khóa: *Bộ kẹp lai cứng-mềm; Robot kẹp; Mô phỏng phần tử hữu hạn, Thiết kế robot mềm.*

Mô phỏng thuỷ động lực học ngư lôi

Hà Trường Sang[1], Vũ Mạnh Hiếu[1*], Ngô Văn Trí[1], Đặng Đình An[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: manhhieu1611mta@gmail.com; Tel: 0965590046

Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày mô phỏng tính toán thủy động lực học của một mô hình ngư lôi hoạt động chìm hoàn toàn với tỉ lệ hình học 1:6 so với kích thước thực. Mục tiêu của nghiên cứu là mô phỏng tính toán lực cản thủy động tổng và lực điều khiển sinh ra bởi các cánh lái đuôi ở nhiều vận tốc và góc lệch khác nhau. Diện tích bề mặt ướt của mô hình bao gồm thân chính và hệ cánh đuôi. Lực cản được đánh giá trong dải vận tốc từ 5 m/s đến 30 m/s. Ngoài ra, lực nâng ngang sinh ra bởi rudder được tính toán với góc lệch tới ±20°. Kết quả cho thấy lực cản tăng gần như theo bình phương vận tốc, trong khi lực điều khiển của cánh lái tăng gần tuyến tính theo góc lệch trong vùng làm việc tuyến tính. Các kết quả này cung cấp cơ sở thiết kế cho hệ thống đẩy, hệ thống điều khiển và đánh giá khả năng cơ động của mô hình ngư lôi.

Từ khoá: *Ngư lôi, mô phỏng, thuỷ động lực học*

1. Giới thiệu

Các phương tiện chuyển động dưới nước như ngư lôi đòi hỏi thiết kế thủy động tối ưu nhằm giảm lực cản và đảm bảo khả năng điều khiển ổn định. Trong quá trình phát triển các mô hình thử nghiệm tỉ lệ nhỏ, việc tính toán chính xác lực cản thủy động và lực điều khiển đóng vai trò rất quan trọng trong việc tính toán lực đẩy cần thiết, lựa chọn động cơ và hiệu quả điều khiển.

Ngư lôi thường có dạng thân thon dài với tỉ số chiều dài trên đường kính lớn nhằm giảm lực cản dạng và lực cản sóng khi hoạt động chìm hoàn toàn. Trong điều kiện này, lực cản ma sát nhớt thường chiếm thành phần chính của lực cản tổng.

Ngoài lực cản, khả năng cơ động của phương tiện phụ thuộc mạnh vào hiệu quả của hệ cánh điều khiển ở phần đuôi. Sự lệch góc của rudder sẽ tạo ra lực nâng ngang và moment quay giúp phương tiện thay đổi hướng chuyển động.

2. Thông số hình học của mô hình

Các thông số hình học chính của ngư lôi được cho trong bảng 1.

Bảng 1. Các thông số hình học của ngư lôi

Chiều dài ngư lôi	1.30 m
Đường kính ngư lôi	0.09 m
Tỉ số chiều dài trên đường kính (L/D)	14.6
Nửa sải cánh	40 mm
Dây cung gốc cánh	53 mm
Dây cung đầu mút cánh	33 mm
Tổng diện tích bề mặt ướt	$S = 0.244\ m^2$
Độ nhớt động học	$1.004 \times 10^{-6}\ m^2/s$
Khối lượng riêng của nước	$998\ kg/m^3$

* Email: manhhieu1611mta@gmail.com

Ngư lôi được giả định hoạt động trong nước ngọt ở nhiệt độ 20°C. Diện tích bề mặt ướt của mô hình bao gồm phần thân chính 0.23 m² và hệ cánh đuôi 0.014 m². Tổng diện tích bề mặt ướt: S = 0.244 m²

Ngư lôi sử dụng bốn cánh đuôi bố trí dạng chữ thập.

Diện tích chiếu của một cánh: 17.2 cm². Tổng diện tích chiếu của bốn cánh: 68.8 cm². Hai cánh đứng để tạo lực điều khiển ngang. Diện tích chiếu của hai rudder: $S_r \approx 0.00344$ m²

Số Reynolds được xác định theo công thức: $Re = V \times L / \nu$

Trong đó: V là vận tốc; L là chiều dài mô hình; ν là độ nhớt động học

3. Phương pháp mô phỏng số

3.1. Phương trình chuyển động của chất lưu

Để giải quyết vấn đề trên bằng phương pháp mô phỏng số, việc tính toán với độ chính xác cao hệ số lực cản C_D, hay lực cản F yêu cầu sử dụng công cụ tính toán CFD. Trong đó lực cản sẽ tính đến các yếu tố ảnh hưởng như chế độ chuyển động, đặc tính hình học cũng như môi trường làm việc. Phương pháp mô phỏng số để phân tích đặc tính khí động lực học này dựa trên việc giải số hệ phương trình Navier-Stokes sau [9,10]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}) = 0$$
$$\rho\left[\frac{\partial \mathbf{V}}{\partial t} + (\mathbf{V} \cdot \nabla)\mathbf{V}\right] = -\nabla p + \mu \nabla^2 V + \frac{1}{3}\nabla(\nabla \cdot V) + \rho g \qquad (2)$$

Từ phân bố vận tốc và áp suất lên bề mặt đạn, lực cản và mô men cản của không khí tác dụng lên đầu đạn trong quá trình chuyển động sẽ được tính cụ thể.

3.2. Mô hình dòng rối k–ε

Việc giải phương trình Navier-Stokes (2) ở trên nhằm xác định các thông số lực của nước tác dụng lên ngư lôi chuyển động là nội dung phức tạp và tốn thời gian nhất. Việc này càng đòi hỏi nhiều tài nguyên tính toán bằng máy tính đối với chuyển động vận tốc cao. Trong nghiên cứu đặc tính thuỷ động dòng rối, phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS) thường được sử dụng. Phương pháp này dựa trên trung bình hóa phương trình Navier-Stokes và bỏ qua ảnh hưởng của thời gian lên đặc tính của dòng chảy. Mặc dù RANS có giới hạn nhất định về kết quả nhưng chúng làm giảm thời gian tính toán đáng kể [11]. Mô hình k–ε tiêu chuẩn được sử dụng để đóng hệ phương trình RANS, với hai phương trình phụ:

Phương trình năng lượng động học dòng rối k:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \vec{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\nabla k\right] + G_k - \rho\varepsilon \qquad (3)$$

Phương trình tỉ lệ tiêu tán năng lượng ε:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho\varepsilon\vec{u})=\nabla\cdot\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\nabla\varepsilon\right]+C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}G_k-C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

Trong đó: G_k là tỷ lệ sản sinh năng lượng dòng rối do gradient vận tốc; các hằng số mô hình được dùng theo giá trị tiêu chuẩn: $C_{1\varepsilon}$ = 1,44; $C_{2\varepsilon}$ = 1,92; σ_k = 1,0; σ_ε = 1,3.

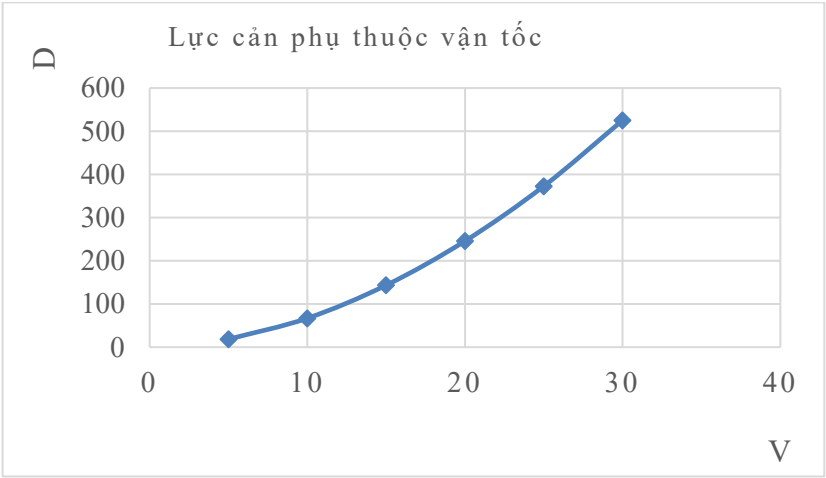
4. Kết quả và thảo luận

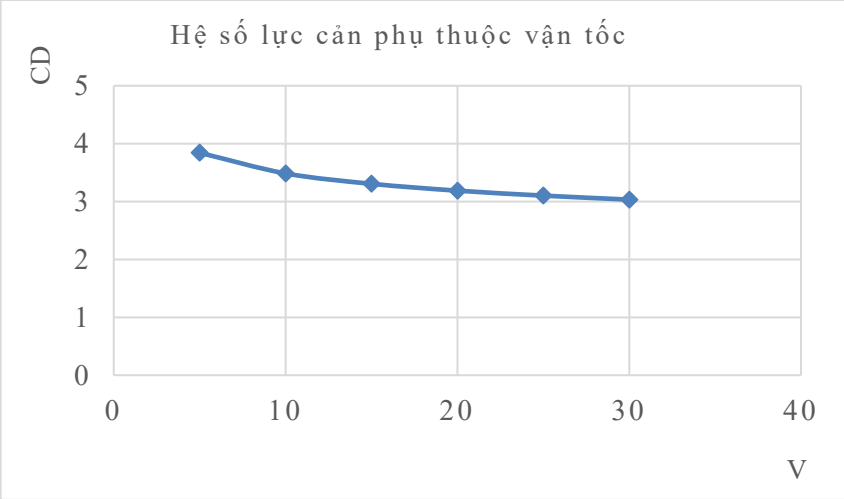
4.1 Lực cản phụ thuộc vận tốc

Kết quả tính toán lực cản của ngư lôi tại các vận tốc khác nhau được tổng hợp trong bảng 2 và được biểu diễn trên hình 1.

Bảng 2. Hệ số lực cản phụ thuộc vận tốc

Vận tốc V (m/s)	Re (×10⁶)	Cf (×10⁻³)	Ct (×10⁻³)	Lực cản Rt (N)
5	6.47	3.256	3.842	18.4
10	12.95	2.954	3.486	67.0
15	19.42	2.802	3.306	143.5
20	25.90	2.702	3.188	245.8
25	32.37	2.629	3.102	373.0
30	38.84	2.570	3.033	525.5





Hình 1. Lực cản và hệ số lực cản của ngư lôi theo vận tốc

Kết quả cho thấy lực cản tăng gần như theo bình phương vận tốc còn hệ số vận tốc giảm khi vận tốc tăng. Lực cản tăng nhanh theo vận tốc do mối quan hệ bình phương giữa lực cản và vận tốc dòng chảy. Ở vận tốc 30 m/s, lực cản đạt khoảng 525 N, điều này có ý nghĩa quan trọng trong việc lựa chọn công suất hệ thống đẩy.

4.2. Lực điều khiển của cánh lái đuôi

Khi cánh lái đuôi lệch một góc δ, lực nâng được sinh ra theo công thức:

$Y = 1/2 \times \rho \times V^2 \times Sr \times Cy$

Trong vùng góc nhỏ, hệ số lực nâng thay đổi gần tuyến tính theo góc lệch cánh lái đuôi. Trong phần này, tiến hành mô phỏng tính toán hệ số lực nâng và lực nâng ở các vận tốc khác nhau khi cánh đuôi lệch một góc δ nằm trong khoảng từ -20^0 đến $+20^0$. Kết quả tính toán được trình bày trong các bảng 3, 4, 5.

Với vận tốc 10m/s

Bảng 3.

Góc lệch δ (độ)	δ (radian)	Lực nâng Y (N)	Hệ số lực nâng Cy	Lực cản tăng thêm ΔRt (N)	Lực cản tổng Rt (N)	Hệ số lực cản tổng Ct (×10⁻³)
0°	0.000	0	0.000	0	67.0	3.486
±5°	±0.087	±11.3	±0.365	+0.7	67.7	3.522
±10°	±0.175	±22.6	±0.730	+2.9	69.9	3.637
±15°	±0.262	±33.9	±1.095	+6.5	73.5	3.824
±20°	±0.349	±45.2	±1.460	+11.6	78.6	4.089

Với vận tốc 15m/s

Bảng 4.

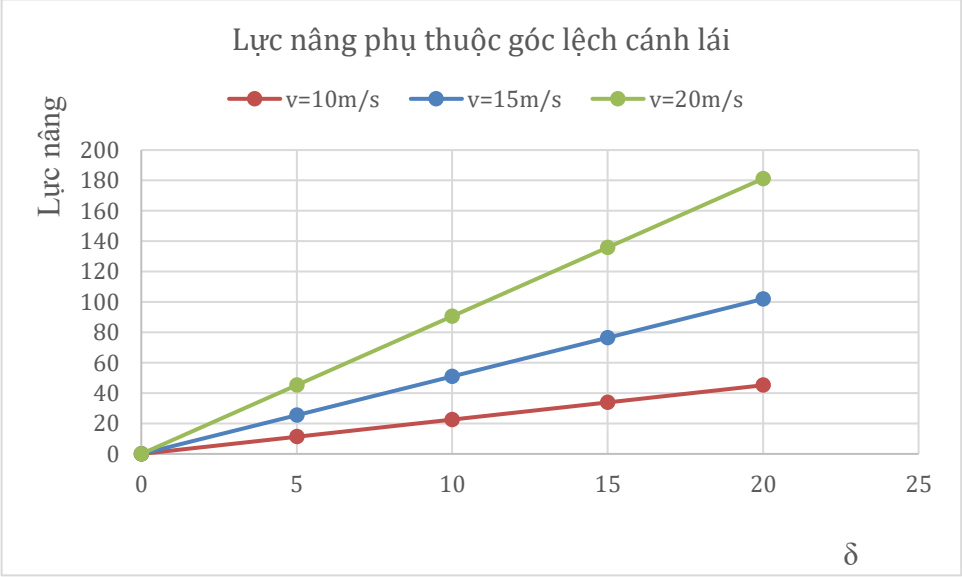
Góc lệch δ (độ)	δ (radian)	Lực nâng Y (N)	Hệ số lực nâng Cy	Lực cản tăng thêm ΔRt (N)	Lực cản tổng Rt (N)	Hệ số lực cản tổng Ct (×10⁻³)

0°	0.000	0	0.000	0	143.5	3.306
±5°	±0.087	±25.5	±0.365	+1.6	145.1	3.343
±10°	±0.175	±51.0	±0.730	+6.5	150.0	3.456
±15°	±0.262	±76.5	±1.095	+14.6	158.1	3.642
±20°	±0.349	±102.0	±1.460	+26.0	169.5	3.906

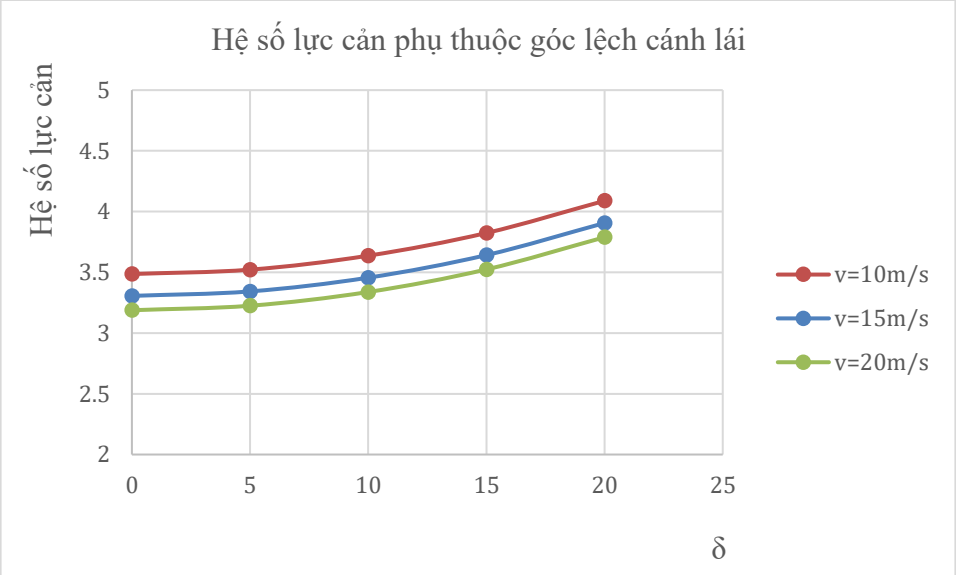
Với vận tốc 20m/s

Bảng 5.

Góc lệch δ (độ)	**δ (radian)**	**Lực nâng Y (N)**	**Hệ số lực nâng Cy**	**Lực cản tăng thêm ΔRt (N)**	**Lực cản tổng Rt (N)**	**Hệ số lực cản tổng Ct (×10⁻³)**
0°	0.000	0	0.000	0	245.8	3.188
±5°	±0.087	±45.3	±0.365	+2.9	248.7	3.225
±10°	±0.175	±90.6	±0.730	+11.6	257.4	3.338
±15°	±0.262	±135.9	±1.095	+26.0	271.8	3.524
±20°	±0.349	±181.2	±1.460	+46.3	292.1	3.789



Hình 2. Lực nâng phụ thuộc góc lệch cánh lái



Hình 3. Hệ số lực cản phụ thuộc góc lệch cánh lái

So sánh sự thay đổi lực cản và lực nâng tại các vận tốc khác nhau được trình bày trong bảng 6.

Bảng 6. So sánh sự thay đổi lực cản và lực nâng

δ	**V = 10 m/s**	**V = 15 m/s**	**V = 20 m/s**
Rt (0°)	67.0 N	143.5 N	245.8 N
Y (±20°)	±45.2 N	±102.0 N	±181.2 N
Rt (±20°)	78.6 N	169.5 N	292.1 N
Tăng Rt	+17%	+18%	+19%

Các cánh lái đuôi tạo ra lực ngang đáng kể giúp mô hình có khả năng đổi hướng hiệu quả. Trong vùng góc lệch nhỏ (±15°), lực nâng tăng gần tuyến tính theo góc lệch. Tuy nhiên khi góc lệch lớn hơn, hiện tượng tách dòng có thể xuất hiện làm giảm hiệu quả lực nâng và tăng lực cản.

Kết quả cũng cho thấy khi cánh lái đuôi hoạt động, lực cản tổng có thể tăng khoảng 17–19% so với khi chuyển động thẳng.

5. Kết luận

Nghiên cứu đã trình bày phương pháp tính toán lực cản và lực điều khiển của ngư lôi bằng phương pháp mô phỏng số. Từ kết quả mô phỏng rút ra một số kết luận sau:

Lực cản thủy động tăng theo bình phương vận tốc. Vì vậy để tăng vận tốc của ngư lôi cần tăng công suất của hệ động lực lên một lượng rất lớn.

Góc lệch cánh lái hiệu quả nằm trong khoảng ±15°.

Quá trình điều khiển làm tăng lực cản tổng khoảng 17–19%.

Phương pháp tính trong nghiên cứu này cung cấp cơ sở cho thiết kế ban đầu của hệ thống đẩy và hệ thống điều khiển cho các mô hình phương tiện ngầm.

Tài liệu tham khảo

1. Zhang Y, Zhang Z, Quan Z, Liu GL: Hydrodynamic performance and calculation of lift–drag ratio on underwater glider. J. Mar. Sci. Technol. Mar. 2021;26(1):16–23. 10.1007/s00773-020-00716-7

2. Liu Y, Ma J, Ma N, et al. : Experimental and Numerical Study on Hydrodynamic Performance of an Underwater Glider.

3. Alvarez, A., Bertram, V., & Gualdesi, L. (2009). Hull hydrodynamic optimization of autonomous underwater vehicles operating at snorkeling depth. Ocean Engineering, 36(1), 105–112. doi: 10.1016/j.oceaneng.2008.08.006

4. Barros, E., & Dantas, J. L. D. (2012). Effect of a propeller duct on AUV maneuverability. Ocean Engineering, 42, 61–70. doi: 10.1016/j.oceaneng.2012.01.014

5. Fluent Inc. (2021). *ANSYS Fluent Theory Guide*.

6. Singhal, A. K. et al. (2002). "Mathematical Basis and Validation of the Full Cavitation Model." Journal of Fluids Engineering.

7. Lee, H., Lee, C., Kim, M. S., & Seok, W. (2025). Numerical Investigation of Cavitation Models Combined with RANS and PANS Turbulence Models for Cavitating Flow Around a Hemispherical Head-Form Body. *Journal of Marine Science and Engineering*, *13*(4), 821.

8. Yin, T. Y., Pavesi, G., Pei, J., Yuan, S. Q., & Gan, X. C. (2022). Large eddy simulation of cloud cavitation and wake vortex cavitation around a trailing-truncated hydrofoil. *Journal of Hydrodynamics*, *34*(5), 893-903.

9. Nguyen, T.V., Doan, M.T., Vu, M.H., Vu, V.C., Luu, D.L., Ha, S.T. (2025). Numerical Study on the Aerodynamic Characteristics of a Wings-Stabilized Moving Projectile. In: Long, B.T., et al. Proceedings of the 4th Annual International Conference on Material, Machines, and Methods for Sustainable Development (MMMS2024). MMMS 2024. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-031-93816-0_72

10. Nguyen, D. Q., Tran, T. H., Le, D. A., Hieu, N. T., Pham, V. K., & Ha, T. S. (2024). Drag reduction for axisymmetric boattail model by longitudinal groove cavity under low-speed conditions. Journal of Mechanical Science and Technology, 38(8), 4209-4220.

11. D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for CFD*.

Hydrodynamic Simulation of a Torpedo

Abstract: *This study presents a computational hydrodynamic simulation of a fully submerged torpedo model with a geometric scale ratio of 1:6 compared to the actual size. The objective of the research is to numerically simulate the total hydrodynamic drag and the control forces generated by the tail fins at different velocities and deflection angles. The wetted surface area of the model includes the*

main body and the tail fin assembly. The drag force is evaluated over a velocity range from 5 m/s to 30 m/s. In addition, the lateral lift force generated by the rudder is calculated for deflection angles up to ±20°. The results show that the drag force increases approximately with the square of the velocity, while the control force of the rudder increases nearly linearly with the deflection angle within the linear operating range. These results provide a basis for the design of the propulsion system, control system, and the evaluation of the maneuverability of the torpedo model.

Keywords: Torpedo, simulation, hydrodynamics.

Mô phỏng động lực của đạn bắn hai môi trường

Ngô Văn Trí[1], Đặng Đình An[1], Vũ Mạnh Hiếu[1*], Hà Trường Sang[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: manhhieu1611mta@gmail.com; Tel: 0965590046*

Tóm tắt

Bài báo này tập trung nghiên cứu đặc tính động lực học của đạn phi tiêu từ súng trường bắn dưới nước (APS) khi chuyển động trong môi trường nước với vận tốc cao bằng công cụ mô phỏng số CFD. Do tính đối xứng trục của bài toán, mô hình 2D trục đối xứng được xây dựng từ kích thước thực tế của đạn và rời rạc bằng lưới phi cấu trúc trong ICEM-CFD để tối ưu chi phí tính toán. Phương trình Navier–Stokes được giải bằng phương pháp thể tích hữu hạn trong ANSYS Fluent, kết hợp mô hình dòng rối k–ε và mô hình xâm thực Singhal nhằm mô tả quá trình hình thành khoang hơi. Nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của hình dạng đầu đạn và vận tốc ban đầu đến sự phát triển của khoang xâm thực và lực cản thủy động. Các thông số thủy động lực học và lực cản lên đạn được trình nghiên cứu, qua đó có thể dự đoán quỹ đạo chuyển động của đạn. Kết quả mô phỏng chỉ ra khả năng của phương pháp đề xuất trong việc mô tả chính xác sự thay đổi trường dòng chảy và hiện tượng siêu xâm thực quanh đạn, cung cấp cơ sở khoa học hữu ích cho công tác thiết kế, cải tiến đạn phi tiêu dưới nước trong lĩnh vực quân sự và công nghệ biển

Từ khóa: *Đạn phi tiêu APS, xâm thực, vật thể chuyển động dưới nước, mô phỏng CFD, phương pháp thể tích hữu hạn, mô hình đa pha.*

1. Giới thiệu

Trong nhiều ứng dụng quân sự và kỹ thuật biển, việc nghiên cứu đặc tính thủy động học của vật thể chuyển động trong nước với vận tốc cao đóng vai trò then chốt, đặc biệt đối với các khí tài như ngư lôi, đạn phi tiêu, phương tiện lặn không người lái. So với chuyển động trong không khí, môi trường nước có mật độ và độ nhớt lớn hơn nhiều, khiến lực cản thủy động tác dụng lên vật thể tăng mạnh, từ đó làm hạn chế phạm vi hoạt động và hiệu quả tác chiến.

Một hiện tượng đặc biệt thường xuất hiện khi vận tốc tăng cao là xâm thực. Đây là quá trình hình thành các bọt hơi do áp suất cục bộ của chất lỏng giảm xuống thấp hơn áp suất hơi bão hòa. Khi xảy ra trên bề mặt vật thể chuyển động nhanh, khoang xâm thực có thể mở rộng và bao phủ phần lớn hoặc toàn bộ chiều dài vật thể, dẫn đến hiện tượng siêu xâm thực. Trong trạng thái này, lực cản tác dụng giảm đi đáng kể nhờ việc vật thể di chuyển chủ yếu trong môi trường khí thay vì nước [1–3].

Các công trình lý thuyết nền tảng của Garabedian, Tulin và Logvinovich từ giữa thế kỷ 20 đã mô tả sự phát triển của siêu khoang trong điều kiện lý tưởng [1–3]. Tuy vậy, những mô hình này còn hạn chế khi áp dụng cho các vật thể thực tế có biên dạng phức tạp. Gần đây, cùng với sự phát triển mạnh mẽ của tính toán hiệu năng cao (HPC) và các phần mềm mô phỏng số, các phương pháp CFD (Computational Fluid Dynamics) đã trở thành công cụ hiệu quả để nghiên cứu quá trình xâm thực trong điều kiện hình học và biên phức tạp [4–6]. Các mô hình này cho phép khảo sát chi tiết sự hình thành, phát triển và biến dạng của khoang xâm thực, đồng thời xét đến các yếu tố quan trọng như dòng rối, chuyển pha và hiệu ứng hình học.

Trong số các mô hình xâm thực, mô hình Singhal và Zwart–Gerber–Belamri thường được áp dụng rộng rãi do khả năng mô tả tốt cơ chế hóa hơi – ngưng tụ dựa trên chênh áp suất. Về dòng rối, mô hình k–ε và k-ω được lựa chọn nhờ tính ổn định và khả năng cho kết quả tin cậy trong các bài toán xâm thực quy mô lớn [7]. Ngoài ra, một số nghiên cứu gần đây cũng đã khai thác các mô hình dòng rối tiên tiến hơn như SST k–ω hoặc LES, nhằm mô tả chính xác hơn cấu trúc xoáy trong điều kiện phi tuyến mạnh [8].

Nghiên cứu này sẽ tập trung vào việc mô phỏng quá trình xâm thực quanh đạn phi tiêu APS chuyển động trong nước với vận tốc cao. Mô hình đối xứng trục được xây dựng từ hình học thực tế của đầu đạn, lưới tính toán được tạo bằng công cụ ICEM-CFD, và mô phỏng tiến hành trong ANSYS Fluent dựa trên phương pháp thể tích hữu hạn. Các khảo sát sẽ phân tích ảnh hưởng của vận tốc và hình dạng đầu đạn đến sự phát triển của khoang xâm thực cũng như lực cản thủy động, từ đó góp phần cung cấp cơ sở khoa học cho việc thiết kế và tối ưu các loại đạn phi tiêu dưới nước.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô tả vấn đề

Nghiên cứu tập trung vào phân tích đặc tính thủy động học của một đầu đạn thực tế chuyển động trong nước ở vận tốc cao. Do đối xứng trục của hình học đầu đạn, bài toán được giảm thành mô hình 2D trục đối xứng nhằm tiết kiệm chi phí tính toán trong khi vẫn bảo toàn các đặc trưng dòng chảy quan trọng. Miền tính toán được xác định đủ lớn để bao phủ toàn bộ vùng hình thành và phát triển khoang xâm thực ở vùng sau đầu đạn; kích thước điển hình sử dụng trong bài là L × R = 425 mm × 100 mm (hình 1 mô tả kích thước đầu đạn và vị trí tương đối trong miền). Lưới phi cấu trúc được tạo bằng ICEM-CFD và được kiểm soát để đảm bảo độ mịn tại các vùng biên cầu và quanh cổ đầu đạn nơi tồn tại gradient vận tốc lớn.

Các điều kiện biên áp dụng trong mô phỏng gồm: inlet với vận tốc đồng nhất, outlet đặt ở áp suất môi trường (ambient pressure), và bề mặt vỏ đạn được thiết lập no-slip. Đối với các biên bên (far-field), khoảng cách được chọn đủ xa để giảm thiểu ảnh hưởng tới trường trong gần đầu đạn.

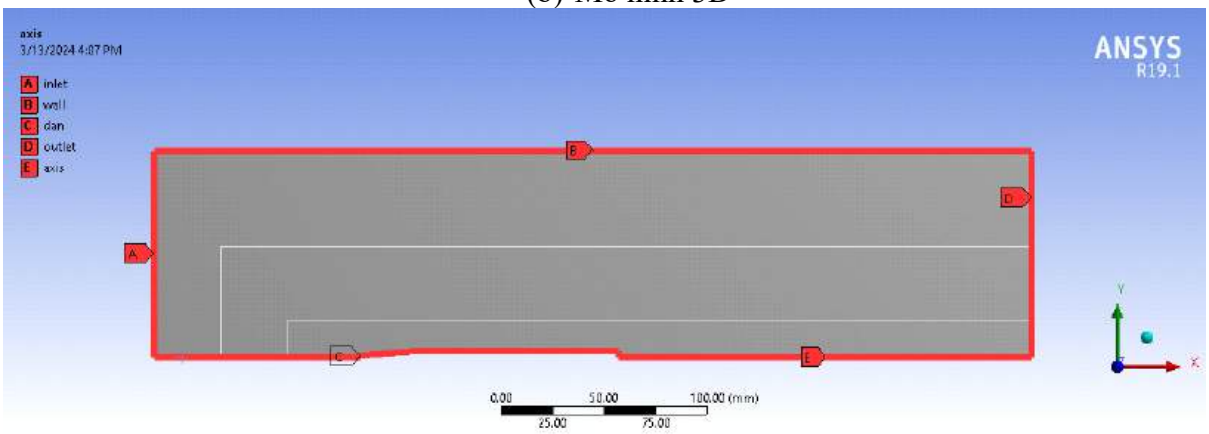
Mô phỏng sử dụng mô hình đa pha (liquid + vapor) để bắt được sự hình thành và tiến triển của khoang hơi do xâm thực. Cụ thể, bài toán giải hệ phương trình Navier–Stokes cho trường pha hỗn hợp, kết hợp mô hình mô tả chuyển pha (cavitation source terms) để xử lý quá trình hóa hơi – ngưng tụ, đồng thời áp dụng mô hình dòng rối phù hợp để mô tả tương tác giữa xoáy và khoang xâm thực.



(a) Đạn phi tiêu APS



(b) Mô hình 3D



(c) Vùng mô phỏng trên phần mềm ANSYS

Hình 1. Mô hình đạn và vùng tính toán mô phỏng số

2.2. Các phương trình mô tả

2.2.1 Phương trình chuyển động của chất lưu

Quá trình chuyển động của đạn có thể được phân chia ra thành 3 giai đoạn: Giai đoạn đạn được gia tốc trong nòng phóng, giai đoạn đạn chuyển động trong tiếp xúc với môi trường bên ngoài và giai đoạn tiếp cận mục tiêu. Nội dung nghiên cứu này tập trung tính toán giai đoạn đạn chuyển động trong nước tức là bài toán thuật phóng ngoài.

Chuyển động của đạn trong nước sẽ chịu lực tác dụng của nước lên đạn F. Trong trường hợp tổng quát, ***F*** phụ thuộc vào vận tốc chuyển động của đạn, hình dạng vật thể cũng như tính chất vật lý của không khí. Thông thường ***F*** được biểu diễn thông qua đại lượng không thứ nguyên là hệ số lực cản C_D

$$F = C_D \frac{1}{2} \rho V^2 S \qquad (1)$$

Trong đó ρ là khối lượng riêng của không khí, S là diện tích tiết diện của đạn chiếu theo phương chuyển động. Theo phương pháp truyền thống, hệ số lực cản C_D được xem là hằng số đối với một vật thể có hình dạng cố định. Hệ số này được xác định bằng thực nghiệm và được sử dụng để tính toán lực cản theo các trường hợp khác nhau. Điều này làm giảm độ chính xác của phương pháp tính toán bởi vì thực tế hệ số lực cản này có thể phụ thuộc vào các yếu tố khác trong đó có vận tốc V. Điều này làm cho phương pháp truyền thống rất khó khăn trong việc tính được lực cản trong trường hợp này.

Để giải quyết vấn đề trên bằng phương pháp mô phỏng số, việc tính toán với độ chính xác cao hệ số lực cản C_D, hay lực cản F yêu cầu sử dụng công cụ tính toán CFD. Trong đó lực cản sẽ tính đến các yếu tố ảnh hưởng như chế độ chuyển động, đặc tính hình học cũng như môi trường làm việc. Phương pháp mô phỏng số để phân tích đặc tính khí động lực học này dựa trên việc giải số hệ phương trình Navier-Stokes sau [9,10]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{V}) = 0$$
$$\rho\left[\frac{\partial \mathbf{V}}{\partial t} + (\mathbf{V} \cdot \nabla)\mathbf{V}\right] = -\nabla p + \mu \nabla^2 V + \frac{1}{3}\nabla(\nabla \cdot V) + \rho g \qquad (2)$$

Từ phân bố vận tốc và áp suất lên bề mặt đạn, lực cản và mô men cản của không khí tác dụng lên đầu đạn trong quá trình chuyển động sẽ được tính cụ thể.

2.2.2 Mô hình dòng rối k–ε

Việc giải phương trình Navier-Stokes (2) ở trên nhằm xác định các thông số lực của không khí tác dụng lên đầu đạn chuyển động là nội dung phức tạp và tốn thời gian nhất. Việc này càng đòi hỏi nhiều tài nguyên tính toán bằng máy tính đối với chuyển động vận tốc cao. Trong nghiên cứu đặc tính khí động dòng rối, phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS) thường được sử dụng. Phương pháp này dựa trên trung bình hóa phương trình Navier-Stokes và bỏ qua ảnh hưởng của thời gian lên đặc tính của dòng chảy. Mặc dù RANS có giới hạn nhất định về kết quả nhưng chúng làm giảm thời gian tính toán đáng kể [11]. Mô hình k–ε tiêu chuẩn được sử dụng để đóng hệ phương trình RANS, với hai phương trình phụ:

Phương trình năng lượng động học dòng rối k:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \vec{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\nabla k\right] + G_k - \rho\varepsilon \qquad (3)$$

Phương trình tỉ lệ tiêu tán năng lượng ε:

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \vec{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\nabla \varepsilon\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}G_k - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \qquad (4)$$

Trong đó: G_k là tỷ lệ sản sinh năng lượng dòng rối do gradient vận tốc; các hằng số mô hình được dùng theo giá trị tiêu chuẩn: $C_{1\varepsilon} = 1{,}44$; $C_{2\varepsilon} = 1{,}92$; $\sigma_k = 1{,}0$; $\sigma_\varepsilon = 1{,}3$.

2.2.3. Mô hình xâm thực Singhal

Hiện tượng xâm thực được mô phỏng bằng mô hình Singhal, dựa trên phương trình chuyển pha giữa nước lỏng và hơi nước. Tỷ lệ hóa hơi và ngưng tụ được mô tả như sau:

Tốc độ hóa hơi (nếu p<pvapor):

$$\dot{m}_{evap} = C_v \rho_l \frac{p_{vap} - p}{p_{vap}} \sqrt{\frac{2(p_{vap} - p)}{\rho_l}}$$

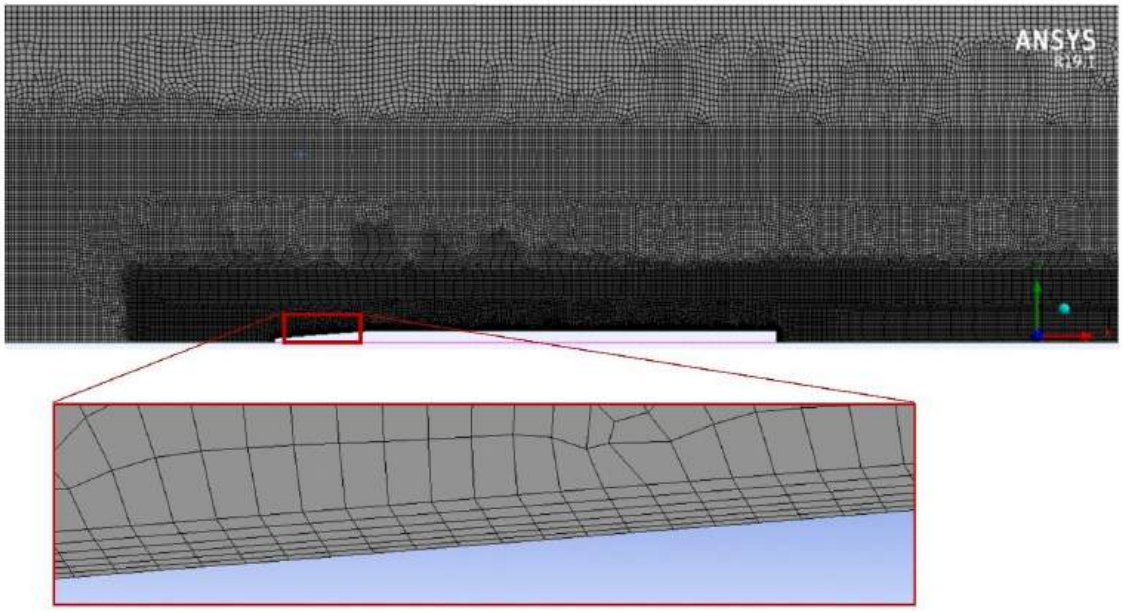
Tốc độ ngưng tụ (nếu p>pvapor):

$$\dot{m}_{cond} = C_c \rho_v \frac{p - p_{vap}}{p} \sqrt{\frac{2(p - p_{vap})}{\rho_v}}$$

Trong đó: ρ_l, ρ_v là mật độ của nước và hơi, p_{vapor} là áp suất hơi bão hòa, C_v, C_c là các hệ số điều chỉnh (chọn theo đề xuất của Singhal: C_v=50,C_c=0.01).

2.3 Lưới tính toán

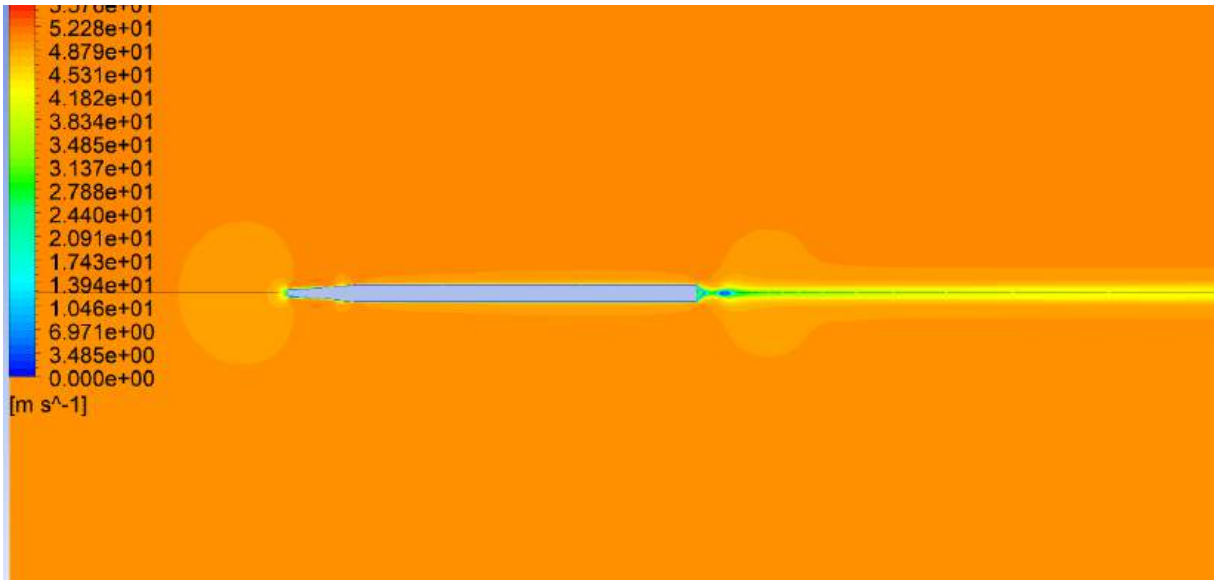
Hình 2 mô tả lưới tính toán của đạn chuyển động trong môi trường nước. Lưới được chia theo phi cấu trúc với mô hình lưới chữ nhật là chủ đạo, với độ mịn tại vùng đạn và thưa dần về phía xa. Quá trình kiểm tra độc lập lưới đã được thực hiện đảm bảo kết quả đạt độ chính xác cần thiết.



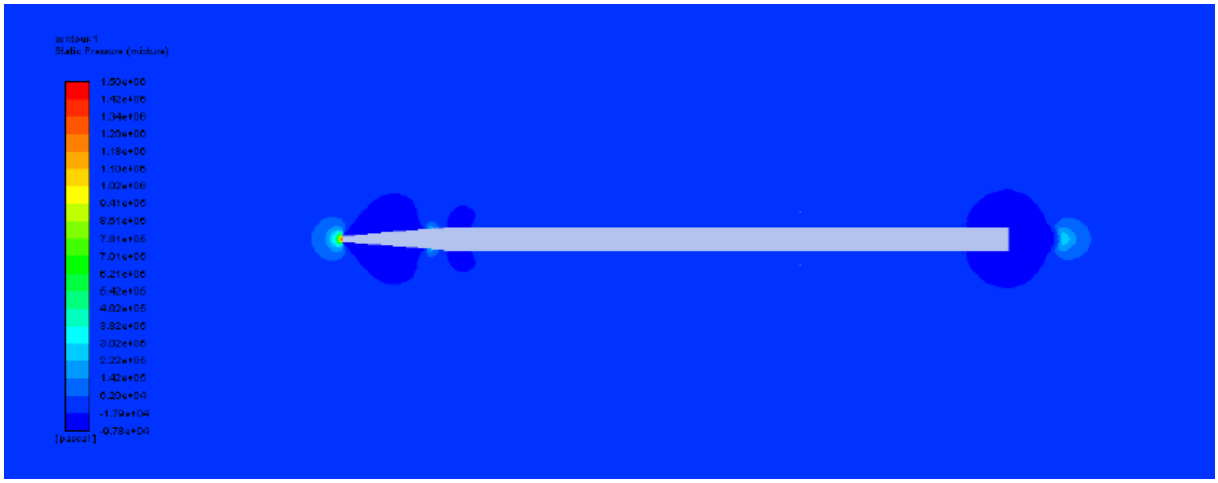
Hình 2. Lưới tính toán với 80,236 nút và 79,362 phần tử

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc tính động lực học và hệ số lực cản C_d



Hình 3. Trường vận tốc tại trường hợp vận tốc đạn 50 m/s



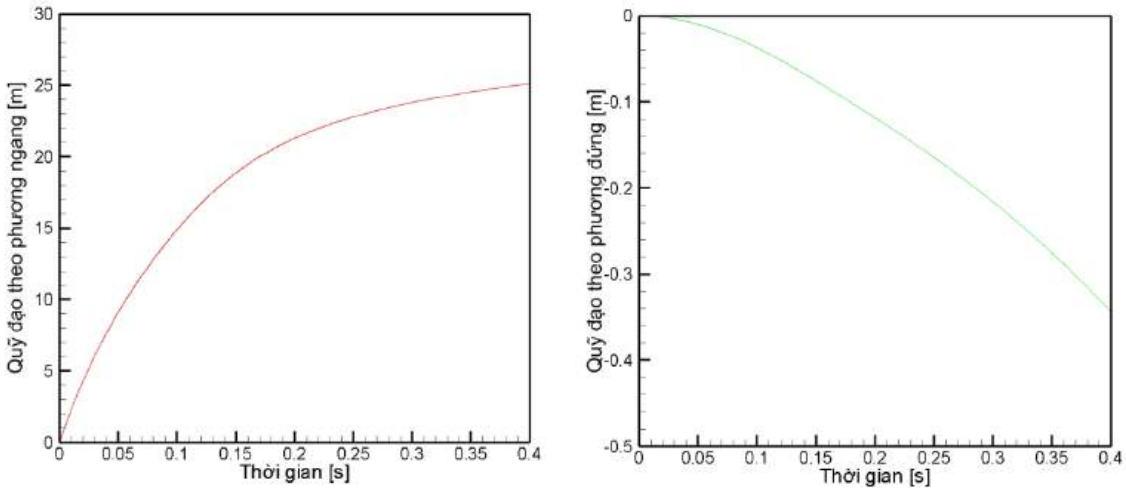
Hình 4. Trường áp suất tại trường hợp vận tốc đạn 50 m/s

Sau khi đạt trạng thái ổn định, trường vận tốc và áp suất xung quanh đạn được tính toán. Hình 3 thể hiện trường vận tốc chất lỏng xung quanh đạn với trường hợp đạn có v = 50 m/s và áp suất tương ứng với vận tốc này thể hiện trên hình 4. Tại mũi đạn, vận tốc thấp nhất khi áp dụng điều kiện không trượt, đồng thời áp suất đạt giá trị cực đại. Đây cũng là nguyên nhân chính của lực cản lên đạn. Hệ số lực cản C_d được xác định từ kết quả mô phỏng với các vận tốc khác nhau. Bảng 1 trình bày giá trị C_d theo vận tốc. Nhận thấy rằng hệ số lực cản giảm khi vận tốc đạn tăng lên và đạt giá trị gần như không đổi khi vận tốc đạt trên 100 m/s. Điều này có thể giải thích bằng sự xuất hiện hiện tượng xâm thực (khoang rỗng) được đề cập ở phần sau.

Bảng 1. Hệ số lực cản phụ thuộc vào vận tốc

Vận tốc (m/s)	1	5	10	20	40
C_d	1.545	0.945	0.805	0.67	0.481
Vận tốc (m/s)	60	80	100	200	300
C_d	0.353	0.247	0.1289	0.1254	0.1251

Từ đặc tính C_d phụ thuộc vào vận tốc ở trên, sử dụng phương pháp bình phương tối thiểu để đưa ra mối liên hệ của C_d theo vận tốc. Từ đó có thể giải hệ phương trình chuyển động để tìm ra quỹ đạo của đạn. Với điều kiện ban đầu V_0 = 245 m/s thì kết quả quỹ đạo được thể hiện trên hình 5. Từ kết quả có thể nhận thấy đạn chuyển động khoảng 0.25s đầu có vận tốc lớn, sau đó giảm nhanh và gần như dừng lại sau 0.4s tương ứng với quảng đường theo phương ngang khoảng 25m và phương thẳng khoảng 0.35m.



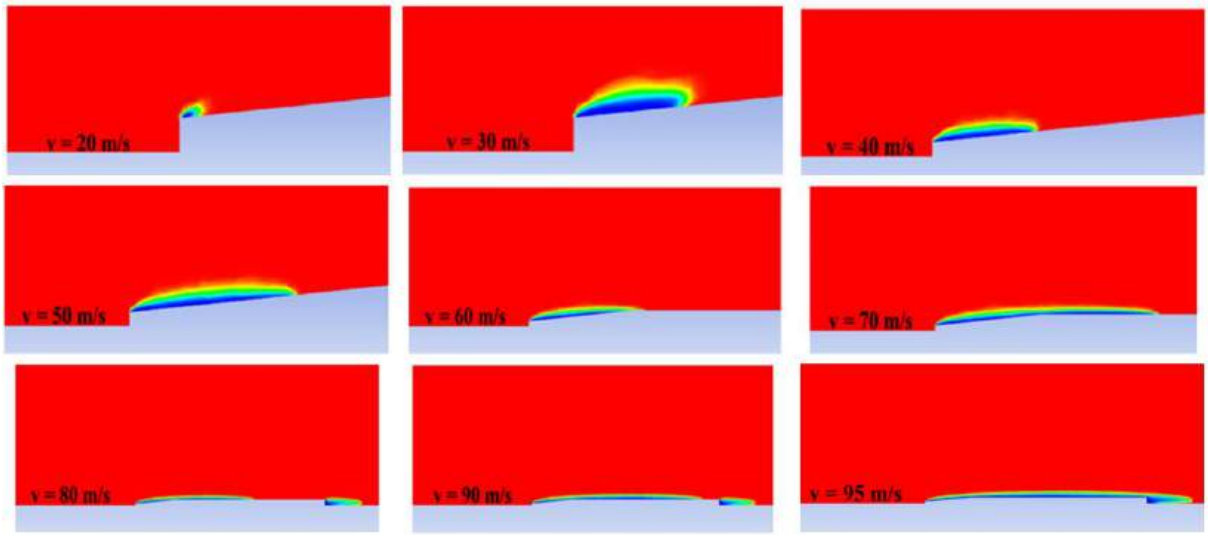
Hình 5. Quỹ đạo của đạn chuyển động theo thời gian với V_0 = 245 m/s

3.2. Hiện tượng xâm thực

Khi chuyển động với tốc độ cao dưới nước, do áp suất giảm dưới ngưỡng bảo hòa nên hiện tượng xâm thực xảy ra. Để nghiên cứu trạng thái không ổn định của siêu khoang xâm thực, nghiên cứu tiền hành khảo sát sự chuyển động của nước với vận tốc từ 20m/s đến 90m/s quan sát thấy bọt khí bắt đầu xuất hiện ở mũi đạn. Khi tăng vận tốc nước, khoang khí biến dạng và di chuyển dọc đường biên đạn. Qua mô phỏng ta kết luận khoang khí bắt đầu xuất hiện khi đạn chuyển động vận tốc 20m/s và trở thành siêu khoang khí bao quanh than đạn ở vận tốc ~ 95m/s. Kết quả mô phỏng cho thấy khi vận tốc tăng, khoang xâm thực mở rộng và hình thành rõ rệt hơn. Ở vận tốc 50 m/s, khoang hẹp và chưa ổn định. Khi vận tốc đạt trên 95 m/s, siêu khoang bắt đầu hình thành, giúp giảm lực cản rõ rệt. Bảng 2 thể hiện kích thước khoang xâm thức theo các dải vận tốc khác nhau. Hình 5 thể hiện bọt khí xuất hiện tại một số trường hợp vận tốc nhất định.

Bảng 2. Tổng hợp tỉ lệ kích thước khoang theo vận tốc.

Vận tốc (m/s)	Bán kính khoang (mm)	Chiều dài khoang (mm)	Ghi chú
50	8	100	Khoang nhỏ, chưa ổn định
100	15	300	Khoang rõ, siêu khoang bắt đầu
150	20	500	Khoang lớn, ổn định

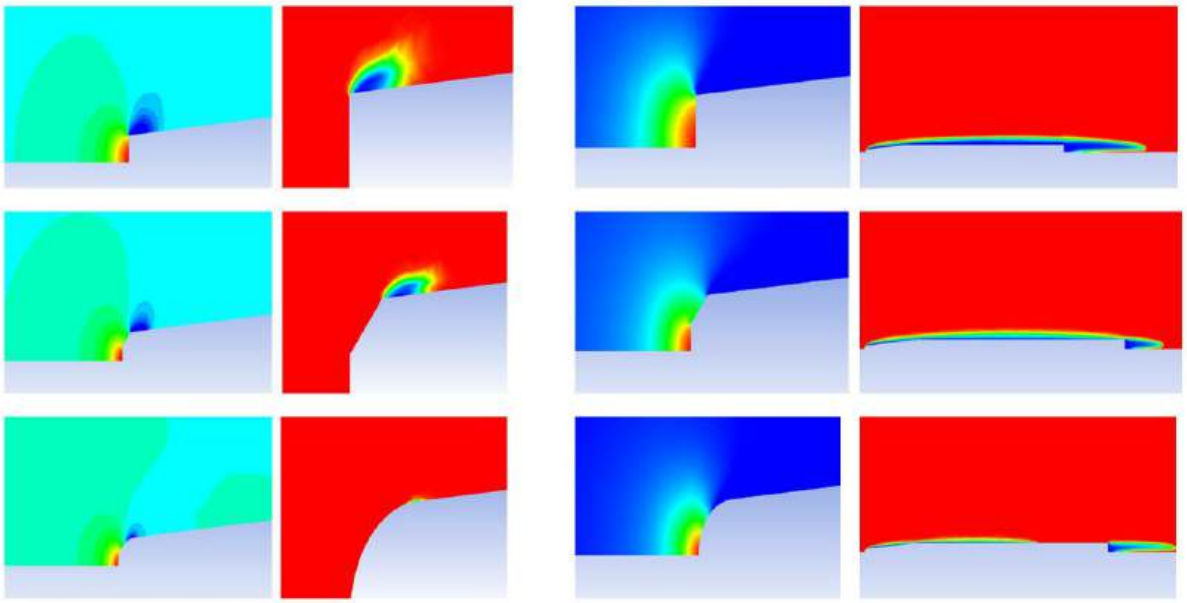


Hình 6. Sự hình thành bọt khí xâm thực tại một số vận tốc của đạn

3.3 Đặc tính động lực học của các loại mũi đầu đạn

Hiện tượng xuất hiện siêu khoang (bóng xâm thực) xuất phát từ sự giảm áp suất tại đó. Để khảo sát chi tiết hiện tượng sẽ rất phức tạp vì nó phụ thuộc rất nhiều yếu tố. Ảnh hưởng của vận tốc đạn đã được trình bày ở mục trước 3.2. Ở mục này sẽ khảo sát túi xâm thực theo các hình dạng đạn khác nhau.

Ba loại hình dạng đầu đạn được khảo sát: đầu đĩa phẳng (như kết quả các mục trước), đầu vát trụ và đầu cầu. Kết quả cho thấy đầu đĩa phẳng dễ hình thành siêu khoang nhất, lực cản thấp nhất ở vận tốc cao. Đầu cầu có lực cản lớn nhất. Hình 7 biểu diễn khoang xâm thực theo từng loại đầu đạn với vận tốc đầu đạn là 20 m/s và 100 m/s. Từ đặc điểm khoang rỗng, hệ số lực cản cũng sẽ khác nhau như thể hiện trong bảng 3. Kết quả cho thấy với vận tốc nhỏ và trung bình, mũi vát trụ có hệ số lực cản nhỏ nhất, sau đó với vận tốc cao thì mũi cầu sẽ có hệ số Cd nhỏ nhất do đó làm giảm lực cản nhất.



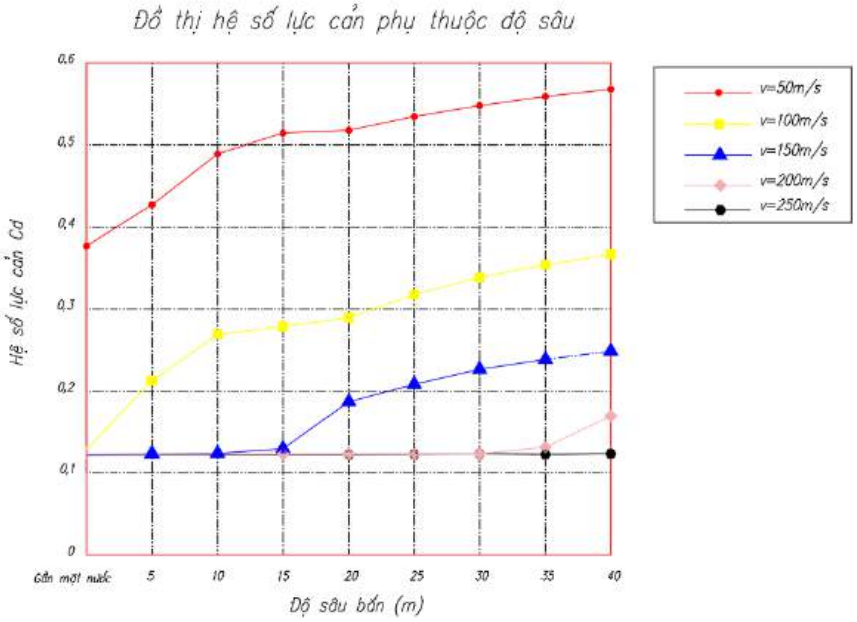
Hình 7. Áp suất tại mũi đạn (bên trái mỗi hình) và khoang xâm thực (bên phải mỗi hình) tại vận tốc của đạn bằng 20 m/s (bên trái) và 100 m/s (bên phải).

Bảng 3. Hệ số lực cản đối với các mô hình khác nhau

Vận tốc (m/s)	Mũi đạn đĩa phẳng	Mũi vát trụ	Mũi cầu
20	0.668427	0.583515	0.621686
100	0.127596	0.092472	0.170725
170	0.125581	0.085196	0.069348

3.4 Ảnh hưởng của độ sâu phát bắn

Ngoài ảnh hưởng của vận tốc hay hình dạng đầu đạn. Độ sâu phát bắn có ảnh hưởng đáng kể đến chuyển động của đạn dưới nước. Việc hiểu rõ những ảnh hưởng này là rất quan trọng để đảm bảo an toàn và hiệu quả khi bắn súng dưới nước. Độ sâu phát bắn ảnh hưởng đến chuyển động của đạn dưới nước theo nhiều cách. Qua đồ thị trên có thể thấy ở độ sâu càng lớn càng gây ảnh hưởng xấu đối với những vật thể chuyển động với tốc độ cao do khó có thể hình thành khoang rỗng để giảm lực cản tác dụng. Hình 8 thể hiện hệ số lực cản Cd theo các độ sâu phát bắn. Nhận thấy rằng sự xuất hiện siêu khoang cũng ảnh hưởng lớn đến lực cản do khi xuất hiện bọt khí thì các lực nhớt và lực áp suất sẽ thay đổi. Kết quả hình 8 cho thấy rằng khi vận tốc đạn chưa đủ lớn thì ảnh hưởng đến độ sâu phát bắn khá lớn. Ngược lại với vận tốc lớn thì ảnh hưởng của độ sâu bắn không nhiều.



Hình 8. Đồ thị thay đổi lực cản theo độ sâu bắn

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng thành công mô hình mô phỏng số quá trình chuyển động của đạn phi tiêu APS trong môi trường nước. Nghiên cứu đặc tính động lực của đạn phi tiêu sử dụng phần mềm mô phỏng ANSYS FLUENT. Kết quả cho thấy vận tốc, hình dạng đầu đạn sẽ có ảnh hưởng lớn đến lực cản và sự hình thành khoang xâm thực. Ngoài ra độ sâu phát bắn cũng có ảnh hưởng đến siêu khoang và do đó hệ số lực cản C_d. Việc hình thành siêu khoang giúp giảm lực cản đáng kể do nhớt, kéo dài quãng đường di chuyển của đạn. Các kết quả này cung cấp cơ sở khoa học quan trọng cho việc thiết kế và tối ưu hóa đạn bắn dưới nước trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. Garabedian, P.R. (1956), *Calculation of axially symmetric cavities and jets*, Pacific J. Math., 6(4), 611–684.

2. TuLin, M.P. (1964), *Supercavitating flow - small perturbation theory*, Journal of Ship Research, 7:16–37.

3. Logvinovich, G.V. (1969), *Hydrodynamics of flows with free boundaries*, Kiev: Naukova dumka.

4. Korkut, E., & Atlar, M. (2003). "An experimental study into the effect of cavitation on marine propeller performance." Ocean Engineering.

5. Fluent Inc. (2021). *ANSYS Fluent Theory Guide*.

6. Singhal, A. K. et al. (2002). "Mathematical Basis and Validation of the Full Cavitation Model." Journal of Fluids Engineering.

7. Lee, H., Lee, C., Kim, M. S., & Seok, W. (2025). Numerical Investigation of Cavitation Models Combined with RANS and PANS Turbulence Models for Cavitating Flow Around a Hemispherical Head-Form Body. *Journal of Marine Science and Engineering*, *13*(4), 821.

8. Yin, T. Y., Pavesi, G., Pei, J., Yuan, S. Q., & Gan, X. C. (2022). Large eddy simulation of cloud cavitation and wake vortex cavitation around a trailing-truncated hydrofoil. *Journal of Hydrodynamics*, *34*(5), 893-903.

9. Nguyen, T.V., Doan, M.T., Vu, M.H., Vu, V.C., Luu, D.L., Ha, S.T. (2025). Numerical Study on the Aerodynamic Characteristics of a Wings-Stabilized Moving Projectile. In: Long, B.T., et al. Proceedings of the 4th Annual International Conference on Material, Machines, and Methods for Sustainable Development (MMMS2024). MMMS 2024. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-031-93816-0_72

10. Nguyen, D. Q., Tran, T. H., Le, D. A., Hieu, N. T., Pham, V. K., & Ha, T. S. (2024). Drag reduction for axisymmetric boattail model by longitudinal groove cavity under low-speed conditions. Journal of Mechanical Science and Technology, 38(8), 4209-4220.

11. D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for CFD*.

Dynamic Simulation of a Projectile in Two Media

Abstract: *This paper investigates the hydrodynamic behaviour of APS dart projectiles fired underwater at high speed using computational fluid dynamics (CFD). Exploiting geometric axial symmetry, a two-dimensional axisymmetric model was created from the projectile's actual dimensions and discretized with an unstructured mesh in ICEM-CFD to reduce computational cost. The incompressible Navier–Stokes equations were solved using the finite-volume method in ANSYS Fluent, with the standard k–ε turbulence model and the Singhal cavitation model to capture vapor-cavity formation. We examine the influence of nose geometry and initial velocity on cavity development and hydrodynamic drag. Key hydrodynamic quantities and drag forces were quantified to enable trajectory prediction. The results demonstrate that the proposed approach can accurately describe flow-field variations and supercavitation phenomena around the projectile, providing a sound basis for the design and optimization of underwater dart projectiles in military and marine engineering applications*.

Keywords: APS dart projectile; cavitation; underwater moving objects; CFD simulation; Finite volume method; multiphase models.

Nghiên cứu ảnh hưởng của ma sát dị hướng đến đáp ứng động lực học của hệ tự di chuyển nhờ dao động

Nguyễn Văn Toản[1], Nguyễn Khắc Tuân[2], Bùi Mạnh Cường[3*]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Ôtô và Năng lượng, Trường ĐHKTCN-ĐHTN

[3]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: vantoannguyen651981@gmail.com; Tel: 0862448271

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của ma sát dị hướng đến khả năng tự di chuyển của hệ rung động. Hệ được mô hình hóa gồm hai khối lượng, một lò xo và giảm chấn, cho phép chuyển động hiệu quả nhờ chênh lệch lực ma sát giữa chiều tiến và chiều lùi. Khi lực cản theo chiều tiến nhỏ hơn chiều lùi, hệ tạo được chuyển động một hướng rõ rệt. Mô hình toán học được xây dựng dựa trên nguyên lý Hamilton và đối chiếu với các kết quả đã được công nhận, nhằm phân tích đặc tính động lực học của hệ. Kết quả cho thấy khi ma sát dị hướng đủ lớn, hệ đạt vận tốc cao theo chiều tiến và vẫn hoạt động ổn định trong điều kiện lực cản lớn. Phân tích giản đồ pha cho thấy hệ có thể xuất hiện dao động chu kỳ đơn, chu kỳ đôi hoặc hỗn loạn, song vẫn duy trì tính ổn định tổng thể. Nghiên cứu góp phần định hướng tối ưu thiết kế robot di động trong môi trường ma sát biến đổi.

Từ khóa: *Thiết bị tự di chuyển; dao động; ma sát dị hướng; nguyên lý Hamilton.*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển của các hệ thống di động có khả năng tự hành trong môi trường hạn chế và phức tạp đang là một trong những hướng nghiên cứu then chốt của ngành robot học và cơ học ứng dụng [1-9]. Khác với các phương tiện di chuyển truyền thống sử dụng bánh xe, bánh xích hay chân, các thiết bị tự di chuyển dựa trên dao động cơ học hoạt động dựa trên một triết lý thiết kế hoàn toàn mới: khai thác chính các dao động bên trong để tạo ra chuyển động tịnh tiến. Cách tiếp cận này đặc biệt hữu hiệu trong những không gian bị giới hạn về kích thước như lòng ống dẫn, hầm lò, hoặc trong các môi trường khắc nghiệt như khu vực có phóng xạ, thảm họa thiên nhiên, nơi mà sự can thiệp trực tiếp của con người là bất khả thi [1, 2].

Trong số các cơ chế đã được đề xuất, hệ thống khai thác ma sát dị hướng (anisotropic friction) nổi lên như một giải pháp đặc biệt hiệu quả nhờ cấu trúc đơn giản và khả năng thích ứng cao. Nguyên lý này được lấy cảm hứng từ các hệ thống cơ học trong tự nhiên, nơi bề mặt tiếp xúc có cấu trúc vi mô định hướng nhất định, tạo ra sự khác biệt về lực cản khi chuyển động theo các chiều khác nhau. Ví dụ điển hình là da bụng của rắn [9] hay các cấu trúc lông tơ trên hạt thực vật [10], cho phép chúng di chuyển hiệu quả trên địa hình phức tạp. Trong kỹ thuật, tính chất này đã được nhân rộng và ứng dụng để chế tạo các robot có khả năng "trườn" hoặc "bò" với chi phí năng lượng tối ưu [11].

Tuy nhiên, việc xây dựng một mô hình động lực học chính xác cho các hệ dao động có ma sát dị hướng vẫn còn là một thách thức, chủ yếu do sự hiện diện của các lực không bảo toàn. Các phương pháp tiếp cận kinh điển dựa trên phương trình Newton gặp khó khăn trong việc xử lý triệt để các tương tác phức tạp này. Do đó, nguyên lý Hamilton mở rộng (Extended Hamilton's Principle) [8] nổi lên như một công cụ mạnh mẽ, cho phép thiết lập hệ phương trình chuyển động một cách hệ thống, bao gồm cả các lực hao tán thông qua hàm hao tán

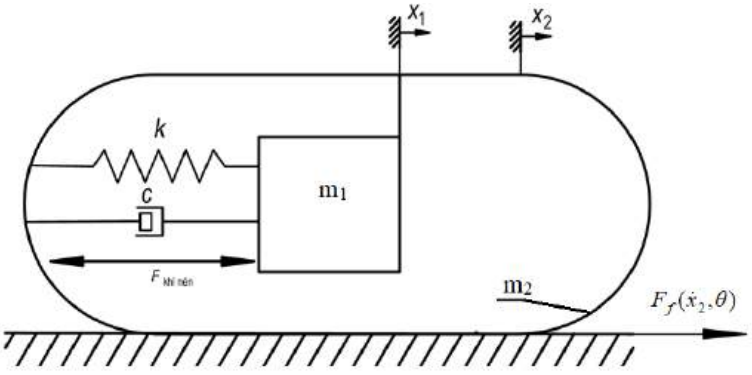
* Email: buimanhcuongkck@lqdtu.edu.vn

Rayleigh, đồng thời đáp ứng được các điều kiện biên một cách chặt chẽ. Trong bối cảnh đó, nghiên cứu này tập trung xây dựng mô hình cơ học của hệ hai khối lượng liên kết với nhau bởi lò xo và giảm chấn, hoạt động trong môi trường có ma sát dị hướng. Phương pháp tiếp cận dựa trên nguyên lý Hamilton mở rộng được sử dụng nhằm đảm bảo tính tổng quát và chính xác của mô hình. Mục tiêu chính của bài báo là khảo sát định tính và định lượng ảnh hưởng của hệ số ma sát dị hướng lên khả năng tự di chuyển cũng như các đặc tính động lực học phong phú của hệ, từ dao động tuần hoàn đến chuyển động hỗn loạn. Kết quả nghiên cứu không chỉ góp phần khẳng định tính đúng đắn của mô hình lý thuyết so với các kết quả đã được công nhận, mà còn mở ra những định hướng quan trọng cho việc tối ưu hóa thiết kế các robot di động thế hệ mới, có khả năng thích nghi linh hoạt với môi trường làm việc ma sát biến đổi.

2. Mô hình bài toán đáp ứng của hệ tự di chuyển nhờ dao động

2.1. Xây dựng phương trình chuyển động của hệ

Xét mô hình bài toán hệ tự di chuyển nhờ dao động dạng rút gọn đơn giản nhất gồm 2 vật có khối lượng lần lượt là m_1 và m_2, vật m_1 liên kết với vật m_2 bởi lò xo độ cứng K và hệ số giảm chấn C như được thể hiện trên Hình 1, vật m_1 dao động và nhờ có ma sát dị hướng giữa vật m_2 và giá làm cho hệ di chuyển trên mặt phẳng ngang, m_2 có giá trị lớn được coi là khối lượng chính (primary mass), m_1 có giá trị nhỏ và là khối lượng dao động, giả định nhỏ hơn khối lượng chính ($m_1 < m_2$). Bỏ qua lực ma sát và phản lực tiếp xúc hai khối lượng m_1 và m_2.



Hình 1. Mô hình vật lý của cơ cấu dao động có lực kích thích

Ma sát giữa khối lượng m_2 và bề mặt chuyển động được giả thiết là ma sát dị hướng, nghĩa là hệ số ma sát phụ thuộc vào chiều chuyển động. Cụ thể, lực ma sát được mô tả bởi:

$$F_f(\dot{x}_2,\theta) = \begin{cases} \mu_{fwd}(\theta)g(m_1+m_2), \dot{x}_2 > 0 \\ \mu_{bwd}(\theta)g(m_1+m_2), \dot{x}_2 < 0 \end{cases} \quad (1)$$

trong đó μ_{fwd}, μ_{bwd} tương ứng là hệ số ma sát khi hệ (khối lượng m_2) trượt tiến và lùi, $\dot{x}_2$ - là gia tốc của vật m_2, θ là góc ma sát.

Dịch chuyển của hệ thống có thể được tạo ra khi lực quán tính lớn hơn lực ma sát giữa m_2 và môi trường. Lượng dịch chuyển tuyệt đối của khối lượng m_1 và m_2 được lần lượt xác định bằng các tọa độ x_1 và x_2. Để nhận được dịch chuyển theo phương ngang của cơ hệ, cần điều khiển sao cho chuyển động tương đối giữa m_1 và m_2 tuân theo quá trình tối ưu nhất để hệ di chuyển về trước hay lùi sau là nhanh nhất.

Từ mô hình vật lý thể hiện trên Hình 1, cơ hệ gồm hai khối lượng được gắn với nhau bằng một lò xo có độ cứng *K* và giảm chấn *C*. Theo nguyên lý Hamilton, chuyển động thực của cơ hệ thảo mãn điều kiện:

$$\int_{t_1}^{t_2}(\delta T - \delta V + \delta W_{nc})\,dt = 0 \qquad (2)$$

Trong đó *T* là động năng của hệ; *V* là thế năng, bao gồm cả năng lượng biến dạng và thế năng của mọi ngoại lực bảo toàn; và *δWnc* là công ảo do các lực không bảo toàn tác dụng lên hệ.

Nguyên lý Hamilton khẳng định biến phân của tổng động năng và thế năng cộng với tích phân theo thời gian của công ảo do các lực không bảo toàn thực hiện trong khoảng thời gian từ t_1 đến t_2 phải bằng không.

Động năng *T* của hệ là tổng động năng của khối lượng bên trong m_1 và vỏ ngoài m_2:

$$T = \frac{1}{2}m_1(\dot{x}_1)^2 + \frac{1}{2}m_2(\dot{x}_2)^2 \qquad (3)$$

Biến phân động năng (sau khi tích phân từng phần và triệt tiêu ở các biên t_1, t_2 theo nguyên lý Hamilton) là:

$$\int_{t_1}^{t_1}\delta T dt = \int_{t_1}^{t_1}(m_1\dot{x}_1\delta x_1 + m_2\dot{x}_2\delta x_2)dt \qquad (4)$$

Thế năng V:

$$V = \frac{1}{2}K(x_1 - x_2)^2 \qquad (5)$$

Lấy biến phân thế năng δV đối bới các toạ độ x_1, x_2:

$$\delta V = K(x_1 - x_2)\delta x_1 - K(x_1 - x_2)\delta x_2 \qquad (6)$$

Công ảo của tất cả các lực phi bảo toàn (lực cưỡng bức, lực giảm chấn, lực ma sát) là:

$$\delta W_{nc} = Q_1\delta x_1 + Q_2\delta x_2 \qquad (7)$$

Trong đó, các lực tổng quát Q_1, Q_2 lần lượt tác dụng lên m_1 và m_2 được xác định như sau:

$$\begin{cases} Q_1 = F(t) - C(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) \\ Q_2 = C(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) - F_f(\dot{x}_2, \theta).sgn(\dot{x}_2) \end{cases} \qquad (8)$$

với $F(t)$ ngoại lực tác dụng lên vật m_1: $F(t) = F_0\sin(\omega t)$.

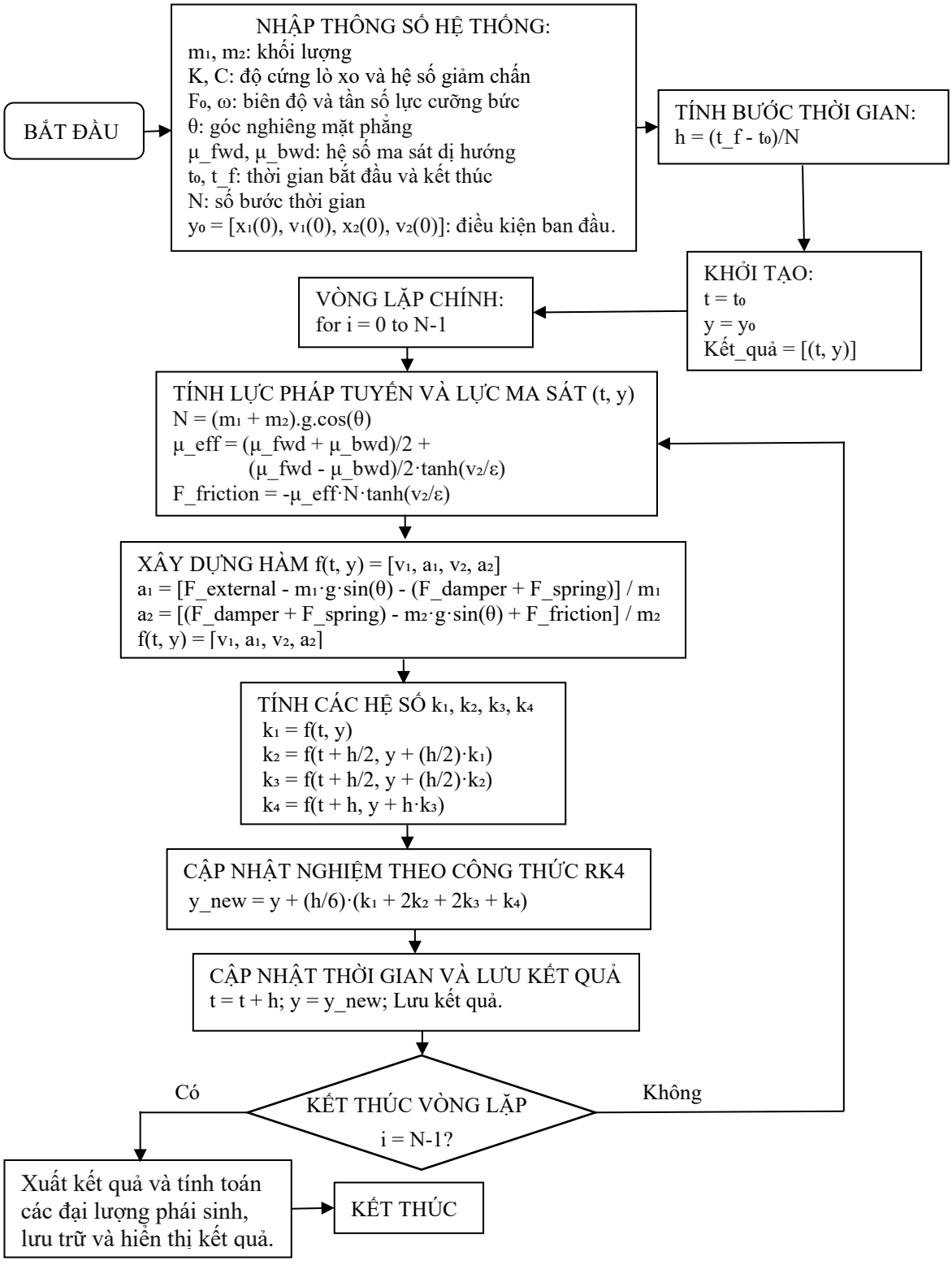
Vậy biến phân tổng công ảo của các lực không bảo toàn là:

$$\delta W_{nc} = [F(t) - C(\dot{x}_1 - \dot{x}_2)]\delta x_1 + [C(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + F_f(\dot{x}_2, \theta).sgn(\dot{x}_2)]\delta x_2 \quad (9)$$

Thay các biểu thức trên vào Nguyên lý Hamilton (2) với lưu ý rằng do các biến phân ảo δx_1 và δx_2 là độc lập và có thể thay đổi tùy ý, nên để toàn bộ tích phân bằng không, hệ số nhân với mỗi biến phân phải bằng không tại mọi thời điểm *t* trong khoảng $[t_1, t_2]$ và phần tử ở biên $[m\dot{x}\delta x]\Big|_{t_1}^{t_2}$ bằng 0. Điều này dẫn trực tiếp đến hai phương trình vi phân chuyển động cuối cùng của hệ như sau:

$$\begin{cases} m_1\ddot{x}_1 + C(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + K(x_1 - x_2) = F_0\,sin(\omega t) \\ m_2\ddot{x}_2 + C(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + K(x_2 - x_1) = -F_f(\dot{x}_2, \theta).sgn(\dot{x}_2) \end{cases} \qquad (10)$$

Hệ phương trình (10) mô tả đầy đủ động lực học của thiết bị tự di chuyển, bao gồm tương tác dao động nội, ảnh hưởng của giảm chấn và vai trò quyết định của ma sát dị hướng đối với chuyển động tịnh tiến tổng thể.



Hình 2. Sơ đồ thuật toán xác định đặc tính đáp ứng của hệ tự di chuyển.

2.2. Giải thuật giải hệ phương trình chuyển động của hệ

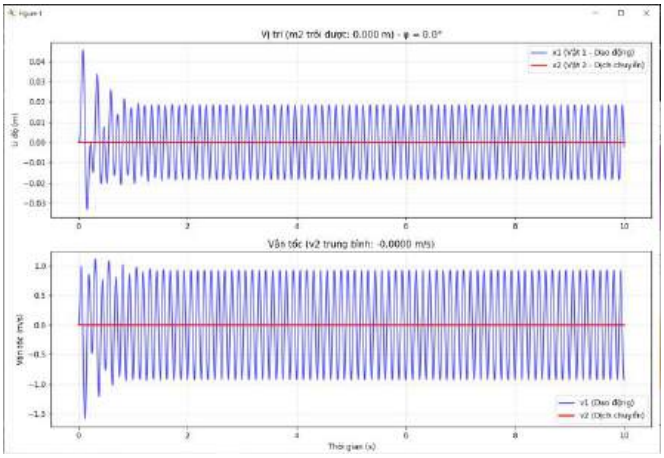
Hệ phương trình (10) là một hệ cơ học phi tuyến (nonlinear system), trong hệ phương trình vi phân chuyển động đã thành lập, lực ma sát F_f là một hàm gián đoạn, phụ thuộc vào chiều và độ lớn của vận tốc $\dot{x}_2$. Do sự xuất hiện của các thành phần có tính gián đoạn (chuyển mạch) dựa trên các

biến trạng thái, cấu trúc động lực học của hệ mang tính phi tuyến cao. Đối với các hệ động lực học phi tuyến cao như vậy, việc tìm ra một nghiệm giải tích chính xác là điều bất khả thi. Do đó, cách giải duy nhất và khả thi là áp dụng các phương pháp tích phân số để thu được nghiệm xấp xỉ theo miền thời gian, ở đây nhóm tác giả sửa dụng phương pháp tích phân số Runge–Kutta 4, sơ đồ khối thuật toán xác định đáp ứng được thể hiện trên Hình 2.

3. Kết quả và thảo luận

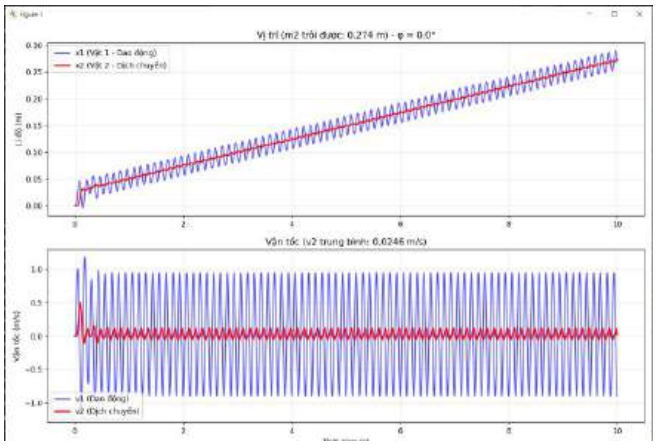
Mô hình hệ cơ được thiết lập bao gồm các tham số: m_1 = 0,9 kg, m_2 = 1,5 kg, độ cứng lò xo K = 500 N/m; Hệ số giảm chấn …lực kích thích điều hòa có tần số 8 Hz và biên độ 33 N.

Trước tiên, tiến hành kiểm chứng thuật toán và chương trình tính bằng một trường hợp biên đã biết và phù hợp với quy luật vật lý được thừa nhận rộng rãi, đó là khi hệ số ma sát giữa m_2 và nền có giá trị rất lớn (μ=0,999) theo cả hai chiều chuyển động. Kết quả tính toán được trình bày trên Hình 3. Kết quả cho thấy trong trường hợp này vật m_2 hầu như đứng yên, trong khi m_1 dao động điều hòa dưới tác dụng của lực cưỡng bức điều hòa. Điều này hoàn toàn phù hợp với quy luật vật lý đã biết. Do đó có thể khẳng định rằng mô hình toán học, giải thuật và chương trình tính toán được xây dựng là đúng đắn và đáng tin cậy.



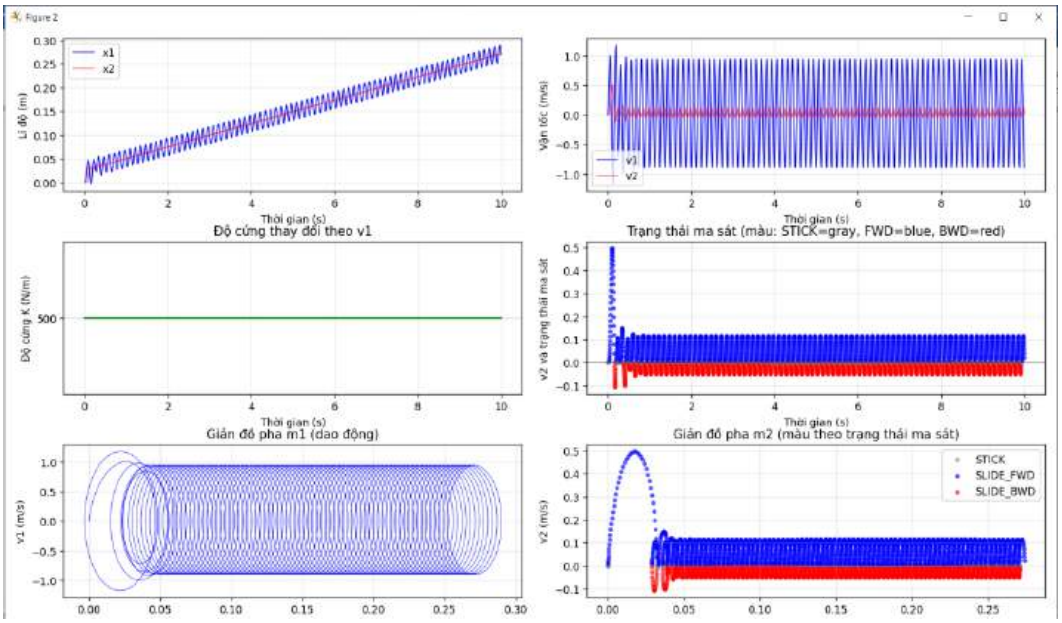
Hình 3. Kết quả kiểm tra thuật toán và chương trình tính.

Tiếp theo khảo sát các trường hợp hệ số ma sát theo chiều tiến lấy với giá trị thường gặp thép - thép là 0,2. Hệ số ma sát theo chiều lùi lần lượt gấp 1,5; 2; 3, 4, 5, 6 lần chiều tiến. Hình 4 thể hiện kết quả tính toán dịch chuyển và vận tốc của vật m_2 với hệ số ma sát tiến 0,2 chiều lùi 0,3.



Hình 4. Chuyển vị và vận tốc của m_2.

Kết quả cho thấy vật m_2 xuất hiện chuyển động tịnh tiến tích lũy theo thời gian, thể hiện rõ qua đồ thị dịch chuyển tăng gần như tuyến tính. Tổng độ dịch chuyển đạt xấp xỉ 0,274 m sau 10 s, với vận tốc trung bình khoảng 0,0246 m/s. Điều này chứng tỏ hệ đã hình thành cơ chế "chỉnh lưu dao động" (vibration rectification), trong đó dao động cưỡng bức của m_1 được chuyển hóa thành chuyển động một chiều của m_2.

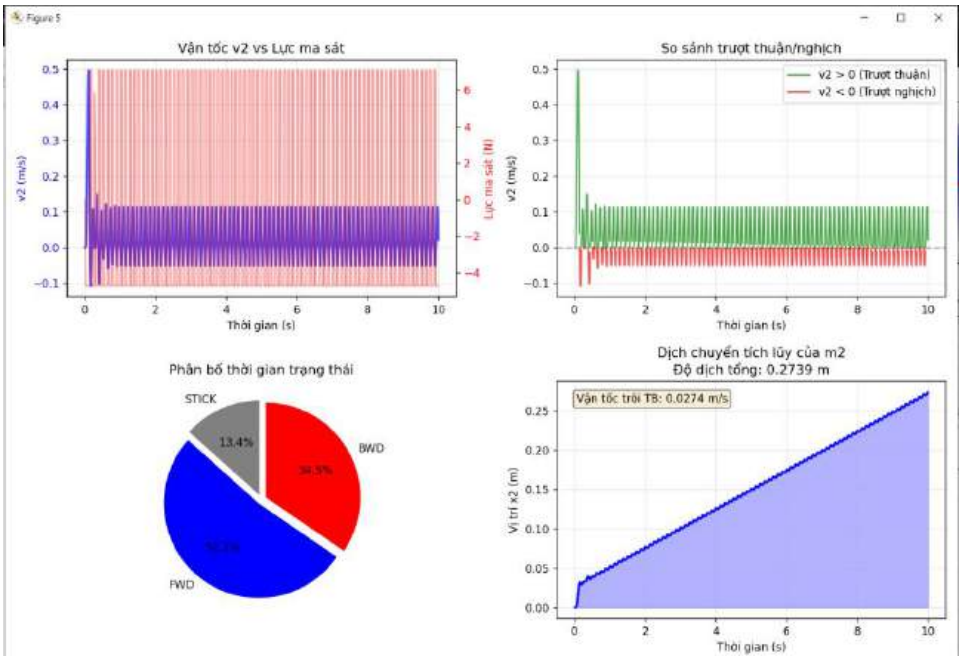


Hình 5. Giản đồ pha dao động và ma sát.

Hình 5 và Hình 6 cho thấy đồ thị vận tốc và lực ma sát cho thấy trạng thái tiếp xúc luân phiên giữa stick và slip, trong đó trượt thuận (FWD) chiếm ưu thế so với trượt nghịch (BWD). Biểu đồ phân bố thời gian trạng thái ma sát cho thấy thời gian trượt thuận chiếm tỷ lệ lớn nhất (khoảng trên 50%), trong khi trượt nghịch chiếm tỷ lệ nhỏ hơn và trạng thái bám dính (stick) chỉ xuất hiện trong thời gian ngắn. Chính sự bất đối xứng về hệ số ma sát giữa hai chiều đã tạo ra chênh lệch lực ma sát hiệu dụng theo chu kỳ, dẫn đến xung lượng thuần khác không theo một chiều xác định. Giản đồ pha của m_2 cho thấy sau giai đoạn quá độ ngắn ban đầu, hệ nhanh chóng đạt trạng thái dao động ổn định theo chu kỳ kích thích, nhưng có thành phần vận tốc trung bình khác không. Trong khi đó, m_1 vẫn dao động điều hòa gần như thuần túy quanh vị trí cân bằng, cho thấy chuyển động m_2 chủ yếu xảy ra ở tiếp xúc ma sát với nền.

Như vậy, khi hệ số ma sát hai chiều khác nhau, hệ không còn tính đối xứng động lực học và dưới kích thích điều hòa thuần túy vẫn xuất hiện chuyển động tịnh tiến thuần theo một chiều. Kết quả này phù hợp với bản chất phi tuyến và không đối xứng của ma sát khô, đồng thời xác nhận khả năng của mô hình trong việc mô tả chính xác hiện tượng chuyển động có hướng do bất đối xứng ma sát gây ra.

Tiếp theo tiến hành khảo sát ảnh hưởng của hệ số ma sát đến đáp ứng của hệ. Bảng 1 trình bày kết quả khảo sát vận tốc di chuyển của hệ khi hệ số ma sát lùi biến thiên từ 1,5 μ_{fwd} đến 6 μ_{fwd}, có thể rút ra một số nhận xét quan trọng như sau:



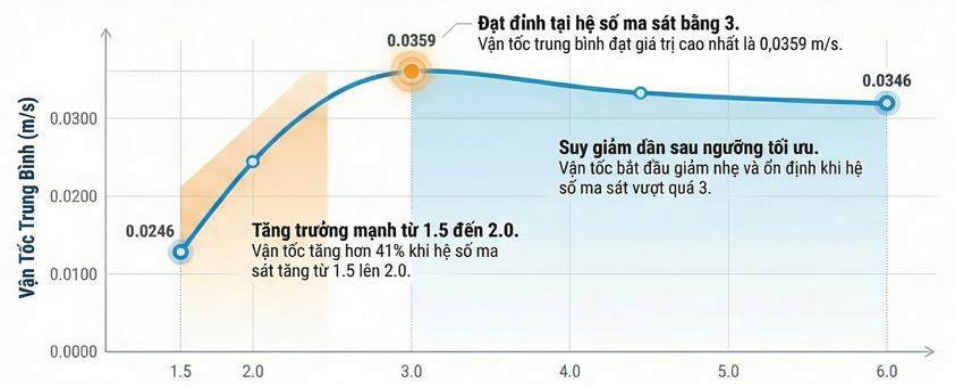
Hình 6. Giản đồ lực ma sát.

Thứ nhất, khi hệ số ma sát theo chiều lùi tăng từ 1,5 μ_{fwd} lên 2 μ_{fwd}, vận tốc trung bình của vật m_2 tăng đáng kể (từ 0,0246 m/s lên 0,0348 m/s). Điều này cho thấy sự gia tăng bất đối xứng ma sát giữa hai chiều ban đầu có ảnh hưởng rất rõ rệt đến hiệu ứng di chuyển hệ.

Bảng 1. Vận tốc di chuyển hệ ứng với các hệ số ma sát khác nhau

Hệ số ma sát tiến μ_{fwd}	0,2					
Hệ số ma sát lùi μ_{bwd}	$1{,}5.\mu_{fwd}$	$2.\mu_{fwd}$	$3.\mu_{fwd}$	$4.\mu_{fwd}$	$5.\mu_{fwd}$	$6.\mu_{fwd}$
Vận tốc trung bình m_2 (m/s)	0,0246	0,0348	0,0359	0,0357	0,0352	0,0346

Thứ hai, vận tốc trung bình đạt giá trị lớn nhất xấp xỉ 0,0359 m/s tại $\mu_{bwd} = 3\ \mu_{fwd}$ như đồ thị Hình 7. Sau giá trị này, mặc dù hệ số ma sát chiều lùi tiếp tục tăng, vận tốc trung bình của m_2 không tăng thêm mà có xu hướng giảm nhẹ (còn 0,0346 m/s tại $6\,\mu_{fwd}$). Điều này cho thấy tồn tại một giá trị tối ưu của độ bất đối xứng ma sát để đạt hiệu quả chuyển động một chiều lớn nhất.



Hình 7. Tác động của hệ số ma sát chiều lùi đến vận tốc trung bình

Thứ ba, sự bão hòa và suy giảm nhẹ vận tốc ở vùng μ_{bwd} lớn có thể được lý giải bởi việc lực ma sát chiều lùi quá lớn làm tăng thời gian bám dính (stick) hoặc làm giảm biên độ trượt hữu hiệu trong mỗi chu kỳ kích thích. Khi đó, mặc dù tính bất đối xứng tăng, nhưng năng lượng truyền sang chuyển động tịnh tiến thuần lại không tăng tương ứng.

Như vậy, mối quan hệ giữa vận tốc trung bình và tỷ số μ_{bwd}/μ_{fwd} là phi tuyến và tồn tại giá trị cực đại. Kết quả này khẳng định rằng hiệu ứng chuyển động có hướng do ma sát bất đối xứng không tăng đơn điệu theo mức độ bất đối xứng, mà phụ thuộc vào sự cân bằng giữa pha trượt thuận và pha bám/trượt nghịch trong mỗi chu kỳ dao động.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và kiểm chứng thành công mô hình động lực học của hệ hai vật chịu kích thích điều hòa có xét đến ma sát khô bất đối xứng giữa vật m_2 và nền. Trường hợp kiểm chứng với hệ số ma sát rất lớn ($\mu \approx 0{,}999$) cho thấy m_2 đứng yên trong khi m_1 dao động điều hòa đúng theo quy luật vật lý cổ điển, qua đó xác nhận tính đúng đắn của mô hình toán học, giải thuật và chương trình tính. Khi xét trường hợp ma sát bất đối xứng với $\mu_{fwd} = 0{,}2$ và $\mu_{bwd} > \mu_{fwd}$, kết quả cho thấy hệ xuất hiện chuyển động tịnh tiến tích lũy theo một chiều mặc dù lực kích thích là dao động điều hòa thuần túy. Điều này chứng minh rằng sự phá vỡ tính đối xứng ma sát đã tạo ra hiệu ứng chỉnh dao động (vibration-induced rectification), chuyển hóa dao động tuần hoàn thành chuyển động có hướng.

Khảo sát định lượng cho thấy vận tốc trung bình của m_2 tăng nhanh khi tỷ số μ_{bwd}/μ_{fwd} tăng từ 1,5 lên khoảng 3, sau đó đạt cực đại và có xu hướng bão hòa hoặc giảm nhẹ khi mức độ bất đối xứng tiếp tục tăng. Kết quả này chứng tỏ tồn tại giá trị tối ưu của độ bất đối xứng ma sát để tối đa hóa hiệu quả chuyển động một chiều. Quan hệ giữa vận tốc trung bình và tỷ số ma sát là phi tuyến và phụ thuộc mạnh vào sự phân bố thời gian giữa các trạng thái stick–slip trong từng chu kỳ kích thích. Các kết quả thu được không chỉ làm rõ bản chất động lực học phi tuyến của hệ có ma sát bất đối xứng, mà còn gợi mở tiềm năng ứng dụng trong thiết kế các cơ cấu tự hành, cơ cấu vi truyền động hoặc hệ thống khai thác năng lượng dao động, nơi cần chuyển đổi dao động tuần hoàn thành chuyển động có hướng mà không cần điều khiển phức tạp.

Tài liệu tham khảo

1. Moses Gladson Selvamuthu, Ryuto Okada, Riichiro Tadakuma. Soft Pipe Inspection Robot with Vibrating Cilia Capable of Underwater Transport. *Journal of Robotics and Mechatronics 2024*, Volume 36, Issue 6, Pages 1387-1395, Released on J-STAGE December 20, 2024, Online ISSN 1883-8049, Print ISSN 0915-3942, https://doi.org/10.20965/jrm.2024.p1387.
2. Farshid Alambeigi, Linh Nguyen, Van Ho. Soft inflatable robot for in-pipe inspection. *Patent 2026, The University of Texas at Austin*, DOI: 10.1126/sciadv.ads3006.
3. F.L. Chernous'ko. Motion of a plane linkage on a horizontal plane. *Dokl. Akad*. Nauk, 2000, Volume 370, Number 2, Pages 186–189
4. Chernousko F. L., Bolotnik N. N., Figurina T. Y. Optimal Control of Vibrationally Excited Locomotion Systems. *Regular and Chaotic Dynamics*, 2013, Volume 18, Numbers 1-2, pp. 85-99
5. Shukla, A. and H. Karki, Application of robotics in onshore oil and gas industry- A review Part I. *Robotics and Autonomous Systems*, 2016. 75: p. 490-507.

6. Shukla, A. and H. Karki, Application of robotics in offshore oil and gas industry- A review Part II. *Robotics and Autonomous Systems*, 2016. 75: p. 508-524.
7. Chernous'ko, F.L., The optimum rectilinear motion of a two-mass system. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 2002. 66(1): p. 1-7.
8. AhmedA.Shabana. *Dynamics of Multibody Systems*. Fourth Edition, 2013.
9. Tirado, Jonathan & Do, Cao & Vaux, Joséphine & Jørgensen, Jonas & Rafsanjani, Ahmad. (2024). Earthworm‐Inspired Soft Skin Crawling Robot. Advanced Science. 11. 10.1002/advs.202400012. https://doi.org/10.1002/advs.202400012
10. Filippov, A., Gorb, S. Numerical model of the locomotion of oscillating 'robots' with frictional anisotropy on differently-structured surfaces. Sci Rep 14, 19693 (2024). https://doi.org/10.1038/s41598-024-70578-1.
11. Kubík, Jiří ; Rišková, Anastázie ; Faigl, Jan. Inchworm-like Robot Locomotion using Off-the-Shelf 3D-printable Anisotropic Friction Pads. *Inchworm-like Robot Locomotion using Off-the-Shelf 3D-printable Anisotropic Friction Pads.*12th International Symposium on Adaptive Motion of Animals and Machines (AMAM 2025). Darmstadt, Germany (07.07.2025 - 11.07.2025) doi: 10.26083/tuprints-00030958.

Study on the influence of anisotropic friction on the dynamic response of a self-propelled vibratory system

Abstract: *This paper investigates the influence of anisotropic friction and excitation frequency on the self-propulsion capability of a vibratory system. The system is modeled as a two-mass structure connected by a spring and a damper, enabling effective locomotion through the difference in friction forces between the forward and backward directions. When the resistance force in the forward direction is smaller than that in the backward direction, the system achieves clear unidirectional motion. The mathematical model is established based on Hamilton's principle and validated against previously recognized results to analyze the dynamic characteristics of the system. The results show that when anisotropic friction is sufficiently large, the system attains high forward velocity and maintains stable operation even under conditions of significant resistance. Phase diagram analysis indicates that the system may exhibit period-one oscillations, period-two oscillations, or chaotic behavior, while still preserving overall stability. This study contributes to guiding the optimal design of mobile robots operating in environments with varying friction conditions.*

Keywords: Self-propelled device; vibration; anisotropic friction; Hamilton's principle.

Nghiên cứu thực nghiệm khả năng chống mài mòn của lớp phủ điện phân plasma trên hợp kim nhôm ở các chế độ công nghệ khác nhau

Lê Trần Thù Quân [1], Nguyễn Văn Hoan[2], Nguyễn Hữu Chiến[3] , Đỗ Văn Quỳnh[4] , Phan Văn Trường[5]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự;

[2,3,4]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự;

[5]Trường Viện Độ bền Nhiệt đới, Trung tâm Nhiệt đới Việt – Nga

Email: letranthuquan@gmail.com; Tel: 0826602469

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu thực nghiệm về ảnh hưởng của chế độ công nghệ, thông qua tỷ số mật độ dòng điện anot/catot đến khả năng chống mài mòn của lớp phủ được tạo thành bằng phương pháp oxi hóa điện phân plasma trên nền hợp kim nhôm. Các lớp phủ được chế tạo ở các tỷ số mật độ dòng điện khác nhau và đánh giá thông qua thí nghiệm ma sát - mài mòn. Kết quả cho thấy tỷ số mật độ dòng điện có ảnh hưởng rõ rệt đến tính năng làm việc của lớp phủ. Cụ thể, khi tỷ số mật độ dòng điện anot/catot đạt 1,15, hệ số ma sát trung bình giảm từ 0,4859 xuống còn 0,4229 (giảm khoảng 13%), đồng thời chiều sâu vết mòn sau 1000 giây thử nghiệm giảm từ 0,16773 mm xuống chỉ còn 0,10055 mm (giảm gần 50%) so với lớp phủ hình thành ở tỷ số 1,0. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở thực nghiệm cho việc lựa chọn thông số công nghệ phù hợp nhằm nâng cao độ bền bề mặt của hợp kim nhôm.

Từ khóa: *Điện phân plasma; Khả năng chống mài mòn; Hệ số ma sát; UMT; Tỷ số mật độ dòng điện*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, công nghệ oxy hóa điện phân plasma (Plasma Electrolytic Oxidation – PEO) đã được nghiên cứu và ứng dụng rộng rãi nhằm tạo lớp phủ oxit bám dính tốt trên bề mặt kim loại nền, đặc biệt là các kim loại "van" như Al, Mg và Ti. Lớp phủ hình thành có cấu trúc gốm với độ cứng cao, khả năng cách điện tốt và tính chống ăn mòn vượt trội. Nhờ những ưu điểm này, PEO được xem là một trong những giải pháp công nghệ tiềm năng thay thế các phương pháp xử lý bề mặt truyền thống. Về bản chất, đây là quá trình đồng thời diễn ra phản ứng điện hóa và các hiện tượng phóng điện plasma trên bề mặt điện cực trong môi trường dung dịch điện phân loãng. Sự kết hợp này dẫn đến việc hình thành lớp oxit có cấu trúc phức tạp, được tạo thành từ cả kim loại nền và các thành phần có trong dung dịch điện phân [1-4].

Tại Việt Nam, các nghiên cứu và ứng dụng công nghệ oxy hóa điện phân plasma (PEO) vẫn còn ở giai đoạn phát triển ban đầu. Công trình [5] do Viện Độ bền Nhiệt đới (Trung tâm Nhiệt đới Việt – Nga) thực hiện được xem là một trong những nghiên cứu sớm và có tính hệ thống về công nghệ PEO trên hợp kim nhôm D16. Trong khuôn khổ đề tài, nhóm tác giả đã thiết lập quy trình công nghệ, đồng thời đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ như thành phần dung dịch điện phân, mật độ dòng điện và tỷ lệ dòng anot/catot đến các đặc trưng của lớp phủ, bao gồm chiều dày, độ cứng, hình thái bề mặt và các tính chất cơ lý. Kết quả nghiên cứu cho thấy lớp phủ thu được có độ cứng đạt tới 1500 HV; đồng thời thể hiện khả năng chống mài mòn tốt theo tiêu chuẩn GOST P 9.318-2013.

Các nghiên cứu trong nước trước đây chủ yếu tập trung vào việc khảo sát ảnh hưởng của các thông số tĩnh (như thời gian, nhiệt độ dung dịch) đến độ cứng và khả năng chống ăn mòn tĩnh. Khoảng trống nghiên cứu hiện nay là sự thiếu hụt các đánh giá chuyên sâu về đặc tính ma sát động học (tribology) dưới tác động của các thông số điện động lực học, cụ thể là tỷ số mật độ

dòng điện anot/catot (i_a/i_k) Quá trình thay đổi tỷ số i_a/i_k quyết định trực tiếp đến năng lượng phóng điện plasma và mức độ thoát khí hydro tại điện cực, từ đó thay đổi tỷ lệ pha cấu trúc và độ xốp của lớp phủ. Do đó, điểm mới của nghiên cứu này là thiết lập mối tương quan trực tiếp giữa sự biến thiên của tỷ số i_a/i_k với hệ số ma sát và động học mài mòn của lớp phủ trên hệ thống đo đa năng UMT, cung cấp cái nhìn sâu hơn về cơ chế phá hủy cơ học của bề mặt.

Xuất phát từ những vấn đề trên, bài báo này tập trung nghiên cứu thực nghiệm đặc tính chống mài mòn của lớp phủ PEO trên hợp kim nhôm D16 ở các chế độ công nghệ khác nhau. Các thí nghiệm được tiến hành theo tiêu chuẩn ASTM G133 [6], sử dụng hệ thống đo ma sát - mài mòn vạn năng UMT (Universal Multi-Specimen Test System) do hãng CERT sản xuất, hiện được trang bị tại Phòng Thí nghiệm Cơ học máy, Học viện Kỹ thuật quân sự. Kết quả thu được là cơ sở để đánh giá ảnh hưởng của chế độ công nghệ đến hiệu quả chống mài mòn của lớp phủ và đề xuất định hướng tối ưu hóa quá trình xử lý bề mặt.

2. Thiết bị, mẫu và điều kiện thí nghiệm

2.1. Thiết bị và mô hình thí nghiệm

Các thí nghiệm xác định đặc trưng ma sát mài mòn được thực hiện trên hệ thống thử nghiệm mẫu đa năng UMT (Hình 1) do hãng CETR của Mỹ chế tạo, hệ thống này được xem là hiện đại và khá tiên tiến hiện nay. Thiết bị được dùng để thí nghiệm đo ma sát, kiểm tra vết xước tế vi, chụp lại ảnh cấu trúc vật liệu, thử nghiệm về cơ tính (bao gồm kéo, nén và xoắn) cho kim loại đen, kim loại màu, nhựa, gốm, giấy, vật liệu tổng hợp, lớp phủ mỏng, cũng như các chất bôi trơn ở thể rắn, dầu và mỡ bôi trơn. Thiết bị được kết nối và điều khiển bằng máy tính có độ chính xác, độ phân giải cao, hiển thị và phân tích kết quả bằng phần mềm tích hợp hiện đại [7].

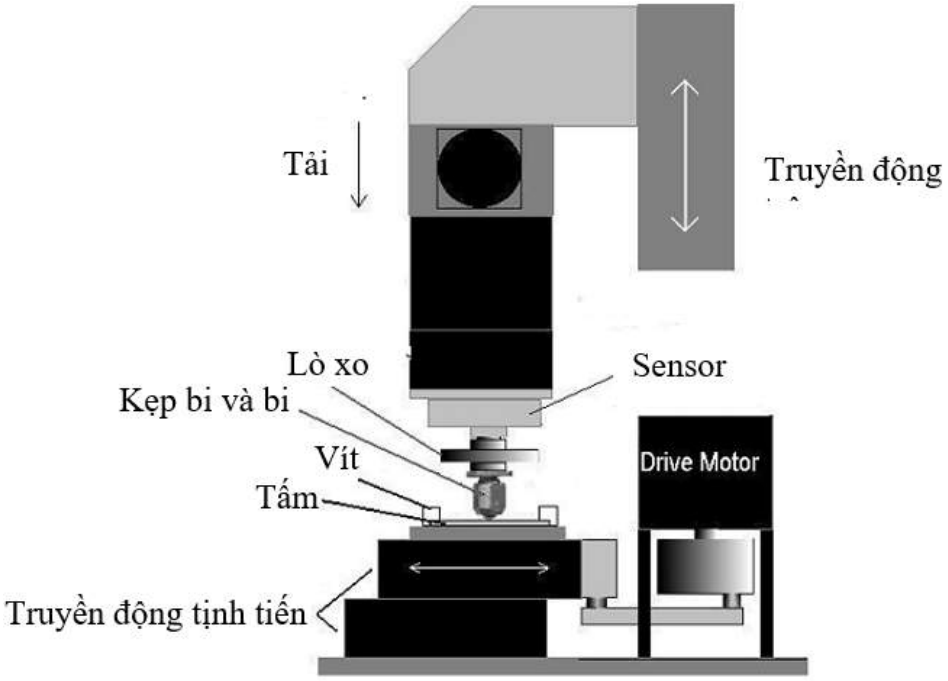


Hình 1. Thiết bị đo UMT

Mô hình thí nghiệm dạng bi trên tấm phẳng được mô tả trên Hình 2. Mẫu trên là viên bi thép không rỉ có đường kính 4 mm, độ cứng 62 HRC. Mẫu dưới là tấm phẳng (hợp kim nhôm được phủ lớp bề mặt bằng phương pháp Oxy hóa Điện phân Plasma) được kẹp chặt vào bàn trượt bằng vít kẹp. Khi làm việc, truyền động dưới (gồm động cơ, giảm tốc, cơ cấu tay quay con trượt và bộ truyền đai) truyền chuyển động tịnh tiến cho bàn trượt, làm mẫu dưới trượt qua

lại. Truyền động trên (bộ truyền vít đai ốc) tạo chuyển động lên xuống làm cho mẫu trên ép xuống mẫu dưới với giá trị lực tùy chọn.

Để khảo sát ảnh hưởng của ma sát, nhóm sử dụng loại sensor đo lực DFH-5 có dải đo lực từ 0,5 N đến 50 N, độ chính xác là $\pm 10^{-2}$ mN.

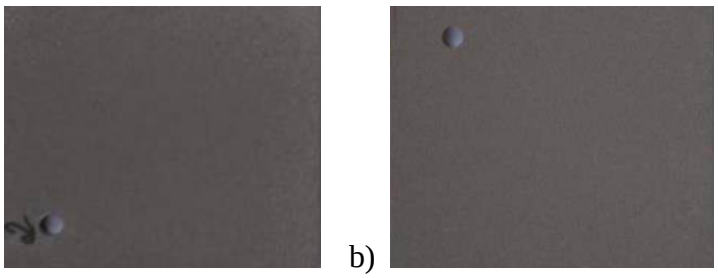


Hình 2. Mô hình thử nghiệm bi trên tấm phẳng

2.2. Mẫu thí nghiệm

Mẫu thí nghiệm được chế tạo dưới dạng tấm phẳng hình chữ nhật, kích thước 50 × 40 × 3 mm. Vật liệu nền là hợp kim nhôm, được xử lý bề mặt bằng phương pháp oxy hóa điện phân plasma (Plasma Electrolytic Oxidation – PEO). Quá trình oxy hóa điện phân plasma được thực hiện trong thời gian 90 phút nhằm tạo lớp phủ oxit trên bề mặt mẫu.

Để đánh giá ảnh hưởng của chế độ công nghệ đến khả năng chống mài mòn của lớp phủ, các mẫu được tạo lớp phủ trong cùng một hệ dung dịch điện phân silicat–kiềm gồm $Na_2O\cdot(SiO_2)_n$ (12 g/L) và NaOH (2 g/L). Tham số công nghệ được thay đổi là tỷ số mật độ dòng điện anot/catot (i_a/i_k), với hai giá trị khảo sát lần lượt là 1,0 và 1,15. Các thông số công nghệ khác được giữ không đổi trong suốt quá trình xử lý.



Hình 3. Ảnh bề mặt các mẫu sau xử lý oxy hóa điện phân plasma trong dung dịch silicat–kiềm: (a) mẫu 1 với tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k = 1,0; (b) mẫu 2 với tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k = 1,15.

2.3. Điều kiện thí nghiệm

Thí nghiệm được tiến hành trong điều kiện môi trường có độ ẩm tương đối 73÷75% và

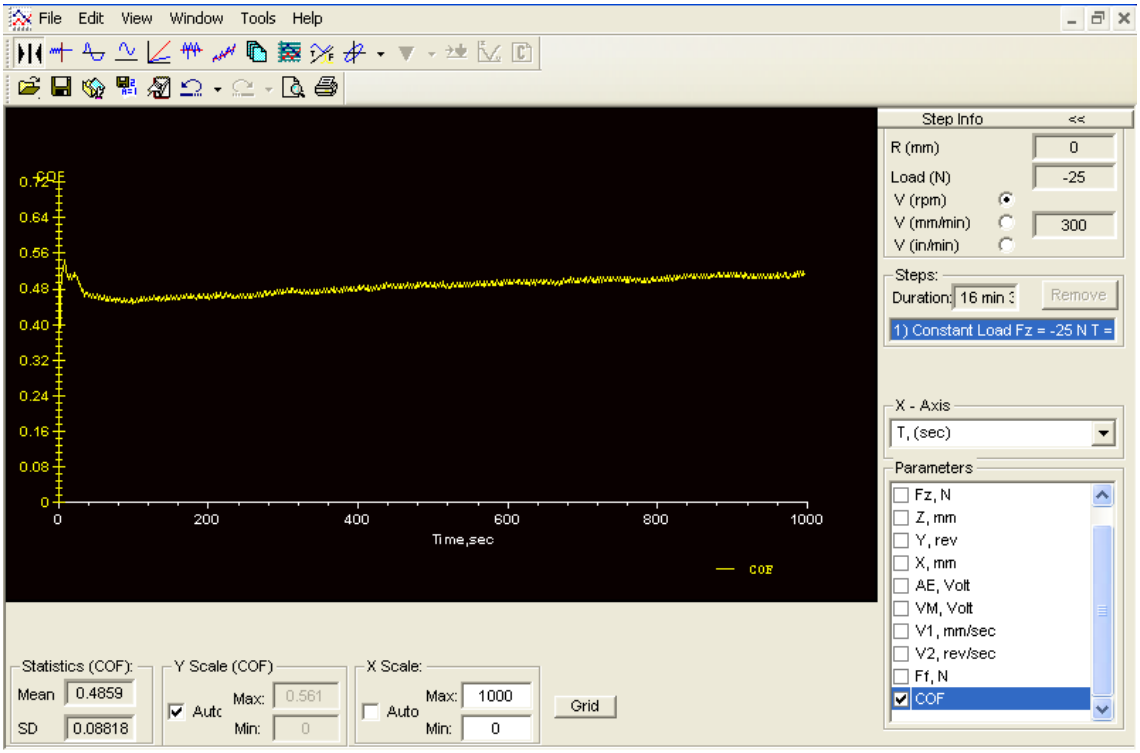
nhiệt độ 25÷27 °C. Các thông số môi trường được theo dõi và duy trì ổn định trong suốt quá trình thử nghiệm.

Bảng 1. Điều kiện thí nghiệm xác định hệ số ma sát của cặp vật liệu thép – hợp kim nhôm

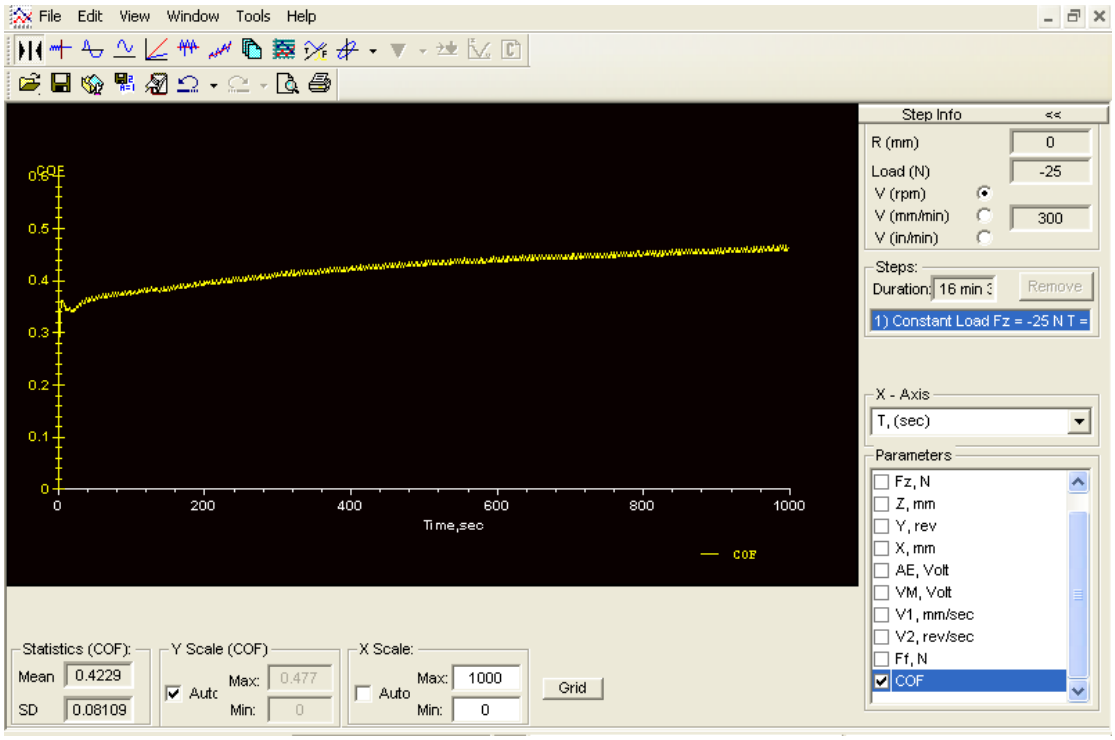
Điều kiện thí nghiệm	**Giá trị hoặc mô tả**
Mẫu thí nghiệm	Hợp kim nhôm phủ lớp oxit bằng phương pháp oxy hóa điện phân plasma
Tải trọng	25 N (không đổi)
Tốc độ vòng	5 Hz
Thời gian	1000 s
Độ ẩm trung bình	73 %
Nhiệt độ trung bình	26 °C

3. Kết quả thí nghiệm và nhận xét

Đồ thị hệ số ma sát của hai mẫu được trình bày trên Hình 4 và Hình 5. Kết quả cho thấy hệ số ma sát trung bình của mẫu 1 đạt 0,4859, cao hơn so với mẫu 2 (0,4229). Như vậy, hệ số ma sát của mẫu 2 giảm 12,96% so với mẫu 1.

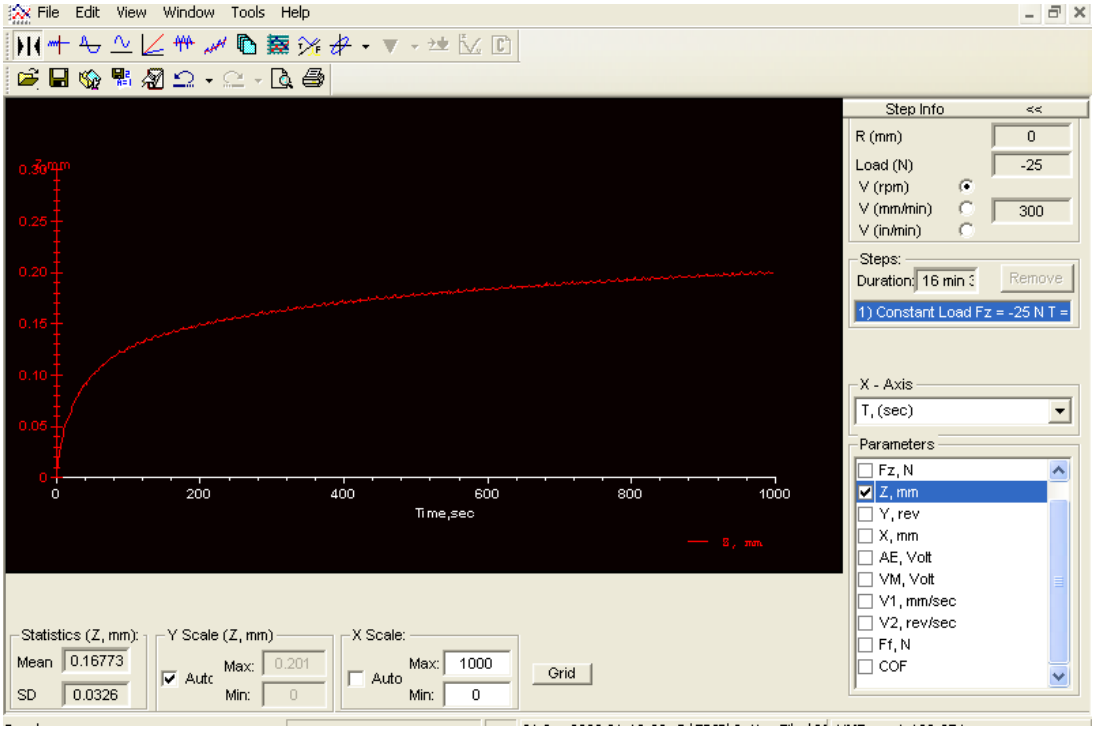


Hình 4. Đồ thị hệ số ma sát của mẫu 1 ứng với tỷ số mật độ dòng điện $i_a/i_k = 1,0$

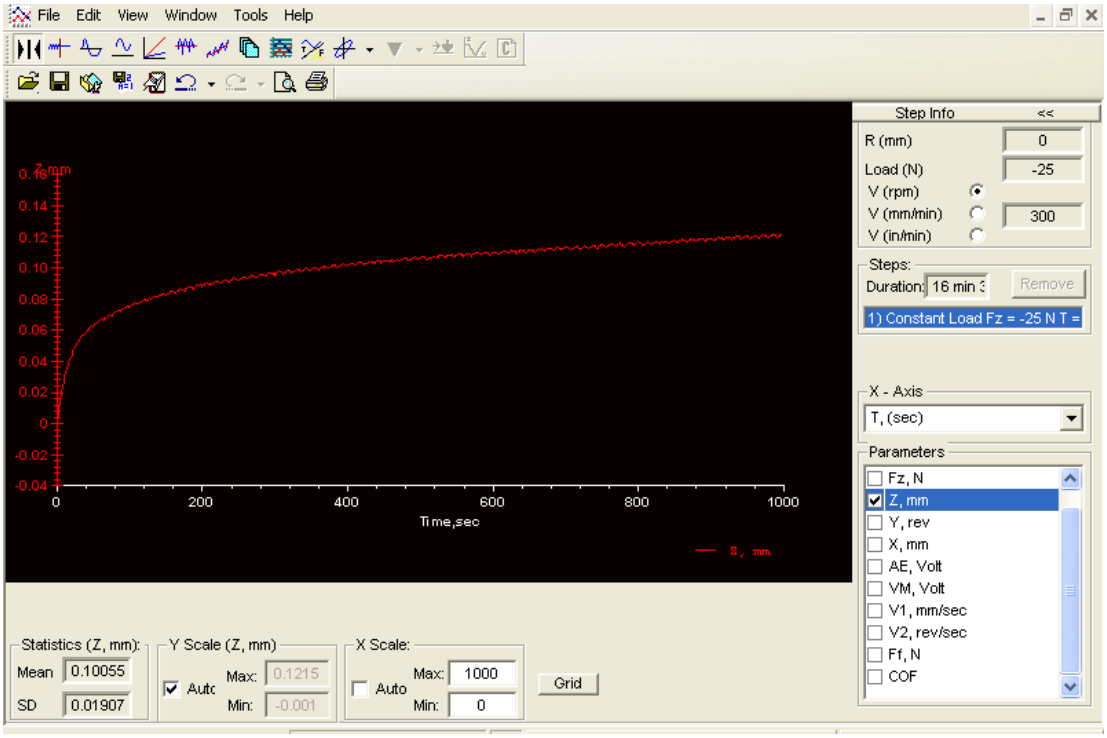


Hình 5. Đồ thị hệ số ma sát của mẫu 2 ứng với tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k = 1,15

Thí nghiệm đánh giá khả năng chịu mài mòn của hai mẫu tương ứng với các chế độ công nghệ khác nhau được thực hiện theo tiêu chuẩn ASTM G113 trong điều kiện tải trọng không đổi 25 N và thời gian thử 1000 s. Kết quả đo chiều sâu vết mòn của các mẫu được trình bày trên Hình 6 và Hình 7. Số liệu cho thấy chiều sâu mòn của mẫu 1 đạt 0,16773 mm, trong khi mẫu 2 có giá trị 0,10055 mm. So sánh hai kết quả cho thấy mẫu 2 có chiều sâu mòn thấp hơn đáng kể so với mẫu 1, với mức giảm 49,95%.



Hình 6. Đồ thị chiều sâu mòn của mẫu 1 ứng với tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k = 1,0



Hình 7. Đồ thị chiều sâu mòn của mẫu 2 ứng với tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k = 1,15

Như vậy, kết quả thí nghiệm cho thấy hệ số ma sát trung bình của mẫu 2 (tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k =1,15 đạt 0,4229, thấp hơn 14,89% so với mẫu 1 i_a/i_k=1,0. Điều này chứng tỏ tỷ số mật độ dòng điện có ảnh hưởng rõ rệt đến đặc trưng vi cấu trúc và tính chất ma sát của lớp phủ PEO. Cụ thể, lớp phủ hình thành ở i_a/i_k=1,0 có cấu trúc gồm xốp với độ rỗng cao hơn, làm gia tăng mức độ tương tác cơ học tại bề mặt tiếp xúc, từ đó dẫn đến hệ số ma sát lớn hơn so với lớp phủ được hình thành ở i_a/i_k=1,15.

Đối với khả năng chống mài mòn, lớp phủ PEO được hình thành ở i_a/i_k=1,0 có chiều sâu mòn sau 1000 s làm việc đạt 0,167773 mm, trong khi giá trị này ở chế độ i_a/i_k=1,15 chỉ là 0,10055 mm, tương ứng giảm 49,95%. Kết quả này khẳng định tỷ số mật độ dòng điện là thông số công nghệ có ảnh hưởng đáng kể đến khả năng chống mài mòn của lớp phủ. Ở chế độ i_a/i_k=1,15, lớp phủ thu được có cấu trúc đặc khít hơn và bề mặt mịn hơn, qua đó cải thiện rõ rệt tính năng chống mài mòn so với chế độ i_a/i_k=1,0.

Kết quả thực nghiệm trên 2 chế độ công nghệ đặc trưng đã cho thấy xu hướng cải thiện rõ rệt. Để đảm bảo độ tin cậy của dữ liệu, các thí nghiệm được lặp lại và theo dõi qua phân tích thống kê trên phần mềm UMT. Đối với hệ số ma sát, độ lệch chuẩn (SD) của mẫu 1 và mẫu 2 lần lượt là 0,08818 và 0,08109; đối với chiều sâu mòn, sai số (SD) tương ứng là 0,0326 mm và 0,01907 mm. Sự ổn định của các giá trị sai số này khẳng định độ lặp lại tốt của hệ thống thí nghiệm.

Về mặt cơ chế vật lý, sự khác biệt về khả năng chống mài mòn giữa hai tỷ số dòng điện xuất phát từ động học của quá trình phóng điện plasma. Ở chu kỳ catot, hiện tượng thoát khí hydro mạnh diễn ra ($2H_2O+2e \rightarrow H_2 \uparrow +2OH^-$) làm nguội lớp màng oxit và tạo thành pha hơi-khí, để lại các lỗ rỗng lớn trong cấu trúc lớp phủ. Khi tỷ số i_a/i_k tăng lên 1,15 (dòng anot chiếm ưu thế hơn), năng lượng tỏa ra trong các kênh phóng điện micro có hiệu ứng (W_e) được tối ưu hóa.

Nhiệt độ cực cao cục bộ trong các kênh phóng điện này (có thể đạt trên 1200°C) đã thúc đẩy mạnh mẽ quá trình chuyển pha nhiệt động học từ pha nhôm oxit mềm ($\gamma-Al_2O_3$) sang pha corundum có độ cứng và độ chống mài mòn vượt trội ($\alpha-Al_2O_3$). Đồng thời, hiện tượng phun hợp kim nóng chảy được làm nguội nhanh bởi plasma tạo ra hình thái bề mặt đặc khít hơn, ít khuyết tật bọt khí hơn. Chính sự gia tăng tỷ lệ pha $\alpha-Al_2O_3$ và cấu trúc đặc khít này là nguyên nhân vật lý cốt lõi giúp mẫu 2 (i_a/i_k=1,15) giảm đáng kể mức độ tương tác cơ học gây xước mẻ tại bề mặt tiếp xúc, từ đó làm giảm hệ số ma sát và chiều sâu mòn so với mẫu 1.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã đánh giá ảnh hưởng của chế độ công nghệ, thông qua tỷ số mật độ dòng điện i_a/i_k đến tính chất ma sát và khả năng chống mài mòn của lớp phủ PEO trên nền hợp kim nhôm.

Kết quả đo đạc (với độ lệch chuẩn thấp, thể hiện tính lặp lại cao của thí nghiệm) cho thấy lớp phủ PEO được hình thành ở chế độ i_a/i_k= 1,15 có hệ số ma sát giảm 14,89% và chiều sâu mòn giảm 49,95% so với lớp phủ hình thành ở i_a/i_k= 1,0. Sự cải thiện này được giải thích bởi cơ chế tối ưu hóa năng lượng phóng điện, giảm thiểu bọt khí thoát ra ở pha catot và thúc đẩy hình thành pha corundum ($\alpha-Al_2O_3$) đặc khít trên bề mặt lớp phủ.

Các kết quả này khẳng định tỷ số mật độ dòng điện là thông số công nghệ có ảnh hưởng quyết định đến quá trình hình thành vi cấu trúc và tính năng làm việc của lớp phủ PEO. Nghiên cứu cung cấp cơ sở thực nghiệm tin cậy cho việc lựa chọn và tối ưu hóa chế độ xử lý bề mặt nhằm nâng cao khả năng chống mài mòn của lớp phủ trên hợp kim nhôm.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được thực hiện tại Phòng Thí nghiệm thuộc Bộ môn Cơ học máy, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự. Nhóm tác giả trân trọng cảm ơn Học viện Kỹ thuật Quân sự đã tạo điều kiện về thời gian, trang thiết bị và cơ sở vật chất để thực hiện nghiên cứu này.

Tài liệu tham khảo

1. Aliofkhazraei et al. (2021), "*Review of PEO of Titanium Substrates: Mechanism, Properties, Applications and Limitations*". Applied Surface Science Advances.
2. Sikdar et al. (2021), "*Plasma Electrolytic Oxidation (PEO) Process – Processing Properties, and Applications*". Nanomaterials.
3. Nan X., Song R.G., Zhang J.J., Song R.X., Lu X.Y., Su X.P. (2016), *Ảnh hưởng của mật độ dòng điện đến cấu trúc vi mô và tính chất của lớp phủ gốm oxi hóa plasma điện phân trên hợp kim nhôm 6063*, Tạp chí Transactions of Nonferrous Metals Society of China, tập 26, trang 806–813.
4. Ракоч А. Г., Дуб А. В., Гладкова А. А. (2012), Анодирование легких сплавов про различных электрических режимах. Плазменно – электролитическая нанотехнология, Старая Басманная, Москва, 496 с.
5. Phan Văn Trường, Nguyễn Văn Thành, Đỗ Minh Hiếu. (2022), "Nghiên cứu chế tạo lớp phủ có độ cứng cao và chống ăn mòn lên hợp kim D16 bằng phương pháp oxi hóa điện phân plasma". Tạp chí Khoa học và Công nghệ nhiệt đới, Số 28.
6. ASTM G133-05. (2016), Standard Test Method for Linearly Reciprocating Ball-on-Flat Sliding Wear.
7. C.f. (2009). Hardware Installation & Applications manual. *Tribology*, USA.

Experimental Study on the Wear Resistance of Plasma Electrolytic Oxidation Coatings on Aluminum Alloys under Various Processing Parameters

Abstract: *This paper presents an experimental investigation into the effect of processing conditions, specifically the anodic-to-cathodic current density ratio, on the wear resistance of coatings formed by plasma electrolytic oxidation (PEO) on aluminum alloy substrates. The coatings were fabricated at different current density ratios and evaluated through friction and wear tests. The results demonstrate that the current density ratio significantly influences the service performance of the coatings. When the anodic-to-cathodic current density ratio reached 1,15, the friction coefficient decreased and the wear resistance was markedly improved compared to the coating formed at a ratio of 1,0. These findings provide an experimental basis for selecting appropriate processing parameters to enhance the surface durability of aluminum alloys.*

Keywords: Plasma electrolytic oxidation; Wear resistance; Friction coefficient; UMT; Current density ratio.

Nghiên cứu ứng dụng mô hình truyền thông tích hợp tại Học viện Kỹ thuật quân sự

Bùi Thanh Thảo[1], Trần Sơn Ninh[2], Lê Trọng Tấn[3]

[1]Lớp QLKH&CN K36, Hệ QLHVSĐH, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn
[2]Bộ môn QL KH&CN, Khoa Cơ khí, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn
[3]Phòng Chính trị, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn
Email: buithanhthaoftu@gmail.com; Tel: 0815252929

Tóm tắt

Trong bối cảnh chuyển đổi số và môi trường truyền thông đa kênh, các cơ sở giáo dục đại học cần chuyển từ cách tiếp cận truyền thông phân tán sang mô hình truyền thông tích hợp (Integrated Marketing Communications – IMC). Bài báo tập trung nghiên cứu ứng dụng mô hình truyền thông tích hợp tại Học viện Kỹ thuật quân sự trong bối cảnh chuyển đổi số và đổi mới quản trị đại học. Thông qua các phương pháp phân tích tài liệu, tổng hợp lý thuyết và nghiên cứu trường hợp, nghiên cứu chỉ ra rằng hoạt động truyền thông hiện nay đã triển khai đa kênh nhưng còn thiếu tính tích hợp và cơ chế điều phối thống nhất. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất khung truyền thông tích hợp gồm các cấu phần: chiến lược, thông điệp, kênh truyền thông, đối tượng, quản trị và hệ thống đánh giá hiệu quả. Đồng thời, nghiên cứu đưa ra các giải pháp trọng tâm như tái cấu trúc hệ thống kênh, thiết lập cơ chế điều phối tập trung, phát triển nội dung chiến lược và ứng dụng công nghệ số. Kết quả nghiên cứu góp phần hoàn thiện cơ sở lý luận về IMC trong giáo dục đại học và cung cấp định hướng thực tiễn nhằm nâng cao hiệu quả truyền thông tại Học viện Kỹ thuật quân sự.

Từ khóa: truyền thông tích hợp, IMC, giáo dục đại học, truyền thông quân sự, chuyển đổi số.

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh chuyển đổi số và toàn cầu hóa mạnh mẽ, truyền thông đã trở thành một công cụ chiến lược trong quản trị tổ chức, đặc biệt đối với các cơ sở giáo dục đại học. Đối với các học viện, nhà trường không chỉ thực hiện chức năng đào tạo, nghiên cứu khoa học mà còn đóng vai trò là chủ thể truyền thông, góp phần xây dựng hình ảnh, uy tín và thương hiệu trong xã hội. Điều này càng trở nên quan trọng trong môi trường cạnh tranh thông tin hiện nay, khi các nền tảng truyền thông số phát triển nhanh chóng và hành vi tiếp nhận thông tin của công chúng có nhiều thay đổi.

Tại Học viện Kỹ thuật quân sự, hoạt động truyền thông đã có những bước phát triển nhất định, đặc biệt trong việc ứng dụng công nghệ số và mở rộng các kênh truyền thông. Tuy nhiên, thực tiễn cho thấy các hoạt động truyền thông vẫn còn phân tán, thiếu sự liên kết giữa các kênh, thông điệp chưa thực sự thống nhất và chưa hình thành được một chiến lược truyền thông tổng thể mang tính tích hợp. Điều này dẫn đến hiệu quả truyền thông chưa tương xứng với tiềm năng và vị thế của Học viện.

Trong khi đó, mô hình IMC đã được chứng minh là một hướng tiếp cận hiệu quả trong việc tối ưu hóa hoạt động truyền thông thông qua việc đồng bộ hóa các yếu tố như thông điệp, kênh truyền thông và cơ chế quản trị. Tuy nhiên, việc nghiên cứu và ứng dụng mô hình này trong bối cảnh các cơ sở giáo dục đại học quân sự tại Việt Nam vẫn còn hạn chế.

Từ đó đặt ra yêu cầu cần nghiên cứu một cách hệ thống về mô hình truyền thông tích hợp và khả năng ứng dụng tại Học viện Kỹ thuật quân sự. Bài báo này hướng tới các mục tiêu: (1) làm rõ cơ sở lý luận về truyền thông tích hợp; (2) phân tích thực trạng hoạt động truyền thông tại Học viện; (3) đề xuất khung mô hình truyền thông tích hợp phù hợp; và (4) đưa ra các giải pháp triển khai trong thực tiễn.

Đóng góp của bài báo thể hiện ở việc bổ sung cơ sở lý luận về IMC trong lĩnh vực giáo dục đại học, đồng thời xây dựng một mô hình ứng dụng có tính đặc thù đối với môi trường quân sự, góp phần nâng cao hiệu quả truyền thông của Học viện.

2. Cơ sở lý luận và tổng quan nghiên cứu

2.1. Khái niệm và mô hình IMC

Truyền thông là quá trình trao đổi thông tin, ý tưởng, tri thức và cảm xúc giữa các chủ thể thông qua các phương tiện, kênh và hình thức khác nhau nhằm đạt được sự hiểu biết, thống nhất và tác động lẫn nhau. Trong phạm vi tổ chức, truyền thông không chỉ đơn thuần là hoạt động truyền tải thông tin, mà còn là công cụ quản trị quan trọng, góp phần định hướng nhận thức, điều chỉnh hành vi và xây dựng mối quan hệ giữa tổ chức với các bên liên quan.

Mô hình IMC là một cách tiếp cận quản trị truyền thông nhằm phối hợp các công cụ và kênh truyền thông khác nhau trong một hệ thống thống nhất, bảo đảm thông điệp được truyền tải một cách nhất quán và hiệu quả. Theo quan điểm hiện đại, IMC không chỉ là sự kết hợp kỹ thuật giữa các phương tiện truyền thông mà còn là quá trình quản trị chiến lược, gắn với mục tiêu phát triển của tổ chức.

Mô hình IMC bao gồm các cấu phần cơ bản: mục tiêu truyền thông, đối tượng truyền thông, thông điệp, kênh truyền thông, cơ chế quản trị và hệ thống đánh giá hiệu quả. Các cấu phần này có mối quan hệ chặt chẽ, tạo thành một hệ thống truyền thông đồng bộ.

Một đặc trưng quan trọng của IMC là tính nhất quán của thông điệp. Dù được truyền tải qua nhiều kênh khác nhau, nội dung cốt lõi vẫn phải được duy trì thống nhất, qua đó giúp hình thành nhận thức rõ ràng và ổn định trong công chúng.

2.2. Nghiên cứu IMC trong giáo dục đại học

a) Nghiên cứu trong nước

Trong bối cảnh Việt Nam đẩy mạnh tự chủ đại học và chuyển đổi số, các nghiên cứu trong nước về truyền thông nói chung và truyền thông tích hợp (IMC) nói riêng đã có sự phát triển nhất định, tuy nhiên vẫn còn mang tính phân tán và chưa hình thành một hệ thống lý luận hoàn chỉnh.

Trước hết, có thể nhận thấy rằng hướng nghiên cứu chủ đạo tại Việt Nam tập trung vào marketing giáo dục và xây dựng thương hiệu đại học**.** Nhiều công trình tiếp cận truyền thông như một công cụ hỗ trợ tuyển sinh, nâng cao hình ảnh nhà trường và thu hút người học. Trong đó, các yếu tố như truyền thông số, mạng xã hội (Facebook, YouTube, TikTok), website tuyển sinh được nghiên cứu khá nhiều. Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu này chỉ dừng lại ở mức phân tích từng kênh riêng lẻ, chưa đặt chúng trong một hệ thống tích hợp có tính chiến lược.

Thứ hai, một số nghiên cứu đã bước đầu đề cập đến **khái niệm truyền thông tích hợp,** nhưng cách tiếp cận còn mang tính "mượn lý thuyết" từ lĩnh vực kinh doanh – marketing. Các công trình thường nhấn mạnh sự cần thiết phải phối hợp giữa quảng cáo, quan hệ công chúng (PR) và truyền thông số, song chưa xây dựng được mô hình IMC hoàn chỉnh phù hợp với đặc thù giáo dục đại học. Đặc biệt, các yếu tố như quản trị truyền thông nội bộ, cơ chế điều phối liên đơn vị hay hệ thống đánh giá hiệu quả chưa được phân tích sâu.

Thứ ba, về phương pháp nghiên cứu, phần lớn các công trình trong nước sử dụng phương pháp mô tả, khảo sát thực trạng hoặc nghiên cứu tình huống ở một số trường đại học cụ thể.

Tuy nhiên, thiếu các nghiên cứu định lượng quy mô lớn hoặc các mô hình kiểm định thực nghiệm về hiệu quả của IMC. Điều này dẫn đến hạn chế trong việc khái quát hóa kết quả và xây dựng khung lý thuyết có tính ứng dụng cao.

Thứ tư, trong bối cảnh chuyển đổi số, một số nghiên cứu gần đây đã bắt đầu đề cập đến truyền thông đa nền tảng (omnichannel communication) và quản trị nội dung số. Tuy nhiên, các nghiên cứu này thường thiên về khía cạnh công nghệ, chưa gắn kết chặt chẽ với tư duy tích hợp trong IMC, tức là chưa làm rõ mối quan hệ giữa thông điệp – kênh – đối tượng – quản trị trong một hệ thống thống nhất.

Đáng chú ý, các nghiên cứu về truyền thông trong môi trường giáo dục quân sự gần như còn rất hạn chế**.** Các đặc thù như tính kỷ luật, yêu cầu bảo mật thông tin, cơ chế quản lý tập trung và định hướng chính trị tư tưởng chưa được xem xét đầy đủ trong các mô hình truyền thông hiện có. Đây là một khoảng trống lớn, bởi môi trường quân sự đòi hỏi cách tiếp cận truyền thông khác biệt so với các trường đại học dân sự.

b) Nghiên cứu quốc tế

Các nghiên cứu quốc tế về truyền thông tích hợp trong giáo dục đại học đã phát triển tương đối toàn diện và có chiều sâu. IMC được tiếp cận như một hệ thống quản trị chiến lược, không chỉ là sự kết hợp các công cụ truyền thông mà là quá trình tích hợp đồng bộ giữa thông điệp, kênh, đối tượng và cơ chế điều phối trong toàn tổ chức.

Nhiều công trình tập trung vào xây dựng mô hình và thang đo IMC, qua đó đánh giá mức độ tích hợp và hiệu quả truyền thông của các trường đại học. Kết quả nghiên cứu cho thấy IMC có tác động tích cực đến nhận diện thương hiệu, uy tín học thuật và quyết định lựa chọn trường của người học.

Bên cạnh đó, xu hướng nổi bật là chuyển sang truyền thông số và đa nền tảng, nhấn mạnh vai trò của mạng xã hội, dữ liệu và trải nghiệm người dùng. Đồng thời, các nghiên cứu cũng chỉ ra rằng hiệu quả IMC phụ thuộc lớn vào cơ chế quản trị và sự phối hợp liên đơn vị.

Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu được thực hiện trong bối cảnh đại học dân sự và **các** nước phát triển, do đó chưa phản ánh đầy đủ các yếu tố đặc thù như môi trường quân sự, yêu cầu kỷ luật và bảo mật thông tin. Đây chính là khoảng trống cần tiếp tục nghiên cứu và bổ sung.

c) Khoảng trống nghiên cứu

Mặc dù cả nghiên cứu trong nước và quốc tế đã cung cấp nền tảng lý luận và thực tiễn tương đối phong phú về IMC, song vẫn tồn tại một số khoảng trống đáng chú ý, đặc biệt khi đặt trong bối cảnh các cơ sở giáo dục đại học tại Việt Nam và môi trường quân sự.

Trước hết, **khoảng trống về bối cảnh nghiên cứu** là rõ rệt. Phần lớn các công trình quốc tế tập trung vào các trường đại học dân sự tại các quốc gia phát triển, trong khi các nghiên cứu trong nước lại chủ yếu khảo sát ở các trường đại học công lập thông thường. Do đó, chưa có nhiều nghiên cứu xem xét IMC trong môi trường đặc thù như giáo dục đại học quân sự, nơi tồn tại các yêu cầu riêng về kỷ luật, tính chính quy, bảo mật thông tin và định hướng chính trị. Những yếu tố này có ảnh hưởng trực tiếp đến cách thức tổ chức và triển khai truyền thông, nhưng chưa được tích hợp vào các mô hình IMC hiện có.

Thứ hai, tồn tại **khoảng trống về mô hình lý thuyết ứng dụng**. Nhiều nghiên cứu dừng lại ở việc khẳng định vai trò của IMC hoặc phân tích từng thành phần riêng lẻ, nhưng thiếu các

mô hình tích hợp hoàn chỉnh có khả năng triển khai trong thực tiễn. Đặc biệt, chưa có mô hình nào được "nội địa hóa" phù hợp với điều kiện tổ chức, cơ chế quản lý và nguồn lực của các cơ sở giáo dục tại Việt Nam.

Thứ ba, **khoảng trống về cơ chế quản trị truyền thông** vẫn chưa được giải quyết triệt để. Các nghiên cứu thường nhấn mạnh sự cần thiết của phối hợp liên kênh, nhưng lại ít đề cập đến các yếu tố tổ chức như: đầu mối điều phối, quy trình vận hành, phân cấp quản lý hay kiểm soát nội dung. Trong khi đó, đây lại là điều kiện cốt lõi để triển khai IMC một cách hiệu quả, đặc biệt trong các tổ chức có cấu trúc chặt chẽ như học viện quân sự.

Thứ tư, **khoảng trống về đo lường và đánh giá hiệu quả truyền thông** cũng là một hạn chế lớn. Mặc dù đã có một số thang đo IMC trên thế giới, nhưng việc vận dụng vào bối cảnh cụ thể còn hạn chế. Các nghiên cứu trong nước hầu như chưa xây dựng được hệ thống chỉ số đánh giá toàn diện, kết hợp giữa định lượng (mức độ tiếp cận, tương tác) và định tính (tác động nhận thức, uy tín tổ chức).

Cuối cùng, trong bối cảnh chuyển đổi số, vẫn tồn tại **khoảng trống về tích hợp truyền thông đa nền tảng**. Nhiều nghiên cứu đề cập đến từng kênh như website hay mạng xã hội, nhưng chưa làm rõ cách thức tích hợp chúng thành một hệ sinh thái truyền thông thống nhất, có khả năng quản trị dữ liệu và tối ưu hóa trải nghiệm người dùng.

Từ các phân tích trên có thể khẳng định rằng, việc nghiên cứu và đề xuất một mô hình truyền thông tích hợp phù hợp với Học viện Kỹ thuật quân sự không chỉ mang ý nghĩa ứng dụng mà còn góp phần lấp đầy khoảng trống lý luận và thực tiễn trong nghiên cứu IMC hiện nay, đặc biệt ở các khía cạnh: bối cảnh đặc thù, mô hình tích hợp, cơ chế quản trị và hệ thống đánh giá hiệu quả.

3. Phương pháp nghiên cứu

Để bảo đảm tính khoa học và độ tin cậy của kết quả nghiên cứu, bài báo sử dụng kết hợp nhiều phương pháp nghiên cứu khác nhau theo hướng tiếp cận định tính, trong đó ba phương pháp chủ đạo gồm: phân tích tài liệu, tổng hợp lý thuyết và nghiên cứu trường hợp. Việc kết hợp các phương pháp này cho phép vừa xây dựng nền tảng lý luận, vừa gắn với thực tiễn triển khai tại Học viện Kỹ thuật quân sự.

3.1. Phân tích tài liệu

Phương pháp phân tích tài liệu được sử dụng nhằm thu thập và xử lý các nguồn thông tin thứ cấp liên quan đến truyền thông tích hợp và truyền thông trong giáo dục đại học. Các tài liệu được lựa chọn bao gồm: sách chuyên khảo, bài báo khoa học trong và ngoài nước, báo cáo hội thảo, luận văn, cũng như các văn bản nội bộ và báo cáo tổng kết của Học viện Kỹ thuật quân sự.

Quá trình phân tích tài liệu được thực hiện theo các bước: (1) thu thập và sàng lọc tài liệu theo chủ đề nghiên cứu; (2) phân loại theo nhóm nội dung như lý thuyết IMC, mô hình truyền thông, nghiên cứu ứng dụng trong giáo dục; (3) phân tích nội dung nhằm xác định các khái niệm, cấu phần và xu hướng nghiên cứu chủ yếu; (4) đối chiếu, so sánh giữa các nguồn để phát hiện điểm tương đồng và khác biệt.

Phương pháp này giúp hình thành cơ sở lý luận vững chắc, đồng thời nhận diện khoảng trống nghiên cứu làm nền tảng cho việc đề xuất mô hình phù hợp với bối cảnh cụ thể.

3.2. Tổng hợp lý thuyết

Trên cơ sở các tài liệu đã phân tích, nghiên cứu tiến hành tổng hợp và hệ thống hóa các lý thuyết liên quan nhằm xây dựng khung phân tích cho bài báo. Các lý thuyết được sử dụng bao gồm: lý thuyết truyền thông, lý thuyết marketing tích hợp, lý thuyết quản trị chiến lược và các mô hình IMC hiện đại.

Quá trình tổng hợp lý thuyết không chỉ dừng lại ở việc trình bày lại các quan điểm đã có, mà còn thực hiện việc liên kết và tích hợp các khung lý thuyết nhằm hình thành một hệ thống khái niệm phù hợp với mục tiêu nghiên cứu. Cụ thể, các cấu phần của IMC (mục tiêu, thông điệp, kênh, quản trị, đánh giá) được chuẩn hóa và đặt trong mối quan hệ tương tác với nhau.

Đồng thời, nghiên cứu cũng thực hiện điều chỉnh và "nội địa hóa" các lý thuyết này để phù hợp với điều kiện thực tiễn tại Việt Nam và đặc thù của môi trường giáo dục quân sự. Đây là bước quan trọng nhằm bảo đảm tính khả thi của mô hình đề xuất.

3.3. Nghiên cứu trường hợp

Phương pháp nghiên cứu trường hợp được sử dụng để phân tích sâu thực trạng hoạt động truyền thông tại Học viện Kỹ thuật quân sự. Đây là phương pháp phù hợp nhằm làm rõ các đặc điểm cụ thể của đối tượng nghiên cứu trong bối cảnh thực tế.

Dữ liệu cho nghiên cứu trường hợp được thu thập từ nhiều nguồn khác nhau, bao gồm: hệ thống website và các nền tảng truyền thông số của Học viện, các sản phẩm truyền thông (bài viết, video, ấn phẩm), báo cáo hoạt động truyền thông, cũng như kết quả khảo sát thực tiễn với các tiêu chí đánh giá cụ thể.

Quá trình nghiên cứu trường hợp được triển khai theo các bước: (1) mô tả hệ thống kênh và hoạt động truyền thông hiện có; (2) phân tích mức độ tích hợp giữa các kênh và thông điệp; (3) đánh giá cơ chế quản trị và điều phối truyền thông; (4) xác định các hạn chế và nguyên nhân. Trên cơ sở đó, nghiên cứu đề xuất khung truyền thông tích hợp phù hợp.

Phương pháp này cho phép gắn kết chặt chẽ giữa lý luận và thực tiễn, đồng thời làm rõ tính đặc thù của môi trường nghiên cứu – một yếu tố quan trọng trong việc đề xuất giải pháp khả thi.

4. Kết quả nghiên cứu và thảo luận

4.1. Thực trạng truyền thông của Học viện KTQS

Trong những năm gần đây, Học viện Kỹ thuật quân sự đã từng bước quan tâm và triển khai các hoạt động truyền thông nhằm phục vụ nhiệm vụ đào tạo, nghiên cứu khoa học và xây dựng hình ảnh, uy tín của đơn vị. Hệ thống truyền thông của Học viện hiện nay được tổ chức trên nhiều kênh khác nhau, bao gồm website chính thức, các trang mạng xã hội, báo chí quân đội và các hoạt động truyền thông trực tiếp như hội nghị, hội thảo, sự kiện.

Trước hết, về hệ thống kênh truyền thông, website chính thức của Học viện đóng vai trò là kênh thông tin chính thống, cung cấp các thông tin về đào tạo, tuyển sinh, nghiên cứu khoa học và hoạt động đối ngoại. Bên cạnh đó, các nền tảng mạng xã hội như Facebook, YouTube bắt đầu được khai thác nhằm tăng khả năng tiếp cận tới các đối tượng ngoài Học viện, đặc biệt là học sinh, sinh viên và phụ huynh. Ngoài ra, Học viện còn phối hợp với các cơ quan báo chí trong và ngoài quân đội để đăng tải các tin, bài phản ánh hoạt động nổi bật. Tuy nhiên, các kênh này chưa được tích hợp trong một hệ thống thống nhất, còn tồn tại tình trạng vận hành rời rạc và thiếu sự liên kết về nội dung.

Thứ hai, về nội dung và thông điệp truyền thông, các sản phẩm truyền thông của Học viện chủ yếu tập trung vào việc tuyên truyền nhiệm vụ chính trị, thành tích đào tạo và nghiên cứu khoa học. Nội dung nhìn chung bảo đảm tính chính xác, chính thống, phù hợp với định hướng của đơn vị. Tuy nhiên, thông điệp truyền thông còn mang tính hành chính, thiếu tính hấp dẫn và chưa được thiết kế theo từng nhóm đối tượng cụ thể. Điều này làm giảm hiệu quả lan tỏa, đặc biệt trên các nền tảng truyền thông số.

Thứ ba, về tổ chức và cơ chế quản trị truyền thông, hiện nay hoạt động truyền thông chủ yếu do một số đơn vị chức năng đảm nhiệm, nhưng chưa có một đầu mối điều phối thống nhất. Việc phối hợp giữa các đơn vị trong sản xuất và phân phối nội dung còn hạn chế, dẫn đến tình trạng trùng lặp thông tin hoặc thiếu đồng bộ. Đồng thời, quy trình quản lý và kiểm duyệt nội dung còn mang tính thủ công, chưa ứng dụng nhiều công cụ công nghệ hỗ trợ.

Thứ tư, về mức độ ứng dụng công nghệ số, Học viện đã bước đầu triển khai các nền tảng truyền thông trực tuyến, tuy nhiên mức độ khai thác còn hạn chế. Việc sử dụng dữ liệu để phân tích hành vi người dùng, đo lường hiệu quả truyền thông hoặc tối ưu hóa nội dung chưa được chú trọng. Điều này cho thấy hoạt động truyền thông chưa thực sự chuyển sang mô hình truyền thông số hiện đại.

Thứ năm, về đánh giá hiệu quả truyền thông, hiện nay Học viện chưa xây dựng được một hệ thống tiêu chí và chỉ số đánh giá cụ thể. Việc đánh giá chủ yếu dựa trên số lượng tin, bài hoặc mức độ hoàn thành nhiệm vụ, chưa phản ánh đầy đủ các yếu tố như mức độ tiếp cận, tương tác hay tác động đến nhận thức của đối tượng.

Từ những phân tích trên có thể nhận thấy rằng, hoạt động truyền thông của Học viện Kỹ thuật quân sự đã có nền tảng nhất định nhưng vẫn tồn tại nhiều hạn chế, đặc biệt là thiếu tính tích hợp, thiếu cơ chế quản trị đồng bộ và chưa tận dụng hiệu quả công nghệ số. Đây chính là cơ sở thực tiễn quan trọng để đề xuất mô hình truyền thông tích hợp nhằm nâng cao hiệu quả truyền thông trong giai đoạn tới.

4.2. Khung truyền thông tích hợp đề xuất

Trên cơ sở lý luận về truyền thông tích hợp và kết quả phân tích thực trạng tại Học viện Kỹ thuật quân sự, nghiên cứu đề xuất một **khung truyền thông tích hợp** theo hướng hệ thống, đồng bộ và có khả năng triển khai trong thực tiễn. Khung này được thiết kế dựa trên nguyên tắc tích hợp đa chiều, bảo đảm sự liên kết chặt chẽ giữa các cấu phần của hoạt động truyền thông, đồng thời phù hợp với đặc thù tổ chức của Học viện.

Trước hết, khung truyền thông tích hợp được xây dựng với trục trung tâm là chiến lược truyền thông tổng thể. Đây là yếu tố định hướng toàn bộ hoạt động truyền thông, được xác định trên cơ sở chiến lược phát triển của Học viện. Chiến lược truyền thông cần làm rõ các mục tiêu dài hạn (xây dựng hình ảnh, uy tín, thương hiệu học viện) và mục tiêu ngắn hạn (tuyển sinh, quảng bá hoạt động, lan tỏa thành tựu khoa học), đồng thời xác định rõ các nhóm đối tượng trọng tâm như người học, cán bộ, đối tác và xã hội.

Bao quanh trục chiến lược là các cấu phần cốt lõi của hệ thống IMC, bao gồm:

- Thông điệp truyền thông: được chuẩn hóa theo hướng nhất quán, phản ánh giá trị cốt lõi, sứ mệnh và tầm nhìn của Học viện. Thông điệp cần được thiết kế linh hoạt theo từng nhóm đối tượng nhưng vẫn bảo đảm tính thống nhất về nội dung cốt lõi.

- Hệ thống kênh truyền thông: bao gồm website, mạng xã hội, báo chí, ấn phẩm và các hoạt động sự kiện. Các kênh này được tổ chức theo mô hình "trung tâm – vệ tinh", trong đó website đóng vai trò trung tâm cung cấp thông tin chính thống, còn các kênh khác đóng vai trò lan tỏa và tương tác. Điểm cốt lõi là bảo đảm sự liên thông và hỗ trợ lẫn nhau giữa các kênh.

- Đối tượng truyền thông: được phân loại rõ ràng thành các nhóm như nội bộ (cán bộ, giảng viên, học viên), bên ngoài (thí sinh, phụ huynh, đối tác, xã hội). Việc phân nhóm giúp cá thể hóa nội dung và lựa chọn kênh truyền thông phù hợp.

- Cơ chế quản trị và điều phối: đây là cấu phần then chốt bảo đảm tính tích hợp của toàn hệ thống. Khung đề xuất xây dựng một đầu mối điều phối truyền thông thống nhất, chịu trách nhiệm lập kế hoạch, phân công nhiệm vụ, kiểm soát nội dung và phối hợp giữa các đơn vị. Đồng thời, cần thiết lập quy trình vận hành theo chu trình PDCA (Plan – Do – Check – Act) nhằm bảo đảm tính liên tục và cải tiến.

- Hệ thống đánh giá hiệu quả: được xây dựng dựa trên các chỉ số định lượng và định tính như mức độ tiếp cận, tương tác, mức độ nhận diện và tác động truyền thông. Hệ thống này cho phép theo dõi, đánh giá và điều chỉnh hoạt động truyền thông một cách kịp thời.

Một điểm nhấn quan trọng của khung truyền thông tích hợp đề xuất là sự gắn kết giữa truyền thông nội bộ và truyền thông đối ngoại. Truyền thông nội bộ không chỉ phục vụ công tác quản lý mà còn đóng vai trò nền tảng trong việc tạo sự thống nhất nhận thức và lan tỏa thông điệp ra bên ngoài. Ngược lại, truyền thông đối ngoại góp phần củng cố hình ảnh và uy tín của Học viện trong xã hội.

Bên cạnh đó, khung mô hình cũng nhấn mạnh yếu tố chuyển đổi số trong truyền thông, thông qua việc chuẩn hóa nền tảng số, tích hợp dữ liệu và ứng dụng các công cụ phân tích nhằm nâng cao hiệu quả quản trị và tối ưu hóa nội dung.

Như vậy, khung truyền thông tích hợp đề xuất không chỉ là sự kết hợp các thành phần truyền thông, mà là một hệ thống quản trị tổng thể, trong đó các yếu tố được tổ chức theo một cấu trúc logic, có khả năng vận hành linh hoạt và thích ứng với yêu cầu thực tiễn của Học viện Kỹ thuật quân sự. Đây là cơ sở quan trọng để triển khai các giải pháp cụ thể trong giai đoạn tiếp theo.

4.3. Thảo luận

Kết quả nghiên cứu về khung truyền thông tích hợp tại Học viện Kỹ thuật quân sự cho thấy nhiều điểm tương đồng với các nghiên cứu trước đây về IMC, đồng thời cũng bộc lộ những khác biệt đáng chú ý do ảnh hưởng của bối cảnh tổ chức đặc thù.

Trước hết, xét về sự phù hợp với lý thuyết IMC, khung đề xuất trong nghiên cứu này tương thích với quan điểm kinh điển khi coi IMC là một hệ thống tích hợp các yếu tố: thông điệp – kênh truyền thông – đối tượng – quản trị – đánh giá hiệu quả. Tương tự các mô hình IMC quốc tế, nghiên cứu đã nhấn mạnh vai trò trung tâm của chiến lược truyền thông tổng thể và yêu cầu đảm bảo tính nhất quán của thông điệp trên toàn bộ hệ thống kênh. Đồng thời, việc đề xuất cơ chế điều phối tập trung và vận hành theo chu trình PDCA cũng phù hợp với xu hướng quản trị truyền thông hiện đại, coi IMC không chỉ là công cụ marketing mà là một hệ thống quản trị chiến lược.

So sánh với các nghiên cứu trong nước, kết quả nghiên cứu có sự kế thừa rõ nét ở việc nhấn mạnh vai trò của truyền thông trong xây dựng thương hiệu cơ sở giáo dục đại học, đặc

biệt trong bối cảnh cạnh tranh tuyển sinh và chuyển đổi số. Tuy nhiên, điểm khác biệt là nghiên cứu này đã đi sâu hơn vào việc cấu trúc hóa hệ thống truyền thông theo hướng tích hợp, thay vì chỉ dừng ở mô tả các kênh hoặc hoạt động riêng lẻ. Ngoài ra, việc bổ sung các thành phần như cơ chế điều phối tập trung, hệ thống đánh giá hiệu quả định lượng và sự liên kết giữa truyền thông nội bộ – đối ngoại đã góp phần hoàn thiện hơn mô hình IMC trong điều kiện thực tiễn.

Đối với các nghiên cứu quốc tế, khung đề xuất có sự tương đồng với các mô hình IMC hiện đại khi coi truyền thông là một quá trình đa chiều, có sự tương tác và phản hồi liên tục. Việc tích hợp các nền tảng số, sử dụng dữ liệu để đánh giá hiệu quả và tối ưu hóa nội dung cũng phù hợp với xu hướng "data-driven IMC" đang được áp dụng rộng rãi. Tuy nhiên, khác với các mô hình áp dụng trong môi trường doanh nghiệp hoặc đại học dân sự, nghiên cứu này đã điều chỉnh để phù hợp với đặc thù của Học viện, đặc biệt là về yêu cầu kiểm soát thông tin, tính chính xác và tính định hướng trong truyền thông.

Một điểm đáng chú ý là sự điều chỉnh linh hoạt của lý thuyết IMC vào bối cảnh đặc thù. Trong khi lý thuyết IMC truyền thống nhấn mạnh tính mở, tính tương tác cao và tối đa hóa tiếp cận công chúng, thì trong bối cảnh Học viện Kỹ thuật quân sự, các yếu tố như bảo đảm an ninh thông tin, kiểm duyệt nội dung và tính chính thống lại đóng vai trò quan trọng. Điều này dẫn đến việc mô hình IMC không chỉ hướng tới hiệu quả truyền thông mà còn phải đáp ứng các yêu cầu về quản lý và bảo mật.

Bên cạnh đó, nghiên cứu cũng cho thấy một số khoảng cách giữa lý thuyết và thực tiễn. Cụ thể, mặc dù lý thuyết IMC đề cao sự tích hợp toàn diện, nhưng trong thực tế triển khai tại Học viện, mức độ tích hợp giữa các kênh và giữa các đơn vị còn hạn chế. Điều này phản ánh những rào cản về tổ chức, nguồn lực và nhận thức, đồng thời khẳng định tính cần thiết của các giải pháp về cơ chế điều phối và chuẩn hóa quy trình đã được đề xuất.

Tổng thể, phần thảo luận cho thấy khung truyền thông tích hợp đề xuất vừa kế thừa có chọn lọc các lý thuyết IMC hiện đại, vừa điều chỉnh phù hợp với bối cảnh cụ thể của Học viện Kỹ thuật quân sự. Điều này không chỉ góp phần làm rõ tính khả thi của mô hình, mà còn đóng góp về mặt lý luận khi mở rộng phạm vi ứng dụng của IMC trong các tổ chức có tính đặc thù cao.

5. Đề xuất giải pháp ứng dụng

Trên cơ sở khung truyền thông tích hợp đã đề xuất và kết quả phân tích thực trạng, nghiên cứu đưa ra hệ thống giải pháp ứng dụng theo hướng đồng bộ, khả thi và phù hợp với điều kiện tổ chức của Học viện Kỹ thuật quân sự. Các giải pháp này không tồn tại độc lập mà có mối liên hệ chặt chẽ, hỗ trợ lẫn nhau nhằm hình thành một hệ sinh thái truyền thông tích hợp hoàn chỉnh.

5.1. Tái cấu trúc hệ thống kênh truyền thông

Website chính thức của Học viện đóng vai trò là "trung tâm dữ liệu và thông tin chuẩn", bảo đảm tính chính thống, đầy đủ và cập nhật. Các kênh mạng xã hội (Facebook, YouTube, Zalo…) được tổ chức như các "vệ tinh truyền thông", có chức năng lan tỏa nội dung, tăng cường tương tác và mở rộng phạm vi tiếp cận. Báo chí và các kênh truyền thông truyền thống tiếp tục được khai thác như công cụ nâng cao uy tín và độ tin cậy. Quan trọng hơn, các kênh này phải được liên kết chặt chẽ về nội dung, thời điểm đăng tải và định hướng thông điệp, tránh tình trạng phân tán, trùng lặp hoặc mâu thuẫn thông tin.

5.2. Thiết lập cơ chế quản trị truyền thông tích hợp

Học viện cần thành lập một đầu mối chuyên trách về truyền thông (có thể là trung tâm hoặc bộ phận chức năng), chịu trách nhiệm xây dựng kế hoạch, kiểm soát nội dung và điều phối hoạt động giữa các đơn vị. Cơ chế này phải đi kèm với quy trình phối hợp rõ ràng, xác định trách nhiệm của từng đơn vị trong việc cung cấp thông tin, sản xuất nội dung và phản hồi truyền thông. Đồng thời, trong bối cảnh đặc thù, cần đặc biệt chú trọng đến an ninh – an toàn thông tin, bao gồm kiểm duyệt nội dung trước khi công bố, quản lý quyền truy cập và xử lý khủng hoảng truyền thông.

5.3. Hệ thống đánh giá hiệu quả truyền thông

Xây dựng hệ thống đánh giá hiệu quả truyền thông dựa trên dữ liệu, bao gồm các chỉ số đo lường cụ thể như: khối lượng thông tin (số lượng bài viết, tin tức), mức độ tiếp cận (reach), mức độ tương tác (engagement), mức độ lan tỏa (share), và phản hồi của công chúng. Việc ứng dụng các công cụ phân tích dữ liệu giúp Học viện không chỉ đánh giá hiệu quả truyền thông một cách khách quan mà còn có cơ sở để điều chỉnh chiến lược và nội dung một cách kịp thời.

6. Kết luận

Bài báo "Nghiên cứu ứng dụng mô hình truyền thông tích hợp tại Học viện Kỹ thuật quân sự" đã tiếp cận vấn đề từ cả góc độ lý luận và thực tiễn, qua đó làm rõ vai trò ngày càng quan trọng của truyền thông trong quản trị và phát triển các cơ sở giáo dục đại học trong bối cảnh chuyển đổi số. Trên cơ sở hệ thống hóa các lý thuyết về truyền thông tích hợp, bài báo đã chỉ ra rằng IMC không chỉ là công cụ truyền thông đơn thuần mà là một mô hình quản trị chiến lược, bảo đảm sự nhất quán, đồng bộ và hiệu quả trong toàn bộ hoạt động truyền thông của tổ chức.

Kết quả nghiên cứu thực trạng tại Học viện Kỹ thuật quân sự cho thấy hoạt động truyền thông đã được triển khai trên nhiều kênh và đạt được những kết quả nhất định, tuy nhiên vẫn còn tồn tại những hạn chế như thiếu tính tích hợp, phân tán trong quản lý, chưa có hệ thống đánh giá hiệu quả rõ ràng và chưa khai thác tối đa tiềm năng của nền tảng số. Những hạn chế này chính là cơ sở thực tiễn quan trọng để đề xuất khung truyền thông tích hợp phù hợp.

Trên nền tảng đó, nghiên cứu đã xây dựng khung truyền thông tích hợp với các cấu phần cốt lõi gồm: chiến lược truyền thông, thông điệp, hệ thống kênh, đối tượng, cơ chế quản trị và hệ thống đánh giá. Đồng thời, bài báo đã đề xuất hệ thống giải pháp ứng dụng mang tính khả thi cao, bao gồm tái cấu trúc kênh truyền thông, thiết lập cơ chế điều phối tập trung, phát triển nội dung chiến lược, ứng dụng công nghệ số và xây dựng hệ thống đánh giá dựa trên dữ liệu. Các giải pháp này có mối liên kết chặt chẽ, hướng tới mục tiêu hình thành một hệ sinh thái truyền thông tích hợp hiện đại và bền vững.

Về mặt ý nghĩa lý luận, nghiên cứu góp phần làm rõ khả năng vận dụng và điều chỉnh mô hình IMC trong bối cảnh đặc thù của các cơ sở giáo dục đại học kỹ thuật, qua đó mở rộng phạm vi ứng dụng của lý thuyết IMC. Về mặt ý nghĩa thực tiễn, các kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học và định hướng triển khai cụ thể cho Học viện Kỹ thuật quân sự trong việc nâng cao hiệu quả truyền thông, xây dựng hình ảnh và uy tín trong xã hội.

Tuy nhiên, nghiên cứu vẫn còn một số hạn chế nhất định như phạm vi khảo sát chưa rộng, việc đo lường hiệu quả truyền thông mới dừng ở mức đề xuất khung chỉ số, chưa có điều kiện kiểm chứng đầy đủ trong thực tiễn dài hạn. Do đó, các nghiên cứu tiếp theo có thể tập trung vào việc triển khai thử nghiệm mô hình IMC trong thực tế, kết hợp với phân tích dữ liệu truyền thông theo thời gian để đánh giá sâu hơn về hiệu quả và khả năng thích ứng của mô hình.

Tổng thể, nghiên cứu khẳng định rằng việc ứng dụng mô hình truyền thông tích hợp là một hướng đi tất yếu, góp phần nâng cao chất lượng quản trị, tăng cường năng lực cạnh tranh và phát triển bền vững cho Học viện Kỹ thuật quân sự trong giai đoạn hiện nay.

Tài liệu tham khảo

1. Kliatchko, J. (2008). Revisiting the IMC construct: A revised definition and four pillars. *International Journal of Advertising*, 27(1), 133–160.

2. Duncan, T. (2005). *Principles of Advertising and IMC (2nd ed.).* McGraw-Hill.

3. Học viện Kỹ thuật Quân sự (2020, 2022). *Kỷ yếu Hội thảo Khoa học và Công nghệ HVKTQS*. Hà Nội.

4. Lê Thị Kim Oanh (2019). *Truyền thông marketing tích hợp trong các trường đại học Việt Nam*. Tạp chí Kinh tế và Phát triển, số 261, 45–52.

5. Bộ Quốc phòng (2018). *Công tác tuyên truyền, giáo dục chính trị tư tưởng trong Quân đội nhân dân Việt Nam*. NXB Quân đội Nhân dân.

6. Đảng ủy Quân sự Trung ương (2021). Chỉ thị về tăng cường công tác truyền thông quân sự trong tình hình mới. Hà Nội.

7. Tạp chí Khoa học và Công nghệ – HVKTQS (các số từ 2017–2023). Các bài nghiên cứu về quản lý, truyền thông và công nghệ thông tin.

8. Trần Hữu Quang. (2016). *Truyền thông đại chúng và quản trị truyền thông*. Hà Nội. NXB Chính trị Quốc gia.

Application research on the integrated marketing communications model at the Military Technical Academy

***Abstract**: In the context of digital transformation and a multi-channel media environment, higher education institutions need to shift from fragmented communication approaches to an integrated marketing communications (IMC) model. This paper focuses on the application of the IMC model at the Military Technical Academy amid digital transformation and the innovation of university governance. Using methods such as document analysis, theoretical synthesis, and case study research, the study reveals that current communication activities have been implemented across multiple channels but still lack integration and a unified coordination mechanism. On that basis, the paper proposes an integrated communication framework comprising the following components: strategy, messaging, communication channels, target audiences, governance, and performance evaluation systems. In addition, the study suggests key solutions, including restructuring the channel system, establishing a centralized coordination mechanism, developing strategic content, and applying digital technologies. The research findings contribute to enriching the theoretical foundation of IMC in higher education and provide practical directions to enhance communication effectiveness at the Military Technical Academy.*

Keywords: integrated marketing communications, IMC, higher education, military communication, digital transformation.

Nghiên cứu giải pháp tạo động lực trong hoạt động nghiên cứu khoa học cho đội ngũ cán bộ nghiên cứu tại Trung tâm tư vấn, khảo sát thiết kế lĩnh vực xây dựng quốc phòng

Lê Xuân Minh[1], **Đinh Thị Thu Hương**[2]

[1]*Lớp Quản lý KH&CN K37, Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Bộ môn Quản lý KH&CN, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: xuanxuanleminh979999@gmail.com; Tel:0963.979.999

Tóm tắt

Trong bối cảnh đẩy mạnh hiện đại hóa quân đội và phát triển công nghiệp quốc phòng theo hướng tự chủ, lưỡng dụng và công nghệ cao, hoạt động nghiên cứu khoa học (NCKH) tại các trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế đóng vai trò then chốt trong nâng cao chất lượng tham mưu, thiết kế và triển khai các công trình quốc phòng. Tuy nhiên, thực tiễn cho thấy động lực nghiên cứu của đội ngũ cán bộ khoa học tại nhiều đơn vị còn hạn chế, ảnh hưởng đến hiệu quả và tính bền vững của hoạt động nghiên cứu. Nghiên cứu phân tích cơ sở lý luận và thực tiễn của việc tạo động lực trong nghiên cứu khoa học, làm rõ những đặc thù của môi trường quốc phòng, từ đó đề xuất hệ thống giải pháp nhằm nâng cao động lực nghiên cứu cho đội ngũ cán bộ tại các trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế. Kết quả nghiên cứu góp phần hoàn thiện cơ chế quản lý khoa học và nâng cao chất lượng nguồn nhân lực KH&CN trong Quân đội.

Từ khóa*: động lực nghiên cứu, khoa học và công nghệ quốc phòng, cán bộ nghiên cứu, tư vấn khảo sát thiết kế, quản lý khoa học.*

1. Đặt vấn đề

Trong chiến lược xây dựng Quân đội nhân dân Việt Nam cách mạng, chính quy, tinh nhuệ, hiện đại, khoa học và công nghệ (KH&CN) được xác định là một trong những trụ cột quan trọng, giữ vai trò nền tảng trong hiện đại hóa vũ khí, trang bị và hệ thống công trình quốc phòng. Trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế xây dựng giữ vị trí đặc biệt trong chuỗi hoạt động này, vừa đảm nhiệm chức năng nghiên cứu, vừa trực tiếp tham gia thiết kế, thẩm định và triển khai các dự án quốc phòng trọng điểm.

Tuy nhiên, thực tiễn cho thấy hoạt động nghiên cứu khoa học tại đơn vị còn gặp nhiều khó khăn, đặc biệt là về động lực nghiên cứu của đội ngũ cán bộ khoa học. Việc thiếu cơ chế khuyến khích phù hợp, áp lực tiến độ nhiệm vụ và hạn chế về môi trường học thuật đã ảnh hưởng không nhỏ đến chất lượng và tính sáng tạo của các sản phẩm nghiên cứu. Vì vậy, nghiên cứu các giải pháp tạo động lực trong nghiên cứu khoa học cho đội ngũ cán bộ tại trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế là yêu cầu mang tính cấp thiết cả về lý luận và thực tiễn.

2. Phương pháp nghiên cứu

Nghiên cứu được thực hiện dựa trên cách tiếp cận tổng hợp giữa lý luận và thực tiễn, kết hợp nhiều phương pháp nghiên cứu định tính và định lượng phù hợp với đặc thù của các trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế trong lĩnh vực quốc phòng. Các phương pháp chính bao gồm:

2.1. Phương pháp phân tích – tổng hợp tài liệu

Nghiên cứu tiến hành thu thập, phân tích hệ thống văn bản quy phạm pháp luật, chiến lược, quy định của Bộ Quốc phòng về quản lý KH&CN; tiêu chuẩn ngành xây dựng quốc phòng; các báo cáo tổng kết nhiệm vụ khoa học của các trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế.

Nguồn tài liệu thứ cấp được khai thác từ: báo cáo nội bộ của đơn vị; các bài báo khoa học trong và ngoài quân đội; giáo trình, sách chuyên khảo về tạo động lực, khoa học luận và phương pháp luận NCKH.

Phương pháp này giúp xây dựng nền tảng lý luận và thực tiễn, làm cơ sở đề xuất mô hình tạo động lực phù hợp.

2.2. Phương pháp điều tra khảo sát

Tiến hành khảo sát bằng bảng hỏi đối với cán bộ khoa học, kỹ sư, nhóm chuyên ngành tại các trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế. Nội dung khảo sát tập trung vào:

- Mức độ động lực làm việc và động lực nghiên cứu;
- Đánh giá về cơ chế khuyến khích hiện hành;
- Mức độ hài lòng với môi trường nghiên cứu và công tác hỗ trợ;
- Những rào cản ảnh hưởng đến hoạt động nghiên cứu;
- Nhu cầu phát triển năng lực nghiên cứu (kỹ năng, điều kiện, thiết bị…).

2.3. Phương pháp phỏng vấn sâu

Tác giả phỏng vấn các đối tượng: Một số thủ trưởng lãnh đạo trung tâm; Lãnh đạo phòng/ban; Một số chủ nhiệm đề tài, chủ trì dự án; Các chuyên gia kỹ thuật cao cấp trong các lĩnh vực khảo sát, thiết kế, thẩm định công trình quốc phòng.

Phương pháp này giúp bổ sung dữ liệu định tính, làm rõ các yếu tố khó lượng hóa trong khảo sát.

2.4. Khung phân tích của đề tài

Mô hình khung phân tích được xây dựng dựa trên tổng hợp lý thuyết tạo động lực (Maslow, Herzberg, Vroom), kết hợp với đặc thù môi trường nghiên cứu khoa học trong các trung tâm tư vấn khảo sát – thiết kế quốc phòng. Theo đó, động lực nghiên cứu khoa học của cán bộ chịu tác động bởi bốn nhóm yếu tố chính:

2.4.1. Nhóm yếu tố về cơ chế – chính sách (C1)

Bao gồm: Chế độ đãi ngộ, khen thưởng; Chính sách hỗ trợ nghiên cứu; Tiêu chí đánh giá, xét công nhận kết quả; Cơ chế bổ nhiệm, quy hoạch theo thành tích nghiên cứu.

Tác động: làm tăng kỳ vọng của cán bộ về sự ghi nhận và phần thưởng (Vroom, 1964).

2.4.2. Nhóm yếu tố về môi trường và điều kiện nghiên cứu (C2)

Gồm: Cơ sở vật chất, phòng thí nghiệm, thiết bị khảo sát – thiết kế; Quỹ thời gian dành cho nghiên cứu; Môi trường học thuật, không khí đổi mới sáng tạo; Mức độ hỗ trợ kỹ thuật - chuyên môn.

Tác động: ảnh hưởng đến khả năng thực thi và hiệu quả nghiên cứu.

2.4.3. Nhóm yếu tố về năng lực và nhu cầu phát triển cá nhân (C3)

Bao gồm: Trình độ chuyên môn, kỹ năng nghiên cứu; Nhu cầu phát triển, nhu cầu tự khẳng định (Maslow, 1943); Kinh nghiệm và mức độ tự chủ trong nghiên cứu.

Tác động: quyết định động lực nội tại, tinh thần sáng tạo, mức độ gắn bó nghề nghiệp.

2.4.4. Nhóm yếu tố về gắn kết nhiệm vụ quốc phòng (C4)

Đặc thù của lĩnh vực quốc phòng: Ý nghĩa chính trị - xã hội của công trình quân sự; Trách nhiệm bảo vệ Tổ quốc; Yêu cầu bí mật, an toàn thông tin; Áp lực hoàn thành nhiệm vụ theo lệnh.

Tác động: tăng động cơ phụng sự, tinh thần trách nhiệm và mức độ cam kết của cán bộ.

2.4.5. Biến kết quả (KQ): Động lực nghiên cứu khoa học

Gồm: Tinh thần chủ động đề xuất nhiệm vụ; Mức độ tham gia đề tài/dự án; Năng suất, chất lượng công bố khoa học; Mức độ nỗ lực, kiên trì trong các nhiệm vụ khó; Khả năng đổi mới sáng tạo trong công việc.

Bốn nhóm yếu tố (C1–C4) tác động trực tiếp và gián tiếp đến mức độ động lực nghiên cứu của cán bộ. Mô hình cho phép phân tích các yếu tố cản trở – thúc đẩy và xác định nhóm giải pháp ưu tiên. Đây là mô hình mở, có thể mở rộng thành mô hình hồi quy hoặc mô hình cấu trúc (SEM) nếu thu thập dữ liệu định lượng và điều kiện thời gian cho phép.

3. Cơ sở lý luận về tạo động lực trong nghiên cứu khoa học

3.1. Khái niệm và vai trò của động lực nghiên cứu khoa học

Động lực nghiên cứu khoa học được hiểu là tổng hợp các yếu tố bên trong và bên ngoài thúc đẩy cá nhân tham gia tích cực, sáng tạo và bền bỉ trong hoạt động nghiên cứu nhằm tạo ra tri thức, giải pháp và sản phẩm khoa học có giá trị thực tiễn [4].

Trong môi trường quốc phòng, động lực nghiên cứu không chỉ mang ý nghĩa phát triển nghề nghiệp cá nhân mà còn gắn với trách nhiệm chính trị, nhiệm vụ bảo vệ Tổ quốc và yêu cầu bảo đảm bí mật, an toàn thông tin.

3.2. Các học thuyết tạo động lực vận dụng trong lĩnh vực nghiên cứu khoa học

Các học thuyết kinh điển như thuyết nhu cầu của Maslow (1943), thuyết hai nhân tố của Herzberg (1966) và thuyết kỳ vọng của Vroom (1964) đều cho thấy: động lực lao động hình thành khi nhu cầu được thỏa mãn, nỗ lực được ghi nhận và kết quả lao động được đánh giá công bằng.

- Theo Abraham Maslow: [3]

Theo thuyết nhu cầu của Abraham Maslow, nhu cầu con người được sắp xếp theo thứ bậc: Nhu cầu sinh lý; Nhu cầu an toàn; Nhu cầu xã hội; Nhu cầu được tôn trọng; Nhu cầu tự thể hiện.

Hai nhu cầu bậc cao (được tôn trọng và tự thể hiện) liên quan trực tiếp đến hoạt động nghiên cứu khoa học:

+ Mong muốn được ghi nhận chuyên môn

+ Mong muốn tạo tri thức mới

+ Mong muốn đóng góp cho xã hội

+ Mong muốn phát triển năng lực bản thân

Vì vậy, nghiên cứu khoa học thường được xem là hoạt động điển hình của động lực bậc cao. Đối với nhân lực KH&CN, các nhu cầu bậc cao (được tôn trọng, tự thể hiện, phát triển chuyên môn) có vai trò đặc biệt quan trọng, chính sách phát triển nhân lực KH&CN cần chú trọng cơ hội phát triển chuyên môn và ghi nhận học thuật, không chỉ thu nhập.

Cụ thể là:

+ Nhà nghiên cứu có động lực khi được trao quyền học thuật, được công nhận chuyên môn.

+ Hoạt động nghiên cứu tạo cơ hội thỏa mãn nhu cầu tự thể hiện thông qua công bố, sáng kiến, phát triển công nghệ.

+ Môi trường cho phép thử nghiệm và sáng tạo giúp duy trì động lực dài hạn.

- Theo Frederick Herzberg: [2]

Nhân tố tạo động lực, bao gồm: Thành tựu; Sự ghi nhận; Bản chất công việc; Trách nhiệm; Cơ hội phát triển.

Herzberg khẳng định Sự ghi nhận và Thành tựu là các yếu tố cốt lõi tạo động lực nội tại, đặc biệt đối với công việc trí tuệ như nghiên cứu khoa học.

Nhân tố duy trì gồm: Lương; Điều kiện làm việc; Chính sách tổ chức; Quan hệ công việc. Các yếu tố này chỉ giúp tránh bất mãn, không tạo động lực sáng tạo dài hạn.

Trong hoạt động nghiên cứu, các yếu tố tạo động lực có ý nghĩa lớn hơn yếu tố duy trì, cơ chế đánh giá và đãi ngộ cần gắn với kết quả sáng tạo và đóng góp tri thức.

Cụ thể là:

+ Thành tựu khoa học, bằng sáng chế, giải pháp công nghệ là nguồn động lực chính.

+ Cơ chế chủ trì nhiệm vụ, phát triển nhóm nghiên cứu, quyền học thuật tạo động lực mạnh.

+ Nếu thiếu ghi nhận (dù điều kiện làm việc ổn định) dẫn đến động lực đổi mới giảm.

- Theo Victor Vroom: [5]

+ Kỳ vọng: Niềm tin rằng nỗ lực sẽ tạo ra kết quả tốt.

+ Tính công cụ: Niềm tin rằng kết quả sẽ được ghi nhận, đánh giá và tưởng thưởng.

+ Giá trị: Mức độ cá nhân coi trọng phần thưởng.

Nhân lực KH&CN thường đầu tư nỗ lực dài hạn và rủi ro cao, nên yếu tố "kỳ vọng công bằng" đặc biệt quan trọng, cần hệ thống đánh giá minh bạch, phản ánh giá trị khoa học và tác động ứng dụng. Cụ thể là:

+ Nhà nghiên cứu có động lực khi tin rằng nỗ lực nghiên cứu thì kết quả sẽ được ghi nhận.

+ Kết quả nghiên cứu cần gắn với cơ hội nghề nghiệp, nguồn lực và phần thưởng.

+ Nếu hệ thống đánh giá không phản ánh đúng giá trị nghiên cứu sẽ giảm động lực sáng tạo.

Ba học thuyết cho thấy động lực đổi mới sáng tạo của nhân lực KH&CN hình thành khi:

Nhu cầu phát triển chuyên môn và tự khẳng định được thỏa mãn (Maslow).

Thành tựu khoa học và đóng góp tri thức được ghi nhận (Herzberg).

Nỗ lực nghiên cứu được đánh giá công bằng và gắn với lợi ích nghề nghiệp (Vroom).

Các học thuyết tạo động lực kinh điển chỉ ra rằng động lực đổi mới sáng tạo của nhân lực KH&CN phụ thuộc vào việc thỏa mãn nhu cầu phát triển chuyên môn, cơ chế ghi nhận thành tựu khoa học và hệ thống đánh giá công bằng kết quả nghiên cứu. Đây là cơ sở lý luận quan trọng để xây dựng chính sách quản lý và phát triển nguồn nhân lực trong hoạt động nghiên cứu khoa học.

Trong nghiên cứu quốc phòng, kết quả thường khó lượng hóa bằng lợi nhuận trực tiếp, nên việc ghi nhận thành tích (chủ trì nhiệm vụ, giải pháp kỹ thuật, đóng góp công nghệ) là nguồn động lực quan trọng. Ghi nhận giúp khẳng định giá trị chuyên môn, tạo uy tín học thuật và thúc đẩy tiếp tục đổi mới. Hoạt động NCKH trong quốc phòng gắn với công nghệ phức tạp và dài hạn, do đó cơ hội tham gia nhiệm vụ trọng điểm, tiếp cận công nghệ mới và phát triển nhóm nghiên cứu có vai trò quyết định đối với động lực của nhà khoa học. Khác với nhiều lĩnh vực dân sự, nghiên cứu quốc phòng gắn với sứ mệnh bảo đảm an ninh, chủ quyền và năng lực tự chủ công nghệ quốc gia. Ý nghĩa xã hội và quốc phòng của công trình tạo động lực nội tại mạnh, đặc biệt đối với các nhà khoa học làm việc lâu dài trong hệ thống.

4. Thực trạng động lực nghiên cứu tại Trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế

4.1. Những kết quả đạt được

Trung tâm Tư vấn khảo sát thiết kế công trình quốc phòng được thành lập ngày 8-6-2001, nhằm đáp ứng yêu cầu cấp thiết về xây dựng công trình chiến đấu, công trình quốc phòng tại các địa bàn chiến lược trên phạm vi cả nước. Trung tâm đã hoàn thành tốt nhiệm vụ tư vấn, khảo sát, thiết kế hệ thống công trình quốc phòng và đường tuần tra biên giới trên khắp mọi miền của Tổ quốc.

Trung tâm đã hình thành đội ngũ cán bộ có trình độ chuyên môn cao, từng bước tiếp cận công nghệ mới, tham gia các đề tài, dự án phục vụ trực tiếp nhiệm vụ quốc phòng. Đơn vị đã xây dựng được môi trường nghiên cứu kỷ luật, gắn kết giữa nghiên cứu và thực tiễn thi công.

Trước đòi hỏi ngày càng cao đối với công trình quốc phòng, công trình chiến đấu, Trung tâm đã chủ trì thẩm tra, thẩm định chặt chẽ thiết kế kỹ thuật, dự toán các công trình; hướng dẫn, chỉ đạo kỹ thuật thi công, sửa chữa, cải tạo, duy tu, bảo dưỡng, v.v. Đến nay, đã

có hàng trăm công trình quốc phòng, công trình chiến đấu do Trung tâm tham mưu, chỉ đạo thiết kế, thi công, hoàn thành đưa vào quản lý, bảo vệ, sử dụng theo phương án tác chiến và phục vụ huấn luyện, sẵn sàng chiến đấu, đảm bảo bí mật, an toàn, chất lượng, tiến độ và đáp ứng yêu cầu kỹ thuật, chiến thuật.

Hiện nay, sự nghiệp củng cố quốc phòng, bảo vệ Tổ quốc trong tình hình mới đặt ra cho toàn quân nói chung, Trung tâm nói riêng những yêu cầu mới rất cao. Công trình cần xây dựng tăng cả về quy mô, số lượng và khối lượng đào đắp, với yêu cầu ngày càng cao, nghiêm ngặt về kết cấu, kỹ thuật và tính đặc thù quân sự; địa bàn xây dựng trải rộng trên cả nước, điều kiện địa hình, địa chất, thủy văn đa dạng, phức tạp; hầu hết các công trình đều nằm ở vùng sâu, vùng xa, biên giới, hải đảo; các yếu tố thời tiết, khí hậu, thiên tai diễn biến phức tạp ảnh hưởng lớn đến quá trình thực hiện nhiệm vụ. Trong khi đó, nguồn nhân lực chuyên môn kỹ thuật có tay nghề cao về xây dựng công trình còn mỏng; các mặt bảo đảm cho khảo sát, thiết thế, thi công còn hạn chế, chưa đồng bộ, v.v. Trước tình hình trên, để hoàn thành tốt chức năng, nhiệm vụ được giao, Trung tâm chủ trương tiếp tục triển khai toàn diện các mặt công tác, nhưng có trọng tâm, trọng điểm; trong đó, tập trung nâng cao năng lực toàn diện trong tham mưu, thẩm định, thiết kế, chỉ đạo xây dựng và quản lý, sử dụng các công trình chiến đấu là vấn đề quan trọng hàng đầu.

4.2. Những hạn chế và nguyên nhân

Bên cạnh những kết quả đạt được, vẫn tồn tại một số hạn chế trong quá trình hoạt động của Trung tâm:

- Cơ chế khuyến khích nghiên cứu chưa tương xứng với công sức và trí tuệ bỏ ra.

Hoạt động nghiên cứu trong lĩnh vực tư vấn thiết kế đòi hỏi hàm lượng chất xám cao, thời gian tích lũy dài và rủi ro chuyên môn lớn. Khi cơ chế khuyến khích (tài chính, ghi nhận, thăng tiến) chưa tương xứng, người làm nghiên cứu khó duy trì động lực đầu tư chiều sâu cho đổi mới kỹ thuật và phát triển giải pháp mới.

Cụ thể là:

+ Mức thưởng sáng kiến, nghiên cứu thấp so với giá trị chuyên môn và thời gian thực hiện.

+ Kết quả nghiên cứu chưa được tính đầy đủ trong đánh giá thi đua, thu nhập hoặc cơ hội nghề nghiệp.

+ Chưa có cơ chế chia sẻ lợi ích từ việc ứng dụng giải pháp thiết kế, tiêu chuẩn kỹ thuật mới.

+ Nghiên cứu thường mang tính "bổ trợ" cho nhiệm vụ sản xuất, chưa trở thành hoạt động được khuyến khích rõ ràng.

Hạn chế về cơ chế khuyến khích nghiên cứu chưa tương xứng làm suy giảm động lực sáng tạo và đầu tư trí tuệ của đội ngũ kỹ sư, nhà khoa học, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng đổi mới kỹ thuật và năng lực phát triển giải pháp thiết kế trong lĩnh vực xây dựng quốc phòng.

- Nhiệm vụ nghiên cứu thường bị lấn át bởi áp lực tiến độ dự án.

Đặc thù của trung tâm tư vấn, khảo sát thiết kế là chịu áp lực tiến độ dự án cao (hồ sơ thiết kế, điều chỉnh kỹ thuật, nghiệm thu…). Khi nguồn lực thời gian và nhân lực tập trung cho nhiệm vụ trước mắt, hoạt động nghiên cứu dài hạn dễ bị thu hẹp hoặc trì hoãn.

Cụ thể là: Cán bộ nghiên cứu phải ưu tiên hoàn thành hồ sơ dự án, ít thời gian cho nghiên cứu chuyên sâu. Nhiệm vụ nghiên cứu bị kéo dài, gián đoạn hoặc chuyển sang làm ngoài giờ. Nghiên cứu chủ yếu gắn với giải quyết vấn đề dự án trước mắt, thiếu nghiên cứu nền tảng. Khó hình thành kế hoạch nghiên cứu dài hạn ổn định.

Áp lực tiến độ dự án khiến nhiệm vụ nghiên cứu dễ bị lấn át, làm suy giảm tính liên tục và chiều sâu của hoạt động R&D, từ đó ảnh hưởng đến năng lực đổi mới kỹ thuật và khả năng phát triển giải pháp thiết kế mới trong lĩnh vực xây dựng quốc phòng.

- Hệ thống đánh giá kết quả nghiên cứu chưa phản ánh đầy đủ giá trị khoa học và thực tiễn.

Hoạt động nghiên cứu trong lĩnh vực thiết kế xây dựng quốc phòng thường tạo ra giá trị dưới nhiều dạng: tri thức chuyên môn, giải pháp kỹ thuật, tiêu chuẩn thiết kế, kinh nghiệm xử lý công trình đặc thù… Nếu hệ thống đánh giá chỉ dựa vào tiêu chí hình thức (số đề tài, báo cáo, nghiệm thu), giá trị thực của nghiên cứu khó được ghi nhận đầy đủ. Điều này làm giảm vai trò định hướng và khuyến khích của cơ chế đánh giá đối với đổi mới sáng tạo.

Cụ thể là: Tiêu chí đánh giá thiên về sản phẩm hồ sơ, chưa coi trọng mức độ ứng dụng hoặc tác động kỹ thuật. Khó lượng hóa giá trị của nghiên cứu tích lũy tri thức, tiêu chuẩn, giải pháp thiết kế. Đóng góp theo nhóm hoặc đóng góp gián tiếp chưa được phản ánh rõ. Thiếu đánh giá dài hạn về hiệu quả ứng dụng trong dự án và sản xuất.

Hệ thống đánh giá chưa phản ánh đầy đủ giá trị khoa học và thực tiễn làm suy giảm vai trò khuyến khích và định hướng của cơ chế đánh giá, từ đó ảnh hưởng đến chất lượng nghiên cứu và năng lực đổi mới kỹ thuật của trung tâm trong lĩnh vực xây dựng quốc phòng.

- Cơ hội đào tạo, giao lưu học thuật quốc tế còn hạn chế do đặc thù quốc phòng.

Hoạt động đào tạo và giao lưu học thuật quốc tế là kênh quan trọng để cập nhật tri thức mới, phương pháp nghiên cứu tiên tiến và xu hướng công nghệ. Tuy nhiên, đặc thù bảo mật, quản lý thông tin và quy định hợp tác trong lĩnh vực quốc phòng khiến cơ hội tham gia hội thảo quốc tế, chương trình đào tạo nước ngoài hoặc hợp tác nghiên cứu bị hạn chế. Điều này ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng tiếp cận tri thức tiên tiến và mở rộng mạng lưới học thuật.

Cụ thể là: Cán bộ KH&CN của Trung tâm ít cơ hội tham gia hội thảo, khóa đào tạo quốc tế liên quan công nghệ chuyên sâu. Hợp tác nghiên cứu quốc tế cần nhiều thủ tục, phạm vi chia sẻ thông tin bị giới hạn. Khó tiếp cận trực tiếp chuyên gia quốc tế trong lĩnh vực thiết kế công trình đặc thù. Hoạt động công bố quốc tế còn hạn chế so với lĩnh vực dân sự.

Hạn chế về cơ hội đào tạo và giao lưu học thuật quốc tế do đặc thù quốc phòng làm giảm khả năng tiếp cận tri thức và mạng lưới khoa học toàn cầu, từ đó ảnh hưởng đến năng lực nghiên cứu, đổi mới kỹ thuật và phát triển giải pháp thiết kế trong lĩnh vực xây dựng quốc phòng.

5. Giải pháp tạo động lực nghiên cứu khoa học cho đội ngũ cán bộ

5.1. Hoàn thiện cơ chế chính sách khuyến khích nghiên cứu

Cần xây dựng cơ chế đãi ngộ đặc thù đối với hoạt động nghiên cứu khoa học trong lĩnh vực quốc phòng, bao gồm chế độ tài chính, khen thưởng và ưu tiên trong quy hoạch, bổ nhiệm cán bộ khoa học. Đây là giải pháp nền tảng vì cơ chế chính sách quyết định mức độ ưu tiên, nguồn lực và động lực tham gia nghiên cứu của cán bộ KH&CN, mang tính thể chế – đòn bẩy đối với năng lực đổi mới sáng tạo.

a) Nội dung chủ yếu của giải pháp

- Cơ chế khuyến khích vật chất: Thưởng theo kết quả nghiên cứu, sáng kiến, giải pháp thiết kế. Chia sẻ lợi ích từ ứng dụng kết quả vào dự án. Hỗ trợ kinh phí nghiên cứu thử nghiệm, nghiên cứu tiền khả thi.

- Cơ chế khuyến khích phi vật chất: Ghi nhận thành tích nghiên cứu trong đánh giá thi đua, xét chức danh, đề xuất đề bạt, bổ nhiệm. Trao quyền chủ trì nhiệm vụ, xây dựng nhóm nghiên cứu. Đề xuất danh hiệu chuyên gia, kỹ sư chủ trì, nhóm nghiên cứu mạnh.

- Cơ chế tổ chức nghiên cứu: Bố trí thời gian nghiên cứu chính thức trong kế hoạch công việc. Cơ chế đặt hàng nghiên cứu từ nhu cầu dự án và nhiệm vụ công nghệ. Quỹ nghiên cứu nội bộ hoặc chương trình nghiên cứu trọng điểm.

- Cơ chế quản lý linh hoạt NCKH: Khoán theo kết quả nghiên cứu. Cho phép điều chỉnh nội dung nghiên cứu. Chấp nhận rủi ro khoa học ở mức kiểm soát.

b) Tác động của giải pháp:

+ Tăng động lực tham gia nghiên cứu của cán bộ kỹ thuật.

+ Nâng cao số lượng và chất lượng sáng kiến, giải pháp thiết kế.

+ Hình thành nhóm nghiên cứu chuyên sâu trong Trung tâm.

+ Gắn nghiên cứu với nhiệm vụ sản xuất – thiết kế.

+ Tăng tích lũy tri thức và năng lực công nghệ nội bộ.

Về dài hạn, giải pháp nâng cao năng lực đổi mới kỹ thuật và năng lực cạnh tranh chuyên môn của Trung tâm.

c) Điều kiện thực hiện giải pháp

+ Điều kiện thể chế: Quy định nội bộ về quản lý nghiên cứu rõ ràng, đồng bộ với quy định tài chính và đặc thù quốc phòng.

+ Điều kiện nguồn lực: Bố trí kinh phí nghiên cứu ổn định (trong điều kiện của Trung tâm), có cơ chế dành thời gian nghiên cứu.

+ Điều kiện quản lý: Hệ thống đánh giá kết quả nghiên cứu phù hợp đặc thù thiết kế, lãnh đạo coi nghiên cứu là chức năng chiến lược.

+ Điều kiện về văn hóa tổ chức: khuyến khích thử nghiệm và chia sẻ tri thức, ghi nhận đóng góp nghiên cứu thực chất.

5.2. Xây dựng môi trường nghiên cứu chuyên nghiệp, kỷ luật

Tăng cường đầu tư cơ sở vật chất, trang thiết bị chuyên ngành; tổ chức các nhóm nghiên cứu chuyên sâu; thúc đẩy hợp tác nghiên cứu trong và ngoài Quân đội trên cơ sở bảo đảm an ninh, an toàn thông tin. Đây là giải pháp quan trọng về môi trường tổ chức, giúp bảo đảm hoạt động nghiên cứu diễn ra ổn định, hiệu quả và phù hợp đặc thù quốc phòng.

Đây là giải pháp mang tính môi trường – tổ chức đối với năng lực đổi mới sáng tạo.

a) Nội dung chủ yếu của giải pháp

- Chuẩn hóa quy trình nghiên cứu: Quy trình đề xuất, triển khai, nghiệm thu nhiệm vụ nghiên cứu rõ ràng. Chuẩn phương pháp nghiên cứu, quản lý dữ liệu, lưu trữ tri thức. Áp dụng quản lý dự án nghiên cứu.

- Xây dựng văn hóa nghiên cứu chuyên nghiệp: Khuyến khích trao đổi học thuật, seminar nội bộ, chia sẻ kinh nghiệm. Đề cao tính trung thực khoa học và trách nhiệm chuyên môn. Hình thành thói quen nghiên cứu liên tục.

- Bảo đảm kỷ luật nghiên cứu (đặc thù quốc phòng): Quy định về bảo mật thông tin nghiên cứu. Kỷ luật tiến độ, chất lượng sản phẩm nghiên cứu. Quy định rõ trách nhiệm cá nhân và nhóm nghiên cứu.

- Điều kiện làm việc cho nghiên cứu: Không gian làm việc, dữ liệu, phần mềm, thiết bị nghiên cứu. Hỗ trợ kỹ thuật, hỗ trợ hành chính cho nhiệm vụ NCKH. Thiết lập hệ thống quản lý tri thức nội bộ.

b) Tác động của giải pháp

- Nâng cao chất lượng và tính ổn định của hoạt động nghiên cứu.

- Giảm tình trạng nghiên cứu rời rạc, phụ thuộc cá nhân.

- Tăng hiệu quả phối hợp nhóm và tích lũy tri thức tổ chức.

- Bảo đảm yêu cầu bảo mật và quản lý trong môi trường quốc phòng.

- Thúc đẩy đổi mới sáng tạo có định hướng và kiểm soát.

Về dài hạn, giải pháp góp phần hình thành năng lực NCKH của Trung tâm.

c) Điều kiện thực hiện giải pháp

- Điều kiện quản lý: Lãnh đạo coi nghiên cứu là chức năng thường xuyên, có quy định nội bộ rõ ràng về hoạt động nghiên cứu.

- Điều kiện nguồn lực: Bố trí thời gian nghiên cứu trong kế hoạch công việc, đầu tư tối thiểu cho công cụ, dữ liệu, phần mềm.

- Điều kiện con người: Hình thành nhóm nghiên cứu ổn định, có cán bộ nòng cốt dẫn dắt chuyên môn.

- Điều kiện văn hóa tổ chức: Khuyến khích chia sẻ tri thức, chấp nhận thử nghiệm và học từ sai sót có kiểm soát.

5.3. Phát triển năng lực và động lực nội tại của cán bộ nghiên cứu

Phát triển năng lực và động lực nội tại là nền tảng bền vững để nâng cao hiệu quả hoạt động KH&CN tại Trung tâm. Trong môi trường nghiên cứu có tính kỷ luật cao và yêu cầu bảo mật như các cơ sở thuộc quân đội, động lực nội tại (niềm say mê nghiên cứu, tinh thần cống hiến, ý nghĩa nhiệm vụ quốc phòng) quyết định trực tiếp chất lượng và tính sáng tạo của kết quả nghiên cứu.

Chú trọng đào tạo phương pháp nghiên cứu, kỹ năng công bố khoa học, quản lý dự án nghiên cứu; đồng thời xây dựng văn hóa tôn vinh tri thức, đề cao trách nhiệm và danh dự nghề nghiệp của cán bộ khoa học quân đội.

a) Nội dung của giải pháp

- Nâng cao năng lực chuyên môn liên tục: Tổ chức chương trình đào tạo theo hướng học suốt đời, cập nhật công nghệ mới (AI, mô phỏng, vật liệu mới…). Khuyến khích cán bộ tự nghiên cứu, tự học có định hướng. Xây dựng lộ trình phát triển nghề nghiệp cá nhân.

- Phát triển năng lực nghiên cứu độc lập và tư duy sáng tạo: Tăng mức độ tự chủ học thuật trong đề tài. Khuyến khích đề xuất ý tưởng từ cá nhân/nhóm nhỏ. Áp dụng mô hình mentoring (chuyên gia – cán bộ trẻ).

- Tạo động lực nội tại: Nhấn mạnh ý nghĩa xã hội và quốc phòng của kết quả nghiên cứu. Ghi nhận thành tích học thuật (công bố, sáng chế, giải pháp kỹ thuật). Tạo cảm giác làm chủ công việc và tự hào nghề nghiệp cho cán bộ nghiên cứu.

- Phát triển năng lực mềm của nhà nghiên cứu: Kỹ năng viết khoa học, trình bày kỹ thuật. Kỹ năng làm việc nhóm NCKH liên ngành. Kỹ năng quản lý dự án nghiên cứu.

b) Tác động của giải pháp

Trong ngắn hạn: giải pháp giúp tăng sự chủ động của cán bộ nghiên cứu trong đề xuất và triển khai đề tài, nâng cao chất lượng sản phẩm nghiên cứu, giảm phụ thuộc vào chỉ đạo hành chính.

Trung và dài hạn: Hình thành văn hóa nghiên cứu chuyên nghiệp, tăng năng lực đổi mới sáng tạo nội sinh, xây dựng đội ngũ chuyên gia kế cận trong công nghiệp quốc phòng.

Đặc biệt trong các đơn vị tư vấn, khảo sát, thiết kế quốc phòng, giải pháp này giúp chuyển cán bộ kỹ thuật từ "làm dự án" sang "làm nghiên cứu".

c) Điều kiện thực hiện: Có cơ chế cho phép thời gian nghiên cứu cá nhân. Lãnh đạo chấp nhận rủi ro nghiên cứu và thử nghiệm. Hệ thống đánh giá ghi nhận nỗ lực học thuật, không chỉ sản phẩm cuối. Hạ tầng tri thức: thư viện số, dữ liệu, công cụ mô phỏng.

Phát triển năng lực và động lực nội tại là giải pháp mang tính "gốc rễ" trong tạo động lực nghiên cứu. Nếu cơ chế chính sách là điều kiện cần, thì động lực nội tại chính là điều kiện đủ để đội ngũ KH&CN quốc phòng duy trì sáng tạo bền vững, nâng cao năng lực tự chủ công nghệ và hình thành nguồn chuyên gia dài hạn.

5.4. Gắn nghiên cứu khoa học với yêu cầu thực tiễn nhiệm vụ quốc phòng

Định hướng đề tài nghiên cứu xuất phát từ yêu cầu thực tiễn của công tác khảo sát, thiết kế và xây dựng công trình quốc phòng; tăng cường đánh giá hiệu quả ứng dụng và khả năng chuyển giao kết quả nghiên cứu.

6. Kết luận

Tạo động lực nghiên cứu khoa học cho đội ngũ cán bộ tại Trung tâm tư vấn khảo sát thiết kế là yêu cầu mang tính chiến lược nhằm nâng cao chất lượng nguồn nhân lực KH&CN trong Quân đội. Việc triển khai đồng bộ các giải pháp về cơ chế, tổ chức, con người và môi trường nghiên cứu sẽ góp phần thúc đẩy đổi mới sáng tạo, nâng cao hiệu quả hoạt động khoa học, đáp ứng yêu cầu xây dựng Quân đội nhân dân Việt Nam hiện đại trong tình hình mới.

Tài liệu tham khảo

1. Nông Thị Điệp. (2025). *Các yếu tố ảnh hưởng đến động lực nghiên cứu khoa học của giảng viên Trường Đại học Công nghệ thông tin, Đại học quốc gia TP. Hồ Chí Minh*. https://kinhtevadubao.vn/cac-yeu-to-anh-huong-den-do-ng-lu-c-nghien-cu-u-khoa-ho-c-cu-a-gia-ng-vien-truo-ng-da-i-ho-c-cong-nghe-thong-tin-dai-hoc-quoc-gia-tp-ho-chi-minh-31831.html

2. Huỳnh Nhật Nghĩa. (2022). *Động lực nghiên cứu khoa học của giảng viên - Yếu tố tác động.* Tạp chí khoa học và công nghệ - Trường Đại học Bình Dương.

3. https://www.qdnd.vn/quoc-phong-an-ninh/xay-dung-quan-doi/tao-dong-luc-cho-can-bo-nghien-cuu-khoa-hoc-435629

4. https://nhandan.vn/tao-dong-luc-de-khuyen-khich-nghien-cuu-khoa-hoc-post519094.html

5. Herzberg, F., Mausner, B., & Snyderman, B. (1959). *The motivation to work.* New York: Wiley.

6. Maslow, A. H. (1943). A theory of human motivation. Psychological Review, 50(4), 370–396.

7. Robbins, S. P., & Judge, T. A. (2017). Organizational Behavior (17th ed.). Pearson Education.

8. Vroom, V. H. (1964). Work and Motivation. New York: Wiley.

Research on solutions to motivate research staff at the Center for Consulting, Surveying and Design in the field of national defense construction

Abstract: *In the context of accelerating military modernization and developing the defense industry towards self-reliance, dual-use, and high technology, scientific research activities at design and survey consulting centers play a crucial role in improving the quality of planning, design, and implementation of defense projects. However, practice shows that the research motivation of scientific staff in many units is still limited, affecting the effectiveness and sustainability of research activities. This study analyzes the theoretical and practical basis of creating motivation in scientific research, clarifies the specific characteristics of the defense environment, and proposes a system of solutions to enhance research motivation for staff at design and survey consulting centers. The research results contribute to improving the scientific management mechanism and enhancing the quality of human resources in science and technology in the military.*

Keywords: research motivation, defense science and technology, research staff, design and survey consulting, scientific management.

Nghiên cứu giải pháp nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN tại doanh nghiệp quốc phòng

Nguyễn Hữu Dương[1], Nguyễn Thanh Phú[2]

[1]Lớp Quản lý KH&CN K37, Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự
[2]Bộ môn Quản lý KH&CN, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: phunguyenthanh131118@gmail.com; Tel: 0903.484.246

Tóm tắt

Trong bối cảnh cuộc Cách mạng công nghiệp lần thứ tư và yêu cầu hiện đại hóa quốc phòng, đổi mới sáng tạo trở thành yếu tố quyết định năng lực cạnh tranh và tự chủ công nghệ của các doanh nghiệp quốc phòng (DNQP). Đội ngũ nhân lực khoa học và công nghệ (KH&CN) giữ vai trò trung tâm trong việc nghiên cứu, làm chủ, cải tiến và phát triển các công nghệ then chốt. Nghiên cứu tập trung phân tích cơ sở lý luận và thực tiễn về năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN trong DNQP, chỉ ra những hạn chế hiện nay, từ đó đề xuất hệ thống giải pháp nhằm nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo, đáp ứng yêu cầu xây dựng nền công nghiệp quốc phòng (CNQP) hiện đại, tự chủ và lưỡng dụng.

***Từ khóa**: Đổi mới sáng tạo; nhân lực khoa học và công nghệ; doanh nghiệp quốc phòng; năng lực công nghệ; chuyển đổi số.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh cạnh tranh chiến lược toàn cầu ngày càng gay gắt, khoa học, công nghệ (KH, CN) và đổi mới sáng tạo (ĐMST) trở thành nền tảng cốt lõi quyết định sức mạnh tổng hợp của quốc gia. Đối với lĩnh vực quốc phòng, yêu cầu xây dựng quân đội hiện đại đặt ra nhiệm vụ cấp thiết phải nâng cao năng lực nghiên cứu, làm chủ và phát triển công nghệ, đặc biệt trong các doanh nghiệp quốc phòng – lực lượng trực tiếp tham gia sản xuất, cải tiến và bảo đảm kỹ thuật vũ khí, trang bị.

Tuy nhiên, thực tiễn cho thấy năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN trong nhiều doanh nghiệp quốc phòng còn chưa tương xứng với yêu cầu phát triển, thể hiện ở hạn chế về tư duy đổi mới, phương pháp nghiên cứu, khả năng làm chủ công nghệ lõi và cơ chế khuyến khích sáng tạo. Do đó, nghiên cứu các giải pháp nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo cho đội ngũ này có ý nghĩa chiến lược, góp phần trực tiếp nâng cao hiệu quả đầu tư cho KH&CN quốc phòng.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Cách tiếp cận nghiên cứu

Nghiên cứu được thực hiện dựa trên cách tiếp cận liên ngành, kết hợp giữa: Lý thuyết về tạo động lực; Các vấn đề về đổi mới sáng tạo (đặc biệt là đổi mới sáng tạo mở); Quản trị nguồn nhân lực trong tổ chức công nghệ cao

Đồng thời, nghiên cứu tiếp cận theo hướng hệ thống và thực chứng, xem xét năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN trong doanh nghiệp quốc phòng như một thành tố của hệ sinh thái đổi mới sáng tạo trong công nghiệp quốc phòng.

2.2. Khung phân tích nghiên cứu

Nghiên cứu xây dựng khung phân tích năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN dựa trên 3 nhóm yếu tố chính:

- Năng lực cá nhân. Gồm: Trình độ chuyên môn; Kỹ năng sáng tạo và tư duy đổi mới; Khả năng học hỏi và thích ứng công nghệ.

- Môi trường tổ chức. Gồm: Cơ chế quản lý và khuyến khích đổi mới; Văn hóa tổ chức; Điều kiện cơ sở vật chất và hạ tầng R&D.

- Cơ chế chính sách và liên kết bên ngoài. Gồm: Chính sách KH&CN; Cơ chế hợp tác viện – doanh nghiệp; Mức độ tham gia hệ sinh thái đổi mới sáng tạo.

Khung phân tích này làm cơ sở để thiết kế công cụ khảo sát và đề xuất giải pháp.

2.3. Phương pháp thu thập dữ liệu

2.3.1. Phương pháp nghiên cứu tài liệu

Thu thập và phân tích các tài liệu:

- Văn bản chính sách về KH&CN và công nghiệp quốc phòng

- Báo cáo tổng kết hoạt động KH&CN tại một số doanh nghiệp quốc phòng

- Các công trình nghiên cứu trong và ngoài nước

Mục đích: Xây dựng cơ sở lý luận; Xác định tiêu chí đánh giá năng lực đổi mới sáng tạo

2.3.2. Phương pháp khảo sát bằng phỏng vấn

Đối tượng khảo sát: Cán bộ nghiên cứu, Kỹ sư, chuyên gia kỹ thuật, Cán bộ quản lý KH&CN trong doanh nghiệp quốc phòng.

Nội dung khảo sát: Đánh giá năng lực cá nhân, mức độ tham gia hoạt động đổi mới sáng tạo, nhận thức về cơ chế, chính sách hỗ trợ.

2.3.3. Phương pháp phỏng vấn chuyên gia

Đối tượng: Nhà quản lý trong doanh nghiệp quốc phòng, các chuyên gia về quản lý KH&CN, các nhà khoa học có kinh nghiệm triển khai nhiệm vụ quốc phòng.

Nội dung: Đánh giá thực trạng; xác định rào cản; gợi ý giải pháp chính sách về hoạt động ĐMST tại doanh nghiệp quốc phòng;

2.3.4. Phương pháp phân tích dữ liệu

Đề tài tập trung vào phân tích định tính. Sử dụng phương pháp: Tổng hợp, so sánh, phân tích nội dung, phân tích chính sách. Nhằm làm rõ: bối cảnh và đặc thù của doanh nghiệp quốc phòng, các yếu tố ảnh hưởng đến năng lực đổi mới sáng tạo.

2.3.5. Phương pháp đề xuất giải pháp

Nghiên cứu sử dụng: Phương pháp chuyên gia, phương pháp tổng hợp và suy luận logic

Các giải pháp được xây dựng theo nguyên tắc: phù hợp đặc thù DNQP, có tính khả thi, gắn với cơ chế chính sách hiện hành.

3. Cơ sở lý luận về năng lực đổi mới sáng tạo của nhân lực KH&CN

3.1. Khái niệm và nội hàm năng lực đổi mới sáng tạo

Theo [9]: Năng lực đổi mới là khả năng của tổ chức trong việc liên tục chuyển đổi tri thức và ý tưởng thành các sản phẩm, quy trình và hệ thống mới nhằm tạo ra giá trị.

Dựa trên lý thuyết năng lực của [8]: Năng lực là đặc điểm nền tảng của cá nhân bao gồm tri thức, kỹ năng, thái độ và động cơ, có quan hệ nhân quả với hiệu quả thực hiện công việc.

Năng lực đổi mới sáng tạo của nhân lực KH&CN là tập hợp các đặc điểm năng lực của cá nhân bao gồm tri thức, kỹ năng, kinh nghiệm, thái độ và động lực cho phép tạo ra, tiếp thu và ứng dụng hiệu quả tri thức, công nghệ mới nhằm hình thành các sản phẩm, quy trình và giải pháp mới [7,8,9].

Năng lực này bao gồm các thành tố cơ bản: Năng lực tư duy sáng tạo và giải quyết vấn đề; Năng lực nghiên cứu và phát triển (R&D); Năng lực làm chủ và cải tiến công nghệ; Năng lực liên kết, hợp tác và chuyển giao công nghệ; Năng lực thích ứng với thay đổi công nghệ nhanh chóng.

3.2. Đặc thù của nhân lực KH&CN trong doanh nghiệp quốc phòng

So với khu vực dân sự, nhân lực KH&CN trong doanh nghiệp quốc phòng có những đặc thù: Hoạt động trong môi trường kỷ luật cao, yêu cầu bảo mật nghiêm ngặt; Gắn với nhiệm vụ chiến lược, lâu dài của quốc phòng – an ninh; Chịu tác động của cơ chế quản lý đặc thù, ít linh hoạt hơn khu vực tư nhân; Đòi hỏi trình độ kỹ thuật cao và khả năng làm chủ công nghệ lõi. Những đặc điểm này vừa tạo lợi thế, vừa đặt ra thách thức đối với việc phát triển năng lực đổi mới sáng tạo.

4. Thực trạng năng lực đổi mới sáng tạo của nhân lực KH&CN trong các doanh nghiệp quốc phòng

4.1. Kết quả đạt được

Trong tiến trình lãnh đạo, Đảng ta luôn xác định, con người là trung tâm, nguồn lực quan trọng để phát triển kinh tế - xã hội và công nghiệp hóa, hiện đại hóa đất nước. Đại hội XIII của Đảng đã chỉ rõ: "Xây dựng con người Việt Nam phát triển toàn diện, có sức khỏe, năng lực, trình độ, có ý thức, trách nhiệm cao đối với bản thân, gia đình, xã hội và Tổ quốc. Đẩy mạnh phát triển nguồn nhân lực, nhất là nhân lực chất lượng cao...” [3].

Đối với ngành Công nghiệp quốc phòng (CNQP), việc đổi mới sáng tạo trong nghiên cứu KH&CN phục vụ sản xuất quốc phòng ngày càng được quan tâm, với những yêu cầu cao hơn, tự lực, tự chủ chế tạo ra nhiều chủng loại vũ khí, trang bị kỹ thuật (VKTBKT) hiện đại hơn, có nhiều tính năng ưu việt, vượt trội so với sản phẩm hiện có. Nghiên cứu KH&CN phục vụ sản xuất quốc phòng cần tự chủ trong nghiên cứu, sản xuất các loại VKTBKT hiện đại, phù hợp với điều kiện địa chính trị - xã hội và yêu cầu tác chiến của Quân đội.

Từ chủ trương của Đảng và Nhà nước, Bộ Quốc phòng đã thiết thực đầu tư phát triển nguồn nhân lực, vật lực để hướng đến mục tiêu tự chủ về vũ khí, khí tài. Tổng cục Công nghiệp quốc phòng đã sản xuất các mẫu súng bộ binh STV (súng tiểu liên Việt Nam) và SPL (súng phóng lựu).

Viettel đã nghiên cứu, chế tạo hàng loạt UAV các loại, trong đó có UAV trinh sát hạng nhẹ tầm trung VU-R70, UAV trinh sát hạng nhẹ tầm ngắn VU-R50, UAV cảm tử (đạn tuần kích) VU-C2. Một số vũ khí, khí tài điển hình khác gồm: Tổ hợp tên lửa phòng không S-125-VT, hệ thống tác chiến điện tử, radar cảnh giới biển, hệ thống tên lửa bờ Trường Sơn với tên lửa hành trình diệt hạm Sông Hồng.

Trong xu thế toàn cầu chuyển dịch mạnh mẽ sang nền kinh tế tri thức với nền tảng là khoa học và công nghệ (KH&CN), chuyển đổi số, nhiều DNQP ngày càng nhận thức sâu sắc và xác định rõ muốn nâng cao sức cạnh tranh thì phải quan tâm hơn nữa đến yếu tố con

người, chủ thể khai thác các tiềm năng, ứng dụng tiến bộ khoa học kỹ thuật vào sản xuất, kinh doanh; tạo ra lợi ích và sự phát triển bền vững của doanh nghiệp.

Nhân lực KH&CN là thành phần cốt lõi của công nghiệp quốc phòng. Theo Luật về công nghiệp quốc phòng, nhân lực phục vụ lĩnh vực này bao gồm:

+ Nhân lực tại cơ sở công nghiệp quốc phòng nòng cốt

+ Nhân lực tại cơ sở công nghiệp quốc phòng khác

+ Nhân lực cơ sở động viên công nghiệp

+ Đội ngũ nghiên cứu, thiết kế, chế tạo, làm chủ công nghệ quốc phòng

Điều này cho thấy nhân lực KH&CN không chỉ là nhà khoa học mà bao gồm toàn bộ lực lượng R&D và kỹ sư công nghệ quốc phòng.

Điểm mạnh của nhân lực KH&CN CNQP Việt Nam:

- Có nền tảng khoa học – kỹ thuật tương đối tốt: nhân lực R&D tăng về số lượng, tỷ lệ thạc sĩ, tiến sĩ tăng, đội ngũ chuyên gia kỹ thuật cao mở rộng. Đội ngũ cán bộ khoa học kỹ thuật phát triển cả về số lượng và chất lượng, đã hình thành các tổ, nhóm nghiên cứu mạnh trong một số lĩnh vực mũi nhọn.

- Có kinh nghiệm nghiên cứu ứng dụng và làm chủ công nghệ khó: cơ điện tử quân sự, vật liệu, chế tạo cơ khí chính xác, điện tử – radar, UAV, công nghệ lưỡng dụng.

- Mô hình nhân lực gắn với sản xuất: viện nghiên cứu – nhà máy – quân đội có mối liên kết, nhà khoa học tham gia trực tiếp chế tạo, nghiên cứu định hướng nhiệm vụ. Hệ thống nhà máy, viện nghiên cứu được đầu tư tương đối đồng bộ với nhiều phòng thí nghiệm, dây chuyền hiện đại.

- Nhiều doanh nghiệp quốc phòng đã hình thành các trung tâm R&D, phòng thiết kế; đã làm chủ nhiều công nghệ nền, công nghệ lõi và công nghệ chiến lược.

- Một số sản phẩm, công nghệ đã từng bước làm chủ, giảm phụ thuộc nhập khẩu. Công nghiệp quốc phòng Việt Nam đã chế tạo thành công, sản xuất hàng loạt và đưa vào trang bị nhiều loại vũ khí mới, công nghệ cao. Hiện nay chúng ta cơ bản bảo đảm được vũ khí trang bị lục quân; tự chủ trong thiết kế, đóng mới các loại tàu quân sự hiện đại và một số vũ khí trên tàu; làm chủ thiết kế, sản xuất hầu hết các loại khí tài quân sự hiện đại, các hệ thống tự động hóa chỉ huy điều khiển đến cấp chiến lược. CNQP Việt Nam đã làm chủ sản xuất nhiều loại vật tư đặc chủng, trong đó có nhiều chủng loại thuốc phóng, thuốc nổ mạnh mà không nhiều nước sản xuất được. Gần đây, một số loại vũ khí có ý nghĩa chiến lược mới đã được sản xuất hàng loạt và đưa vào trang bị với tiến độ vượt nhiều năm so với kế hoạch.

- Hoạt động đổi mới sáng tạo có chuyển biến tích cực: CNQP đã đóng vai trò hạt nhân trong nghiên cứu, sản xuất các sản phẩm lưỡng dụng; triển khai trung tâm dữ liệu quy mô lớn và siêu lớn, nhà máy chip bán dẫn; nhiều nhà khoa học đã công bố bài báo quốc tế và sở hữu bằng sáng chế trong và ngoài nước. Điều này vừa tăng cường năng lực quốc phòng, vừa thúc đẩy phát triển công nghệ quốc gia.

4.2. Những hạn chế và nguyên nhân

Bên cạnh những thành tựu đã đạt được, việc xây dựng, phát triển nguồn nhân lực ngành CNQP vẫn còn một số hạn chế, như: công tác quy hoạch chưa mang tính toàn diện, cơ bản,

lâu dài; nội dung, chương trình và cơ sở vật chất trong các học viện, nhà trường trực tiếp đào tạo nguồn nhân lực cho CNQP còn hạn chế; số lượng, chất lượng và cơ cấu nguồn nhân lực trong Tổng cục CNQP chưa đáp ứng được yêu cầu phát triển của ngành trong thời kỳ mới. Nghị quyết Đại hội đại biểu Đảng bộ Quân đội lần thứ XI, nhiệm kỳ 2020-2025, chỉ rõ: Công tác bảo đảm kỹ thuật có nội dung chưa theo kịp sự phát triển của vũ khí, trang bị kỹ thuật mới; khả năng khai thác, làm chủ và nghiên cứu, chế tạo, sản xuất vũ khí mới, vũ khí công nghệ cao còn nhiều hạn chế, nhất là làm chủ công nghệ nền, công nghệ lõi; chậm cụ thể hóa và triển khai thực hiện chủ trương xây dựng Tổ hợp CNQP [5]. Nhân lực KH&CN CNQP hiện còn thiếu chuyên gia công nghệ lõi sâu, đặc biệt các lĩnh vực: bán dẫn, AI quân sự, vật liệu mới cao cấp, hệ thống phức hợp.

Cơ cấu tuổi và thế hệ: nghiên cứu về nhân lực KH&CN CNQP cho thấy: khoảng cách thế hệ nhà khoa học, thiếu lớp kế cận chất lượng cao ở lĩnh vực kỹ thuật sâu, khó cạnh tranh nhân lực với khu vực dân sự.

Môi trường R&D đặc thù (bảo mật) ảnh hưởng đến hoạt động trao đổi học thuật, hệ quả là: khó công bố quốc tế, khó thu hút chuyên gia bên ngoài, luân chuyển tri thức chậm hơn hệ dân sự.

Những hạn chế trên đây, có thể rút ra một số nguyên nhân sau:

- Cơ chế khuyến khích sáng tạo còn hạn chế, chưa tạo động lực mạnh mẽ;
- Thiếu môi trường thử nghiệm, sáng tạo mở;
- Chưa hình thành hệ sinh thái đổi mới sáng tạo nội bộ;
- Liên kết giữa doanh nghiệp – viện nghiên cứu – trường đại học còn hạn chế;
- Chưa khai thác hiệu quả công cụ số trong quản lý tri thức và R&D.

Nhân lực KH&CN của CNQP Việt Nam có nền tảng kỹ thuật tốt, giàu kinh nghiệm nghiên cứu ứng dụng và gắn chặt với sản xuất, góp phần quan trọng vào quá trình làm chủ công nghệ và phát triển sản phẩm quốc phòng. Tuy nhiên, lực lượng này vẫn đối mặt với hạn chế về chuyên gia công nghệ lõi, cơ cấu thế hệ và khả năng hội nhập học thuật quốc tế, đòi hỏi chính sách phát triển nhân lực dài hạn và chiến lược.

5. Giải pháp nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo cho đội ngũ nhân lực KH&CN tại các doanh nghiệp quốc phòng

5.1. Hoàn thiện cơ chế, chính sách thúc đẩy đổi mới sáng tạo

* Xây dựng cơ chế khuyến khích nghiên cứu, sáng kiến, cải tiến kỹ thuật.

Cơ chế khuyến khích tạo động lực trực tiếp cho cán bộ khoa học, kỹ sư và người lao động tham gia hoạt động R&D, đề xuất sáng kiến và cải tiến quy trình. Trong môi trường doanh nghiệp quốc phòng – nơi nghiên cứu gắn chặt với nhiệm vụ và yêu cầu bảo mật – động lực thể chế đóng vai trò quyết định để chuyển tri thức thành sản phẩm và công nghệ mới. Về bản chất, giải pháp này tác động đến thành tố động lực và môi trường đổi mới, là thành phần cốt lõi của năng lực đổi mới sáng tạo theo tiếp cận năng lực.

Nội dung triển khai chủ yếu:

- Cơ chế tài chính khuyến khích: thưởng sáng kiến, chia sẻ lợi ích từ kết quả R&D, quỹ đổi mới sáng tạo nội bộ.

- Cơ chế ghi nhận – đánh giá: đưa kết quả nghiên cứu, sáng kiến vào tiêu chí thi đua, bổ nhiệm, xét nâng lương.

- Cơ chế bảo hộ và khai thác kết quả: hỗ trợ đăng ký sở hữu trí tuệ, chuyển giao nội bộ, thương mại hóa sản phẩm lưỡng dụng.

- Tổ chức phong trào sáng kiến kỹ thuật: chương trình cải tiến liên tục, nhóm nghiên cứu – kỹ thuật trong nhà máy.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Tăng số lượng và chất lượng sáng kiến kỹ thuật.

+ Thúc đẩy đổi mới từ dưới lên.

+ Rút ngắn khoảng cách nghiên cứu – sản xuất.

+ Hình thành văn hóa đổi mới trong doanh nghiệp quốc phòng.

Qua đó nâng cao năng lực hấp thụ công nghệ, năng lực cải tiến và năng lực phát triển sản phẩm mới.

* Đổi mới cơ chế đánh giá, đãi ngộ theo kết quả sáng tạo.

Cơ chế đánh giá và đãi ngộ theo kết quả sáng tạo chuyển trọng tâm từ đánh giá theo quá trình, thâm niên sang đánh giá theo giá trị đầu ra đổi mới (sản phẩm, công nghệ, sáng kiến, bằng sở hữu trí tuệ). Điều này tạo động lực mạnh để cá nhân và nhóm nghiên cứu tập trung vào kết quả thực chất, thúc đẩy hành vi đổi mới. Giải pháp tác động trực tiếp đến thành tố động lực, hiệu quả thực hiện và văn hóa đổi mới trong năng lực đổi mới sáng tạo.

Nội dung triển khai chủ yếu gồm:

+ Đổi mới tiêu chí đánh giá: gắn đánh giá nhân lực KH&CN với kết quả R&D, mức độ làm chủ công nghệ, giá trị ứng dụng và tác động nhiệm vụ quốc phòng.

+ Đãi ngộ theo giá trị sáng tạo: thưởng theo sản phẩm, chia sẻ lợi ích từ sáng kiến, chế độ thu nhập tăng thêm cho nhóm nghiên cứu trọng điểm.

+ Đa dạng hình thức ghi nhận: thăng tiến chuyên gia, danh hiệu khoa học – kỹ thuật, cơ chế "cấp bậc chuyên gia" song song với quản lý.

+ Đánh giá theo nhóm và dự án: phản ánh đặc thù đổi mới công nghệ mang tính liên ngành và theo hệ thống.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Khuyến khích tập trung vào đổi mới có giá trị thực.

+ Nâng cao chất lượng và tính ứng dụng của kết quả nghiên cứu.

+ Thu hút, giữ chân nhân lực KH&CN trình độ cao.

+ Hình thành cạnh tranh tích cực và văn hóa hướng kết quả trong R&D quốc phòng.

Qua đó nâng cao năng lực phát triển công nghệ, năng lực thiết kế và năng lực tạo sản phẩm mới.

* Tạo hành lang pháp lý linh hoạt cho hoạt động R&D trong doanh nghiệp quốc phòng.

Hoạt động R&D có đặc trưng rủi ro cao, chu kỳ dài và khó dự báo kết quả. Nếu cơ chế pháp lý quá cứng nhắc (về tài chính, thủ tục, nghiệm thu, mua sắm…), sẽ hạn chế thử nghiệm công nghệ mới và làm giảm động lực sáng tạo. Vì vậy, hành lang pháp lý linh hoạt giúp tạo

không gian thử nghiệm, chấp nhận rủi ro hợp lý và thúc đẩy đổi mới. Giải pháp này tác động đến môi trường thể chế đổi mới, một thành tố nền tảng của năng lực đổi mới sáng tạo.

Nội dung triển khai chủ yếu:

+ Linh hoạt cơ chế tài chính R&D: khoán chi theo kết quả, cho phép điều chỉnh nội dung nghiên cứu, quỹ thử nghiệm công nghệ.

+ Cơ chế thử nghiệm công nghệ: cho phép thử nghiệm sản phẩm, quy trình mới trong phạm vi kiểm soát trước khi triển khai rộng.

+ Đơn giản hóa thủ tục R&D: rút gọn quy trình phê duyệt nhiệm vụ, mua sắm thiết bị nghiên cứu, hợp tác công nghệ.

+ Cơ chế hợp tác linh hoạt: tạo điều kiện liên kết viện – trường – doanh nghiệp – đơn vị quốc phòng, kể cả hợp tác lưỡng dụng.

+ Quy định rõ về sở hữu trí tuệ và khai thác kết quả: bảo đảm quyền lợi tổ chức và nhà khoa học.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Tăng khả năng thử nghiệm và chấp nhận rủi ro công nghệ.

+ Đẩy nhanh chu kỳ nghiên cứu – phát triển – ứng dụng.

+ Nâng cao năng lực hấp thụ và làm chủ công nghệ mới.

+ Khuyến khích sáng kiến đột phá thay vì chỉ cải tiến nhỏ.

Qua đó tạo nền tảng cho đổi mới công nghệ trong doanh nghiệp quốc phòng.

5.2. Phát triển nguồn nhân lực KH&CN chất lượng cao

* Đổi mới chương trình đào tạo, bồi dưỡng theo hướng gắn nghiên cứu với thực tiễn.

Năng lực đổi mới sáng tạo hình thành chủ yếu thông qua quá trình giải quyết vấn đề thực tế. Việc đổi mới chương trình đào tạo theo hướng gắn nghiên cứu với nhiệm vụ sản xuất, thiết kế và làm chủ công nghệ giúp rút ngắn khoảng cách giữa tri thức học thuật và yêu cầu công nghệ quốc phòng. Giải pháp tác động trực tiếp đến thành tố tri thức, kỹ năng và kinh nghiệm thực tiễn của năng lực đổi mới sáng tạo.

Nội dung triển khai chủ yếu:

+ Thiết kế chương trình đào tạo theo nhiệm vụ công nghệ: học thông qua dự án R&D, bài toán kỹ thuật thực của doanh nghiệp quốc phòng.

+ Mô hình đào tạo gắn với sản xuất: luân chuyển cán bộ giữa viện nghiên cứu – nhà máy – đơn vị khai thác, đào tạo tại hiện trường công nghệ.

+ Tăng cường đào tạo liên ngành và công nghệ mới: AI, hệ thống nhúng, vật liệu mới, công nghệ số, thiết kế hệ thống phức hợp.

+ Phát triển năng lực đổi mới và tư duy thiết kế: đào tạo về phương pháp nghiên cứu, thiết kế kỹ thuật, đổi mới sáng tạo và quản lý công nghệ.

+ Hợp tác đào tạo với viện – trường – doanh nghiệp công nghệ: chương trình đồng đào tạo, chuyên gia thực tiễn tham gia giảng dạy.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Nâng cao năng lực giải quyết vấn đề công nghệ thực.

+ Tăng năng lực hấp thụ và làm chủ công nghệ mới.

+ Hình thành tư duy đổi mới và năng lực thiết kế hệ thống.

+ Tạo nguồn chuyên gia công nghệ lõi cho doanh nghiệp quốc phòng.

Qua đó nâng cao chất lượng R&D và khả năng phát triển sản phẩm mới.

* Tăng cường hợp tác đào tạo với các viện nghiên cứu, trường đại học.

Hợp tác đào tạo với viện nghiên cứu và trường đại học giúp doanh nghiệp quốc phòng tiếp cận tri thức mới, phương pháp nghiên cứu tiên tiến và nguồn nhân lực chất lượng cao. Điều này tạo cầu nối giữa nghiên cứu cơ bản, nghiên cứu ứng dụng và phát triển sản phẩm, qua đó thúc đẩy đổi mới sáng tạo. Giải pháp tác động trực tiếp đến nguồn tri thức, năng lực học hỏi và năng lực hấp thụ công nghệ của nhân lực KH&CN.

Nội dung triển khai chủ yếu:

+ Chương trình đào tạo liên kết: đồng xây dựng chương trình thạc sĩ, tiến sĩ theo định hướng công nghệ quốc phòng.

+ Đào tạo theo dự án R&D chung: cán bộ doanh nghiệp tham gia nhóm nghiên cứu tại viện, trường; giảng viên tham gia dự án công nghệ của doanh nghiệp.

+ Trao đổi chuyên gia và giảng viên thỉnh giảng: chuyên gia doanh nghiệp tham gia giảng dạy, nhà khoa học tham gia tư vấn kỹ thuật.

+ Phòng thí nghiệm và trung tâm nghiên cứu chung: khai thác cơ sở vật chất, thiết bị nghiên cứu hiện đại.

+ Phát triển nguồn nhân lực kế cận: đặt hàng đào tạo, học bổng, chương trình thực tập và tuyển dụng sớm.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Cập nhật tri thức và công nghệ mới nhanh hơn.

+ Nâng cao năng lực nghiên cứu và thiết kế công nghệ.

+ Tăng khả năng hình thành ý tưởng và giải pháp liên ngành.

+ Thu hút và phát triển nguồn nhân lực KH&CN chất lượng cao.

Qua đó nâng cao năng lực R&D và năng lực phát triển công nghệ của doanh nghiệp quốc phòng.

* Thu hút, trọng dụng chuyên gia đầu ngành, chuyên gia trẻ tài năng.

Chuyên gia đầu ngành giữ vai trò dẫn dắt công nghệ, định hướng nghiên cứu và giải quyết các bài toán kỹ thuật phức tạp; trong khi chuyên gia trẻ tài năng là lực lượng tạo ra ý tưởng mới, tiếp cận nhanh công nghệ mới. Việc kết hợp hai nhóm này giúp hình thành đội ngũ đổi mới có chiều sâu và tính kế cận. Giải pháp tác động trực tiếp đến thành tố chất lượng nhân lực và năng lực tạo tri thức mới trong năng lực đổi mới sáng tạo.

Nội dung triển khai chủ yếu:

+ Chính sách thu hút cạnh tranh: cơ chế tuyển dụng linh hoạt, đãi ngộ theo năng lực, chế độ hợp đồng chuyên gia.

+ Cơ chế trọng dụng chuyên gia: trao quyền học thuật, chủ trì nhiệm vụ R&D trọng điểm, phát triển nhóm nghiên cứu mạnh.

+ Phát hiện và bồi dưỡng tài năng trẻ: chương trình học bổng, tuyển dụng sớm, nhóm nghiên cứu trẻ.

+ Môi trường làm việc thuận lợi cho chuyên gia: điều kiện nghiên cứu, thiết bị, hỗ trợ kỹ thuật, giảm thủ tục hành chính.

+ Cơ chế sử dụng chuyên gia linh hoạt: chuyên gia kiêm nhiệm, chuyên gia thỉnh giảng, chuyên gia hợp tác lưỡng dụng.

Tác động của giải pháp đối với năng lực đổi mới sáng tạo:

+ Nâng cao năng lực nghiên cứu công nghệ lõi.

+ Tăng khả năng hình thành ý tưởng đột phá.

+ Rút ngắn thời gian làm chủ công nghệ phức tạp.

+ Xây dựng nhóm nghiên cứu mạnh và nguồn nhân lực kế cận.

Qua đó nâng cao năng lực phát triển công nghệ và năng lực đổi mới của doanh nghiệp quốc phòng.

5.3. Ứng dụng chuyển đổi số trong quản lý và đổi mới sáng tạo

- Xây dựng hệ thống quản lý tri thức và cơ sở dữ liệu công nghệ;
- Ứng dụng AI, dữ liệu lớn trong phân tích xu hướng công nghệ;
- Phát triển nền tảng số hỗ trợ nghiên cứu, thiết kế và mô phỏng.

5.4. Xây dựng hệ sinh thái đổi mới sáng tạo trong doanh nghiệp quốc phòng

- Tăng cường liên kết "Nhà nước – Nhà khoa học – Doanh nghiệp – Quân đội";
- Hình thành các không gian đổi mới sáng tạo, phòng thí nghiệm mở;
- Khuyến khích hợp tác quốc tế có chọn lọc, bảo đảm an ninh – an toàn.

6. Kết luận và khuyến nghị

Nâng cao năng lực đổi mới sáng tạo của đội ngũ nhân lực KH&CN là nhiệm vụ chiến lược, có ý nghĩa quyết định đối với sự phát triển bền vững của doanh nghiệp quốc phòng. Việc triển khai đồng bộ các giải pháp về thể chế, nhân lực, công nghệ và môi trường đổi mới sẽ góp phần xây dựng nền công nghiệp quốc phòng tự chủ, hiện đại, đáp ứng yêu cầu bảo vệ Tổ quốc trong tình hình mới.

Kết quả nghiên cứu phản ánh tương đối đầy đủ thực trạng, tuy nhiên vẫn có hạn chế do:

+ Phạm vi khảo sát chưa bao phủ toàn bộ doanh nghiệp quốc phòng.

+ Một số thông tin bị hạn chế do tính chất bảo mật.

Khuyến nghị

- Hoàn thiện chiến lược phát triển nguồn nhân lực KH&CN quốc phòng;
- Ưu tiên đầu tư cho đổi mới sáng tạo và nghiên cứu công nghệ lõi;
- Tăng cường liên kết viện – trường – doanh nghiệp – đơn vị quân đội.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Quang Chính, Phạm Thị Thanh Bình. (2025). *Phát triển nhân lực khoa học, công nghệ Việt Nam trong bối cảnh chuyển đổi số*. https://tapchicongsan.org.vn/web/guest/ngan-hang-quan-doi/-/2018/1163502/view_content#

2. Trần Thị Bích Dung , Trần Bá Thọ. (2024). *Nguồn nhân lực cho khoa học - công nghệ và đổi mới sáng tạo vì mục tiêu phát triển bền vững*. https://tapchicongthuong.vn/nguon-nhan-luc-cho-khoa-hoc-cong-nghe-va-doi-moi-sang-tao-vi-muc-tieu-phat-trien-ben-vung-127810.htm

3. Đảng Cộng sản Việt Nam. *Văn kiện Đại hội đại biểu toàn quốc lần thứ XIII. Tập I*. H. NXB Chính trị quốc gia Sự thật, 2021, tr. 203 – 204, 231.

4. Trần Thị Minh Trâm, Lê Văn Phục. (2023). *Phát triển nguồn nhân lực khoa học, công nghệ và đổi mới sáng tạo ở các tỉnh miền Trung và Tây Nguyên hiện nay*. https://www.tapchicongsan.org.vn/web/guest/kinh-te/-/2018/827162/phat-trien-nguon-nhan-luc-khoa-hoc%2C-cong-nghe-va-doi-moi-sang-tao-o-cac-tinh-mien-trung-va-tay-nguyen-hien-nay.aspx#

5. Lê Huy Vịnh. (2025). *Toàn quân đột phá phát triển khoa học, công nghệ, đổi mới sáng tạo và chuyển đổi số*. https://tapchiqptd.vn/vi/chuyen-luan-chi-dao/toan-quan-dot-pha-phat-trien-khoa-hoc-cong-nghe-doi-moi-sang-tao-va-chuyen-doi-so/24166.html

6. Freeman, C. (1995). The "National System of Innovation" in historical perspective. Cambridge Journal of Economics, 19(1), 5–24.

7. OECD. (2021). OECD Science, Technology and Innovation Outlook.

8. Spencer, L. M., & Spencer, S. M. (1993). *Competence at Work*.

9. Wang, C. L., & Ahmed, P. K. (2004). *The development and validation of the organisational innovativeness construct*. Technovation.

Researching solutions to enhance the innovation capacity of the science and technology workforce in defense enterprises

Abstract: *In the context of the Fourth Industrial Revolution and the demands of national defense modernization, innovation has become a decisive factor in the competitiveness and technological self-reliance of defense enterprises (DEs). The scientific and technological workforce plays a central role in researching, mastering, improving, and developing key technologies. This study focuses on analyzing the theoretical and practical basis of the innovation capacity of the scientific and technological workforce in DEs, identifying current limitations, and proposing a system of solutions to enhance innovation capacity, meeting the requirements of building a modern, self-reliant, and dual-use defense industry.*

Keywords: Innovation; scientific and technological workforce; defense enterprises; technological capability; digital transformation.

Nâng cao hiệu quả hoạt động nghiên cứu trong lĩnh vực khoa học xã hội trước bối cảnh chuyển đổi số và cách mạng công nghiệp 4.0

Nguyễn Hữu Hưng[1], Nguyễn Thanh Phú[2]
[1]Lớp Quản lý KH&CN K37, Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự
[2]Bộ môn Quản lý KH&CN, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự
Email:sqhungmap@gmail.com; Tel: 0976.727.888

Tóm tắt

Trong bối cảnh chuyển đổi số toàn cầu và tác động sâu rộng của Cách mạng công nghiệp lần thứ tư, hệ thống nghiên cứu khoa học xã hội đang trải qua những biến đổi mang tính cấu trúc về phương pháp nghiên cứu, mô hình quản trị và cơ chế lan tỏa tri thức. Nghiên cứu này đề xuất một khung phân tích tích hợp nhằm đánh giá hiệu quả hoạt động nghiên cứu khoa học xã hội trong điều kiện chuyển đổi số. Thông qua phương pháp phân tích tài liệu, so sánh chính sách quốc tế và xây dựng mô hình khái niệm, bài viết xác định bốn trụ cột cốt lõi: hạ tầng số, năng lực nghiên cứu, quản trị nghiên cứu và tác động xã hội. Trên cơ sở đó, một hệ thống chỉ số KPI được đề xuất nhằm lượng hóa hiệu quả nghiên cứu. So sánh quốc tế với các quốc gia OECD cung cấp cơ sở tham chiếu quan trọng. Kết quả cho thấy chuyển đổi số không chỉ là công cụ hỗ trợ mà đang tái cấu trúc toàn bộ chu trình nghiên cứu khoa học xã hội.

Từ khóa: *khoa học xã hội; chuyển đổi số; công nghiệp 4.0; hiệu quả nghiên cứu; quản trị khoa học; KPI.*

1. Mở đầu

Trong hai thập niên đầu thế kỷ XXI, chuyển đổi số và các làn sóng cách mạng công nghiệp (từ CMCN 4.0 đến xu hướng phát triển các hệ thống AI tổng quát – AI 5.0) đã mở ra bước ngoặt lớn trong sự phát triển của khoa học và công nghệ. Các công nghệ như trí tuệ nhân tạo (AI), dữ liệu lớn (Big Data), học máy (Machine Learning), Internet vạn vật (IoT), điện toán đám mây (Cloud Computing), phân tích dự báo (Predictive Analytics)… đang mở ra phương thức mới để thu thập, lưu trữ, xử lý và khai thác thông tin.

Trong bối cảnh đó, khoa học xã hội (KHXH) đứng trước yêu cầu đổi mới mạnh mẽ hơn bao giờ hết. Nếu đặc trưng truyền thống của KHXH là nhấn mạnh quan sát định tính, phỏng vấn, khảo sát quy mô hạn chế và phân tích mô tả, thì hiện nay, sự xuất hiện của "dữ liệu xã hội lớn" (social big data), các nền tảng số, hệ thống thông tin quản trị và phân tích tự động đang tạo ra nhiều cơ hội mới để nghiên cứu xã hội ở độ sâu, độ rộng và độ chính xác cao hơn.

Chính vì vậy, yêu cầu đặt ra là: làm thế nào để nâng cao hiệu quả nghiên cứu KHXH trong bối cảnh mới? Đây là vấn đề quan trọng không chỉ đối với giới học thuật mà còn đối với các cơ quan hoạch định chính sách, bởi kết quả nghiên cứu KHXH tác động trực tiếp đến quản trị xã hội, phát triển con người, thiết kế chính sách công và ổn định xã hội trong dài hạn.

2. Cơ sở lý luận

2.1. Khái niệm hiệu quả nghiên cứu khoa học trong KHXH

"Hiệu quả nghiên cứu khoa học" được hiểu là mức độ mà hoạt động nghiên cứu đạt được mục tiêu đặt ra, với việc tối ưu hóa nguồn lực, thời gian và tối đa hóa giá trị ứng dụng của kết quả nghiên cứu [1].

Trong KHXH, hiệu quả nghiên cứu phụ thuộc vào:

* Tính khách quan, tính khoa học của phương pháp nghiên cứu.

Thứ nhất, tính khách quan bảo đảm kết quả nghiên cứu phản ánh đúng bản chất hiện tượng xã hội.

Đối tượng của khoa học xã hội gắn với con người và hành vi xã hội nên dễ chịu ảnh hưởng bởi quan điểm, định kiến hoặc lợi ích của nhà nghiên cứu. Việc sử dụng các quy trình

chuẩn hóa (thiết kế mẫu, bảng hỏi, quy trình phỏng vấn, kiểm định độ tin cậy…) giúp hạn chế thiên lệch chủ quan, từ đó nâng cao tính xác thực của dữ liệu. Nhiều nghiên cứu xã hội học thực nghiệm cho thấy nếu không kiểm soát thiên lệch khảo sát (sampling bias, response bias) thì kết luận có thể sai lệch đáng kể, làm giảm hiệu quả ứng dụng trong chính sách [4].

Thứ hai, tính khoa học của phương pháp quyết định độ tin cậy và khả năng kiểm chứng của nghiên cứu.

Phương pháp khoa học yêu cầu quy trình rõ ràng, có thể lặp lại, có công cụ đo lường phù hợp và có kiểm định thống kê hoặc logic lý luận. Trong khoa học xã hội hiện đại, việc kết hợp phương pháp định tính và định lượng (mixed-method) giúp tăng độ mạnh của bằng chứng và khắc phục hạn chế của từng phương pháp riêng lẻ. Theo [6], lựa chọn và thiết kế phương pháp phù hợp là yếu tố cốt lõi quyết định chất lượng và giá trị suy luận của nghiên cứu xã hội.

Thứ ba, bằng chứng thực tiễn cho thấy phương pháp nghiên cứu ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu quả ứng dụng.

Các nghiên cứu chính sách công dựa trên thiết kế thực nghiệm hoặc dữ liệu lớn thường có giá trị dự báo và khả năng hỗ trợ ra quyết định cao hơn so với nghiên cứu mô tả đơn thuần. Sự phát triển của hướng khoa học xã hội tính toán cũng cho thấy khi phương pháp được chuẩn hóa và ứng dụng công nghệ phân tích dữ liệu, hiệu quả nghiên cứu (tốc độ, độ chính xác, khả năng khái quát) được nâng lên rõ rệt [8].

Tính khách quan giúp nghiên cứu phản ánh đúng thực tiễn, còn tính khoa học của phương pháp bảo đảm kết quả có thể kiểm chứng và khái quát. Hai yếu tố này là nền tảng trực tiếp quyết định hiệu quả nghiên cứu khoa học xã hội, đặc biệt trong bối cảnh dữ liệu lớn và phương pháp số ngày càng phổ biến.

* Tính cập nhật và độ tin cậy của dữ liệu.

Thứ nhất, tính cập nhật của dữ liệu quyết định khả năng phản ánh đúng thực tiễn xã hội.

Hiện tượng xã hội biến đổi nhanh dưới tác động của toàn cầu hóa, công nghệ số và truyền thông mạng. Nếu dữ liệu lạc hậu, kết quả nghiên cứu có thể không còn phù hợp với bối cảnh hiện tại, làm giảm giá trị dự báo và khả năng ứng dụng chính sách. Ví dụ, nghiên cứu hành vi người tiêu dùng hoặc dư luận xã hội dựa trên dữ liệu cũ thường không phản ánh đúng xu hướng mới do thay đổi công nghệ và môi trường truyền thông [4].

Thứ hai, độ tin cậy của dữ liệu quyết định tính khoa học của kết quả nghiên cứu.

Độ tin cậy thể hiện ở tính chính xác, tính nhất quán và khả năng kiểm chứng của dữ liệu. Trong khoa học xã hội, dữ liệu có thể bị sai lệch do lỗi đo lường, thiên lệch mẫu hoặc thông tin tự khai không chính xác. Vì vậy, việc chuẩn hóa quy trình thu thập, kiểm định độ tin cậy (reliability) và độ giá trị (validity) là điều kiện bắt buộc để bảo đảm kết luận nghiên cứu có cơ sở khoa học [3].

Thứ ba, trong bối cảnh chuyển đổi số, yêu cầu về dữ liệu càng trở nên quan trọng.

Sự xuất hiện của dữ liệu lớn và dữ liệu thời gian thực mở ra cơ hội nâng cao hiệu quả nghiên cứu, nhưng đồng thời làm gia tăng rủi ro về nhiễu, dữ liệu giả hoặc thiếu tính đại diện. Theo [12], nghiên cứu xã hội thời đại dữ liệu lớn cần đặc biệt chú trọng đánh giá chất lượng dữ liệu, vì quy mô lớn không đồng nghĩa với độ tin cậy cao.

Tính cập nhật giúp nghiên cứu phản ánh đúng trạng thái hiện tại của xã hội, còn độ tin cậy bảo đảm kết quả có giá trị khoa học và khả năng kiểm chứng. Do đó, quản trị chất lượng dữ liệu là yếu tố then chốt quyết định hiệu quả nghiên cứu khoa học xã hội, đặc biệt trong môi trường dữ liệu số hiện nay.

* Mức độ khám phá bản chất của hiện tượng xã hội.

Thứ nhất, khám phá bản chất giúp vượt qua mức độ mô tả bề mặt của hiện tượng.

Các hiện tượng xã hội thường biểu hiện qua hành vi, số liệu hoặc sự kiện quan sát được, nhưng nguyên nhân sâu xa lại nằm ở cấu trúc xã hội, động cơ cá nhân, chuẩn mực văn hóa và quan hệ quyền lực. Nghiên cứu chỉ dừng ở mô tả sẽ có giá trị hạn chế, trong khi nghiên cứu hướng tới giải thích cơ chế sẽ tạo ra tri thức có giá trị khoa học cao hơn [3].

Thứ hai, mức độ khám phá bản chất quyết định giá trị lý luận của nghiên cứu.

Một nghiên cứu hiệu quả phải góp phần:

+ Làm rõ quy luật xã hội.

+ Kiểm chứng hoặc phát triển lý thuyết.

+ Khái quát hóa kết quả ra ngoài bối cảnh nghiên cứu.

Theo [15], nhiệm vụ quan trọng của khoa học xã hội là hiểu ý nghĩa hành động xã hội, tức đi vào chiều sâu bản chất chứ không chỉ ghi nhận biểu hiện bên ngoài.

Thứ ba, khám phá bản chất là điều kiện để nâng cao giá trị dự báo và ứng dụng chính sách.

Khi nghiên cứu làm rõ cơ chế nguyên nhân - hệ quả, kết quả có thể được sử dụng để:

+ Dự báo xu hướng xã hội.

+ Thiết kế can thiệp chính sách.

+ Giải quyết vấn đề xã hội hiệu quả hơn.

Trong nghiên cứu hiện đại, các phương pháp như nghiên cứu hỗn hợp, phân tích nhân quả, mô hình hóa xã hội và khoa học xã hội tính toán được phát triển nhằm tăng khả năng phát hiện bản chất hiện tượng [6].

Hiệu quả nghiên cứu khoa học xã hội không chỉ phụ thuộc vào dữ liệu hay phương pháp, mà còn phụ thuộc vào mức độ nghiên cứu đi tới bản chất của hiện tượng xã hội. Khả năng giải thích cơ chế và quy luật là yếu tố quyết định giá trị khoa học, khả năng khái quát và giá trị ứng dụng của nghiên cứu.

* Giá trị dự báo và giá trị tham khảo đối với hoạch định chính sách.

Thứ nhất, giá trị dự báo phản ánh năng lực khoa học của nghiên cứu.

Nghiên cứu khoa học xã hội hiệu quả không chỉ giải thích hiện tượng đã xảy ra mà còn dự báo xu hướng tương lai như biến động dân số, hành vi xã hội, tác động chính sách hoặc rủi ro xã hội. Khi nghiên cứu có khả năng dự báo, kết quả sẽ giúp nhà quản lý chủ động xây dựng kịch bản và giảm bất định trong quyết định chính sách. Theo [5], các mô hình xã hội có giá trị khi chúng cho phép giải thích và dự đoán hành vi xã hội ở cấp cá nhân và hệ thống.

Thứ hai, giá trị tham khảo đối với hoạch định chính sách quyết định tính ứng dụng của nghiên cứu.

Khoa học xã hội có vai trò cung cấp bằng chứng để:

+ Xác định vấn đề chính sách.

+ Đánh giá tác động chính sách.

+ Thiếp kế giải pháp can thiệp xã hội.

Những nghiên cứu có dữ liệu tin cậy, phân tích nguyên nhân rõ ràng và khuyến nghị cụ thể thường được sử dụng trực tiếp trong quá trình xây dựng chính sách công [7].

Thứ ba, bối cảnh chuyển đổi số làm tăng yêu cầu về nghiên cứu phục vụ chính sách.

Dữ liệu thời gian thực và các công cụ phân tích dự báo cho phép:

+ Mô phỏng chính sách.

+ Đánh giá nhanh tác động xã hội.

+ Theo dõi hiệu quả chính sách liên tục.

Theo OECD, xu hướng quản trị hiện đại ngày càng dựa vào dữ liệu và nghiên cứu khoa học để nâng cao chất lượng quyết định công.

Giá trị dự báo thể hiện chiều sâu khoa học của nghiên cứu, còn giá trị tham khảo đối với hoạch định chính sách thể hiện tính ứng dụng xã hội của kết quả nghiên cứu. Hai yếu tố này là tiêu chí quan trọng đánh giá hiệu quả nghiên cứu khoa học xã hội, đặc biệt trong bối cảnh quản trị dựa trên bằng chứng và chuyển đổi số.

2.2. Đặc trưng nghiên cứu KHXH và những hạn chế của phương pháp nghiên cứu truyền thống

2.2.1. Đặc trưng

Đối tượng phức tạp, chịu ảnh hưởng bởi yếu tố văn hóa, tâm lý, lịch sử. Dữ liệu phần lớn mang tính định tính. Khả năng khái quát hóa bị hạn chế do mẫu khảo sát nhỏ. Tính chủ quan của người nghiên cứu dễ ảnh hưởng đến kết quả.

2.2.2. Hạn chế của phương pháp nghiên cứu truyền thống

Thu thập dữ liệu tốn thời gian.

Khó tiếp cận dữ liệu lớn và dữ liệu thời gian thực.

Công cụ phân tích thiếu hiện đại.

Kết quả nghiên cứu không theo kịp tốc độ thay đổi của xã hội.

2.3. Tác động của chuyển đổi số và CMCN đến phương pháp luận KHXH

Sự phát triển của trí tuệ nhân tạo và dữ liệu lớn đã dẫn tới sự hình thành khoa học xã hội tính toán (Computational Social Science) [8]. Đây là hướng nghiên cứu tích hợp:

+ Xã hội học, tâm lý học, khoa học chính trị…

+ Khoa học dữ liệu, thống kê, học máy.

AI và dữ liệu lớn tạo điều kiện nghiên cứu xã hội ở quy mô chưa từng có: Trước đây, nghiên cứu khoa học xã hội chủ yếu dựa vào khảo sát mẫu nhỏ, phỏng vấn hoặc quan sát định tính. Sự bùng nổ dữ liệu số từ mạng xã hội, nền tảng số, thiết bị di động và hệ thống thông tin đã tạo ra "dấu vết số" của hành vi xã hội ở quy mô lớn. Trí tuệ nhân tạo cho phép xử lý, phân loại và phát hiện mẫu trong khối dữ liệu này, từ đó mở ra khả năng nghiên cứu xã hội theo thời gian thực và ở cấp độ hệ thống. Điều này là nền tảng hình thành khoa học xã hội tính toán.

Khoa học xã hội tính toán là hướng nghiên cứu liên ngành, đặc trưng cốt lõi của lĩnh vực này là tích hợp hai nhóm tri thức:

+ Khoa học xã hội truyền thống (xã hội học, tâm lý học, khoa học chính trị…) cung cấp lý thuyết, khung giải thích và câu hỏi nghiên cứu về hành vi xã hội.

+ Khoa học dữ liệu và khoa học máy tính (thống kê, học máy, khai phá dữ liệu, mô hình hóa) cung cấp công cụ phân tích dữ liệu lớn và xây dựng mô hình dự báo.

Theo [8], khoa học xã hội tính toán hình thành khi dữ liệu số quy mô lớn kết hợp với phương pháp tính toán để nghiên cứu cấu trúc, động lực và quy luật của các hệ thống xã hội.

Sự hình thành lĩnh vực này làm thay đổi phương pháp luận nghiên cứu xã hội. Khoa học xã hội tính toán giúp:

+ Chuyển từ nghiên cứu dữ liệu nhỏ sang dữ liệu lớn.

+ Tăng khả năng phát hiện quy luật xã hội phức tạp.

+ Mô phỏng và dự báo hành vi xã hội.

+ Kết hợp phương pháp định tính với mô hình hóa và phân tích thuật toán.

Nhờ đó, nghiên cứu khoa học xã hội không chỉ giải thích hiện tượng mà còn có khả năng dự báo và hỗ trợ ra quyết định chính sách.

Sự phát triển của AI và dữ liệu lớn là động lực trực tiếp dẫn tới sự ra đời của khoa học xã hội tính toán - một lĩnh vực liên ngành kết hợp lý thuyết khoa học xã hội với công cụ khoa học dữ liệu và học máy. Đây là xu hướng phương pháp luận quan trọng, góp phần nâng cao độ sâu, độ rộng và hiệu quả của nghiên cứu KHXH hiện đại [8].

3. Tác động của chuyển đổi số đến hoạt động nghiên cứu khoa học xã hội

3.1. Tác động tích cực

3.1.1. Mở rộng nguồn dữ liệu

Chuyển đổi số cho phép nhà nghiên cứu tiếp cận loại dữ liệu chưa từng có trước đây:

+ Dữ liệu mạng xã hội.

+ Dữ liệu từ các nền tảng thương mại điện tử.

+ Dữ liệu hành vi người dùng.

+ Dữ liệu cảm biến xã hội, dữ liệu di động.

+ Dữ liệu báo chí số hóa, video, hình ảnh.

Khả năng khai thác dữ liệu lớn giúp:

+ Đánh giá xu hướng xã hội theo thời gian thực.

+ Tăng độ chính xác và tính đại diện của mẫu.

+ Tạo ra những phát hiện mới mà phương pháp truyền thống khó đạt được.

3.1.2. Tăng tốc thu thập và phân tích dữ liệu

AI và học máy hỗ trợ:

+ Phân tích hàng triệu văn bản trong vài phút.

+ Phát hiện chủ đề.

+ Phân tích cảm xúc.

+ Xử lý ngôn ngữ tự nhiên ở mức độ sâu.

Điều này giúp rút ngắn thời gian nghiên cứu và nâng cao chất lượng phân tích.

3.1.3. Đổi mới phương pháp luận nghiên cứu

Sự ra đời của phương pháp nghiên cứu hỗn hợp kết hợp các phương pháp: Định tính truyền thống; Định lượng hiện đại; Phân tích dữ liệu lớn.

Phương pháp này giúp khắc phục hạn chế của từng phương pháp riêng lẻ và tạo ra kết quả tin cậy hơn.

3.1.4. Hỗ trợ xây dựng và đánh giá chính sách

AI giúp các nhà nghiên cứu: Dự báo tác động chính sách, mô phỏng các kịch bản phát triển xã hội, phân tích mạng xã hội để đánh giá dư luận.

Chính phủ nhiều quốc gia như Anh, Mỹ, Singapore… đã triển khai "AI for Policy" để hỗ trợ hoạch định chính sách [11].

3.2. Các thách thức đặt ra với hoạt động nghiên cứu KHXH

3.2.1. Khoảng cách năng lực số

Nhiều nhà nghiên cứu KHXH thiếu: Kỹ năng công nghệ; Kỹ năng lập trình và phân tích dữ liệu; Khả năng sử dụng công cụ AI.

Điều này tạo ra khoảng cách giữa yêu cầu mới và năng lực thực tế.

3.2.2. Vấn đề chất lượng và tính đại diện của dữ liệu

+ Dữ liệu mạng xã hội thường không đại diện cho dân số chung.

+ Dữ liệu có thể bị nhiễu, sai lệch, giả mạo.

+ Khó kiểm chứng nguồn gốc dữ liệu.

3.2.3. Thách thức pháp lý và đạo đức

+ Quyền riêng tư dữ liệu cá nhân.

+ Nguy cơ lộ lọt thông tin.

Thu thập dữ liệu phải tuân thủ Luật An ninh mạng, Luật Bảo vệ dữ liệu cá nhân (2023).

3.2.4. Nguy cơ lệ thuộc vào công nghệ

Nếu không thận trọng: các nghiên cứu có thể bị "kỹ trị hóa"; Thiếu chiều sâu lý luận và lạm dụng dữ liệu lớn mà bỏ qua phân tích xã hội học truyền thống.

4. Giải pháp định hướng nâng cao hiệu quả nghiên cứu khoa học xã hội trong bối cảnh mới

4.1. Nâng cao năng lực số cho nhà nghiên cứu lĩnh vực KHXH

Đây là yêu cầu tất yếu trong bối cảnh chuyển đổi số, bởi năng lực số quyết định khả năng tiếp cận dữ liệu mới, áp dụng phương pháp hiện đại và nâng cao hiệu quả nghiên cứu.

Bao gồm:

+ Kiến thức về khoa học dữ liệu. Dữ liệu xã hội ngày càng được tạo ra trên môi trường số với quy mô lớn và tính động cao. Nhà nghiên cứu cần hiểu các khái niệm về dữ liệu, quy trình xử lý dữ liệu, trực quan hóa và mô hình hóa để có thể khai thác hiệu quả nguồn dữ liệu này. Thiếu kiến thức khoa học dữ liệu sẽ làm hạn chế khả năng đặt câu hỏi nghiên cứu và lựa chọn phương pháp phù hợp.

+ Kỹ năng lập trình cơ bản (Python, R), Kỹ năng xử lý dữ liệu lớn. Các ngôn ngữ như Python và R cho phép: Tự động hóa thu thập và làm sạch dữ liệu, phân tích dữ liệu lớn, xây dựng mô hình dự báo xã hội. Việc xử lý dữ liệu lớn không chỉ tăng tốc độ nghiên cứu mà còn nâng cao độ chính xác và khả năng khái quát hóa kết quả.

+ Thành thạo các phần mềm thống kê hiện đại (SPSS, Stata, RStudio, Orange, KNIME). Các công cụ như SPSS, Stata, RStudio, Orange hay KNIME hỗ trợ kiểm định giả thuyết, phân tích đa biến, khai phá dữ liệu và trực quan hóa. Sử dụng hiệu quả các công cụ này giúp chuẩn hóa quy trình nghiên cứu, tăng tính khoa học và khả năng lặp lại của kết quả.

+ Hiểu biết về đạo đức dữ liệu: Nghiên cứu KHXH ngày càng liên quan đến dữ liệu cá nhân và dữ liệu hành vi, do đó nhà nghiên cứu phải nắm nguyên tắc: Bảo vệ quyền riêng tư, minh bạch sử dụng dữ liệu, hạn chế thiên lệch thuật toán.

Các tổ chức quốc tế như UNESCO đã nhấn mạnh đạo đức dữ liệu và đạo đức AI là thành phần cốt lõi của nghiên cứu khoa học hiện đại.

+ Cần thiết lập các chương trình đào tạo dài hạn và ngắn hạn tại các trường đại học, viện nghiên cứu. Việc thiết lập chương trình đào tạo ngắn hạn và dài hạn tại các trường đại học, viện nghiên cứu giúp: thu hẹp khoảng cách năng lực số, chuẩn hóa kỹ năng nghiên cứu hiện đại, thúc đẩy hình thành khoa học xã hội tính toán, Đào tạo liên ngành (KHXH + khoa học dữ liệu) được xem là xu hướng đào tạo nghiên cứu trên thế giới.

Nâng cao năng lực số cho nhà nghiên cứu KHXH là điều kiện tiên quyết để thích ứng với môi trường nghiên cứu dựa trên dữ liệu. Sự kết hợp giữa kiến thức khoa học dữ liệu, kỹ năng công cụ, năng lực xử lý dữ liệu lớn và hiểu biết đạo đức dữ liệu sẽ trực tiếp nâng cao chất lượng, tốc độ và giá trị ứng dụng của nghiên cứu khoa học xã hội.

4.2. Xây dựng hạ tầng dữ liệu KHXH

Bao gồm: Hình thành kho dữ liệu khảo sát quốc gia; Xây dựng nền tảng dữ liệu mở của Nhà nước; Hoàn thiện hệ thống thư viện số liên ngành; Ứng dụng blockchain để quản lý quyền truy cập dữ liệu khoa học.

4.3. Đổi mới phương pháp luận nghiên cứu

Bao gồm: Đẩy mạnh nghiên cứu hỗn hợp; Tăng cường nghiên cứu thực nghiệm xã hội trên nền tảng số; Sử dụng công cụ mô phỏng chính sách; Xây dựng bộ chỉ số xã hội theo thời gian thực.

4.4. Thúc đẩy hợp tác liên ngành và liên cơ quan

Bao gồm: Kết nối KHXH với khoa học dữ liệu, công nghệ thông tin; Liên kết trường đại học – doanh nghiệp công nghệ – cơ quan nhà nước; Phát triển các phòng thí nghiệm xã hội số.

4.5. Bảo đảm đạo đức và pháp lý trong nghiên cứu

Bao gồm: Tuân thủ quy định về bảo vệ dữ liệu cá nhân; Xây dựng bộ quy tắc đạo đức sử dụng dữ liệu số trong nghiên cứu KHXH; Minh bạch hóa thuật toán khi sử dụng công cụ AI.

4.6. Đề xuất khung chỉ số KPI trong nghiên cứu khoa học xã hội

a) Cơ sở khung chỉ số KPI

Hệ thống KPI được đề xuất dựa trên bốn nhóm cơ sở chính:

- Thông lệ quốc tế về đánh giá nghiên cứu:

Các khung đánh giá của OECD, UNESCO, REF (Anh), ERA (Úc) đều nhấn mạnh ba trụ cột: (i) chất lượng đầu ra khoa học, (ii) tác động xã hội – chính sách, và (iii) năng lực của môi trường nghiên cứu.

Đây là nền tảng cho nhóm KPI về đầu ra học thuật, tác động và năng lực tổ chức.

- Đặc thù phương pháp luận của khoa học xã hội hiện đại

KHXH nhấn mạnh tính khách quan, minh bạch, độ tin cậy dữ liệu và giá trị giải thích - dự báo. Vì vậy KPI phải đo lường chất lượng phương pháp, độ tin cậy dữ liệu và giá trị ứng dụng của nghiên cứu.

- Xu hướng mới của thời đại dữ liệu lớn và AI

Sự nổi lên của khoa học xã hội tính toán (Computational Social Science) đòi hỏi năng lực số: khoa học dữ liệu, lập trình, phân tích dữ liệu lớn, đạo đức dữ liệu và tự động hóa nghiên cứu. Đây là cơ sở cho nhóm KPI về năng lực số và đổi mới sáng tạo.

- Căn cứ pháp lý và thực tiễn tại Việt Nam

Là cơ sở để điều chỉnh KPI phù hợp điều kiện Việt Nam, bổ sung tiêu chí ứng dụng và tác động chính sách.

b) Khung chỉ số KPI đề xuất

** Nhóm KPI về đầu ra học thuật (Academic Output KPIs)*

- Công bố khoa học

Gồm: Số bài báo công bố/năm (ISI/Scopus, tạp chí quốc gia hạng Q1–Q4); Số sách chuyên khảo, chương sách xuất bản; Số bài hội thảo khoa học trong và ngoài nước; Chất lượng và ảnh hưởng học thuật; Chỉ số trích dẫn bài báo; H-index cá nhân/nhóm nghiên cứu; Chỉ số chỉ số đo lường tác động trích dẫn của bài báo/tác giả so với mức trung bình toàn cầu (FWCI); Tỷ lệ bài báo trên tạp chí thuộc nhóm Q1–Q2.

- Minh bạch và chuẩn mực học thuật

Gồm: Tỷ lệ công bố dữ liệu mở; Tỷ lệ công bố mã nguồn, mô hình; Tuân thủ tiêu chuẩn đạo đức nghiên cứu..

** Nhóm KPI về năng lực số trong nghiên cứu (Digital Research Capacity KPIs)*

- Năng lực dữ liệu

Gồm: Mức độ thành thạo xử lý dữ liệu lớn (đánh giá qua sản phẩm); Tỷ lệ đề tài ứng dụng khai phá dữ liệu; Tỷ lệ nghiên cứu sử dụng dữ liệu số.

- Năng lực công cụ

Gồm: Số công cụ phân tích được sử dụng thành thạo (Python, R, Stata, SPSS…); Số mô hình tính toán được áp dụng; Mức độ tự động hóa quy trình nghiên cứu.

- Năng lực an toàn & đạo đức dữ liệu

Gồm: Tỷ lệ dự án đáp ứng tiêu chuẩn bảo mật – đạo đức dữ liệu; Tỷ lệ dữ liệu nghiên cứu tuân thủ quy định (đạo đức nghiên cứu…).

** Nhóm KPI về tác động chính sách & thực tiễn (Policy and Societal Impact KPIs)*

- Tác động chính sách

Gồm: Số nghiên cứu được cơ quan quản lý trích dẫn, sử dụng trong hoạch định chính sách; Số khuyến nghị chính sách được chấp nhận và triển khai; Mức độ ảnh hưởng; Tác động kinh tế – xã hội; Số chương trình, dự án thực tiễn dựa trên kết quả nghiên cứu; Mức độ lan tỏa xã hội (báo chí trích dẫn, diễn đàn học thuật); Số liệu đánh giá hiệu quả tác động sau triển khai.

- Tác động cộng đồng học thuật

Gồm: Số cộng tác quốc tế, liên ngành được hình thành; Số lượng đào tạo nghiên cứu sinh, học viên cao học; Số seminar/chia sẻ học thuật được tổ chức.

** Nhóm KPI về năng lực tổ chức và nguồn lực (Operational KPIs)*

- Năng lực quản lý nghiên cứu

Gồm: Hiệu quả sử dụng kinh phí; Tỷ lệ hoàn thành đề tài đúng hạn; Số đề tài hợp tác liên ngành hoặc đa đơn vị.

- Phát triển nhân lực nghiên cứu

Gồm: Số nhà nghiên cứu được đào tạo năng lực số mỗi năm; Tỷ lệ nhà nghiên cứu đạt chuẩn năng lực dữ liệu; Số khóa tập huấn về phương pháp hiện đại.

** Nhóm KPI về đổi mới sáng tạo trong nghiên cứu xã hội (Innovation KPIs)*

- Mức độ ứng dụng phương pháp nghiên cứu mới

Gồm: Sử dụng AI trong phân tích văn bản, phân tích mạng xã hội …; Ứng dụng mô hình mô phỏng; Tỷ lệ nghiên cứu áp dụng khoa học xã hội tính toán.

- Sản phẩm đổi mới

Gồm: Công cụ nghiên cứu mới (dashboard xã hội, bộ chỉ báo xã hội…); Ứng dụng phân tích dữ liệu lớn phục vụ quản lý – chính sách; Phần mềm, hệ thống hỗ trợ ra quyết định xã hội.

5. Kết luận

Chuyển đổi số và cách mạng công nghiệp đã mang đến những cơ hội chưa từng có cho nghiên cứu khoa học xã hội: nguồn dữ liệu phong phú, tốc độ phân tích nhanh, độ chính xác cao và khả năng dự báo mạnh. Tuy nhiên, bên cạnh cơ hội là những thách thức về năng lực số, đạo đức dữ liệu, chất lượng thông tin và nguy cơ lệ thuộc vào công nghệ.

Để nâng cao hiệu quả nghiên cứu KHXH trong bối cảnh hiện nay cần:

Phát triển năng lực số của đội ngũ nghiên cứu.

Đầu tư mạnh vào hạ tầng dữ liệu và công nghệ.

Đổi mới phương pháp luận theo hướng tích hợp đa ngành.

Hoàn thiện hành lang pháp lý.

Xây dựng môi trường khoa học mở, hợp tác liên ngành.

Hướng tới xây dựng và áp dụng khung chỉ số KPI trong NCKHXH.

Đây là con đường tất yếu để KHXH Việt Nam theo kịp xu hướng nghiên cứu quốc tế và đóng góp sâu sắc hơn cho phát triển xã hội, quản trị quốc gia và hoạch định chính sách trong giai đoạn mới.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Tiến Trung, Đinh Đức Tài, Phạm Hùng Hiệp, Lương Đình Hải, Phạm Thị Oanh (2024). Nghiên cứu khoa học giáo dục Việt Nam trên cơ sở dữ liệu Scopus trong 10 năm thực hiện Nghị quyết 29-NQ/TW: Xu hướng và hợp tác quốc tế. Tạp chí Giáo dục, 24(1), 1-6.

2. An Nguyen. (2025). Cẩm nang nghiên cứu khoa học xã hội. Academic Tutoring Services. Menbourne.

3. Babbie, E. (2021). The practice of social research (15th ed.). Cengage Learning.

4. Bryman, A. (2016). Social research methods (5th ed.). Oxford University Press.

5. Coleman, J. S. (1990). Foundations of social theory. Harvard University Press.

6. Creswell, J. W., & Creswell, J. D. (2018). Research design: Qualitative, quantitative, and mixed methods approaches (5th ed.). SAGE Publications.

7. Head, B. W. (2016). Toward more "evidence-informed" policy making? Public Administration Review, 76(3), 472–484.

8. Lazer, D., Pentland, A., Adamic, L., Aral, S., Barabási, A. L., Brewer, D., … Van Alstyne, M. (2009). Computational social science. Science, 323(5915), 721–723. https://doi.org/10.1126/science.1167742

9. Maxwell, J. A. (2012). A realist approach for qualitative research. SAGE Publications.

Enhancing the effectiveness of research in the social sciences in the context of digital transformation and the Fourth Industrial Revolution

Abstract: *In the context of global digital transformation and the far-reaching impact of the Fourth Industrial Revolution, the social science research system is undergoing structural changes in research methods, governance models, and knowledge dissemination mechanisms. This study proposes an integrated analytical framework to evaluate the effectiveness of social science research in the context of digital transformation. Through document analysis, comparison of international policies, and conceptual modeling, the paper identifies four core pillars: digital infrastructure, research capacity, research governance, and social impact. Based on this, a system of KPIs is proposed to quantify research effectiveness. International comparisons with OECD countries provide an important reference point. The results show that digital transformation is not only a supporting tool but is restructuring the entire social science research cycle.*

Keywords: social science; digital transformation; Industry 4.0; research effectiveness; science governance; KPI.

Giải pháp định hướng lựa chọn công nghệ thích hợp lĩnh vực điện tử, bán dẫn phục vụ công nghiệp quốc phòng

Nguyễn Hữu Tuấn Minh[1], Đinh Thị Thu Hương[2]
[1]Lớp Quản lý KH&CN K37, Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự
[2]Bộ môn Quản lý KH&CN, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự
Email: nminh978@gmail.com; Tel:0369.566.996

Tóm tắt

Công nghệ điện tử – bán dẫn giữ vai trò nền tảng đối với hầu hết các hệ thống vũ khí, trang bị kỹ thuật và bảo đảm kỹ thuật quốc phòng hiện đại. Trong bối cảnh toàn cầu hóa chuỗi cung ứng, cạnh tranh chiến lược giữa các cường quốc và xu hướng "vũ khí hóa công nghệ", việc lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn không chỉ là vấn đề kỹ thuật mà còn mang tính chiến lược về an ninh và tự chủ quốc gia. Nghiên cứu tập trung phân tích cơ sở lý luận của cách tiếp cận "lựa chọn công nghệ thích hợp", làm rõ đặc thù của công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng, đề xuất định hướng, giải pháp cho công nghiệp quốc phòng Việt Nam. Kết quả nghiên cứu mong muốn góp phần cung cấp cơ sở khoa học cho hoạch định chính sách và quản lý hoạt động nghiên cứu và phát triển (R&D) trong lĩnh vực điện tử – bán dẫn quốc phòng.

Từ khóa*: công nghệ thích hợp, điện tử - bán dẫn, quốc phòng, tự chủ công nghệ, an ninh công nghệ.*

1. Đặt vấn đề

Trong các cuộc cách mạng quân sự hiện đại, công nghệ điện tử – bán dẫn được xem là "xương sống" của sức mạnh quốc phòng, chi phối năng lực tác chiến, chỉ huy – điều khiển, trinh sát – giám sát và bảo đảm kỹ thuật của quân đội hiện đại [12]. Hầu hết các hệ thống vũ khí công nghệ cao đều phụ thuộc trực tiếp hoặc gián tiếp vào chip bán dẫn, linh kiện điện tử và các hệ thống tích hợp.

Tuy nhiên, khác với lĩnh vực dân dụng, yêu cầu đối với công nghệ điện tử – bán dẫn trong quốc phòng không chỉ dừng lại ở mức độ tiên tiến, mà còn bao gồm các tiêu chí đặc thù như độ tin cậy cao, vòng đời dài, khả năng hoạt động trong môi trường khắc nghiệt, bảo mật thông tin và khả năng kiểm soát chuỗi cung ứng [13].

Trong bối cảnh cạnh tranh chiến lược giữa các cường quốc, việc kiểm soát xuất khẩu công nghệ bán dẫn, hạn chế tiếp cận thiết bị chế tạo chip và nguy cơ cài cắm phần cứng gián điệp đã trở thành những thách thức hiện hữu đối với an ninh quốc phòng của nhiều quốc gia [9]. Điều này đặt ra yêu cầu cấp thiết phải lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn theo hướng thích hợp, phù hợp với điều kiện nguồn lực, trình độ khoa học và công nghệ (KH&CN) cũng như mục tiêu bảo đảm an ninh quốc gia.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Phương pháp nghiên cứu

* Phương pháp tổng quan tài liệu: Thu thập và phân tích các tài liệu quốc tế và tài liệu trong nước. Mục tiêu: xác định xu hướng công nghệ và yêu cầu kỹ thuật đối với sản phẩm điện tử - bán dẫn quân sự.

* Phương pháp phân tích - tổng hợp

Tìm hiểu, phân tích các công nghệ bán dẫn theo tiêu chí: độ bền, mức chịu môi trường, khả năng đáp ứng các yêu cầu trong môi trường quân sự, khả năng nội địa hóa, chi phí – hiệu quả. Kết hợp nhiều nguồn thông tin để rút ra kết luận lựa chọn công nghệ phù hợp.

* Phương pháp so sánh

So sánh giữa: công nghệ thương mại và công nghệ trong quân sự; công nghệ đóng gói - kiểm thử theo tiêu chuẩn hiện hành, năng lực công nghiệp quốc phòng Việt Nam về điện tử, bán dẫn.

* Phương pháp phân tích hệ thống – tiếp cận công nghệ thích hợp

Xây dựng các tiêu chí đánh giá lựa chọn công nghệ điện tử, bán dẫn trong quốc phòng dựa trên: yêu cầu tác chiến, năng lực sản xuất hiện có, mức độ tự chủ công nghệ, chi phí vòng đời, khả năng nâng cấp dài hạn.

2.2. Phạm vi nghiên cứu

- Phạm vi lĩnh vực: Công nghệ điện tử, bán dẫn phục vụ quân sự và an ninh. Bao gồm: vi mạch, cảm biến, RF, đóng gói - kiểm thử, linh kiện công suất cao, điện tử hàng không/rađa/UAV.

- Phạm vi không gian: công nghiệp điện tử bán dẫn của Việt Nam, tập trung trong lĩnh vực quốc phòng, có tham chiếu kinh nghiệm quốc tế.

- Phạm vi thời gian: giai đoạn 2020–2025. Xu hướng dự báo đến 2035 phù hợp Chiến lược công nghiệp bán dẫn Việt Nam.

3. Cơ sở lý luận về lựa chọn công nghệ thích hợp

3.1. Khái niệm công nghệ thích hợp

Khái niệm "công nghệ thích hợp" (appropriate technology) được đề cập từ những năm 1970, nhấn mạnh việc lựa chọn công nghệ phù hợp với điều kiện kinh tế, xã hội, nguồn lực và mục tiêu phát triển của mỗi quốc gia, thay vì chạy theo công nghệ tiên tiến nhất [14]. Trong cách tiếp cận này, hiệu quả tổng thể, tính bền vững và khả năng làm chủ công nghệ được coi trọng hơn mức độ hiện đại thuần túy.

3.2. Lựa chọn công nghệ trong điều kiện hạn chế nguồn lực

Các nghiên cứu về quản lý công nghệ chỉ ra rằng việc theo đuổi công nghệ tiên tiến nhất thường đòi hỏi chi phí đầu tư rất lớn, rủi ro cao và phụ thuộc mạnh vào chuỗi cung ứng toàn cầu [8]. Đối với các quốc gia đang phát triển hoặc có nguồn lực hạn chế, lựa chọn công nghệ thích hợp giúp tối ưu hóa hiệu quả đầu tư và nâng cao khả năng tự chủ.

3.3. Đặc thù lựa chọn công nghệ trong lĩnh vực quốc phòng

Trong quốc phòng, lựa chọn công nghệ không chỉ chịu tác động của yếu tố kinh tế – kỹ thuật mà còn gắn chặt với yêu cầu bảo mật, an ninh và chủ quyền quốc gia. Do đó, công nghệ thích hợp trong quốc phòng phải đáp ứng đồng thời ba yêu cầu: hiệu quả tác chiến – khả năng làm chủ – bảo đảm an ninh công nghệ.

4. Đặc trưng công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng

4.1. Khái niệm về công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng

Chất bán dẫn là những vật liệu đặc biệt có tính chất nằm giữa chất dẫn điện và chất cách điện. Những vật liệu này đóng vai trò nền tảng của các mạch tích hợp (IC) – thường được gọi là chip bán dẫn – là những khối cấu tạo cơ bản của hầu hết các thiết bị điện tử hiện đại.

Công nghệ bán dẫn trong các ứng dụng quân sự đang có tiềm năng phát triển vượt bậc nhờ các nghiên cứu và phát triển liên tục. Các xu hướng mới nổi, như bán dẫn nano, điện tử linh hoạt và điện toán lượng tử, tiềm ẩn khả năng to lớn để cách mạng hóa năng lực quốc phòng. Những tiến bộ này hứa hẹn hiệu suất được nâng cao, kích thước và trọng lượng được giảm thiểu, cùng với hiệu quả hoạt động được tăng cường trong các ứng dụng quân sự. Từ các cảm biến tiên tiến đến các hệ thống truyền thông tốc độ cao, sự đổi mới trong lĩnh vực bán dẫn đang sẵn sàng định hình lại diện mạo của công nghệ quốc phòng.

4.2. Yêu cầu về độ tin cậy và độ bền

Các linh kiện điện tử quốc phòng thường phải hoạt động trong điều kiện khắc nghiệt về nhiệt độ, độ ẩm, rung động và bức xạ. Do đó, tiêu chuẩn về độ tin cậy và độ bền thường cao hơn đáng kể so với sản phẩm dân dụng [13].

4.3. Yêu cầu về bảo mật và an ninh công nghệ

Nguy cơ cài cắm "cửa hậu" phần cứng (hardware backdoor) trong chip và linh kiện điện tử là thách thức lớn đối với quốc phòng. Vì vậy, việc kiểm soát thiết kế, chế tạo, đóng gói và kiểm thử chip có ý nghĩa sống còn [11].

4.4. Vòng đời công nghệ dài

Một hệ thống vũ khí hoặc trang bị kỹ thuật quốc phòng có thể được sử dụng trong 20 đến 30 năm. Điều này đòi hỏi công nghệ điện tử – bán dẫn phải có khả năng duy trì, sửa chữa và nâng cấp lâu dài, ngay cả khi công nghệ dân dụng đã lỗi thời.

5. Tiêu chí lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng

Dựa trên phân tích lý luận và thực tiễn, bài viết đề xuất hệ tiêu chí lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn quốc phòng như sau:

- Mức độ làm chủ công nghệ: khả năng tự thiết kế, sản xuất, sửa chữa và cải tiến.
- Tính tự chủ chuỗi cung ứng: giảm phụ thuộc vào nguồn cung nước ngoài.
- An ninh và an toàn công nghệ: khả năng kiểm soát rủi ro an ninh.
- Chi phí vòng đời công nghệ: bao gồm chi phí đầu tư, vận hành và duy trì.
- Khả năng tương thích với hạ tầng hiện có.
- Phù hợp với trình độ nhân lực trong nước.
- Khả năng lưỡng dụng (quốc phòng – dân dụng).

6. Thực trạng và vấn đề đặt ra đối với Việt Nam

Việt Nam hiện vẫn phụ thuộc lớn vào nhập khẩu linh kiện điện tử và chip bán dẫn phục vụ quốc phòng. Năng lực thiết kế, chế tạo và kiểm thử chip trong nước còn hạn chế, trong khi nguy cơ rủi ro an ninh công nghệ ngày càng gia tăng. Điều này đòi hỏi phải có chiến lược lựa chọn công nghệ phù hợp, tránh dàn trải và lệ thuộc kéo dài.

Bối cảnh và chính sách của Việt Nam liên quan đến lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng

6.1. Định hướng tự chủ công nghệ trong các văn kiện chiến lược

Trong nhiều văn kiện quan trọng, Đảng và Nhà nước Việt Nam đã nhấn mạnh yêu cầu tự chủ công nghệ, đặc biệt đối với các lĩnh vực công nghệ cao, công nghệ nền tảng phục vụ quốc phòng, an ninh.

- Nghị quyết số 29-NQ/TW (2013) về đổi mới căn bản, toàn diện giáo dục và đào tạo đã xác định phát triển khoa học – công nghệ và nguồn nhân lực chất lượng cao là yếu tố then chốt cho công nghiệp hóa, hiện đại hóa đất nước. Tuy nhiên, nghị quyết này mới đặt nền tảng về nhân lực, chưa giải quyết trực diện bài toán lựa chọn và làm chủ công nghệ cốt lõi.

- Nghị quyết số 52-NQ/TW (2019) của Bộ Chính trị về một số chủ trương, chính sách chủ động tham gia Cách mạng công nghiệp lần thứ tư đã xác định rõ:

"Ưu tiên phát triển một số công nghệ nền tảng, công nghệ lõi; làm chủ từng bước các công nghệ then chốt".

Dù vậy, nghị quyết mang tính định hướng rộng, chưa chỉ rõ cơ chế lựa chọn công nghệ phù hợp cho các lĩnh vực đặc thù như quốc phòng, nơi mà không phải công nghệ mới nhất luôn là công nghệ tốt nhất.

- Ngày 21 tháng 9 năm 2024, Thủ tướng Chính phủ đã ký quyết định Phê duyệt Chương trình "Phát triển nguồn nhân lực ngành công nghiệp bán dẫn đến năm 2030, định hướng đến năm 2050". Trong đó nhấn mạnh mục tiêu, nhiệm vụ và giải pháp đào tạo nguồn nhân lực bán dẫn tại Việt Nam.

6.2. Chính sách phát triển công nghiệp quốc phòng, an ninh và hàm ý đối với công nghệ bán dẫn

Luật Công nghiệp quốc phòng, an ninh và động viên công nghiệp (2017) là văn bản pháp lý quan trọng, lần đầu tiên xác lập rõ yêu cầu phát triển công nghiệp quốc phòng theo hướng tự chủ, lưỡng dụng và hiện đại. Luật Công nghiệp quốc phòng, an ninh và động viên công nghiệp (2024) tiếp tục khẳng định tầm quan trọng của luận điểm đó.

Luật nhấn mạnh:

- Ưu tiên làm chủ công nghệ then chốt
- Kết hợp chặt chẽ giữa nghiên cứu – thiết kế – sản xuất – bảo đảm kỹ thuật
- Gắn công nghiệp quốc phòng với công nghiệp quốc gia

Tuy nhiên, trong thực tiễn triển khai, lĩnh vực điện tử - bán dẫn vẫn là khâu yếu nhất do:

- Phụ thuộc lớn vào linh kiện và chip nhập khẩu;
- Năng lực thiết kế chip chuyên dụng trong nước còn hạn chế;
- Thiếu cơ sở chế tạo và kiểm thử đạt chuẩn quân sự;

Điều này cho thấy, nếu không có cách tiếp cận lựa chọn công nghệ thích hợp, nguy cơ "hiện đại hóa hình thức nhưng phụ thuộc thực chất" là rất rõ ràng.

6.3. Chiến lược phát triển KH&CN và chuyển đổi số: cơ hội và giới hạn

Chiến lược phát triển khoa học, công nghệ và đổi mới sáng tạo đến năm 2030 (ban hành kèm theo Quyết định số 569/QĐ-TTg năm 2022) xác định điện tử, vi mạch bán dẫn là một trong những lĩnh vực công nghệ ưu tiên.

Bên cạnh đó, Chương trình Chuyển đổi số quốc gia (Quyết định 749/QĐ-TTg, 2020) thúc đẩy mạnh mẽ ứng dụng điện tử, viễn thông, dữ liệu lớn và AI – những lĩnh vực phụ thuộc trực tiếp vào công nghệ bán dẫn.

Tuy nhiên, các chiến lược này chủ yếu:

- Hướng tới khu vực dân dụng và kinh tế số
- Chưa tách bạch rõ yêu cầu an ninh – quốc phòng
- Chưa đề cập đầy đủ đến rủi ro an ninh chuỗi cung ứng công nghệ cao

Trong lĩnh vực quốc phòng, điều này đặt ra thách thức lớn: nếu áp dụng máy móc logic công nghệ dân dụng, nguy cơ mất kiểm soát công nghệ lõi là khó tránh khỏi.

6.4. Chính sách phát triển ngành bán dẫn Việt Nam

Năm 2023–2024, Việt Nam ban hành và công bố nhiều định hướng liên quan đến phát triển ngành công nghiệp bán dẫn, nhấn mạnh các khâu:

- Thiết kế vi mạch (fabless)
- Đóng gói, kiểm thử (OSAT)
- Đào tạo nguồn nhân lực bán dẫn

Đây là hướng đi tương đối thực tế nếu nhìn từ góc độ lựa chọn công nghệ thích hợp. Tuy nhiên, đối với quốc phòng, cần nhìn rõ ba giới hạn:

- Không thể sao chép mô hình dân dụng cho quốc phòng
- Không thể kỳ vọng làm chủ toàn bộ chuỗi giá trị trong ngắn hạn
- Không thể bỏ qua yếu tố an ninh công nghệ chỉ vì mục tiêu thu hút đầu tư

Do đó, lựa chọn công nghệ bán dẫn cho quốc phòng Việt Nam cần tách khỏi tư duy "đi tắt bằng FDI", thay vào đó là làm chủ có chọn lọc, ưu tiên các công nghệ:

- Không quá tiên tiến nhưng ổn định
- Có thể kiểm soát thiết kế
- Phù hợp với năng lực R&D trong nước

6.5. Hàm ý chính sách cho lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn trong quốc phòng

Từ hệ thống chính sách hiện hành, có thể rút ra một số hàm ý quan trọng:

Việt Nam đã có khung chính sách, nhưng còn thiếu:

- Tiêu chí lựa chọn công nghệ chuyên biệt cho quốc phòng;
- Cơ chế đánh giá rủi ro an ninh công nghệ;

Cần chuyển từ tư duy: "Phát triển công nghệ cao" sang "Làm chủ công nghệ phù hợp, có kiểm soát".

Lĩnh vực điện tử – bán dẫn quốc phòng nên được coi là công nghệ chiến lược, áp dụng cơ chế quản lý đặc thù, khác với KH&CN dân dụng.

7. Định hướng và giải pháp

Một là, không chạy theo công nghệ tiên tiến nhất, ưu tiên công nghệ phù hợp và có thể làm chủ.

Công nghệ bán dẫn tiên tiến (ví dụ tiến trình dưới 10 nm) đòi hỏi vốn đầu tư rất lớn, hệ sinh thái hoàn chỉnh và chuỗi cung ứng toàn cầu phức tạp. Vì vậy, nhiều quốc gia lựa chọn

tập trung vào các công nghệ "mature nodes" (28 nm, 65 nm, 90 nm…) phù hợp với nhu cầu quốc phòng như radar, thông tin liên lạc, điều khiển, điện tử nhúng.

Trong quốc phòng, tiêu chí quan trọng không phải là nhỏ nhất hay nhanh nhất, mà là độ tin cậy, khả năng bảo mật, khả năng duy trì lâu dài và tự chủ sửa chữa.

Hiện tại, Mỹ vẫn duy trì sản xuất các dòng chip "legacy" phục vụ quốc phòng và hàng không, dù dẫn đầu công nghệ tiên tiến. Trung Quốc đẩy mạnh phát triển chip ở các tiến trình trung bình để giảm phụ thuộc vào chuỗi cung ứng bên ngoài trong lĩnh vực quân sự.

Đối với công nghiệp quốc phòng Việt Nam, lựa chọn công nghệ phù hợp giúp:

+ Tối ưu nguồn lực đầu tư: tránh chạy đua vốn cực lớn như các công nghệ tiên tiến.

+ Tăng khả năng làm chủ công nghệ cốt lõi (thiết kế, tích hợp, thử nghiệm, sản xuất quy mô nhỏ).

+ Giảm rủi ro phụ thuộc và hạn chế bị kiểm soát xuất khẩu đối với công nghệ nhạy cảm.

Cách tiếp cận này giúp:

+ Bảo đảm tính bền vững và an ninh công nghệ.

+ Cho phép phát triển hệ thống điện tử quân sự tin cậy (radar, EW, UAV, thông tin bảo mật).

+ Tạo nền tảng tích lũy năng lực để từng bước nâng cấp công nghệ trong tương lai.

Giải pháp là phù hợp với thực tiễn phát triển công nghiệp quốc phòng Việt Nam và xu hướng quốc tế: trong lĩnh vực điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng, mục tiêu chiến lược không phải công nghệ tiên tiến nhất, mà là công nghệ đủ tốt, đáng tin cậy và có thể làm chủ lâu dài.

Hai là, tập trung vào thiết kế chip chuyên dụng, công nghệ đóng gói – kiểm thử và tích hợp hệ thống.

Chuỗi giá trị bán dẫn gồm: thiết kế (design) → chế tạo (fabrication) → đóng gói – kiểm thử (OSAT) → tích hợp hệ thống.

Trong đó:

Thiết kế chip chuyên dụng (ASIC, SoC) có rào cản vốn thấp hơn các công nghệ tiên tiến nhưng tạo ra giá trị tri thức cao.

Đóng gói – kiểm thử là khâu quan trọng để hoàn thiện sản phẩm và có thể triển khai với mức đầu tư trung bình.

Tích hợp hệ thống (system integration) là thế mạnh của lĩnh vực quốc phòng vì gắn với sản phẩm cuối (radar, UAV, thông tin, EW).

Hiện nay, ARM Holdings thành công nhờ tập trung vào thiết kế chip thay vì sản xuất. ASE Technology Holding trở thành doanh nghiệp hàng đầu thế giới trong đóng gói – kiểm thử (OSAT), cho thấy đây là phân khúc có thể tạo năng lực cạnh tranh.

Định hướng này phù hợp vì:

+ Thiết kế chip chuyên dụng: Cho phép phát triển chip phục vụ nhu cầu đặc thù quốc phòng (mã hóa, radar, xử lý tín hiệu, AI nhúng), tăng bảo mật và giảm phụ thuộc.

+ Đóng gói – kiểm thử: Là bước khả thi để tham gia chuỗi giá trị toàn cầu, đồng thời tạo năng lực nội địa phục vụ sản phẩm quốc phòng.

+ Tích hợp hệ thống: Quốc phòng không mua chip rời mà phát triển hệ thống hoàn chỉnh, do đó năng lực tích hợp quyết định hiệu quả tác chiến và khả năng làm chủ.

Giải pháp này giúp:

+ Tăng tự chủ công nghệ lõi (thuật toán, kiến trúc chip, phần mềm nhúng).

+ Giảm phụ thuộc công nghệ tiên tiến nhưng vẫn làm chủ sản phẩm.

+ Cho phép phát triển nhanh các hệ thống chuyên dụng quy mô nhỏ.

+ Tạo nền tảng tiến lên thiết kế chip phức tạp hơn trong tương lai.

Giải pháp là phù hợp với logic phát triển ngành bán dẫn quốc phòng: tập trung vào thiết kế chip chuyên dụng + đóng gói – kiểm thử + tích hợp hệ thống là con đường khả thi để tạo năng lực tự chủ, tham gia chuỗi giá trị và phát triển sản phẩm quốc phòng công nghệ cao mà không cần ngay lập tức đầu tư chế tạo chip tiên tiến.

Ba là, phát triển nguồn nhân lực điện tử – bán dẫn quốc phòng.

Ngành bán dẫn là ngành tri thức cao, phụ thuộc mạnh vào đội ngũ kỹ sư thiết kế, chuyên gia vật liệu, đóng gói – kiểm thử và tích hợp hệ thống. Trong lĩnh vực quốc phòng, yêu cầu nhân lực còn cao hơn do phải bảo đảm: tính bảo mật; độ tin cậy hệ thống; khả năng duy trì và nâng cấp lâu dài.

Trên thế giới, TSMC đầu tư rất lớn vào đào tạo kỹ sư và hợp tác đại học, coi nhân lực là lợi thế cạnh tranh cốt lõi.

Hàn Quốc triển khai các chương trình quốc gia đào tạo hàng chục nghìn kỹ sư bán dẫn để bảo đảm vị thế công nghệ và an ninh chuỗi cung ứng.

Tại Việt Nam, ngày 21 tháng 9 năm 2024, Thủ tướng Chính phủ đã ký quyết định Phê duyệt Chương trình "Phát triển nguồn nhân lực ngành công nghiệp bán dẫn đến năm 2030, định hướng đến năm 2050", trong đó mục tiêu "Đến năm 2030, Việt Nam đào tạo, phát triển đội ngũ nhân lực ngành công nghiệp bán dẫn có chất lượng, tập trung vào công đoạn thiết kế vi mạch bán dẫn, đóng gói và kiểm thử vi mạch bán dẫn; từng bước nắm bắt công nghệ trong công đoạn sản xuất bán dẫn; trong đó đào tạo được ít nhất 50.000 nhân lực có trình độ từ đại học trở lên phục vụ ngành công nghiệp bán dẫn trong tất cả các công đoạn của chuỗi giá trị trong ngành công nghiệp bán dẫn".

Phát triển nhân lực bán dẫn quốc phòng giúp:

+ Làm chủ thiết kế và tích hợp hệ thống điện tử quân sự: Nhân lực quyết định khả năng phát triển chip chuyên dụng, firmware, phần mềm nhúng.

+ Giảm phụ thuộc công nghệ nước ngoài: Không có đội ngũ chuyên gia thì khó tiếp nhận, chuyển giao hoặc cải tiến công nghệ.

+ Bảo đảm an ninh công nghệ: Quốc phòng cần đội ngũ nội bộ có năng lực phát triển, kiểm định và đánh giá chip/hệ thống.

Phát triển nhân lực ngành bán dẫn giúp công nghiệp quốc phòng:

+ Có năng lực tự chủ công nghệ lõi (thiết kế, kiểm thử, bảo mật phần cứng),

+ Khả năng duy trì vòng đời dài của hệ thống quân sự,

+ Tạo nền tảng cho hệ sinh thái bán dẫn quốc phòng,

+ Tạo điều kiện để từng bước tiến lên công nghệ phức tạp hơn.

Trong điện tử – bán dẫn quốc phòng, nhân lực là yếu tố quyết định hơn cả thiết bị hay vốn đầu tư. Phát triển đội ngũ kỹ sư và chuyên gia là điều kiện tiên quyết để làm chủ thiết kế chip, tích hợp hệ thống và bảo đảm tự chủ công nghệ quốc phòng lâu dài.

Bốn là, hoàn thiện cơ chế quản lý và đầu tư cho R&D quốc phòng (bao gồm lĩnh vực điện tử-bán dẫn) theo hướng dài hạn.

R&D quốc phòng có đặc điểm: chu kỳ dài, rủi ro cao, khó đo lường hiệu quả ngắn hạn, yêu cầu bảo mật và tính liên tục.

Nếu cơ chế quản lý và đầu tư mang tính ngắn hạn (dự án rời rạc, kinh phí theo năm), sẽ dẫn tới gián đoạn nghiên cứu và khó hình thành năng lực công nghệ lõi.

Đối với R&D quốc phòng Việt Nam, hoàn thiện cơ chế theo hướng dài hạn giúp:

+ Tích lũy năng lực công nghệ lõi: Công nghệ điện tử, AI, vật liệu, bán dẫn cần nhiều chu kỳ nghiên cứu liên tục.

+ Ổn định nguồn lực và đội ngũ nghiên cứu: Cơ chế đầu tư dài hạn giúp duy trì nhóm nghiên cứu, tránh "đứt gãy" năng lực.

+ Tăng hiệu quả đầu tư: Cho phép phát triển theo lộ trình công nghệ thay vì đề tài đơn lẻ.

Hoàn thiện cơ chế dài hạn giúp: hình thành năng lực R&D quốc phòng bền vững, tăng khả năng tạo công nghệ đột phá, giảm phụ thuộc nhập khẩu công nghệ, nâng cao khả năng chuyển giao sang sản xuất và ứng dụng.

Giải pháp là phù hợp với đặc thù R&D quốc phòng và xu thế quốc tế: chỉ khi cơ chế quản lý và đầu tư được thiết kế theo hướng dài hạn, ổn định và linh hoạt, mới có thể tích lũy năng lực công nghệ lõi và tạo ra kết quả R&D quốc phòng có giá trị chiến lược.

8. Kết luận

Lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn thích hợp là vấn đề mang tính chiến lược đối với quốc phòng. Cách tiếp cận này giúp cân bằng giữa yêu cầu hiện đại hóa, khả năng làm chủ công nghệ và bảo đảm an ninh quốc gia. Đối với Việt Nam, việc lựa chọn đúng hướng đi công nghệ sẽ quyết định hiệu quả đầu tư và mức độ tự chủ quốc phòng trong dài hạn.

Trong điều kiện Việt Nam hiện nay, lựa chọn công nghệ điện tử – bán dẫn phục vụ quốc phòng không thể dựa đơn thuần vào mức độ tiên tiến kỹ thuật, mà phải đặt trong tổng thể chính sách tự chủ công nghệ, năng lực R&D trong nước và yêu cầu bảo đảm an ninh quốc gia. Các văn bản chiến lược đã xác lập định hướng đúng, song thách thức lớn nhất vẫn là chuyển hóa định hướng thành năng lực công nghệ thực chất. Nếu không có cách tiếp cận lựa chọn công nghệ thích hợp, nguy cơ đầu tư lớn nhưng hiệu quả tự chủ thấp là khó tránh khỏi.

Mọi sai lầm trong lựa chọn công nghệ đều có thể trả giá bằng việc giảm tuổi thọ khí tài, mất ổn định hệ thống, hoặc thậm chí ảnh hưởng đến an toàn tác chiến. Hơn nữa, trong bối cảnh cạnh tranh công nghệ toàn cầu ngày càng quyết liệt, việc lựa chọn công nghệ phù hợp còn có ý nghĩa:

- Bảo đảm tự chủ chuỗi cung ứng, giảm phụ thuộc vào các nguồn linh kiện dễ bị kiểm soát, cấm vận hoặc thao túng.

- Ưu tiên công nghệ có thể nội địa hóa, phù hợp năng lực sản xuất của công nghiệp quốc phòng Việt Nam hiện nay.

- Giảm chi phí vòng đời khí tài, tăng khả năng bảo trì, nâng cấp, kéo dài thời gian khai thác.

- Tạo nền tảng cho phát triển lâu dài, tránh rơi vào bẫy công nghệ hoặc mua sắm ngắn hạn không thể kế thừa.

Với CNQP Việt Nam, lựa chọn công nghệ thích hợp còn mang một ý nghĩa lớn hơn: đó là điều kiện tiên quyết để thúc đẩy sự phát triển của công nghiệp quốc phòng tự chủ, lưỡng dụng, phù hợp với định hướng tại Luật Công nghiệp Quốc phòng, An ninh và Động viên công nghiệp, Chiến lược phát triển công nghiệp bán dẫn Việt Nam đến năm 2030 và tầm nhìn 2050. Với mục tiêu làm chủ từng bước các công nghệ lõi, phát triển chip chuyên dụng, mở rộng năng lực sản xuất linh kiện và thiết bị điện tử quân sự, thì lựa chọn đúng công nghệ ngay từ đầu chính là cách rút ngắn thời gian, tiết kiệm nguồn lực và tăng tốc quá trình làm chủ công nghệ.

Hướng nghiên cứu phát triển tiếp theo của đề tài:

- Hướng thứ nhất: Nghiên cứu lựa chọn công nghệ chip chuyên dụng (ASIC/FPGA/SoC) phù hợp cho các hệ thống vũ khí Việt Nam. Phân tích yêu cầu đặc thù của radar, thông tin quân sự, tác chiến điện tử, UAV, vũ khí thông minh… Xác định công nghệ chip có thể tự thiết kế hoặc làm chủ trong nước. Đánh giá các công nghệ 65nm/90nm/130nm/180nm có phù hợp với điều kiện và năng lực của CNQP Việt Nam hay không.

- Hướng thứ hai: Nghiên cứu lựa chọn công nghệ đóng gói – kiểm thử (OSAT) phục vụ thiết bị quân sự. Bao gồm:

+ Nghiên cứu tiêu chuẩn MIL-STD (quy định các yêu cầu kỹ thuật, quy trình thử nghiệm, đặc tính môi trường, độ bền, độ tin cậy, khả năng tương thích điện từ, an toàn… đối với thiết bị, linh kiện, vật tư và hệ thống dùng trong lĩnh vực quân sự).

+ Phân tích khả năng phát triển các công nghệ: đóng gói chống nhiễu, chịu môi trường khắc nghiệt, chống cài cắm phần cứng.

+ Đánh giá khả thi tại Việt Nam.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Chính trị. (2013). Nghị quyết số 29-NQ/TW về đổi mới căn bản, toàn diện giáo dục và đào tạo. Hà Nội.

2. Bộ Chính trị. (2019). Nghị quyết số 52-NQ/TW về một số chủ trương, chính sách chủ động tham gia Cách mạng công nghiệp lần thứ tư. Hà Nội.

3. Bộ Chính trị. (2024), Nghị quyết 57-NQ/TW về đột phá phát triển khoa học, công nghệ, đổi mới sáng tạo và chuyển đổi số quốc gia

4. Quốc hội nước CHXHCN Việt Nam. (2024). Luật Công nghiệp quốc phòng, an ninh và động viên công nghiệp. Hà Nội.

5. Thủ tướng Chính phủ. (2020). Quyết định số 749/QĐ-TTg phê duyệt Chương trình Chuyển đổi số quốc gia. Hà Nội.

6. Thủ tướng Chính phủ. (2022). Quyết định số 569/QĐ-TTg phê duyệt Chiến lược phát triển khoa học, công nghệ và đổi mới sáng tạo đến năm 2030. Hà Nội.

7. Hồ Quang Tuấn. (2024). Phát triển công nghiệp quốc phòng hiện đại, lưỡng dụng, đáp ứng yêu cầu, nhiệm vụ xây dựng và bảo vệ Tổ quốc thời kỳ mới. https://www.tapchicongsan.org.vn/web/guest/quoc-phong-an-ninh-oi-ngoai1/-

/2018/898502/phat-trien-cong-nghiep-quoc-phong-hien-dai%2C-luong-dung%2C-dap-ung-yeu-cau%2C-nhiem-vu-xay-dung-va-bao-ve-to-quoc-thoi-ky-moi.aspx

8. Dodgson, M., Gann, D., & Salter, A. (2008). The management of technological innovation. Oxford University Press.

9. Farrell, H., & Newman, A. L. (2019). Weaponized interdependence. International Security, 44(1), 42–79.

10. Fuller, D. B. (2016). Paper tigers, hidden dragons. Oxford University Press.

11. Guin, U., Tehranipoor, M., & Makris, Y. (2014). Counterfeit integrated circuits. IEEE Design & Test, 31(2), 12–28.

12. Horowitz, M. C. (2018). Artificial intelligence, international competition, and the balance of power. Texas National Security Review, 1(3), 36–57.

13. National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine. (2022). Strategies for ensuring trusted microelectronics. National Academies Press.

14. Schumacher, E. F. (1973). Small is beautiful: Economics as if people mattered. Harper & Row.

Orienting Solutions for Selecting Appropriate Electronics and Semiconductor Technologies for the Defense Industry

Abstract: *Semiconductor electronics technology plays a fundamental role in most modern defense systems, equipment, and technical support. In the context of globalized supply chains, strategic competition among major powers, and the trend of "weaponization of technology," the selection of semiconductor electronics technology is not only a technical issue but also a strategic one concerning national security and self-reliance. This research focuses on analyzing the theoretical basis of the "appropriate technology selection" approach, clarifying the specifics of semiconductor electronics technology for defense purposes, and proposing directions and solutions for Vietnam's defense industry. The research aims to contribute to providing a scientific basis for policy planning and managing research and development (R&D) activities in the field of defense electronics and semiconductors.*

Keywords: appropriate technology, electronics - semiconductors, defense, technological autonomy, technological security.

Phát triển năng lực nghiên cứu khoa học cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong bối cảnh chuyển đổi số

Trần Thị Huyền[1], Nguyễn Thị Gấm[2]

[1]Lớp QLKH&CN K36, Hệ QLHVSĐH, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[2]Bộ môn QL KH&CN, Khoa Cơ khí, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: huyenhvktqs@gmail.com; Tel: 0974560882

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu thực trạng và đề xuất giải pháp phát triển năng lực nghiên cứu khoa học (NCKH) cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong bối cảnh chuyển đổi số. Nghiên cứu xây dựng thang đo đánh giá năng lực NCKH trên các phương diện: kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp nghiên cứu, kỹ năng nghiên cứu và thái độ, phẩm chất nghiên cứu; đồng thời tiến hành khảo sát, phân tích số liệu để đánh giá mức độ đáp ứng của đội ngũ cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1. Trên cơ sở đó, đề xuất hệ thống giải pháp đồng bộ nhằm nâng cao năng lực NCKH trong bối cảnh chuyển đổi số, góp phần nâng cao chất lượng giáo dục - đào tạo và đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ trong tình hình mới.

Từ khóa: *Năng lực nghiên cứu khoa học; cán bộ, giảng viên; chuyển đổi số.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh cuộc Cách mạng công nghiệp lần thứ tư và quá trình chuyển đổi số đang diễn ra sâu rộng trên tất cả các lĩnh vực, hoạt động nghiên cứu khoa học (NCKH) tại các cơ sở giáo dục nghề nghiệp và giáo dục đại học đóng vai trò ngày càng quan trọng trong việc nâng cao chất lượng đào tạo, gắn kết giữa lý luận và thực tiễn, cũng như thúc đẩy đổi mới sáng tạo. Đối với các nhà trường quân đội, NCKH không chỉ là một nhiệm vụ học thuật mà còn là yêu cầu tất yếu nhằm phục vụ trực tiếp cho công tác huấn luyện, bảo đảm kỹ thuật và xây dựng Quân đội nhân dân Việt Nam cách mạng, chính quy, tinh nhuệ, từng bước hiện đại. Chuyển đổi số đã và đang làm thay đổi căn bản phương thức tiến hành NCKH, từ cách tiếp cận tri thức, thu thập và xử lý dữ liệu, đến hình thức hợp tác, công bố và đánh giá kết quả nghiên cứu. Điều này đặt ra yêu cầu mới đối với năng lực NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên, đặc biệt là năng lực số, kỹ năng nghiên cứu hiện đại và khả năng hội nhập học thuật.

Trong khi đó, tại nhiều nhà trường trong Quân đội, trong đó có Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1, năng lực NCKH của một bộ phận cán bộ, giảng viên còn bộc lộ những hạn chế nhất định. Mặc dù đội ngũ cán bộ, giảng viên của nhà trường đã có những nỗ lực trong hoạt động NCKH, song vẫn tồn tại khoảng cách giữa yêu cầu đặt ra trong bối cảnh chuyển đổi số và năng lực thực tế hiện có. Bên cạnh đó, các công trình nghiên cứu tiếp cận một cách hệ thống về phát triển năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên trong môi trường số, gắn với đặc thù của các nhà trường quân đội vẫn còn rất hạn chế. Xuất phát từ những yêu cầu lý luận và thực tiễn nêu trên, việc nghiên cứu phát triển năng lực NCKH cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong bối cảnh chuyển đổi số là cần thiết, có ý nghĩa khoa học và thực tiễn rõ rệt.

2. Cơ sở lý luận về năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên tại các nhà trường quân đội trong bối cảnh chuyển đổi số

2.1. Quy định về NCKH trong các nhà trường quân đội

NCKH trong các nhà trường quân đội là một nhiệm vụ cơ bản, thường xuyên, được quy định chặt chẽ trong hệ thống văn bản pháp luật của Nhà nước và các văn bản quản lý chuyên ngành của Bộ Quốc phòng. Hoạt động này vừa mang tính khoa học – giáo dục, vừa gắn trực tiếp với nhiệm vụ quân sự, quốc phòng, đòi hỏi sự tuân thủ nghiêm ngặt về tổ chức, kỷ luật và bảo mật. Trách nhiệm NCKH của cán bộ, giảng viên trong các nhà trường quân đội được lượng hóa bằng định mức cụ thể. Theo Thông tư số 188/2021/TT-BQP của Bộ Quốc phòng [1], hoạt động NCKH là một bộ phận cấu thành của nhiệm vụ chuyên môn của nhà giáo trong Quân đội, được quy đổi thành giờ hành chính và là căn cứ để đánh giá mức độ hoàn thành nhiệm vụ hằng năm. Điều 6 của Thông tư đã quy định rõ về định mức NKCH trong năm của nhà giáo trong nhà trường quân đội. Nhà giáo công tác tại các học viện, trường sĩ quan, trường đại học là 600 giờ hành chính; tại các trường cao đẳng quân sự là 300 giờ hành chính; tại trường trung cấp, quân sự và các trường quân sự thuộc Quân khu, Quân đoàn, Bộ Tư lệnh Thủ đô Hà Nội, Bộ Tư lệnh Thành phố Hồ Chí Minh là 150 giờ hành chính.

Đối với các trường cao đẳng quân sự, định mức nghiên cứu được quy định ở mức phù hợp với đặc điểm đào tạo, nhằm bảo đảm tính khả thi, đồng thời khuyến khích cán bộ, giảng viên tham gia nghiên cứu một cách thực chất, gắn với chuyên môn giảng dạy và nhiệm vụ của nhà trường. Nội dung và định hướng NCKH trong các nhà trường quân đội phải bám sát yêu cầu xây dựng Quân đội nhân dân Việt Nam cách mạng, chính quy, tinh nhuệ, từng bước hiện đại. Các đề tài nghiên cứu cần tập trung vào những vấn đề phục vụ trực tiếp cho công tác đào tạo, huấn luyện, bảo đảm kỹ thuật, hậu cần, cũng như nghiên cứu ứng dụng khoa học – công nghệ quân sự. Điều này nhằm bảo đảm sự gắn kết chặt chẽ giữa nghiên cứu với thực tiễn quân sự, tránh tình trạng nghiên cứu hình thức, xa rời nhiệm vụ chính trị của nhà trường.

2.2. Năng lực nghiên cứu của cán bộ, giảng viên trong các nhà trường quân đội trong bối cảnh chuyển đổi số

2.2.1. Năng lực NCKH

Theo tác giả Vũ Cao Đàm, "năng lực NCKH là sự thành thạo về kỹ năng hình thành và chứng minh luận điểm (tư tưởng) khoa học, tạo ra được kết quả thỏa mãn yêu cầu của mục tiêu nghiên cứu"[2].

Còn theo tác giả Nguyễn Xuân Quy: "năng lực NCKH là khả năng tìm tòi, sáng tạo ra những tri thức khoa học mới, khám phá bản chất và các quy luật vận động của tự nhiên, xã hội và tư duy"[3].

Trong "Nghiên cứu đề xuất giải pháp phát triển năng lực NCKH cho đội ngũ GV dạy nghề Trường Cao đẳng Cần Thơ" của tác giả Lê Thị Thơ, năng lực NCKH được cho là khả năng về kiến thức, kỹ năng, thái độ của mỗi cá nhân trong quá trình tìm kiếm, phát hiện bản chất của sự vật, phát hiện nhận thức khoa học; hoặc sáng tạo phương pháp mới, phương tiện kỹ thuật mới nhằm biến đổi sự vật phục vụ cho mục tiêu hoạt động của con người[4].

Như vây, theo cách khái quát nhất, có thể hiểu: *Năng lực NCKH là khả năng huy động và vận dụng một cách sáng tạo, có hệ thống các tri thức, kỹ năng, phương pháp, công cụ và phẩm chất cá nhân nhằm phát hiện, giải quyết các vấn đề khoa học – thực tiễn, tạo ra tri thức mới hoặc sản phẩm có giá trị ứng dụng.*

**** Cấu trúc của năng lực NCKH***

Theo tác giả Trần Thanh Ái, năng lực NCKH gồm ba yếu tố cấu thành: kiến thức, kỹ năng và thái độ [5].



Hình 1. Cấu trúc năng lực NCKH

Có thể thấy rằng, năng lực NCKH là một cấu trúc phức hợp, được hình thành từ sự kết hợp hài hòa giữa tri thức, kỹ năng và thái độ nghiên cứu của chủ thể. Ba thành tố này vừa độc lập tương đối, vừa tương tác biện chứng, tạo nên khả năng tiến hành nghiên cứu một cách có hệ thống, logic và hiệu quả. Trong đó:

- Về kiến thức bao gồm kiến thức khoa học chuyên ngành, kiến thức về phương pháp NCKH.

- Về kỹ năng nghiên cứu cần có những kỹ năng sau: kỹ năng xác định vấn đề nghiên cứu, thiết kế nghiên cứu; kỹ năng thu thập và phân tích dữ liệu; kỹ năng trình bày và công bố kết quả nghiên cứu. Trong bối cảnh chuyển đổi số, kỹ năng nghiên cứu còn bao gồm cả kỹ năng số trong NCKH.

- Về thái độ thì người làm NCKH cần có những phẩm chất sau: nhiệt tình, say mê khoa học; nhạy bén với sự kiện xảy ra; khách quan, trung thực, nghiêm túc; kiên trì, cẩn thận khi làm việc; tinh thần hợp tác khoa học; hoài nghi khoa học, dũng cảm bảo vệ chân lí khoa học.

2.2.2. Xây dựng các tiêu chí đo lường năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên trong các nhà trường quân đội

Trong bối cảnh chuyển đổi số và yêu cầu nâng cao chất lượng đào tạo, NCKH trong các nhà trường quân đội, việc xây dựng hệ thống tiêu chí đo lường năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên có ý nghĩa đặc biệt quan trọng. Các tiêu chí không chỉ phản ánh trình độ học thuật cá nhân mà còn là căn cứ khoa học để đánh giá thực trạng, xác định khoảng trống năng lực và đề xuất giải pháp phát triển năng lực NCKH một cách có hệ thống.

Trên cơ sở tiếp cận năng lực theo hướng tích hợp và gắn với bối cảnh thực tiễn, năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên trong các nhà trường quân đội được đo lường thông qua ba nhóm tiêu chí cốt lõi: (1) kiến thức chuyên môn và kiến thức NCKH, (2) kỹ năng NCKH và (3) thái độ, phẩm chất nghiên cứu.

Thứ nhất, nhóm tiêu chí về kiến thức NCKH bao gồm kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp nghiên cứu. Trước hết, người nghiên cứu cần nắm vững hệ thống lý luận, khái niệm, nguyên lý và quy luật của lĩnh vực chuyên ngành; đồng thời có khả năng phân tích, tổng hợp, đánh giá và vận dụng linh hoạt tri thức vào thực tiễn giảng dạy, huấn luyện và các hoạt động quân sự. Trong bối cảnh chuyển đổi số và hội nhập học thuật, kiến thức chuyên môn còn đòi hỏi khả năng cập nhật thường xuyên các thành tựu khoa học – công nghệ mới, khai thác hiệu quả các cơ sở dữ liệu và nguồn tri thức học thuật mở để định hướng chính xác vấn đề nghiên cứu. Bên cạnh đó, kiến thức NCKH còn bao hàm sự am hiểu phương pháp luận khoa học hiện đại, nắm rõ bản chất, quy trình và yêu cầu của các loại hình nghiên cứu định tính, định lượng hoặc kết hợp; từ đó lựa chọn và vận dụng phương pháp phù hợp với mục tiêu, đối tượng và điều kiện nghiên cứu cụ thể. Trong xu thế liên ngành hiện nay, khả năng tích hợp tri thức giữa các lĩnh vực khác nhau cũng trở thành yêu cầu quan trọng, giúp người nghiên cứu tiếp cận vấn đề một cách toàn diện, phát hiện mối liên hệ mới và đề xuất giải pháp có giá trị khoa học và thực tiễn.

Để đánh giá kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp NCKH, nghiên cứu sử dụng thang đo với 5 cấp độ như sau:

Cấp độ 1 (Không nắm vững): Ở cấp độ này, người được đánh giá hầu như chưa có hoặc có rất ít hiểu biết về kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp nghiên cứu khoa học. Các khái niệm, thuật ngữ và nội dung cơ bản chưa được nhận diện đầy đủ; khả năng vận dụng kiến thức vào học tập và nghiên cứu còn rất hạn chế, kể cả khi có sự hướng dẫn.

Cấp độ 2 (Biết): Người được đánh giá đã nhận biết được một số khái niệm, thuật ngữ và nội dung cơ bản của kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp nghiên cứu khoa học. Việc sử dụng kiến thức chủ yếu ở mức độ tái hiện, thực hiện được các yêu cầu đơn giản theo hướng dẫn, chưa thể tự chủ trong học tập và nghiên cứu.

Cấp độ 3 (Nhớ): Ở cấp độ này, người được đánh giá có khả năng ghi nhớ và trình bày lại các nội dung cốt lõi của kiến thức chuyên môn cũng như các bước cơ bản trong quy trình nghiên cứu khoa học. Kiến thức có thể được áp dụng theo các khuôn mẫu có sẵn, song mức độ linh hoạt và khả năng xử lý các tình huống mới còn hạn chế.

Cấp độ 4 (Hiểu): Người được đánh giá không chỉ ghi nhớ mà còn hiểu được bản chất và mối liên hệ giữa các nội dung kiến thức chuyên môn và phương pháp nghiên cứu khoa học. Trên cơ sở đó, có thể giải thích, phân tích và lựa chọn được kiến thức, phương pháp phù hợp để giải quyết các tình huống quen thuộc trong học tập và nghiên cứu.

Cấp độ 5 (Vận dụng): Ở cấp độ cao nhất, người được đánh giá có khả năng vận dụng linh hoạt và sáng tạo kiến thức chuyên môn cùng phương pháp nghiên cứu khoa học vào giải quyết các vấn đề thực tiễn. Đồng thời, có thể tự thiết kế, triển khai và đánh giá các hoạt động nghiên cứu khoa học một cách độc lập, đạt yêu cầu về chất lượng.

Thứ hai, nhóm tiêu chí về kỹ năng nghiên cứu khoa học phản ánh trực tiếp khả năng thực hành nghiên cứu của cán bộ, giảng viên. Nhóm tiêu chí này bao gồm các kỹ năng: xác định vấn đề và hình thành ý tưởng nghiên cứu; thiết kế nghiên cứu; thu thập và phân tích dữ liệu; trình bày và công bố kết quả; hợp tác và hội nhập học thuật; kỹ năng số trong NCKH. Việc đưa kỹ năng số vào hệ thống tiêu chí cho phép đánh giá đầy đủ năng lực thích ứng của giảng viên trước yêu cầu số hóa hoạt động nghiên cứu, từ tìm kiếm tài liệu, xử lý dữ liệu đến công bố và lan tỏa tri thức khoa học.

Để đo lường kỹ năng NCKH của cán bộ, giảng viên nhà trường trong bối cảnh chuyển đổi số, tác giả sử dụng thang đo lường 5 cấp độ từ bắt đầu, cơ bản, thành thạo, nâng cao đến chuyên gia*[6]*. Trong đó:

Cấp độ 1 (Cấp độ bắt đầu): Bước đầu nhận diện được vấn đề nghiên cứu, thực hiện quy trình cơ bản trong xây dựng thiết kế nghiên cứu theo quy định, sử dụng được công cụ đơn giản để tổng hợp, phân tích thông tin, trao đổi thông tin trong phạm vi đơn vị khi được phân công, sử dụng được Internet để tìm kiếm thông tin.

Cấp độ 2 (Cấp độ cơ bản): Xác định được chủ đề, đối tượng, mục tiêu nghiên cứu, xây dựng thiết kế nghiên cứu đơn giản, thu thập dữ liệu từ nhiều nguồn theo thiết kế nghiên cứu và phân tích, tổng hợp thông tin dưới sự hướng dẫn, viết được báo cáo nghiên cứu đơn giản, chủ động phối hợp nghiên cứu và bước đầu khai thác nguồn học thuật bên ngoài đơn vị.

Cấp độ 3 (Cấp độ thành thạo): Xác định khoảng trống nghiên cứu, làm rõ đối tượng, mục tiêu và câu hỏi nghiên cứu một cách rõ ràng, chủ động thiết kế nghiên cứu hoàn chỉnh, chủ

động thu thập dữ liệu, đánh giá độ tin cậy dữ liệu, trình bày rõ ràng kết quả nghiên cứu, hợp tác nghiên cứu, trao đổi học thuật hiệu quả.

Cấp độ 4 (Cấp độ nâng cao): Dự báo xu hướng, đề xuất các vấn đề nghiên cứu mới, có tính liên ngành, điều chỉnh, tối ưu hóa thiết kế nghiên cứu trong các tình huống mới, đồng thời hỗ trợ người khác đạt mức thành thạo, phân tích dữ liệu đa nguồn, đa chiều và diễn giải kết quả sâu, viết báo cáo và công bố kết quả nghiên cứu cho các dự án quy mô lớn, phức tạp, đăng tải trên tạp chí uy tín, thiết lập, duy trì và điều phối hợp tác học thuật trong nước, hỗ trợ người khác hội nhập học thuật, tích hợp và ứng dụng công nghệ số mới nhằm tối ưu hóa quy trình và hiệu quả nghiên cứu.

Cấp độ 5 (Cấp độ chuyên gia): Định hướng tầm nhìn dài hạn, xác lập các hướng nghiên cứu chủ đạo, tư vấn, dẫn dắt xây dựng các thiết kế nghiên cứu quy mô lớn, liên ngành hướng dẫn đội ngũ nghiên cứu về công bố kết quả nghiên cứu khoa học, tích hợp và mô hình hóa dữ liệu ở mức cao, kết nối, dẫn dắt mạng lưới hợp tác học thuật quốc gia, quốc tế và tư vấn định hướng cho đơn vị, dẫn dắt đổi mới phương pháp nghiên cứu dựa trên công nghệ số.

Thứ ba, nhóm tiêu chí về thái độ và phẩm chất nghiên cứu tập trung đánh giá các biểu hiện hành vi và chuẩn mực đạo đức trong hoạt động NCKH. Nhóm tiêu chí này bao gồm mức độ nhiệt tình, say mê nghiên cứu; tính trung thực, khách quan; sự kiên trì, cẩn trọng; tinh thần hợp tác khoa học; và năng lực phản biện, bảo vệ chân lý khoa học. Trong bối cảnh chuyển đổi số, yêu cầu về thái độ và phẩm chất nghiên cứu càng trở nên nghiêm ngặt hơn khi việc khai thác, chia sẻ, lưu trữ và tái sử dụng dữ liệu khoa học diễn ra ngày càng phổ biến. Cán bộ, giảng viên trong môi trường Quân đội cần đảm bảo tính minh bạch trong quy trình nghiên cứu, tuân thủ đạo đức số, bảo mật dữ liệu liên quan đến quốc phòng – an ninh, và thực hiện nghiêm các quy định về bản quyền, trích dẫn, tránh đạo văn và sử dụng trí tuệ nhân tạo một cách có trách nhiệm. Việc duy trì chuẩn mực đạo đức trong môi trường số không chỉ bảo vệ tính toàn vẹn khoa học mà còn góp phần xây dựng môi trường học thuật lành mạnh, tin cậy, đáp ứng yêu cầu phát triển nhà trường quân đội trong thời kỳ chuyển đổi số hiện nay.

Thái độ và phẩm chất nghiên cứu khoa học được đánh giá thông qua biểu hiện hành vi trong quá trình thực hiện hoạt động nghiên cứu. Nghiên cứu sử dụng thang đo thái độ gồm 5 cấp độ**,** phản ánh sự phát triển từ mức bị động đến chủ động, bền vững và lan tỏa:

- Cấp độ 1 (Bị động trong NCKH): Tham gia nghiên cứu mang tính đối phó, chưa tuân thủ đầy đủ quy trình, chuẩn mực đạo đức nghiên cứu, dễ bỏ dở khi gặp khó khăn, ít đặt câu hỏi phản biện khoa học.

- Cấp độ 2 (Thiếu chủ động, chưa quan tâm đến NCKH): Tham gia nghiên cứu khi được giao nhiệm vụ, mức độ quan tâm và chủ động còn hạn chế, ít hợp tác, chia sẻ thông tin nghiên cứu, còn e ngại trong trao đổi, tranh luận học thuật.

- Cấp độ 3 (Nghiêm túc trong NCKH): Thực hiện nghiên cứu nghiêm túc, hoàn thành nhiệm vụ đúng yêu cầu, tuân thủ đầy đủ các quy định về đạo đức và quy trình nghiên cứu, có khả năng duy trì tiến độ khi gặp khó khăn, phối hợp hiệu quả trong nghiên cứu và biết đánh giá, phản biện trên cơ sở lập luận khoa học.

- Cấp độ 4 (Tích cực trong NCKH): Chủ động tìm tòi, đề xuất ý tưởng nghiên cứu, thể hiện sự hứng thú rõ rệt với hoạt động NCKH, kiểm soát tính chính xác, khách quan của dữ liệu và kết quả nghiên cứu, kiên trì theo đuổi vấn đề nghiên cứu, chủ động chia sẻ tri thức, hỗ trợ

đồng nghiệp và học viên trong nghiên cứu, chủ động bảo vệ quan điểm khoa học dựa trên bằng chứng và lập luận chặt chẽ.

- Cấp độ 5 (Say mê, lan tỏa, truyền cảm hứng NCKH cho người khác): Tích cực lan tỏa tinh thần NCKH và truyền cảm hứng cho người khác, góp phần định hướng chuẩn mực cho cộng đồng nghiên cứu, là chỗ dựa chuyên môn cho nhóm nghiên cứu khi gặp khó khăn, đóng vai trò kết nối, dẫn dắt hợp tác khoa học, thúc đẩy hình thành mạng lưới nghiên cứu.

Bảng tiêu chí đo lường năng lực NCKH trong bài báo trong được xây dựng trên cơ sở kế thừa bộ tiêu chí của tác giả Trần Quang Huy và Từ Thảo Hương Giang, vốn đã được kiểm chứng thông qua ý kiến các nhà khoa học, bảo đảm tính khoa học và độ tin cậy ban đầu. Trên nền tảng đó, nghiên cứu tiếp tục điều chỉnh và hoàn thiện thông qua khảo sát thực tế, kết hợp với ý kiến của cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 và một số chuyên gia nhằm bảo đảm tính phù hợp với môi trường quân đội nói chung và nhà trường nói riêng. Bộ tiêu chí này mang tính nền tảng, phục vụ đo lường và đánh giá trong phạm vi nghiên cứu. Tuy nhiên, tùy theo đặc thù từng cơ sở đào tạo, có thể bổ sung một số tiêu chí phù hợp nhưng vẫn phải bảo đảm cấu trúc cốt lõi của khung năng lực.

3. Thực trạng năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1

Năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 đã đạt được ở một mức độ nhất định nhưng vẫn còn nhiều hạn chế so với yêu cầu đặt ra trong bối cảnh chuyển đổi số, thể hiện qua kết quả khảo sát thực tiễn.

Về kiến thức chuyên môn và kiến thức về phương pháp nghiên cứu, đội ngũ cán bộ, giảng viên có nền tảng kiến thức chuyên môn tương đối vững, đáp ứng yêu cầu giảng dạy và huấn luyện kỹ thuật quân sự (Mức độ đạt được: mức 3 – Nhớ). Tuy nhiên, kiến thức về phương pháp NCKH, đặc biệt là các phương pháp nghiên cứu hiện đại gắn với khai thác dữ liệu và ứng dụng công nghệ số còn ở mức trung bình (đạt mức 2 – Biết). Nhiều giảng viên gặp khó khăn trong việc xác định vấn đề nghiên cứu có giá trị khoa học và thực tiễn, thiết kế đề cương nghiên cứu theo chuẩn mực khoa học, cũng như lựa chọn và vận dụng linh hoạt các phương pháp nghiên cứu phù hợp với đặc thù lĩnh vực kỹ thuật quân sự. Đánh giá chung, mức độ kiến thức phục vụ NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 đang đạt ở mức 3 – Nhớ.

Bảng 1. Thống kê mô tả năng lực kiến thức chuyên môn, kiến thức NCKH của cán bộ, giảng viên

	Số lượng khảo sát	Mức độ thấp nhất	Mức độ cao nhất	Trung bình	Độ lệch chuẩn	Mức độ đạt được
A1. Kiến thức chuyên môn	124	2	4	2,83	0,506	3
A2. Kiến thức về phương pháp NCKH	124	1	4	2,44	0,799	2
A. Kiến thức	124	1,50	4,00	2,63	0,595	3

Về kỹ năng NCKH, kết quả khảo sát cho thấy đây là nhóm năng lực còn nhiều hạn chế. Giá trị trung bình của kĩ năng NCKH ở cán bộ, giảng viên Nhà trường mới đạt ở mức 2.29 (đạt mức 2 – cấp độ cơ bản). Các kỹ năng thu thập, xử lý và phân tích dữ liệu, sử dụng phần mềm hỗ trợ nghiên cứu, quản lý tài liệu tham khảo, cũng như kỹ năng viết và công bố bài báo khoa học còn khá thấp và chưa đồng đều giữa các cán bộ, giảng viên (mức độ đạt được: mức 2 – Cấp độ cơ bản). Đặc biệt, trong bối cảnh chuyển đổi số, năng lực khai thác cơ sở dữ liệu khoa học

trực tuyến và công cụ số phục vụ nghiên cứu của một bộ phận giảng viên còn thấp (đạt mức 2). Điều đó làm giảm hiệu quả nghiên cứu và chất lượng các sản phẩm khoa học.

Bảng 2. Thống kê mô tả năng lực kỹ năng nghiên cứu khoa học của cán bộ, giảng viên

	Số lượng khảo sát	Mức độ thấp nhất	Mức độ cao nhất	Trung bình	Độ lệch chuẩn	Mức độ đạt được
B1. Kỹ năng xác định vấn đề nghiên cứu	124	1	3	2,25	0,645	2
B2. Kỹ năng thiết kế nghiên cứu	124	1	3	2,36	0,654	2
B3. Kỹ năng thu thập và phân tích dữ liệu	124	1	3	2,39	0,647	2
B4. Kỹ năng trình bày và công bố kết quả nghiên cứu	124	1	3	2,38	0,645	2
B5. Kỹ năng hợp tác và hội nhập học thuật, NCKH	124	1	3	2,19	0,679	2
B6. Kỹ năng số trong NCKH	124	1	3	2,19	0,633	2
B. Kỹ năng NCKH	124	1	3	2,29	0,605	2

Về nhận thức và thái độ đối với NCKH, nhiều cán bộ, giảng viên đã nhận thức được vai trò, ý nghĩa của hoạt động NCKH, đã nhiệt tình tham gia NCKH, nghiêm túc, kiên trì trong hoạt động nghiên cứu (mức độ đạt được 3). Tuy nhiên, mức độ chủ động và tính thường xuyên trong tham gia NCKH chưa cao. Ở một bộ phận cán bộ, giảng viên, NCKH vẫn được xem là nhiệm vụ bổ trợ, mang tính thời điểm, chưa trở thành nhu cầu tự thân và động lực nội tại trong hoạt động chuyên môn. Việc dũng cảm bảo vệ chân lý khoa học và tinh thần chủ động hợp tác khoa học của cán bộ, giảng viên cũng cũng còn hạn chế (mức độ 2). Điều này ảnh hưởng trực tiếp đến tính bền vững và chiều sâu của hoạt động nghiên cứu trong nhà trường.

Bảng 3. Thống kê mô tả về thái độ và phẩm chất nghiên cứu của cán bộ, giảng viên

	Số lượng	Mức độ thấp nhất	Mức độ cao nhất	Trung bình	Độ lệch chuẩn	Mức độ đạt được
C1. Lòng nhiệt tình và niềm say mê trong NCKH	124	2	4	2,56	0,530	3
C2. Tính khách quan, trung thực và nghiêm túc trong NCKH	124	2	3	2,86	0,345	3
C3. Tính kiên trì và cẩn thận trong quá trình nghiên cứu	124	2	3	2,61	0,489	3
C4. Tinh thần hợp tác khoa học	124	1	4	2,41	0,638	2
C5. Hoài nghi khoa học, dũng cảm bảo vệ chân lý khoa học	124	1	4	2,40	0,582	2
C. Thái độ, phẩm chất nghiên cứu	124	1,60	3,40	2,56	0,443	3

Tổng hợp các kết quả phân tích về kiến thức, kỹ năng và thái độ cho thấy, năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 hiện nay còn nhiều hạn chế, chưa đồng đều, chưa theo kịp yêu cầu đổi mới và phát triển trong bối cảnh chuyển đổi số (mức độ đạt được 2,5/5). Những hạn chế về phương pháp, kỹ năng nghiên cứu là những vấn đề trọng tâm cần được tập trung giải quyết. Đây chính là cơ sở thực tiễn quan trọng để đề xuất các giải pháp phát triển năng lực NCKH cho đội ngũ cán bộ, giảng viên của nhà trường trong giai đoạn tiếp theo.

Bảng 4. Thống kê mô tả về thực trạng năng lực NCKH

	Số lượng khảo sát	Mức độ thấp nhất	Mức độ cao nhất	Trung bình	Độ lệch chuẩn
Kiến thức	124	1,50	4,00	2,63	0,595
Kỹ năng nghiên cứu	124	1,00	3,00	2,29	0,605
Thái độ, phẩm chất nghiên cứu	124	1,60	3,40	2,56	0,443
Năng lực NCKH	124	1,37	3,33	2,49	0,518

Qua kết quả khảo sát cho thấy bộ tiêu chí đánh giá năng lực NCKH có phạm vi áp dụng phù hợp, đặc biệt tại Trường Cao đẳng Kỹ thuật Quân sự 1. Các phân tích thống kê và hệ số Cronbach's Alpha ($\alpha > 0,7$) khẳng định độ tin cậy và tính nhất quán cao. Bộ tiêu chí vì vậy có khả năng đo lường ổn định, phản ánh khá đầy đủ năng lực NCKH và có thể vận dụng, điều chỉnh cho các cơ sở tương đồng.

4. Giải pháp phát triển năng lực NCKH cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1

Một là, nâng cao nhận thức về NCKH trong bối cảnh chuyển đổi số. Kết quả khảo sát cho thấy đa số cán bộ, giảng viên đã nhận thức được vai trò của NCKH nhưng mức độ chủ động tham gia còn hạn chế; hoạt động nghiên cứu ở một số đơn vị vẫn mang tính phong trào, chưa trở thành động lực nội tại. Trong bối cảnh chuyển đổi số, NCKH gắn với ứng dụng công nghệ số, khai thác dữ liệu lớn, sử dụng các công cụ phân tích hiện đại và mở rộng không gian học thuật. Vì vậy, nếu nhận thức không đầy đủ, cán bộ, giảng viên dễ nảy sinh tâm lý e ngại, thụ động trước các yêu cầu mới của NCKH. Do đó, nhà trường cần đẩy mạnh công tác tuyên truyền, giáo dục, làm rõ vị trí, vai trò và ý nghĩa của NCKH trong chiến lược phát triển nhà trường và trong lộ trình phát triển nghề nghiệp của mỗi giảng viên, tạo nền tảng triển khai các giải pháp tiếp theo.

*Hai là, tăng cường đào tạo, bồi dưỡng phương pháp và kỹ năng NCKH gắn với kỹ năng số***.** Thực trạng cho thấy năng lực NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên còn hạn chế, đặc biệt ở các năng lực về phương pháp nghiên cứu, kỹ năng thiết kế nghiên cứu, xử lý dữ liệu và ứng dụng công nghệ số. Những hạn chế này trực tiếp ảnh hưởng đến số lượng và chất lượng các sản phẩm NCKH. Do đó, cần xây dựng kế hoạch đào tạo, bồi dưỡng có hệ thống về phương pháp NCKH hiện đại, chú trọng các phương pháp nghiên cứu ứng dụng gắn với đặc thù đào tạo kỹ thuật quân sự. Đồng thời, trong bối cảnh chuyển đổi số, bồi dưỡng kỹ năng số trong NCKH cần được coi là nội dung bắt buộc, bao gồm khai thác cơ sở dữ liệu khoa học, sử dụng phần mềm phân tích dữ liệu, quản lý tài liệu tham khảo và công bố kết quả nghiên cứu trên nền tảng số.

Việc kết hợp giữa đào tạo tập trung và tự bồi dưỡng trong nội bộ khoa, bộ môn sẽ tạo điều kiện phát triển năng lực NCKH một cách linh hoạt và bền vững.

Ba là, nâng cấp hạ tầng và công cụ số phục vụ NCKH. Hạ tầng và công cụ số là điều kiện bảo đảm quan trọng cho hoạt động NCKH trong môi trường chuyển đổi số. Kết quả khảo sát cho thấy kỹ năng số trong NCKH của một số cán bộ, giảng viên còn ở dưới mức trung bình, một phần do hạ tầng và công cụ số phục vụ nghiên cứu chưa đồng bộ. Vì vậy, nhà trường cần từng bước đầu tư nâng cấp hệ thống mạng, thư viện số, cơ sở dữ liệu khoa học và các phần mềm nghiên cứu chuyên ngành.

Bốn là, hoàn thiện cơ chế khuyến khích, khen thưởng và gắn NCKH với đánh giá, bổ nhiệm. Cơ chế, chính sách giữ vai trò quan trọng trong việc tạo động lực tham gia NCKH. Thực tiễn cho thấy, khi kết quả NCKH chưa được gắn chặt với đánh giá, xếp loại và phát triển nghề nghiệp, cán bộ, giảng viên khó duy trì động lực nghiên cứu lâu dài. Do đó, nhà trường cần hoàn thiện cơ chế khuyến khích, khen thưởng theo hướng công bằng, minh bạch, gắn với các sản phẩm NCKH cụ thể và giá trị ứng dụng thực tiễn. Đồng thời, cần coi kết quả NCKH là một tiêu chí quan trọng trong đánh giá, quy hoạch, đào tạo và bổ nhiệm cán bộ. Giải pháp này có tác dụng điều chỉnh hành vi, định hướng sự tham gia NCKH theo hướng thực chất và bền vững.

Năm là, quy định rõ ràng chỉ tiêu NCKH đối với từng cá nhân cán bộ, giảng viên. Việc xác định chỉ tiêu NCKH cá nhân là biện pháp cụ thể hóa trách nhiệm nghiên cứu của mỗi cán bộ, giảng viên, góp phần khắc phục tình trạng NCKH mang tính thời điểm. Chỉ tiêu cần được xây dựng phù hợp với chức trách, trình độ và đặc thù công tác của từng đối tượng, thể hiện thông qua các sản phẩm nghiên cứu cụ thể. Đồng thời, việc thực hiện chỉ tiêu NCKH cần gắn với đánh giá mức độ hoàn thành nhiệm vụ hằng năm, bảo đảm tính nghiêm túc và công bằng trong tổ chức thực hiện.

Sáu là, đẩy mạnh hợp tác nghiên cứu với các đơn vị trong và ngoài Tổng cục. Hợp tác NCKH là giải pháp quan trọng nhằm mở rộng không gian nghiên cứu và nâng cao chất lượng sản phẩm khoa học. Thông qua hợp tác với các viện nghiên cứu, nhà máy, nhà trường và đơn vị kỹ thuật, cán bộ, giảng viên có điều kiện tiếp cận thực tiễn sản xuất, công nghệ hiện đại và phương pháp nghiên cứu tiên tiến. Điều này không chỉ nâng cao tính ứng dụng của đề tài mà còn góp phần nâng cao năng lực NCKH cá nhân và tập thể, đáp ứng yêu cầu hiện đại hóa công tác đào tạo và bảo đảm kỹ thuật.

Bảy là, tăng cường đưa cán bộ, giảng viên đi thực tế tại các đơn vị. Thực tiễn là nguồn hình thành các vấn đề nghiên cứu có giá trị khoa học và thực tiễn. Việc tổ chức cho cán bộ, giảng viên đi thực tế giúp nâng cao khả năng thu thập thông tin, phân tích, đánh giá và khái quát hóa các vấn đề nảy sinh từ thực tiễn đơn vị. Qua đó, hoạt động NCKH được gắn chặt với nhiệm vụ giảng dạy, huấn luyện và bảo đảm kỹ thuật, nâng cao tính ứng dụng của sản phẩm nghiên cứu.

Tám là, phát triển văn hóa NCKH trong nhà trường. Nhà trường cần duy trì sinh hoạt khoa học, hội thảo, tọa đàm chuyên môn, xây dựng nhóm nghiên cứu và phát huy vai trò nêu gương. Qua đó hình thành môi trường học thuật lành mạnh, thúc đẩy thói quen nghiên cứu, tinh thần hợp tác và động lực tự thân của giảng viên.

5. Kết luận

Phát triển năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên là yêu cầu tất yếu nhằm nâng cao chất lượng đào tạo và đáp ứng nhiệm vụ xây dựng, phát triển Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong

bối cảnh chuyển đổi số. Trên cơ sở hệ thống hóa cơ sở lý luận về năng lực NCKH, nhóm nghiên cứu đã đề xuất thang đo đánh giá năng lực NCKH cho cán bộ, giảng viên Trường Cao đẳng Kỹ thuật quân sự 1 trong bối cảnh chuyển đổi số. Kết quả nghiên cứu cho thấy năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên còn chưa đồng đều; một số năng lực thành phần, đặc biệt là năng lực nghiên cứu, kỹ năng xác định vấn đề, kỹ năng thiết kế nghiên cứu, kỹ năng số và khả năng công bố khoa học, còn hạn chế. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất 8 nhóm giải pháp có tính hệ thống và khả thi, bao gồm: nâng cao nhận thức; bồi dưỡng phương pháp và kỹ năng số; hoàn thiện hạ tầng nghiên cứu; đổi mới cơ chế khuyến khích; quy định chỉ tiêu nghiên cứu cá nhân; tăng cường hợp tác nghiên cứu; gắn nghiên cứu với thực tiễn và xây dựng văn hóa NCKH trong nhà trường. Các giải pháp đề xuất có thể triển khai linh hoạt, phù hợp với đặc thù nhà trường và điều kiện thực tiễn của giáo dục quân đội hiện nay. Nghiên cứu vừa bổ sung cơ sở lý luận về phát triển năng lực NCKH, vừa có giá trị thực tiễn, góp phần định hướng công tác quản lý và phát triển đội ngũ cán bộ, giảng viên tại Trường Cao đẳng Kỹ thuật Quân sự 1 trong thời gian tới.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Quốc phòng (2021), *Thông tư 188/2021/TT-BQP ngày 31 tháng 12 năm 2021 Quy định về định mức giờ chuẩn giảng dạy và nghiên cứu khoa học đối với nhà giáo trong Quân đội nhân dân Việt Nam.*

2. Vũ Cao Đàm và cộng sự, *Nâng cao năng lực nghiên cứu khoa học của giảng viên Đại học Quốc gia Hà Nội,* Đề tài nghiên cứu khoa học, 2006.

3. Nguyễn Xuân Qui (2015), *Một số biện pháp phát triển năng lực nghiên cứu khoa học cho học sinh trong dạy học hoá học,* Tạp chí Khoa học Đại học Sư phạm TP. HCM, Số 6 (72), năm 2015.

4. Lê Thị Thơ, *"Nghiên cứu đề xuất giải pháp phát triển năng lực NCKH cho đội ngũ GV dạy nghề Trường Cao đẳng Cần Thơ",* Đề tài nghiên cứu khoa học, 2009.

5. Trần Thanh Ái, "*Cần phải làm gì để phát triển năng lực nghiên cứu khoa học giáo dục*", Tạp chí Dạy và học ngày nay, năm 2014.

6. Trần Quang Huy, Từ Thảo Hương Giang (2022), *Khung năng lực phát triển nhân lực khoa học và công nghệ tại Việt Nam*, Nhà xuất bản Lao động.

Developing Scientific Research Capacity for Administrators and Lecturers at Military Technical College No. 1 in the Context of Digital Transformation

Abstract

This paper investigates the current status and proposes solutions for developing scientific research capacity among administrators and lecturers at Military Technical College No. 1 in the context of digital transformation. The study constructs a measurement scale to assess research capacity across key dimensions, including disciplinary knowledge and research methodology knowledge; research skills; and research attitudes and professional attributes. A survey was conducted and quantitative data were analyzed to evaluate the extent to which the current staff meet the required research competence standards. Based on the findings, the paper proposes a comprehensive and integrated system of solutions aimed at enhancing scientific research capacity in alignment with digital transformation requirements, thereby contributing to the improvement of education and training quality and meeting mission demands in the new context.

Keywords: *scientific research capacity; administrators and lecturers; digital transformation.*

Giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật miền Trung

Đinh Nguyễn Trí Dũng[1], Đinh Thị Thu Hương[2]

[1]Lớp QLKH&CN K36, Hệ QLHVSĐH, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[2]Bộ môn QL KH&CN, Khoa Cơ khí, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: Winsieuway14@gmail.com; Tel: 0374517636

Tóm tắt

Bài báo phân tích cơ sở lý luận và thực trạng chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật Miền Trung giai đoạn 2021 - 2025, chỉ ra những hạn chế chủ yếu về chương trình, phương pháp huấn luyện, cơ sở vật chất và công tác đánh giá. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất hệ thống giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo theo hướng chuẩn hóa chương trình theo tiếp cận năng lực, đổi mới phương pháp huấn luyện, tăng cường ứng dụng công nghệ và hoàn thiện hệ thống kiểm tra - đánh giá. Các giải pháp có tính khả thi, góp phần nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật Miền Trung nhằm đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ trong tình hình mới.

***Từ khóa**: Đào tạo lái xe ô tô quân sự; chất lượng đào tạo; giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo; Trường Trung cấp Kỹ thuật miền Trung*

1. Đặt vấn đề

Công tác vận tải quân sự giữ vai trò đặc biệt quan trọng trong bảo đảm cơ động lực lượng, hậu cần - kỹ thuật và thực hiện nhiệm vụ huấn luyện, sẵn sàng chiến đấu của Quân đội nhân dân Việt Nam. Trong đó, đội ngũ lái xe ô tô quân sự là lực lượng trực tiếp thực hiện nhiệm vụ vận tải, chịu áp lực cao về kỹ thuật, an toàn và kỷ luật. Trong bối cảnh hiện đại hóa quân đội và sự phát triển nhanh chóng của phương tiện, công nghệ điều khiển, yêu cầu đặt ra đối với công tác đào tạo lái xe quân sự không chỉ dừng ở việc đạt chuẩn sát hạch mà còn phải bảo đảm năng lực thực hiện nhiệm vụ trong điều kiện phức tạp, khẩn cấp và đặc thù quân sự.

Trường Trung cấp Kỹ thuật Miền Trung là cơ sở đào tạo chuyên ngành, có nhiệm vụ cung cấp lực lượng lái xe cho khu vực miền Trung - Tây Nguyên. Việc nghiên cứu, đánh giá thực trạng và đề xuất giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo tại nhà trường có ý nghĩa thiết thực cả về lý luận và thực tiễn.

Bài báo sử dụng các phương pháp phân tích - tổng hợp tài liệu, điều tra khảo sát, phỏng vấn sâu, quan sát sư phạm và thống kê mô tả để đánh giá thực trạng và đề xuất giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại đơn vị.

2. Cơ sở lý luận về hoạt động đào tạo và chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự

2.1. Đào tạo lái xe ô tô quân sự

2.1.1. Khái niệm đào tạo lái xe ô tô quân sự

Đào tạo lái xe ô tô quân sự là một bộ phận của đào tạo kỹ thuật trong quân đội, nhằm hình thành đội ngũ lái xe có đủ năng lực chuyên môn, kỹ năng thực hành và phẩm chất quân nhân để thực hiện nhiệm vụ vận tải, cơ động lực lượng và bảo đảm hậu cần - kỹ thuật.

Theo Thông tư 68/2024/TT-BQP, công tác đào tạo lái xe trong Quân đội nhân dân Việt Nam phải bảo đảm trang bị cho học viên kiến thức pháp luật về giao thông, kỹ năng nghề lái xe, ý thức tổ chức kỷ luật và tác phong quân nhân, đáp ứng yêu cầu vận tải quân sự trong mọi điều kiện.

Từ đó có thể khẳng định, đào tạo lái xe quân sự mang tính mục tiêu kép: vừa đào tạo nghề kỹ thuật, vừa đào tạo người quân nhân. Sự kết hợp này tạo nên bản chất đặc thù của hoạt động đào tạo, làm cho quá trình huấn luyện không chỉ dừng ở kỹ năng điều khiển phương tiện mà còn là quá trình rèn luyện bản lĩnh và trách nhiệm.

2.1.2. Đặc thù của đào tạo lái xe ô tô quân sự

Đào tạo lái xe ô tô quân sự mang những đặc điểm đặc thù gắn với chức năng, nhiệm vụ của quân đội.

Trước hết, đào tạo mang tính toàn diện và định hướng nhiệm vụ rõ rệt. Người học không chỉ nắm vững kỹ thuật điều khiển phương tiện mà còn phải có khả năng thực hiện nhiệm vụ theo mệnh lệnh trong mọi điều kiện.

Thứ hai, môi trường đào tạo mang tính chính quy và kỷ luật cao. Toàn bộ hoạt động học tập, sinh hoạt và rèn luyện của học viên được đặt trong khuôn khổ điều lệnh quân đội, bảo đảm sự thống nhất và nghiêm túc.

Thứ ba, nội dung huấn luyện được tổ chức theo nguyên tắc sát thực tế chiến đấu. Học viên được rèn luyện kỹ năng lái xe trên nhiều loại địa hình, trong đội hình hành quân, ban đêm và trong điều kiện thời tiết phức tạp.

Thứ tư, yêu cầu về an toàn và bảo mật được đặt ở mức cao. Lái xe quân sự có thể tham gia vận chuyển vũ khí, trang bị và vật tư kỹ thuật, do đó việc tuân thủ quy định an toàn kỹ thuật và bảo mật quân sự là bắt buộc.

2.2. So sánh giữa người lái xe ô tô quân sự và người lái xe ô tô dân sự

Việc so sánh giúp làm rõ tính đặc thù của đào tạo trong quân đội.

Về mục đích hoạt động, lái xe dân sự chủ yếu phục vụ nhu cầu cá nhân hoặc kinh doanh vận tải, trong khi lái xe quân sự phục vụ nhiệm vụ quốc phòng, cơ động lực lượng và bảo đảm hậu cần. Hoạt động của lái xe quân sự có thể diễn ra trong điều kiện khẩn cấp, thiên tai hoặc chiến đấu.

Về yêu cầu năng lực, lái xe dân sự chủ yếu hoạt động trong điều kiện giao thông thông thường. Ngược lại, lái xe quân sự phải điều khiển phương tiện trong đội hình hành quân, trên địa hình phức tạp và trong điều kiện thời tiết khắc nghiệt; đồng thời phải có khả năng tự bảo đảm kỹ thuật trong hành trình dài ngày.

Về phẩm chất chính trị và kỷ luật, lái xe dân sự chỉ cần đáp ứng tiêu chuẩn pháp lý theo Luật Trật tự, an toàn giao thông đường bộ. Trong khi đó, lái xe quân sự bắt buộc phải đạt tiêu chuẩn chính trị, chấp hành điều lệnh quân đội và phục tùng mệnh lệnh chỉ huy.

Về cơ chế quản lý, lái xe dân sự chịu sự quản lý của cơ quan dân sự; còn lái xe quân sự chịu sự điều chỉnh đồng thời của pháp luật nhà nước và hệ thống quy định nội bộ của Bộ Quốc phòng, trong đó có Thông tư 68/2024/TT-BQP.

Như vậy, lái xe quân sự không chỉ là người điều khiển phương tiện mà là một quân nhân thực hiện nhiệm vụ kỹ thuật - chiến đấu. Chính sự khác biệt này làm cho đào tạo lái xe ô tô quân sự trở thành một lĩnh vực đào tạo đặc thù, yêu cầu toàn diện và nghiêm ngặt hơn so với đào tạo dân sự.

Bảng 1. Tiêu chí so sánh giữa người lái xe ô tô quân sự và người lái xe ô tô dân sự

Tiêu chí so sánh	Lái xe ô tô quân sự	Lái xe ô tô dân sự
Mục đích hoạt động	Phục vụ nhiệm vụ vận tải quân sự, cơ động lực lượng, bảo đảm hậu cần - kỹ thuật; có thể trong điều kiện khẩn cấp hoặc chiến đấu	Phục vụ nhu cầu cá nhân hoặc kinh doanh vận tải trong môi trường dân sự
Tính chất nhiệm vụ	Gắn với mệnh lệnh, yêu cầu sẵn sàng chiến đấu, có thể hoạt động trong điều kiện nguy hiểm	Gắn với nhu cầu xã hội, ít chịu áp lực nhiệm vụ đặc biệt
Yêu cầu năng lực kỹ thuật	Lái trong đội hình hành quân, địa hình phức tạp (đồi núi, đường rừng), ban đêm, thời tiết khắc nghiệt; tự bảo đảm kỹ thuật khi hành quân dài ngày	Chủ yếu hoạt động trên đường đô thị, quốc lộ, cao tốc; bảo dưỡng tại cơ sở dịch vụ dân sự
Khả năng xử lý tình huống	Xử lý tình huống chiến thuật, cơ động khẩn cấp, vận chuyển vũ khí – trang bị, cứu hộ – cứu nạn	Xử lý tình huống giao thông thông thường
Phẩm chất chính trị	Bắt buộc đạt tiêu chuẩn chính trị; xác minh lý lịch; chấp hành điều lệnh quân đội	Không yêu cầu tiêu chuẩn chính trị đặc thù
Kỷ luật và phục tùng mệnh lệnh	Phục tùng mệnh lệnh chỉ huy; kỷ luật nghiêm	Tuân thủ pháp luật giao thông; không chịu sự điều hành quân sự
Cơ chế quản lý	Chịu sự quản lý đồng thời của pháp luật nhà nước và quy định nội bộ Bộ Quốc phòng (ví dụ Thông tư 68/2024/TT-BQP)	Chịu sự quản lý của pháp luật dân sự và cơ quan quản lý giao thông
Yêu cầu bảo mật	Có thể liên quan đến vận chuyển tài liệu, vũ khí, trang bị; yêu cầu bảo mật cao	Không đặt ra yêu cầu bảo mật quân sự

Nguồn: Tác giả tổng hợp

2.3. Chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự

Chất lượng đào tạo lái xe được hiểu là mức độ người học sau khi tốt nghiệp đáp ứng được yêu cầu về chuyên môn kỹ thuật, kỹ năng thực hành, phẩm chất chính trị và khả năng thực hiện

nhiệm vụ tại đơn vị. Chất lượng đào tạo lái xe trong quân đội không chỉ được phản ánh qua kết quả sát hạch hay tỷ lệ tốt nghiệp mà còn thể hiện ở hiệu quả công tác thực tế của người học sau khi ra trường.

Trên phương diện hệ thống, chất lượng đào tạo lái xe quân sự được cấu thành bởi ba thành tố cơ bản: *Thứ nhất*, chất lượng đầu vào, bao gồm tiêu chuẩn chính trị, trình độ văn hóa, sức khỏe và động cơ học tập của học viên. Đây là nền tảng quyết định khả năng tiếp thu và phát triển năng lực trong quá trình đào tạo. *Thứ hai*, chất lượng quá trình, thể hiện ở chương trình đào tạo, phương pháp giảng dạy, đội ngũ giáo viên, điều kiện cơ sở vật chất và môi trường huấn luyện. Quá trình đào tạo càng khoa học, sát thực tế và chính quy thì khả năng đạt chuẩn đầu ra càng cao. *Thứ ba*, chất lượng đầu ra, phản ánh năng lực tổng hợp của người học sau tốt nghiệp, bao gồm kỹ năng điều khiển phương tiện, khả năng xử lý tình huống, năng lực bảo đảm kỹ thuật, ý thức kỷ luật và tinh thần trách nhiệm. Đối với môi trường quân đội, yếu tố sẵn sàng chiến đấu và bảo đảm an toàn tuyệt đối là tiêu chí quan trọng của chất lượng đầu ra.

3. Thực trạng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật miền Trung

3.1. Thực trạng chất lượng đầu vào

Chất lượng đầu vào được bảo đảm theo tiêu chuẩn chính trị, trình độ văn hóa và sức khỏe.

Bảng 2. Thống kê chất lượng đầu vào giai đoạn 2021-2025

Tiêu chí	Tỷ lệ đạt (%)
Đạt tiêu chuẩn chính trị	100
Tốt nghiệp THPT trở lên	98-100
Sức khỏe loại 1, 2	95-97
Không vi phạm kỷ luật trước đào tạo	100

(*Nguồn: Tổng hợp hồ sơ tuyển chọn)*

Kết quả cho thấy chất lượng đầu vào ổn định, bảo đảm nền tảng chính trị và thể lực cho quá trình huấn luyện. Tuy nhiên, vẫn tồn tại một số hạn chế: (i) một bộ phận học viên có nền tảng kỹ thuật cơ khí còn hạn chế, gây khó khăn trong tiếp thu học phần cấu tạo và bảo dưỡng nâng cao; (ii) khả năng tự học, tự nghiên cứu của học viên chưa đồng đều, ảnh hưởng đến mức độ tiếp cận các nội dung kỹ thuật phức tạp; (iii) động cơ học tập ở một số trường hợp chưa thực sự gắn với ý thức nghề nghiệp lâu dài. Những hạn chế này chưa ảnh hưởng lớn đến tỷ lệ tốt nghiệp nhưng có tác động đến chiều sâu năng lực đầu ra.

3.2. Thực trạng chất lượng quá trình và đầu ra

3.2.1. Kết quả đào tạo định lượng

Bảng 3. Kết quả đào tạo lái xe ô tô quân sự giai đoạn 2021-2025

Năm	Tỷ lệ tốt nghiệp (%)	Tỷ lệ đạt sát hạch lần đầu (%)	Tỷ lệ vi phạm an toàn (%)
2021	82	88	2,1
2022	84	90	1,8
2023	87	92	1,5

2024	89	94	1,1
2025	91	95	0,8

(Nguồn: Báo cáo tổng kết đào tạo của Phòng Đào tạo)

Các chỉ số cho thấy chất lượng đào tạo có xu hướng cải thiện: Tỷ lệ tốt nghiệp và sát hạch lần đầu tăng dần; tỷ lệ vi phạm an toàn giảm rõ rệt. Điều này phản ánh sự ổn định và nâng cao về quản lý, tổ chức huấn luyện và giáo dục kỷ luật.

Tuy nhiên, phân tích sâu hơn cho thấy: Tỷ lệ sát hạch lần đầu tăng nhưng mức tăng chủ yếu tập trung ở các bài thi cơ bản; đối với các nội dung xử lý tình huống phức tạp, kết quả chưa đồng đều. Chất lượng đầu ra có xu hướng ổn định nhưng chưa tạo được bước đột phá về năng lực xử lý tổng hợp trong điều kiện đặc biệt.

3.2.2. Đánh giá chất lượng quá trình đào tạo

Bảng 4. Đánh giá chất lượng quá trình đào tạo (thang 5 điểm)

Tiêu chí	**Điểm trung bình**
Phù hợp chương trình	4,3
Hiệu quả thực hành	4,2
Công tác bảo đảm an toàn	4,5
Tính hiện đại phương tiện	3,6
Ứng dụng công nghệ mô phỏng	3,4

(Nguồn: Khảo sát nội bộ)

Kết quả khảo sát cho thấy công tác tổ chức chương trình và bảo đảm an toàn đạt mức cao. Tuy nhiên, hai tiêu chí có điểm thấp hơn là: "Tính hiện đại phương tiện huấn luyện" và "Ứng dụng công nghệ mô phỏng và chuyển đổi số". Điều này phản ánh khoảng cách giữa yêu cầu hiện đại hóa huấn luyện với điều kiện bảo đảm thực tế.

3.2.3. Đánh giá chất lượng đầu ra

Chất lượng đầu ra phản ánh mức độ hoàn thành chuẩn đào tạo của học viên sau khóa học, là chỉ báo trực tiếp về hiệu quả của toàn bộ quá trình đào tạo. Theo quy định chuẩn đầu ra của đào tạo lái xe quân sự, học viên phải đáp ứng bốn nhóm tiêu chí: (1) kiến thức; (2) kỹ năng lái xe; (3) phẩm chất, kỷ luật quân nhân; (4) khả năng làm chủ phương tiện và hoàn thành nhiệm vụ tại đơn vị

a. Kết quả đạt chuẩn kiến thức

Giai đoạn 2021 - 2025, tỷ lệ học viên đạt chuẩn kiến thức có xu hướng tăng ổn định. Cụ thể, tỷ lệ đạt yêu cầu kiến thức chung tăng từ 86% (2021) lên 94% (2025).

Trong đó:

Môn Luật trật tự ATGT đường bộ và quy tắc lái xe quân sự duy trì mức cao, đạt 90 - 96%.

Môn Cấu tạo - nguyên lý ô tô quân sự cải thiện từ 82% lên 91% nhờ tăng cường thực hành mô hình và mô phỏng.

Điểm trung bình lý thuyết tăng từ 7,2 (2021) lên 7,4 (2022) và tiếp tục cải thiện ở các năm sau; tỷ lệ khá - giỏi tăng từ 48% lên trên 50%.

Những số liệu này cho thấy chất lượng giảng dạy lý thuyết đã có chuyển biến tích cực, đặc biệt khi tăng cường phương pháp trực quan và mô phỏng kỹ thuật.

b. Kết quả đạt chuẩn kỹ năng thực hành

Theo số liệu tổng hợp trong đề án, kết quả sát hạch thực hành (sa hình, đường trường) duy trì xu hướng tăng, đặc biệt ở nội dung đường trường - vốn đòi hỏi khả năng xử lý tình huống tổng hợp.

Tỷ lệ đạt đường trường năm 2025 đạt 90% và được xác định là nền tảng để phấn đấu tăng lên 92-93% vào năm 2028

Tỷ lệ tốt nghiệp chung năm 2025 đạt 91% và đặt mục tiêu nâng lên 94% vào năm 2028.

Điều này phản ánh hai xu hướng tích cực:

- Năng lực thao tác kỹ thuật ngày càng ổn định.
- Khả năng phối hợp thao tác - quan sát - phán đoán được cải thiện.

Tuy nhiên, tỷ lệ thi lại sa hình/đường trường vẫn còn tồn tại và được xác định cần giảm tối thiểu 20% so với nền năm 2025

Đây là chỉ báo cho thấy kỹ năng xử lý tình huống phức tạp vẫn chưa đồng đều giữa các học viên.

c. Phẩm chất chính trị, kỷ luật và an toàn

Chất lượng đầu ra không chỉ đo bằng điểm thi mà còn thể hiện ở kỷ luật và an toàn huấn luyện. Theo định hướng cải tiến trong đề án, vi phạm an toàn được duy trì ≤1 vụ/năm và tiến tới mức 0 - 1 vụ/năm trong giai đoạn sau

Thực tiễn giai đoạn 2021 - 2025 cho thấy công tác quản lý, kiểm tra và giám sát an toàn đã được tăng cường, hạn chế tối đa các sai phạm nghiêm trọng. Điều này cho thấy học viên sau tốt nghiệp cơ bản đáp ứng yêu cầu về ý thức tổ chức kỷ luật và chấp hành quy định an toàn.

Bảng 5. Tổng hợp chỉ số chất lượng đầu ra giai đoạn 2021 - 2025

Chỉ tiêu	2021	2022	2023	2024	2025
Tỷ lệ đạt chuẩn kiến thức (%)	86	88	90	92	94
Điểm TB lý thuyết (thang 10)	7,2	7,4	7,6	7,8	8,0
Tỷ lệ khá – giỏi (%)	48	52	57	60	65
Tỷ lệ đạt đường trường (%)	85	86	89	91	93
Tỷ lệ tốt nghiệp (%)	82	84	87	89	91
Số vụ sự cố (vụ/năm)	6	5	4	3	2

(Nguồn Báo cáo tổng kết của Phòng Đào tạo)

3.3. Những hạn chế và nguyên nhân chủ yếu

Trên cơ sở phân tích định lượng và định tính, có thể khái quát một số hạn chế nổi bật như sau:

Thứ nhất, nội dung chương trình cập nhật chưa theo kịp sự phát triển của phương tiện kỹ thuật mới. Một số nội dung về xe thế hệ mới, hệ thống điều khiển điện tử và công nghệ hỗ trợ lái chưa được tích hợp sâu trong chương trình đào tạo.

Thứ hai, phương pháp huấn luyện chưa chuyển mạnh sang tiếp cận năng lực. Mặc dù đã chú trọng thực hành, song ở một số học phần lý thuyết vẫn còn thiên về truyền thụ một chiều; việc xây dựng tình huống tổng hợp sát thực tế chiến đấu chưa đồng bộ.

Thứ ba, điều kiện cơ sở vật chất và phương tiện huấn luyện chưa đồng bộ. Một số phương tiện đã qua nhiều năm sử dụng; hệ thống mô phỏng và thiết bị số hóa chưa được đầu tư đầy đủ; sân bãi huấn luyện chuyên sâu còn hạn chế.

Thứ tư, năng lực xử lý tình huống phức tạp của một bộ phận học viên chưa cao. Mặc dù đạt chuẩn sát hạch, nhưng trong điều kiện mô phỏng phức tạp, khả năng phán đoán và phản ứng của một số học viên còn chậm.

Thứ năm, công tác đánh giá đầu ra còn thiên về kết quả cuối khóa. Hệ thống đánh giá quá trình và đánh giá theo chuẩn năng lực chưa được chuẩn hóa đầy đủ; chưa xây dựng bộ tiêu chí định lượng chi tiết cho từng nhóm năng lực nghề.

Nguyên nhân của các hạn chế chủ yếu là do: Nguồn kinh phí đầu tư trang bị, mô phỏng còn hạn chế; quá trình chuyển đổi phương pháp huấn luyện sang tiếp cận năng lực chưa được triển khai toàn diện; công tác cập nhật chương trình đào tạo chưa gắn chặt với xu hướng hiện đại hóa phương tiện quân sự; một bộ phận giáo viên chưa được bồi dưỡng chuyên sâu về công nghệ mô phỏng và đào tạo số.

4. Đề xuất giải pháp nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật miền Trung

Từ những hạn chế và nguyên nhân tồn tại, việc đề xuất giải pháp cần dựa trên cơ sở phương pháp luận khoa học, bảo đảm tính khả thi và có tiêu chí kiểm chứng cụ thể.

(1) Đối với hạn chế về nội dung chương trình, kết quả phân tích so sánh giữa chuẩn chương trình hiện hành với yêu cầu tại Thông tư 68/2024/TT-BQP cho thấy còn thiếu sự lượng hóa rõ ràng về chuẩn đầu ra năng lực nghề nghiệp. Vì vậy, giải pháp trọng tâm là hoàn thiện chương trình đào tạo theo tiếp cận chuẩn đầu ra, trong đó xác định rõ bốn nhóm năng lực cốt lõi: kiến thức pháp luật và kỹ thuật; kỹ năng điều khiển phương tiện; năng lực xử lý tình huống; phẩm chất chính trị và kỷ luật quân nhân. Việc rà soát và điều chỉnh chương trình cần được thực hiện thông qua hội thảo chuyên gia, lấy ý kiến giáo viên và đơn vị sử dụng học viên, đồng thời tăng tỷ trọng thực hành lên mức tối thiểu 65% tổng thời lượng khóa học. Kết quả kỳ vọng của giải pháp này là nâng tỷ lệ sát hạch đạt lần đầu lên trên 97% và tăng mức độ hài lòng của đơn vị sử dụng lên trên 90%.

(2) Đối với hạn chế về phương pháp huấn luyện, quan sát sư phạm cho thấy một số giờ học lý thuyết còn nặng về thuyết giảng, chưa phát huy đầy đủ tính tích cực của người học. Trên cơ sở đó, cần chuyển mạnh sang phương pháp huấn luyện theo tình huống và thực hành tổng hợp, lấy năng lực thực hiện nhiệm vụ làm trung tâm. Các bài tập mô phỏng cần được thiết kế sát thực tế vận tải quân sự, đặc biệt trong điều kiện địa hình đồi núi, thời tiết phức tạp của khu vực miền

Trung - Tây Nguyên. Việc triển khai được kiểm chứng thông qua so sánh thống kê tỷ lệ lỗi thao tác trước và sau đổi mới phương pháp, phấn đấu giảm ít nhất 30% số lỗi kỹ thuật và đưa tỷ lệ vi phạm an toàn trong huấn luyện xuống dưới 1%. Giải pháp này không chỉ nâng cao kỹ năng nghề mà còn củng cố bản lĩnh xử lý tình huống của học viên trong điều kiện thực tế.

(3) Đối với hạn chế về cơ sở vật chất và ứng dụng công nghệ, khảo sát cho thấy mức độ ứng dụng mô phỏng và công nghệ số trong huấn luyện còn ở mức trung bình. Trên cơ sở phân tích chi phí – hiệu quả và thí điểm mô hình huấn luyện mô phỏng ở quy mô lớp học, cần từng bước đầu tư hệ thống mô phỏng lái xe 3D, sa bàn điện tử và phần mềm đánh giá tự động. Việc ứng dụng công nghệ không thay thế thực hành thực tế mà đóng vai trò hỗ trợ, giúp học viên làm quen tình huống phức tạp trước khi thao tác trên xe thật. Chỉ tiêu kiểm chứng bao gồm tăng ít nhất 5% điểm trung bình lý thuyết và giảm thời gian làm quen phương tiện thực tế từ 15–20%. Kết quả kỳ vọng là nâng cao tính hiện đại và an toàn trong huấn luyện, phù hợp với định hướng chuyển đổi số trong quân đội.

(4) Đối với đội ngũ giáo viên, phỏng vấn sâu cho thấy nhu cầu cập nhật công nghệ và phương pháp huấn luyện mới là rất cần thiết. Do đó, cần xây dựng kế hoạch bồi dưỡng thường xuyên về phương tiện thế hệ mới, phương pháp huấn luyện tình huống và ứng dụng công nghệ mô phỏng. Đồng thời, tạo điều kiện để giáo viên tham gia thực tế tại các đơn vị vận tải nhằm gắn lý luận với thực tiễn. Hiệu quả giải pháp được đánh giá thông qua phiếu khảo sát học viên theo thang đo Likert 5 mức, phấn đấu đạt điểm hài lòng trung bình từ 4,2/5 trở lên. Khi đội ngũ giáo viên được nâng cao năng lực, chất lượng đào tạo sẽ được bảo đảm một cách bền vững.

(5) Để khắc phục hạn chế trong công tác đánh giá, cần hoàn thiện hệ thống kiểm tra - đánh giá theo mô hình ba khâu: đầu vào, quá trình và đầu ra. Việc đánh giá phải kết hợp giữa định lượng (điểm số, tỷ lệ đạt yêu cầu, thời gian thao tác) và định tính (phẩm chất kỷ luật, ý thức trách nhiệm, thái độ nghề nghiệp). Bên cạnh đánh giá cuối khóa, cần tăng cường đánh giá quá trình thông qua kiểm tra đột xuất, sát hạch tình huống và lấy ý kiến phản hồi của đơn vị sau khi học viên nhận nhiệm vụ. Chỉ tiêu kỳ vọng là trên 95% học viên sau tốt nghiệp không vi phạm kỷ luật và hoàn thành tốt nhiệm vụ tại đơn vị.

Tổng thể các giải pháp trên được xây dựng trên nền tảng phương pháp luận khoa học và thực tiễn đào tạo của nhà trường, bảo đảm mối quan hệ hữu cơ giữa nội dung - phương pháp - điều kiện bảo đảm - đánh giá chất lượng. Khi được triển khai đồng bộ, các giải pháp sẽ góp phần nâng cao chất lượng đào tạo lái xe ô tô quân sự tại Trường Trung cấp Kỹ thuật Miền Trung, đáp ứng yêu cầu xây dựng quân đội chính quy, tinh nhuệ, từng bước hiện đại trong tình hình mới.

5. Kết luận

Đào tạo lái xe ô tô quân sự là nhiệm vụ có ý nghĩa quan trọng trong bảo đảm vận tải và cơ động của Quân đội nhân dân Việt Nam. Nghiên cứu đã hệ thống hóa cơ sở lý luận, phân tích thực trạng đào tạo tại Trường Trung cấp Kỹ thuật Miền Trung và chỉ ra những hạn chế cần khắc phục. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất hệ thống giải pháp theo hướng chuẩn hóa chương trình, đổi mới phương pháp huấn luyện, tăng cường ứng dụng công nghệ, nâng cao chất lượng đội ngũ giáo viên và hoàn thiện hệ thống đánh giá. Các giải pháp có cơ sở thực tiễn và tính khả thi, góp phần nâng cao chất lượng đào tạo trong tình hình mới.

Tài liệu tham khảo

1. Đảng Cộng sản Việt Nam (2011), Văn kiện Đại hội đại biểu toàn quốc lần thứ XI, Nxb Chính trị quốc gia Sự thật, Hà Nội.
2. Nghị quyết 71-NQ/TW của Bộ Chính trị về đột phá phát triển giáo dục và đào tạo.
3. Luật trật tự, an toàn giao thông đường bộ (2024), Hà Nội.
4. Thông tư số 68/2024/TT-BQP quy định về đào tạo, sát hạch, cấp giấy phép lái xe quân sự, bồi dưỡng kiến thức pháp luật về giao thông đường bộ cho người điều khiển xe - máy chuyên dụng thuộc phạm vi quản lý của Bộ Quốc phòng, Hà Nội.
5. Trung tâm Từ điển quốc gia, Đại từ điển Tiếng Việt, NXB Văn hóa thông tin, Hà Nội, 1998.
6. Hoàng Phê (2010),Từ điển Tiếng Việt, Nxb Từ điển Bách khoa, Hà Nội, 2010.
7. Chi bộ Phòng Đào tạo (2024), Nghị quyết lãnh đạo thực hiện nhiệm vụ năm học 2024 - 2025, Khánh Hòa.
8. Chi bộ Phòng Đào tạo (2025), Nghị quyết lãnh đạo thực hiện nhiệm vụ năm học 2025 - 2026, Khánh Hòa.

Solutions for Enhancing the Quality of Military Automobile Driver Training at the Central Technical Intermediate School

Abstract: *This paper examines the theoretical foundations and the current status of the quality of military automobile driver training at the Central Technical Intermediate School during the 2021–2025 period. It identifies major limitations in the training curriculum, instructional methods, facilities, and assessment practices. On that basis, the study proposes a set of solutions to enhance training quality, including standardizing the curriculum based on a competency-based approach, innovating training methods, strengthening the application of technology, and improving the testing and evaluation system. These solutions are feasible and are expected to contribute to improving the quality of military automobile driver training at the Central Technical Intermediate School, thereby meeting task requirements in the new context.*

Keywords: Military automobile driver training; training quality; quality enhancement solutions; Central Technical Intermediate School

Nghiên cứu tính toán dao động giá pháo phòng không 37mm K65 – 2 khi bắn liên thanh

Đỗ Văn Thắng[1], Nguyễn Văn Dung[2], Mai Anh Quang[3], Nguyễn Quốc Đạt[4]

[1]Hệ QLHV sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3]Khoa Vũ khí, Trường Sĩ quan Kỹ thuật quân sự

[4]Phòng HC - KT, Trường Quân sự Quân khu 7

Email: dvt222000222@gmail.com; Tel: 0879272845

Tóm tắt

Pháo phòng không 37mm K65 – 2 khi thiết kế, chế tạo phải đáp ứng yêu cầu duy trì độ ổn định và hạn chế sai lệch sau mỗi phát bắn. Giá pháo là một kết cấu phức tạp, vừa dùng để vận chuyển pháo khi hành quân, vừa đảm bảo giữ vững vị trí của pháo trong quá trình phát hỏa. Bài báo tập trung nghiên cứu dao động của giá pháo trong các điều kiện góc tầm khác nhau, từ đó xác định quy luật chuyển động, biên độ và xu hướng suy giảm dao động trong loạt bắn. Các kết quả thu được cho phép làm rõ đặc điểm biến thiên dao động của giá trong loạt bắn liên thanh. Đồng thời cung cấp cơ sở khoa học cho các nghiên cứu tiếp theo nhằm hoàn thiện kết cấu giá pháo và nâng cao độ ổn định, chính xác khi bắn.

***Từ khóa**: Dao động, giá pháo, pháo phòng không 37mm K65 – 2*

1. Đặt vấn đề

Pháo phòng không hai nòng 37mm K65 – 2 là hỏa lực phòng không cơ bản của Quân đội ta. Trong giai đoạn hiện nay, mặc dù tác chiến đường không đã có những thay đổi căn bản và đặt ra yêu cầu rất cao nhưng pháo phòng không 37mm K65 – 2 ở nước ta hiện nay vẫn giữ vai trò quan trọng và được quy hoạch sử dụng lâu dài trong quân đội.

Kết cấu máy tự động luôn được cải tiến để nâng cao tốc độ bắn và độ ổn định cho pháo. Giá pháo là một hệ thống phức tạp, khi bắn lực tác dụng lên giá là rất lớn, biến thiên theo thời gian và chiều dài lùi của pháo. Vì vậy, tính toán lực tác dụng lên giá pháo góp phần nghiên cứu nâng cao độ ổn định cho pháo khi bắn ở các góc tầm khác nhau. Đồng thời có những giải pháp trong tính toán thiết kế chế tạo nhằm đảm bảo độ chính xác cho phát bắn cao hơn.

2. Cơ sở lý thuyết tính toán dao động giá pháo phòng không 37mm K65 – 2

2.1. Bài toán thuật phóng trong và máy tự động

2.1.1. Giả thiết bài toán thuật phóng trong

Thuốc phóng cháy theo quy luật cháy hình học và tốc độ cháy của thuốc phóng được biểu diễn bởi công thức $u = u_1 p$.

Các công thứ yếu của khí thuốc đều tỷ lệ với công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến và được tính đến bởi hệ số tăng nặng φ.

Toàn bộ liều thuốc cháy trong điều kiện áp suất như nhau và bằng áp suất thuật phóng p

Thành phần sản phẩm cháy không đổi, các đại lượng f và α không thay đổi.

Tại thời điểm áp suất khí thuốc đạt đến áp suất tống đạn p_0, đai đạn được cắt và đạn bắt đầu chuyển động.

Số mũ đoạn nhiệt $k = 1 + \theta$ không đổi và bằng giá trị trung bình của nó trong khoảng nhiệt độ từ nhiệt độ cháy của thuốc đến nhiệt độ của thuốc ở thời điểm đạn ra khỏi nòng.

2.1.2. Các giả thiết để thiết lập hệ phương trình vi phân chuyển động

Trừ lò xo là chi tiết đàn hồi ra, các khâu trong máy tự động coi là rắn tuyệt đối, liên kết động với nhau, có tỷ số truyền biến thiên;

Các khâu trong máy tự động chuyển động song phẳng;

Dùng khối lượng thu gọn thay cho phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể thay đổi, thường là điểm tiếp xúc giữa hai khâu hoặc điểm đặt của ngoại lực tác dụng.

2.1.3. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong và máy tự động

Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong [1]:

$$\begin{cases} \dfrac{d_v}{d_t} = \xi_1.\xi_2.\dfrac{p.S}{\varphi.m_d} \\ \dfrac{d_l}{d_t} = \xi_1.\xi_2.v \\ \dfrac{d_\psi}{d_t} = \xi_2.\dfrac{\chi.\sigma}{I_k}\, p \end{cases} \tag{1}$$

Hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động [2]:

- Khi thân pháo lùi:

$$(M_0 + \sum_{i=1}^{n} m_i \frac{K_i^2}{\eta_i}).\dot{V}_{kl} + M_{qt}.V_{kl}^2 = P_{KN} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i}.P_i - \Pi - R_F - \varphi_{HL} \tag{2}$$

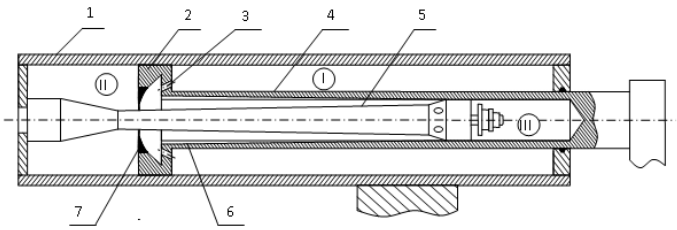
- Khi thân pháo đẩy lên:

$$(M_0 + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i^2}{\eta_i} m_i) \frac{dV_{kl}}{dt} + M_{qt} V_{kl}^2 = \prod - R \tag{3}$$

2.2. Sơ đồ nguyên lý máy hãm lùi và cơ sở lý thuyết tính toán lực cản lùi

2.2.1. Sơ đồ nguyên lý máy hãm lùi

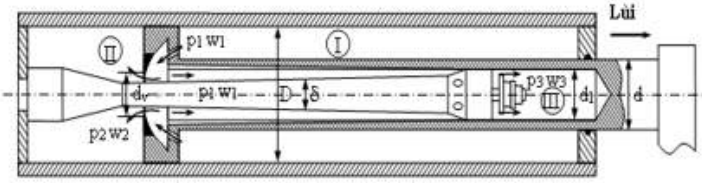
Máy hãm lùi pháo phòng không 37mm K65 – 2 kiểu thủy lực vòng điều tiết - cán điều tiết. Áp lực của dầu trên bề mặt làm việc của piston khi lùi (mặt sau piston) tạo nên lực hãm lùi thủy lực Φ_e tác dụng lên khối lùi, đây là thành phần chính của lực cản lùi [3].



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý máy hãm lùi

1. Ống hãm lùi; 2. Piston; 3. Lỗ chảy dầu; 4. Cán piston; 5. Cán điều tiết; 6. Rãnh điều tiết; 7. Vòng điều tiết

2.2.2. Cơ sở lý thuyết tính toán lực cản lùi



Hình 2. Mô hình tính toán lực cản lùi

- Trong đó:

+ D : Đường kính trong của ống hãm lùi;

+ d : Đường kính ngoài của cán piston;

+ d_1 : Đường kính trong của cán piston;

+ d_v : Đường kính trong của vòng điều tiết;

+ δ : Đường kính của cán điều tiết, luôn thay đổi theo chiều dài.

Lực cản lùi dùng để tiêu hao một phần năng lượng của khối lùi và giảm nhỏ lực tác dụng lên giá khi bắn. Tính toán lực cản lùi phụ thuộc vào nhiều yếu tố như tốc độ chuyển động của khối lùi, các tham số hình học của máy hãm lùi thuỷ lực và hình dạng của chúng, độ dài lùi, tham số và tính chất làm việc của chất lỏng…

Việc lựa chọn kích thước hình học và hình dạng của chi tiết mà hãm lùi có thể đạt được một quy luật thay đổi bất kỳ về lực hãm lùi theo chiều dài lùi.

- Biểu thức tính lực cản lùi [4, 5]:

$$R = \Phi_e + \prod_x + R_f - Q_0.\sin\varphi + \sum T_i \tag{4}$$

- Trong đó:

+ Φ_e : Lực hãm lùi thủy lực: $\Phi_e = \dfrac{\gamma}{2g}\left[K\left(\dfrac{A_{hl} - A_v}{a_x} + 1\right)^2.\left(A_{hl} - A_v\right) + \dfrac{K_3.A_d^3}{\Omega^2}\right]$ (5)

+ Π_x : Lực đẩy lên của bộ phận đẩy lên: $\Pi_x = \Pi_0 + C_{dl}.X$ (6)

+ R_f : Hợp lực ma sát bao gồm ma sát khối lùi với máng định hướng và ma sát giữa các bộ phận bịt kín của hãm lùi, đẩy lên: $R_f = Q_0(\mathrm{f} + \gamma.\cos\varphi)$ (7)

+ Q_0 : Trọng lượng khối lùi:

+ φ : Góc tầm;

+ $\sum T_i$: Tổng lực cản của máy tự động bao gồm các thành phần: $\sum_{i=1}^{n}\dfrac{K_i}{\eta_i}F_i$, $\sum_{i=1}^{n}\dfrac{K_i}{\eta_i}m_i V^2\dfrac{dK_i}{d_x}$ và $\sum_{i=1}^{n}\dfrac{K_i^2}{\eta_i}m_i\dfrac{dV}{d_t}$.

- Hệ phương trình tính lực cản lùi: $\begin{cases} M_0\dfrac{dv}{dt} = P_{\lg} - R \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases}$ (8)

2.3. Giả thiết và cơ sở xây dựng mô hình bài toán dao động

2.3.1. Giả thiết mô hình

Đối với bệ pháo của pháo phòng không 37mm K65 – 2 ta bổ sung các giả thiết:

- Trọng tâm của khối lùi nằm ở trên trục nòng pháo;

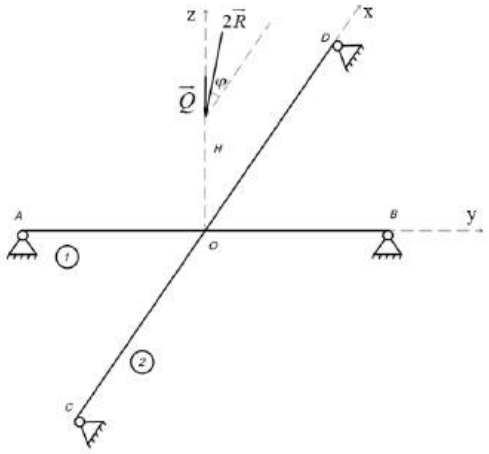
- Diện tích tiếp xúc của các đế kích với đất đủ lớn, độ cứng của nền đất và của mỗi kích được thay thế bằng độ cứng tương đương;

- Dao động của khối lên xuống và khối quay do tính đàn hồi của các phần tử của chúng là độc lập không phụ thuộc lẫn nhau và không phụ thuộc vào dao động của toàn giá pháo do tính đàn hồi của các gối đỡ và nền đất đặt nó;

- Hai trục nòng pháo đối xứng qua tâm quay;

- Gọi a là khoảng cách từ trục nòng pháo đến trục tai máng ta có mô men quay của của hợp lực cản lùi R lấy đối với trục tai máng là: $M = R.a$

- Coi giường pháo được tạo bởi 2 thanh AB và CD. Góc tầm bằng 45^0, góc hướng bằng 0^0 ($\varphi = \varphi_t \neq 0; \varphi_h = 0$);



Hình 3. Các lực tác dụng lên giường pháo

2.3.2. Điều kiện ổn định tĩnh của pháo khi bắn

Pháo chỉ đảm bảo ổn định tĩnh khi bắn pháo không nảy tức là 2 kích trước không bị nhấc lên khỏi mặt đất. Điều kiện không nảy của pháo khi bắn là:

$$Q.D + R_m.L_k.sin\varphi - Q_0.X.\cos\varphi \geq R_m.(H_{dl}.\cos\varphi + a) \quad (9)$$

- Pháo bắt đầu nảy khi:

$$Q.D + R_m.L_k.\sin\varphi - Q_0.X.\cos\varphi = R_m.(H_{dl}.\cos\varphi + a) \quad (10)$$

- Trong đó:

+ Q: Trọng lượng của toàn pháo ở thế chiến đấu;

+ R_m: Lực cản lùi lớn nhất khi bắn;

+ H_{dl}: Chiều cao đường lửa;

+ D, L_k: Khoảng cách từ trọng tâm pháo, từ trục tai máng đến đường nối 2 kích sau.

Thay giá trị của $Q, D, R_m, H_{dl}, a, Q_0, X = X_m$ ta xác định được $\varphi = 25^0$ pháo bắt đầu nảy.

- Do đó để khảo sát dao động của xe pháo khi bắn ta phải xét 2 trường hợp:

+ Pháo bắn ở góc tầm $\varphi \geq 25^0$

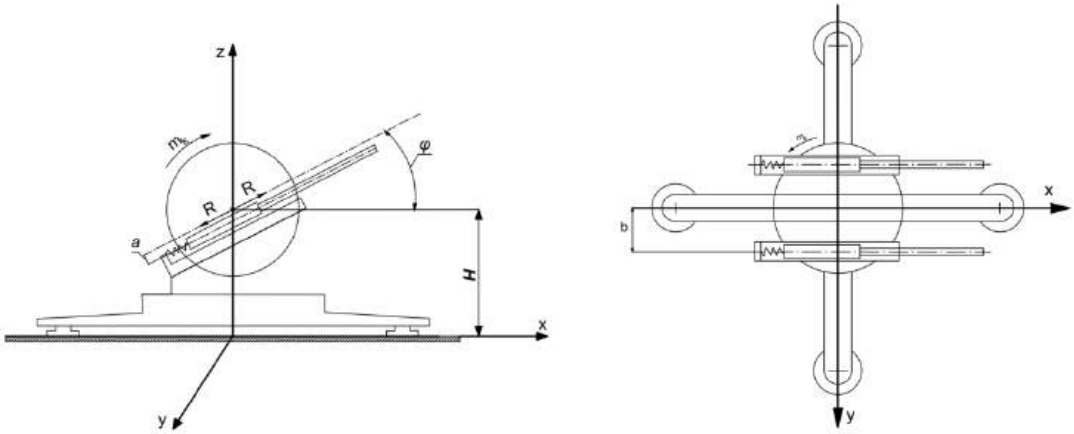
+ Pháo bắn ở góc tầm $\varphi < 25^0$

2.4. Mô hình tính toán bài toán dao động giá pháo

2.4.1. Mô hình và cơ sở tính toán dao động giá pháo khi bắn ở góc tầm $\varphi \geq 25^0$

Lúc này pháo đã đảm bảo ổn định tĩnh nên chuyển động quay của nòng pháo phụ thuộc vào độ cứng vững của cơ cấu tầm, cơ cấu hướng và dao động của giá pháo.

Mô hình tính toán dao động của giá pháo được mô tả trên hình 4:



Hình 4. Sơ đồ tính toán dao động của giường khi bắn ở góc tầm $\varphi \geq 25^0$

Phương trình vi phân dao động của khối lên xuống có thể viết dưới dạng sau:

$$I_k.\ddot{\varphi} + C_k.\varphi = R.a \tag{11}$$

Phương trình vi phân dao động của khối quay có thể viết dưới dạng sau:

$$I_b.\ddot{\psi} + C_b.\psi = R.b.cos\varphi_0 \tag{12}$$

Trong đó:

+ I_k : Mô men quán tính của khối lên xuống so với trục tai máng;

+ I_b : Mô men quán tính của khối quay so với tâm quay của giường pháo;

+ φ, ψ : Góc quay của khối lên xuống và khối quay do sự biến dạng của các phần tử bệ pháo;

+ $R.cos\varphi_0$: Thành phần nằm ngang của lực cản lùi;

+ C_k, C_b : Độ cứng xoắn của các phần tử đàn hồi của cơ cấu tầm, cơ cấu hướng;

+ Mô men của các lực đàn hồi của cơ cấu tầm: $m_k = C_k.\varphi$;

+ Mô men của các lực đàn hồi của cơ cấu hướng: $m_b = C_b.\psi$;

Giải các phương trình (11) và (12) có thể nhận được các đường cong phụ thuộc $\varphi = f_1(t)$ và $\psi = f_2(t)$ đặc trưng cho dao động của khối lên xuống và khối quay của giường pháo.

Để xây dựng được các phương trình vi phân dao động của toàn bộ giường pháo ta sử dụng phương trình Lagrange loại II. Chọn tọa độ suy rộng là các góc quay tương đối θ_x, θ_y so

với các trục x, y và dịch chuyển theo chiều thẳng đứng z của tâm dao động so với trục z.

Chúng ta thiết lập được hệ phương trình vi phân dao động của giường pháo như sau [6]:

$$\begin{cases} I_x\ddot{\theta}_x + \theta_x\sum C_i y_i^2 + \theta_y\sum C_i x_i y_i + z\sum C_i y_i = m_x \\ I_y\ddot{\theta}_y + \theta_y\sum C_i x_i^2 + \theta_y\sum C_i x_i y_i + z\sum C_i x_i = m_y \\ M\ddot{z} + z\sum C_i + \theta_y\sum C_i x_i + \theta_x\sum C_i y_i = R_z \end{cases} \quad (13)$$

Trong đó:

+ m_x, m_y : Mô men quay của giường pháo so với các trục x, y;

+ I_x, I_y : Mô men quán tính của giường pháo lấy với các trục x, y;

+ M : Khối lượng pháo ở thế chiến đấu;

+ R_z : Lực tác dụng lên bệ súng theo trục z;

+ C_i : Độ cứng của gối tựa thứ i;

Các mô men m_x, m_y là tổng các mô men thành phần của lực cản lùi R so với các trục x, y và hình chiếu trên các trục đó của mô men m_k của các lực đàn hồi tác dụng lên đế bệ súng từ khối lên xuống.

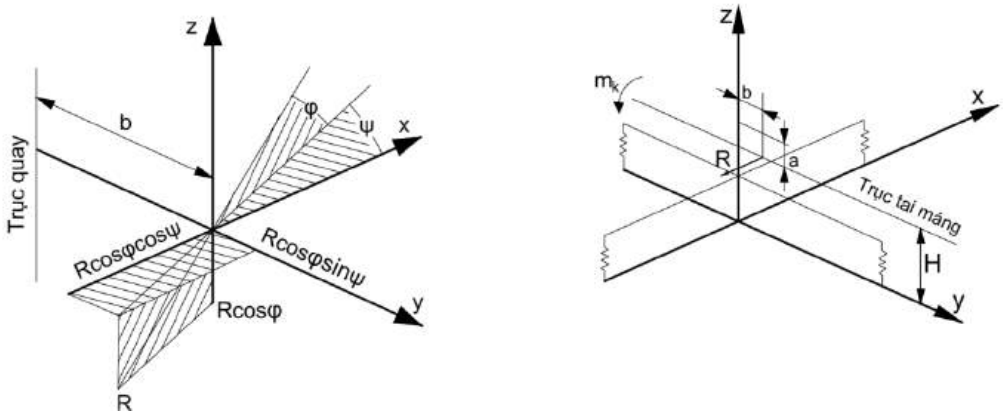
Do giả thiết độ cứng của tất cả các kích là như nhau và bệ pháo đối xứng qua các mặt phẳng xOz nên:

$$\begin{cases} \sum C_i y_i = 0 \\ \sum C_i x_i y_i = 0 \end{cases}$$

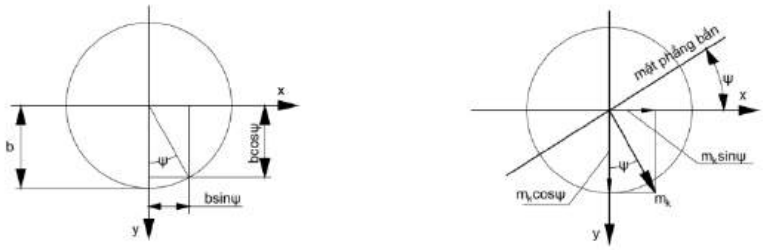
Khi đó hệ phương trình (13) sẽ có dạng :

$$\begin{cases} I_x\ddot{\theta}_x + \theta_x\sum C_i y_i^2 = m_x \\ I_y\ddot{\theta}_y + \theta_y\sum C_i x_i^2 + z\sum C_i x_i = m_y \\ M\ddot{z} + z\sum C_i + \theta_y\sum C_i x_i = R_z \end{cases} \quad (14)$$

Để xác định các mô men m_x, m_y và lực R_z ta sử dụng các sơ đồ sau:



Hình 5. Sơ đồ xác định các mô men tác dụng lên giường pháo trong mặt phẳng thẳng đứng



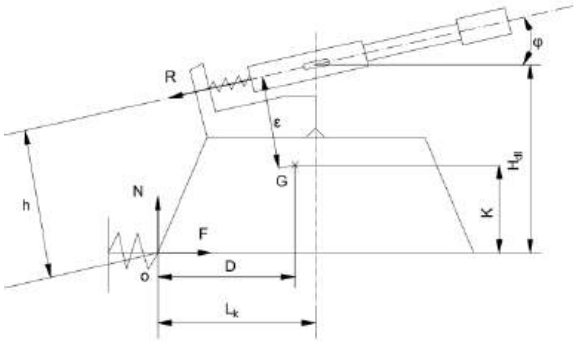
Hình 6. Sơ đồ xác định các mô men tác dụng lên giường pháo trong mặt phẳng nằm ngang

$$\begin{cases} m_x = R(H.\cos\varphi.\sin\psi + b\cos\varphi.\sin\psi + m_k\sin\psi \\ m_y = R(H.\cos\varphi.\cos\psi + b\sin\varphi.\sin\psi + m_k\cos\psi \\ R_z = R\sin\varphi \end{cases} \quad (15)$$

Đưa giá trị của m_x, m_y, R_z vào hệ phương trình (14) ta hoàn toàn giải ra được θ_x, θ_y, z .

2.4.2. Mô hình và cơ sở tính toán dao động giường pháo khi bắn ở góc tầm $\varphi < 25^0$

Lúc này pháo không đảm bảo ổn định tĩnh nên chuyển động quay của nòng pháo phụ thuộc vào độ cứng vững của cơ cấu tầm, cơ cấu hướng và sự nảy lên của giá pháo. Mô hình tính ổn định của giá pháo lúc này giống như trường hợp tính ổn định của pháo giá có lưỡi cày trên nền đất đàn hồi có kể đến độ cứng vững của cơ cấu tầm, hướng ở hình 7.



Hình 7. Mô hình tính dao động của giường pháo khi bắn ở góc tầm $\varphi \le 25^0$

Để xét sự nảy lên của bệ trong mặt phẳng xOz ta sử dụng mô hình ở hình 7. Dưới tác dụng của lực và các mô men đặt lên hệ làm cho hệ có khả năng quay quanh điểm tựa sau O và điểm tựa sau O lại có thể dịch chuyển theo phương nằm ngang.

Hệ phương trình vi phân chuyển động của cơ hệ là:

$$\begin{cases} \dfrac{Q}{g}.\dot{V}_{GX} = R\cos\varphi - F \\ \dfrac{Q}{g}.\dot{V}_{GY} = N - Q - R.\sin\varphi \\ J_c.\dot{\omega} = F.K - R.\varepsilon - ND \\ \dot{\gamma} = \omega \end{cases} \quad (16)$$

Trong đó:

$+\gamma, \omega, \dot{\omega}$: Góc quay, vận tốc góc, gia tốc góc của hệ;

$+V_{GX}, V_{GY}$: Hình chiếu vận tốc trọng tâm của hệ;

+ F : Phản lực ngang của nền đất tác dụng lên 4 cọc của pháo

$F = C_d.x$ với C_d : Độ cứng của đất

+ N : Phản lực pháp tuyến của nền đất;

+ J_c : Mô men quán tính của hệ đối với trọng tâm trong mặt phẳng bắn;

+ G : Trọng tâm của pháo.

Ngoài các phương trình trên còn có các quan hệ động học sau đây:

$$\begin{cases} V_{GY} = \omega.D \\ \dot{V}_{GY} = \dot{\omega}.D \\ V_{GX} = \omega.K + \dot{X}_G \\ \dot{V}_{GX} = \dot{\omega}.K + \ddot{X}_G \end{cases} \quad (17)$$

Trong đó: $\dot{X}_G, \ddot{X}_G$: Là vận tốc, gia tốc của điểm tựa sau O. Đưa các quan hệ động học trong hệ phương trình (17) vào hệ phương trình (16) và biến đổi ta rút ra:

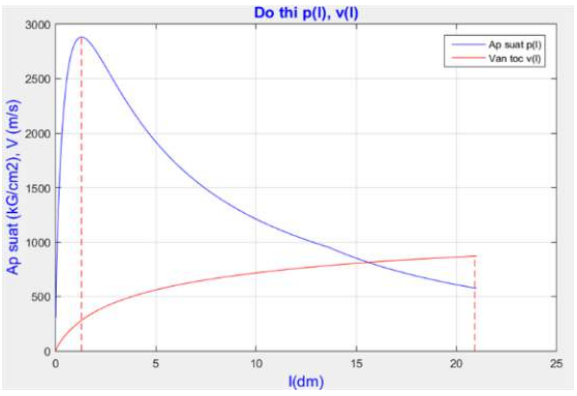
$$\begin{cases} J_c\dot{\omega} + \dfrac{Q}{g}.\dot{X}_G.K = R.h - QD \\ \dfrac{Q}{g}(\ddot{X}_G + \dot{\omega}.K) = R.\cos\varphi - F \\ \dot{\gamma} = \omega \end{cases} \quad (18)$$

Giải hệ phương trình (18) ta hoàn toàn xác định được các thông số chuyển động của bệ pháo và xe pháo khi bắn. Lúc này góc quay của nòng trong mặt phẳng xOz sẽ là: $\theta = \varphi + \gamma$

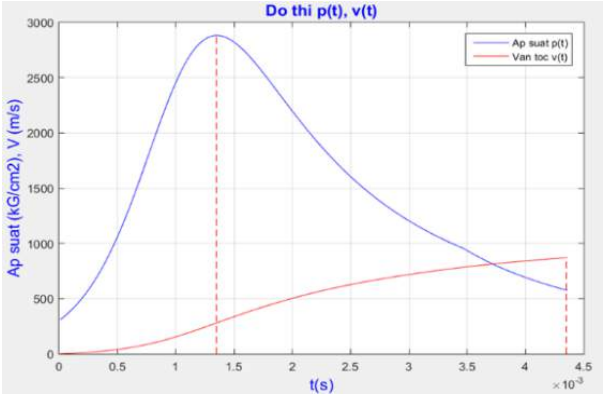
3. Giải bài toán và kết quả

3.1. Kết quả bài toán thuật phóng và máy tự động

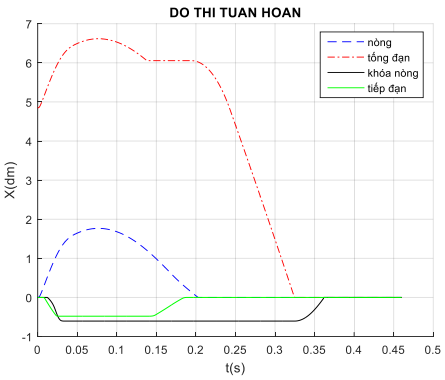
Đồ thị quy luật áp suất của đầu đạn ở trong nòng theo thời gian và chiều dài nòng được kết quả $P_{max} = 2880\ KG/cm^2$. Đồ thị tuần hoàn của máy tự động đưa ra được quy luật chuyển động các cơ cấu của pháo phòng không 37mm K65 – 2 khi nòng lùi xác định được chu kỳ của 1 phát bắn $t = 0,345\ s$. Từ kết quả bài toán động lực học ta xác định được quy luật của lực cản lùi tác dụng lên giá pháo, giá trị lực hãm lùi lớn nhất $R_{max} = 18,3\ kN$.



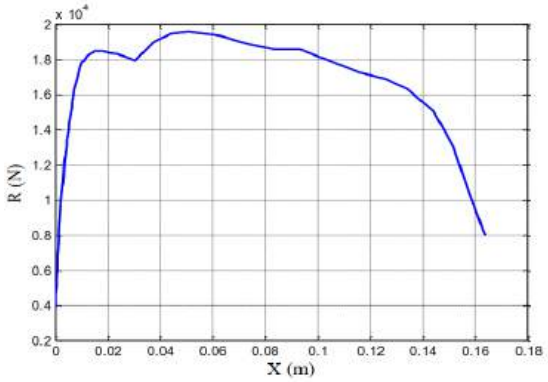
Hình 8. Đồ thị quan hệ p(l), v(l)



Hình 9. Đồ thị quan hệ p(t), v(t)

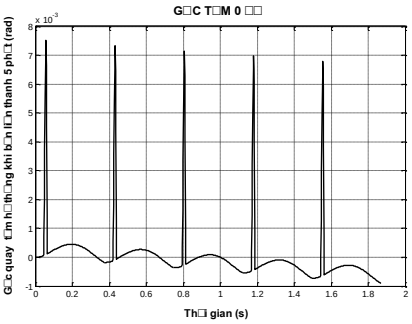


Hình 10. Đồ thị tuần hoàn của máy tự động pháo phòng không 37mm K65 – 2

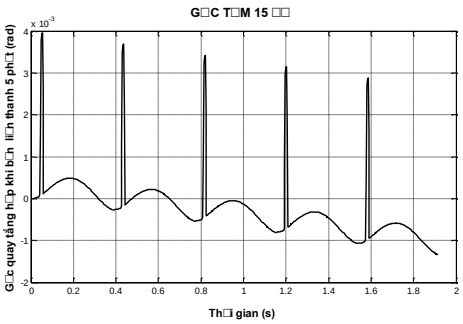


Hình 11. Đồ thị hợp lực cản lùi theo chiều dài lùi của pháo

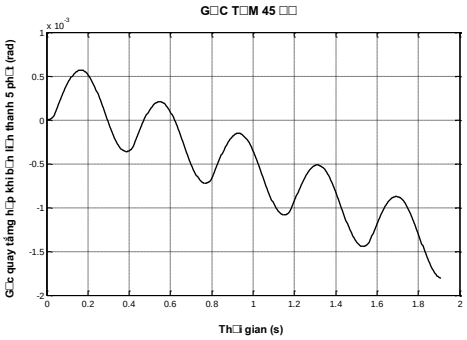
3.2. Kết quả bài toán dao động



Hình 12. Đồ thị dao động tổng hợp khi bắn liên thanh 5 phát ở góc tầm 0^0



Hình 13. Đồ thị dao động tổng hợp khi bắn liên thanh 5 phát ở góc tầm 15^0



Hình 14. Đồ thị dao động tổng hợp khi bắn liên thanh 5 phát ở góc tầm 45^0

Từ kết quả đồ thị hình 12, 13, 14 ta nhận thấy, góc quay tầm hệ thống thay đổi theo quy luật hàm bậc hai. Khi bắn liên thanh, giá pháo chịu tác động của các xung lực giật liên tiếp, làm xuất hiện các dao động cưỡng bức có biên độ biến thiên theo thời gian. Giá trị của các dao động tăng hay giảm phụ thuộc vào lực phát bắn tác dụng lên giá và góc bắn của pháo.

- Ở góc tầm 0^0: Dao động có các đỉnh xung lực rất nhọn và rõ rệt. Sau mỗi phát bắn, giá pháo có xu hướng hồi phục về trị trí cân bằng ban đầu tương đối nhanh. Biên độ dao động duy trì khá ổn định quanh một trục nằm ngang, giúp hệ thống nhanh chóng ổn định ở các phát bắn tiếp theo. Ít ảnh hưởng đến độ chính xác khi bắn liên thanh.

- Ở góc tầm 15^0: Sau mỗi phát bắn, điểm cân bằng mới của hệ có xu hướng bị kéo xuống (giá trị âm tăng dần). Giá pháo lúc này chịu ảnh hưởng của lực đàn hồi tổng hợp từ chân đế và

nền đất, gây ra biến dạng đàn hồi, không kịp phục hồi trong khoảng thời gian giữa 2 phát bắn.

- Ở góc tầm 45^0: Khi góc tầm cao, lực giật tác động lên giá pháo là rất lớn. Biên độ dao động nó không còn là những đỉnh nhọn mà là các dao động sóng hình sin nối tiếp nhau. Vị trí cân bằng của giá pháo nhanh chóng bị kéo lệch khỏi vị trí ban đầu sau các phát bắn liên thanh. Điều này ảnh hưởng đến độ chính xác bắn và độ cứng vững của các cơ cấu.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình và thiết lập các phương trình vi phân mô tả dao động của hệ giá pháo phòng không 37mm K65 – 2 khi bắn ở các góc tầm khác nhau. Khi bắn ở góc tầm nhỏ, biên độ dao động của hệ nhỏ và nhanh chóng suy giảm, hệ có khả năng trở về vị trí cân bằng ban đầu, bảo đảm độ ổn định cao của giá pháo. Khi góc tầm tăng, biên độ dao động tăng lên và vị trí cân bằng bị dịch chuyển sau mỗi phát bắn, cho thấy dao động của hệ tăng và độ ổn định giảm. Nguyên nhân của hiện tượng này là khi góc tầm tăng, thành phần lực cản lùi theo phương gây mô men lật tăng, làm gia tăng ảnh hưởng động lực học lên giá pháo.

Các kết quả thu được phù hợp với thực tế làm việc của pháo khi bắn, đồng thời cung cấp cơ sở khoa học cho việc nghiên cứu, hoàn thiện kết cấu giá pháo nhằm nâng cao độ ổn định và độ chính xác khi bắn. [7]

Tài liệu tham khảo

1. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015). *Thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Phạm Huy Chương (2014). *Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*. NXB Quân đội nhân dân, Hà Nội.
3. Nguyễn Hữu Tân (2001). *Giáo trình Binh khí pháo phòng không 37mmK65*. NXB Cục Quân Khí.
4. А.Д.ТТОКАРЕВ (1976). ТЕОРИЯ И РАСЧЁТ ПУЛЕМЕТНЫХ СТАНКОВ И ЗЕНИТНЫХ СТАНОВОК, РЕНЗА.
5. Mai Anh Quang, Đào Văn Đoan, Phạm Huy Chương (2018). Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu hãm lùi đẩy lên đến hoạt động máy tự động pháo hai nòng 37mm K65. Kỷ yếu Hội nghị khoa học và công nghệ toàn quốc về cơ khí lần thứ V – VCME, Hà Nội.
6. Lê Văn Thao (2008). Nghiên cứu thiết kế pháo phòng không 37mm 2 nòng theo kiểu K65 – 2 Trung Quốc và chế thử một số cụm chính. Đề tài nghiên cứu khoa học. Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng, Hà Nội.
7. Mai Anh Quang (2020). Nghiên cứu ảnh hưởng một số thông số của hai thân pháo đến chuyển động của pháo phòng không hai nòng 37mm K65 khi bắn. Luận án Tiến sĩ kỹ thuật. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Study on building a model of oscillation of lower carriage anti-aircraft gun 37mm K65 – 2

Abstract: Anti-aircraft gun 37mm K65-2 is designed and manufactured to maintain stability and limit errors after each round. The gun mount is a sophisticated structure, functioning both for tactical transport and for securing the gun's position during discharge. This study focuses on analyzing the vibrations of the gun mount at different elevation angles to establish motion patterns, amplitudes, and vibration decay during bursts. The results clarify the characteristics of vibration variation in the mount during rapid fire. Furthermore, they offer a scientific basis for future studies to refine the carriage structure and improve overall stability and firing accuracy.

Keywords*: Oscillation; Gun carriage; Anti-aircraft gun 37mm K65 – 2*

Nghiên cứu động lực học và đánh giá hoạt động thiết bị hãm lùi cho cối 100 mm VN khi lắp trên robot chiến đấu

Ngô Thế Long[1*], Trần Đức Vượng[2], Lại Thanh Tuấn[3]

[1]Hệ sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: mailto:Shocki2206@gmail.com; Tel: 0988916492

Tóm tắt

Trên cơ sở phân tích các ưu, nhược điểm, tác giả đã lựa chọn phương án và thiết kế thiết bị tiêu hao năng lượng dư phát bắn dùng cho cối 100 mm VN khi lắp trên robot chiến đấu. Thiết bị hãm lùi được thiết kế gồm máy hãm lùi thủy lực loại rãnh điều tiết, hãm đẩy lên kiểu chốt và máy đẩy lên kiểu lò xo. Trên cơ sở phương án bố trí của cối 100 mm VN trên robot chiến đấu, tác giả tiến hành tính toán xác định các thông số kết cấu của thiết bị hãm lùi đảm bảo yêu cầu chiến kỹ thuật đề ra. Do hạn chế về điều kiện công nghệ chế tạo nên thực tế kết cấu có những sai khác đáng kể so với mô hình lý thuyết ban đầu. Bằng việc xây dựng và giải bài toán ngược hãm lùi, đẩy lên đối với cối 100 mm VN, có thể đánh giá kiểm nghiệm lại thiết kế đã thực hiện. Đây cũng là cơ sở để tiến hành khảo sát ảnh hưởng một số tham số kết cấu tới hoạt động của thiết bị hãm lùi khi khai thác sử dụng.

Từ khoá: *cối 100 mm VN; robot chiến đấu; thiết bị hãm lùi; bài toán ngược hãm lùi, đẩy lên.*

1. Đặt vấn đề

Chiến tranh ngày càng hiện đại, để phát huy hết tác dụng của pháo cối cũng như bắt kịp xu hướng phát triển của các nước, việc tích hợp cối 100 mm VN lên robot chiến đấu là cần thiết, qua đó có thể tận dụng công nghệ chế tạo đạn cối 100 mm hiện có, tiết kiệm thời gian triển khai tác chiến. Tuy nhiên, khi lắp cối 100 mm VN lên robot chiến đấu, lực P_{lg} tương đối lớn. Do đó để giảm tối đa tải trọng tác dụng lên robot, tăng tính ổn định trong quá trình bắn, chúng ta cần sử dụng thiết bị hãm lùi (TBHL) cho hệ thống cối mới tích hợp này.

TBHL của súng pháo hiện đại cho phép giảm đáng kể lực tác dụng vào bệ, nhờ vậy đảm bảo sự ổn định tốt cho toàn súng pháo khi bắn cũng như tăng được tốc độ bắn [1-3]. Ngoài ra nó còn đảm bảo khả năng thu gọn tối đa giá súng pháo cũng như toàn súng pháo nói chung mà vẫn giữ được độ bền và tuổi thọ của các chi tiết, bệ pháo. Khi lùi xong, khối lùi dưới tác dụng của máy đẩy lên bắt đầu chuyển động về hướng ngược lại và cố chiếm vị trí xuất phát ban đầu trên máng pháo. Hiện tượng này được gọi là sự đẩy lên. Trong quá trình đẩy lên, khối lùi cũng cần được hãm để đẩy lên được êm, tránh va đập tại vị trí trên cùng.

Khi thiết kế TBHL cho cối 100 mm VN lắp trên robot chiến đấu có thể thiết kế theo nhiều kiểu TBHL khác nhau. Trong đó, máy hãm lùi kiểu rãnh điều tiết, hãm đẩy lên kiểu chốt, máy đẩy lên lò xo là một phương án có thể tính đến. Nó đảm bảo độ tin cậy trong làm việc, tính gọn nhẹ phù hợp với yêu cầu đặt lên robot, thời gian đẩy lên nhanh phù hợp với vũ khí tự động và dễ dàng điều chỉnh được quy luật lùi nòng mong muốn theo yêu cầu thiết kế. Trên cơ sở lựa chọn quy luật hãm lùi, đẩy lên tác giả đã tính toán được các thông số chủ yếu của TBHL. Trong bài báo này, tác giả tập trung vào xây dựng mô hình và giải bài toán ngược hãm lùi, đẩy lên để kiểm tra, điều chỉnh các thông số của TBHL nhằm đảm bảo yêu cầu chiến kỹ thuật đề ra [4].

Nghiên cứu của bài báo hướng đến việc xây dựng cơ sở khoa học cho việc thiết kế TBHL và tối ưu hóa TBHL khi tích hợp vũ khí trên robot chiến đấu, góp phần nâng cao hiệu quả tác chiến và độ tin cậy của các hệ thống tự động trong quân sự. Thông qua phân tích động

lực học hệ thống, sơ đồ nguyên lý kết cấu, các yếu tố chính có ảnh hưởng đáng kể đến hệ TBHL sẽ được làm rõ, từ đó đưa ra các giải pháp kiểm soát và đề xuất hướng phát triển cho các nghiên cứu tiếp theo [5].

2. Xây dựng mô hình bài toán

2.1. Bài toán ngược hãm lùi

2.1.1. Những giả thiết cơ bản

Để thuận tiện cho việc phân tích và mô phỏng hoạt động của máy hãm lùi, một số giả thiết đơn giản hóa được đưa ra. Các giả thiết này nhằm giảm độ phức tạp của mô hình, nhưng vẫn đảm bảo độ chính xác cần thiết trong giai đoạn nghiên cứu ban đầu.

- Dầu trong máy hãm lùi là dầu lý tưởng, không nén được và quá trình chảy luôn ổn định, liên tục;

- Tổn thất năng lượng của dòng chảy do ma sát coi như tỷ lệ với động năng dòng chảy;

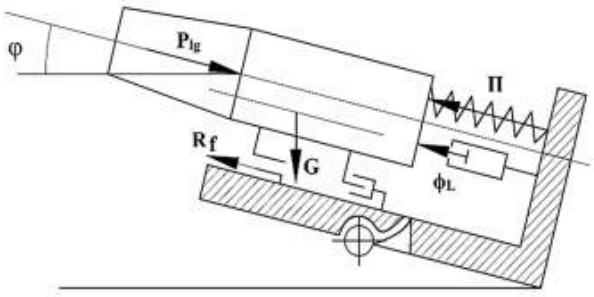
- Dùng hệ số điều chỉnh hiện tượng thắt dòng dầu chảy qua lỗ nhỏ.

2.1.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi

Khi thực hiện phát bắn, dưới tác dụng của áp lực khí thuốc, khối lùi chuyển động. Các lực chuyển động tác dụng lên khối lùi [1,5] (Hình 1) gồm:

+ Hợp lực của khí thuốc tác dụng lên nòng P_{lg};

+ Hợp lực cản lùi R.



Hình 1. Sơ đồ lực tác dụng vào súng pháo khi bắn

Hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi [1,5]:

$$\begin{cases} \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{P_{lg} - R}{M_0} \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: M_0 - Trọng lượng khối lùi; X - Chiều dài lùi; V - Vận tốc của khối lùi.

2.1.3. Xác định các thông số trong hệ phương trình vi phân

** Lực thực hiện chuyển động lùi nòng P_{lg}*

Lực tác dụng của khí thuốc lên nòng P_{lg} được tính trong từng thời kỳ như sau:

- Thời kỳ đạn chuyển động trong nòng [1]:

$$P_{lg}^{I} = S.p \tag{2}$$

Trong đó: p - Áp suất trung bình thuật phóng [kG / cm^2]; S - Diện tích tiết diện ngang lòng nòng [dm^2].

- Thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc (tính theo quy luật Bravin) [1]:

$$P_{lg}^{II} = p_{\tau}.S \tag{3}$$

Trong đó: p_{τ} - Áp suất khí thuốc tại thời điểm tác dụng sau cùng (TDSC). Giá trị này được xác định theo công thức sau [1]:

$$p_{\tau} = p_d.e^{-\frac{t}{b}} \tag{4}$$

Trong đó: p_d - Áp suất khí thuốc tại miệng nòng; b - Hệ số Bravin.

- Thời kỳ chuyển động quán tính [1]:

$$P_{lg}^{III} = 0 \tag{5}$$

** Lực cản lùi R được xác định* [1]:

$$R = \Phi_L + \Pi + R_f - Q_0 sin\varphi \tag{6}$$

Trong đó: Q_0 - Trọng lượng khối lùi;

+ $R_f = Q_0(fcos\varphi + \nu)$ - Hợp lực ma sát; f - Hệ số ma sát ở bộ phận định hướng; ν - Hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi; φ - Góc tầm.

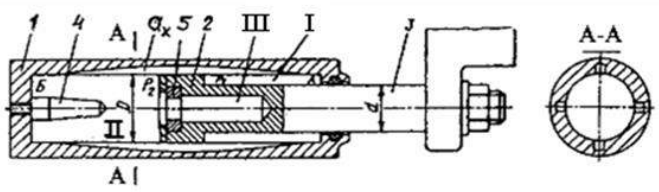
+ $\Pi = \Pi_0 + KX$ - Lực lò xo đẩy lên; K - Độ cứng của hệ 2 lò xo đẩy lên;

Ở đây, $\Pi_0 = K\left(H_0 - H_1\right)$ - Lực nén ban đầu của lò xo; H_0 - Chiều dài ban đầu của lò xo; H_1 - Chiều dài tại vị trí lò xo bị nén ban đầu.

+ Φ_L - Lực hãm thủy lực của máy hãm lùi và được xác định như sau:

Khi cán lùi, dòng dầu trong khoang I bị dồn chảy sang khoang II và khoang III, khi đó trong khoang I xuất hiện áp suất p_1, còn trong khoang II và khoang III áp suất $p_2 = p_3 = 0$ (Hình 2). Khi đó:

$$\Phi_L = P_1.A_1 \tag{7}$$



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý kết cấu máy hãm lùi kiểu rãnh điều tiết

Trong đó: A_1 - diện tích bề mặt pitton khi lùi:

$$A_1 = \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2) \tag{8}$$

Sử dụng phương trình Bernuli, tính đến rằng tốc độ W_1 nhỏ hơn tốc độ W_2 rất nhiều, ta xác định được áp suất p_1:

$$p_1 = \frac{(1+\zeta)\,\rho}{2} W_2^2 \tag{9}$$

Ở đây, $h = \zeta \frac{W_2^2}{2}$ - tổn thất của dòng dầu qua khe hở rãnh điều tiết; ζ - hệ số tổn thất

Sử dụng phương trình lưu lượng đối với dòng dầu chảy từ khoang I sang khoang II, ta xác định tốc độ dòng chảy W_2:

$$W_2 = \frac{A_1}{\varepsilon} \times \frac{V}{a_r} \tag{10}$$

Trong đó: $a_r = n.b.h$ - diện tích tổng diện tích tiết diện ngang của các rãnh điều tiết; n - số rãnh; b - chiều rộng rãnh; h - chiều cao rãnh; ε - hệ số thắt dòng.

Thế (10) vào (9) và thay (9) vào (7), ta nhận được biểu thức của lực hãm thuỷ lực:

$$\Phi_L = \frac{k\,\rho}{2} \times \frac{A_1^3}{a_r^2} V^2 \tag{11}$$

Ở đây, $k = \frac{1+\zeta}{\varepsilon^2}$ - hệ số cản dòng máy hãm lùi.

2.1.4. Các thông số đầu vào cho bài toán ngược hãm lùi

Bảng 1. Thông số đầu vào giải bài toán ngược hãm lùi

STT	Tên gọi	Thông số	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng khối lùi	Q_0	150	kG
2	Đường kính trong ống hãm lùi	D	68	mm
3	Đường kính ngoài cán hãm lùi	d	34	mm
4	Trọng lượng riêng dầu AY	ρ	890	kG/m^3
5	Hệ số cản dòng	k	1,3	
6	Hệ số ma sát ở bộ phận định hướng	f	0,15	
7	Hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi	υ	0,3	
8	Số rãnh điều tiết	n	4	
9	Chiều rộng rãnh điều tiết	b	10	mm
10	Chiều dài rãnh điều tiết	l	350	mm
11	Chiều dài tự nhiên của hệlò xo	H_0	823	mm
12	Chiều dài ban đầu của hệ lò xo	H_1	820	mm
13	Độ cứng của hệ 2 lò xo	K	10118	N/m
14	Góc tầm kiểm tra	φ	80	độ

2.2. Bài toán ngược đẩy lên

2.2.1. Những giả thiết cơ bản

- Khi xác định lực của máy đẩy lên lò xo người ta cho rằng sự nén máy đẩy lên xảy ra một cách tĩnh tại;

- Vòng lò xo nằm sát khối lùi có tốc độ của khối lùi, vòng nằm sát khối không lùi có tốc độ bằng không;

- Tốc độ các điểm của lò xo nằm giữa các phần tử tận cùng của nó thì được phân bố theo qui luật tuyến tính, còn khối lượng của lò xo được phân bố đều ở hướng trục theo cột của lò xo.

2.2.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động đẩy lên

$$\begin{cases} M_0 \dfrac{dU}{dt} = r \\ \dfrac{d\xi}{dt} = U \end{cases} \tag{12}$$

Trong đó: U - tốc độ đẩy lên của khối lùi; ξ - quãng đường đẩy lên khối lùi; r - hợp lực đẩy lên.

2.2.3. Xác định các thông số trong hệ phương trình vi phân

$$r = \Pi - R_f^{'} - \Phi_d - Q_0 sin\varphi \tag{13}$$

Trong đó: $R_f^{'}$ - Hợp lực ma sát ở bộ phận định hướng của máng pháo và ở bộ phận bịt kín trong TBHL. Với sai số không lớn có thể chấp thuận: $R_f^{'} = R_f$

$\Phi_d = \Phi_{ld} + \Phi_{hd}$ - Lực cản thuỷ lực chung khi đẩy lên; $\Phi_{ld} = p_2 A_0$ - Lực hãm thuỷ lực do bộ phận hãm lùi sinh ra; $\Phi_{hd} = \left(p_3 - p_2\right) A_V$ - Lực hãm thuỷ lực do bộ phận hãm đẩy lên sinh ra;

Từ đó, ta được:

$$\Phi_d = p_2 A_0 + \left(p_3 - p_2\right) A_V \tag{14}$$

Trong đó: $A_o = \dfrac{\pi}{4} D^2$ - diện tích pít tông từ phía khoang II (mặt pít tông); $A_V = \dfrac{\pi}{4} d_V^2$ -diện tích của lỗ vòng điều tiết; $A_3 = \dfrac{\pi}{4} d_1^2$ - diện tích tiết diện bên trong khoang lòng cán.

Sử dụng phương trình Bernuli đối với dòng dầu chảy từ khoang II sang khoang I, tính đến rằng $p_1 = 0$ và $W_2 = 0$ ta xác định được p_2:

$$p_2 = \frac{(1 + \zeta_1)\rho}{2} W_1^2 \tag{15}$$

Sử dụng phương trình lưu lượng, ta xác định được vận tốc W_1:

$$W_1 = \frac{A_o}{\varepsilon_1 a} U \tag{16}$$

Thay (16) vào (15), ta nhận được:

$$p_2 = \frac{k_1 \rho}{2} \cdot \frac{A_0^2}{a^2} U^2 \tag{17}$$

Trong đó, $k_1 = \dfrac{1 + \zeta_1}{\varepsilon_1^2}$ - hệ số cản dòng chảy từ khoang không công tác sang khoang công tác; $k_1 = 1{,}2 \div 1{,}6$.

Để xác định lực cản thuỷ lực của bộ phận hãm đẩy lên ta sử dụng sự phụ thuộc đối với sự chênh áp p_3 - p_2 ta có:

$$p_3 - p_2 = \frac{(1+\zeta_2)}{2}\rho W_2^{'2} \tag{18}$$

Trong đó: ζ_2 - hệ số tổn thất thuỷ lực;

$W_2^{'}$ - tốc độ dòng dầu, được xác định từ phương trình lưu lượng:

$$W_2^{'} = \frac{A_\delta}{\varepsilon_2\left(A_V - A_\delta\right)}U \tag{19}$$

Thế giá trị $W_2^{'}$ từ công thức (19) vào phương trình (18), ta được:

$$(p_3 - p_2) = \frac{1+\zeta_2}{\varepsilon_2^2}\ \frac{\rho}{2}\left(\frac{A_\delta}{A_V - A_\delta}\right)^2 U^2 \tag{20}$$

Ở đây, $k_2 = \frac{1+\zeta_2}{\varepsilon_2^2}$ - hệ số cản dòng dầu chảy từ khoang lòng cán (khoang hãm đẩy lên), k_2 = 1,2 ÷ 1,4.

Thay các công thức (17) và (20) vào (14), ta nhận được:

$$\Phi_d = \frac{k_1\rho}{2}\cdot\frac{A_0^3}{a_r^2}U^2 + \frac{k_2\rho}{2}\frac{\left(A_c - A_l\right)^2 . A_c}{A_l^2}.U^2 \tag{21}$$

2.2.4. Các thông số đầu vào cho bài toán ngược đẩy lên

Bảng 2. Thông số đầu vào giải bài toán ngược đẩy lên

STT	Tên gọi	Thông số	Giá trị	Đơn vị
1	Trọng lượng khối lùi	Q_0	150	kG
2	Đường kính trong ống hãm lùi	D	68	mm
3	Đường kính chốt	d_c	34	mm
4	Đường kính khoang lòng cán	d_v	25	mm
5	Trọng lượng riêng dầu AY	ρ	890	kG/m^3
6	Hệ số cản dòng	k_1	1,3	
7	Hệ số cản dòng phụ	k_2	1,4	
8	Hệ số ma sát ở bộ phận định hướng	f	0,15	
9	Hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi.	v	0,3	
10	Số rãnh điều tiết	n	4	
11	Chiều rộng rãnh điều tiết	b	10	mm
12	Chiều dài lùi	λ	250	mm
13	Chiều dài tự nhiên của hệ lò xo	H_0	823	mm
14	Chiều dài ban đầu của hệ lò xo	H_1	820	mm
15	Độ cứng của hệ 2 lò xo	K	10118	N/m
16	Góc tầm kiểm tra	φ	80	độ

3. Giải bài toán ngược hãm lùi và ngược đẩy lên

Trong phần nghiên cứu này chúng tôi giải bài toán ngược hãm lùi và ngược đẩy lên xét cho liều lớn nhất. Về phương pháp giải, tác giả lựa chọn giải bài giải bài toán kết hợp khi giải đồng thời cả bài toán thuật phóng trong (TPT) và bài toán ngược hãm lùi, ngược đẩy lên.

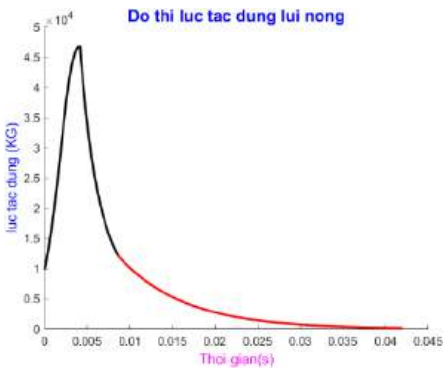
3.1. Tính toán thuật phóng trong

Để giải được bài toán TPT của cối 100 mm VN bằng phương pháp tích phân số ta đưa hệ phương trình TPT về hệ phương trình vi phân cấp 1. Hệ phương trình vi phân bao gồm các phương trình [6]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{(s - s_{kh}).p.g}{\varphi.q} \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{d\psi}{dt} = x(1+2\lambda z)\dfrac{dz}{dt}\xi_2 \\ \dfrac{d\eta}{dt} = \dfrac{\varphi_2 K_0 S\Delta}{w\sqrt{f}}\, p\xi_1 \\ \dfrac{dw}{dt} = \dfrac{w.(1-\alpha\delta)}{\delta}\dfrac{d\psi}{dt}\xi_2 + \alpha w\dfrac{d\eta}{dt}\xi_1 + Sv \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{w}\left[fw\left(\dfrac{d\psi}{dt}\xi_2 - \dfrac{d\eta}{dt}\xi_1\right) - p\dfrac{dw}{dt} - \theta\varphi m v\dfrac{dv}{dt}\xi_1 \right] \end{cases} \quad (22)$$

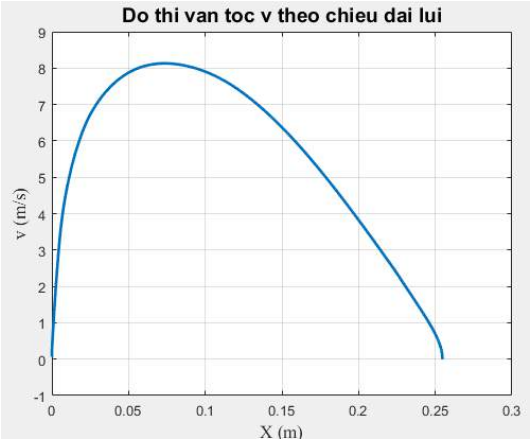
Trong đó: v - Vận tốc đạn chuyển động trong nòng; p - Áp suất thuật phóng; S - Diện tích tiết diện ngang lòng nòng; S_{kh} - Diện tích khe hở giữa đạn và lòng nòng; φ - Hệ số tính công thứ yếu; q - Trọng lượng đạn; l - Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng; z - Bề dày cháy của thuốc phóng; I_k - Xung lực khí thuốc; ψ - Khối lượng thuốc phóng đã cháy tương đối; χ, λ - Các đặc trưng hình dạng thuốc phóng; W - Thể tích khí thuốc trong nòng; α - Lượng cộng tích; δ - Mật độ nhồi; ω – Trọng lượng liều phụ; ω_0 - Trọng lượng liều chính; f - Lực thuốc phóng; k - Chỉ số đoạn nhiệt; ζ_1, ζ_2 - Các biến điều khiển; θ - Số mũ đoạn nhiệt.

Tác giả đã giải hệ phương trình vi phân TPT (22) bằng phương pháp Runge - Kuta, lập trình trên phần mềm Matlap và nhận được đồ thị lực P_{lg} theo thời gian (hình 3):

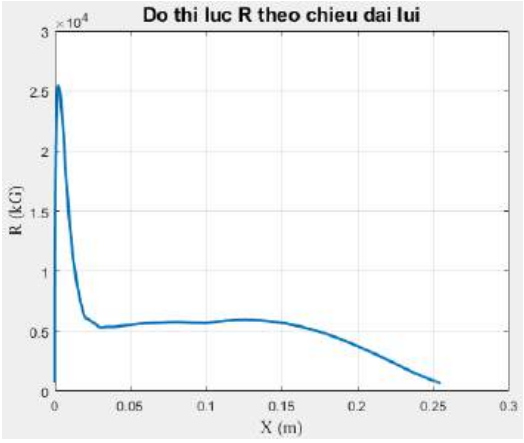


Hình 3. Đồ thị lực P_{lg} theo thời gian

3.2. Kết quả giải bài toán ngược hãm lùi



Hình 4. Đồ thị vận tốc lùi theo quãng đường lùi cối 100 mm VN



Hình 5. Đồ thị lực cản lùi theo quãng đường lùi cối 100 mm VN

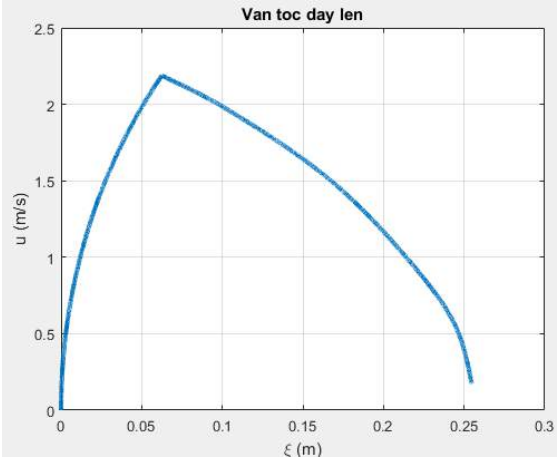
Kết quả và nhận xét:

Chiều dài lùi của cối λ = 0,25 (m) ở góc tầm 80^0. Kết quả này tương đối hợp lý nằm trong giới hạn cho phép của cối khi tích hợp trên robot chiến đấu. Nếu chiều dài lùi λ ngắn hơn thì lực giật sẽ rất lớn làm mất ổn định khi bắn, chiều dài λ dài hơn sẽ gây khó khăn cho việc lắp cối lên robot;

Đồ thị vận tốc lùi theo quãng đường lùi cho thấy vận tốc tăng nhanh ở giai đoạn đầu hành trình lùi, đạt giá trị cực đại tại quãng đường lùi nhỏ, sau đó giảm dần và tiến về không tại cuối hành trình lùi. Quy luật biến thiên này phản ánh đúng quá trình triệt tiêu năng lượng dư của phát bắn trong TBHL, đồng thời đảm bảo cối dừng lại êm dịu, không xảy ra va đập cứng ở cuối hành trình;

Đồ thị lực cản lùi theo quãng đường lùi cho thấy lực cản đạt giá trị lớn ở đầu hành trình lùi, sau đó giảm nhanh và duy trì ở mức tương đối ổn định trên phần lớn quãng đường lùi, trước khi giảm dần về gần không ở cuối hành trình. Quy luật phân bố lực cản như vậy là hợp lý, vừa đáp ứng yêu cầu hãm chuyển động lùi ban đầu của cối, vừa hạn chế tải trọng động truyền lên bệ và máng, đặc biệt phù hợp với điều kiện làm việc khi cối được lắp trên robot chiến đấu.

3.3. Kết quả giải bài toán ngược đẩy lên



Hình 6. Đồ thị vận tốc đẩy lên theo quãng đường cối 100 mm VN



Hình 7. Đồ thị lực đẩy lên theo quãng đường cối 100 mm VN

Kết quả và nhận xét:

Kết quả giải bài toán ngược đẩy lên được thể hiện thông qua quy luật biến thiên của vận tốc đẩy lên và hợp lực đẩy lên theo quãng đường đẩy lên. Các đồ thị thu được có dạng hợp lý và phản ánh đúng quá trình đưa nòng về vị trí ban đầu sau khi kết thúc hành trình lùi;

Đồ thị vận tốc đẩy lên cho thấy vận tốc bắt đầu từ giá trị bằng không tại $\xi = 0$ (m), sau đó tăng nhanh và đạt giá trị cực đại tại khoảng $\xi = 0{,}06$ (m). Sau điểm này, vận tốc giảm dần theo hành trình và tiến về giá trị nhỏ ở cuối hành trình $\xi = 0{,}25$ (m). Dạng biến thiên này phù hợp với quy luật làm việc của kiểu TBHL đã chọn, trong đó lực lò xo chiếm ưu thế ở giai đoạn đầu, sau đó giảm dần và bị hãm bởi lực thủy lực. Quá trình đẩy lên này đảm bảo diễn ra êm và có kiểm soát, đồng thời hạn chế va đập cơ học khi kết thúc hành trình;

Đồ thị hợp lực đẩy lên cho thấy lực có giá trị dương lớn ở đầu hành trình và giảm tuyến tính tương đối trong giai đoạn đầu. Tại khoảng $\xi = 0{,}06$ (m) xuất hiện sự thay đổi đột ngột của lực từ miền dương sang miền âm. Hiện tượng này phản ánh sự hình thành thành phần lực hãm bổ sung nhằm triệt tiêu động năng còn lại của hệ trước khi nòng trở về vị trí ban đầu, đồng thời cũng trùng với vị trí vận tốc đạt cực đại. Sau điểm chuyển tiếp, lực duy trì giá trị âm và biến thiên tương đối trơn, thể hiện vai trò của lực cản trong việc hãm chuyển động và giảm dần vận tốc của TBHL. Ở cuối hành trình, lực có xu hướng tăng nhẹ, góp phần làm giảm vận tốc về mức nhỏ, tránh va đập cơ học khi kết thúc quá trình đẩy lên;

So sánh hai quá trình lùi và đẩy lên của TBHL cho thấy tính đối xứng về chức năng nhưng không đối xứng về quy luật lực. Trong khi hãm lùi yêu cầu lực cản lớn ngay từ đầu để hấp thụ xung lực phát bắn, thì đẩy lên lại cần lực lớn ban đầu để tạo gia tốc, sau đó chuyển dần sang chế độ hãm nhằm đảm bảo dừng êm. Điểm tương đồng quan trọng là cả hai quá trình đều được thiết kế sao cho vận tốc tiến về không tại cuối hành trình, đảm bảo không xảy ra va đập cơ học;

Nhìn chung, sự tương thích giữa hai đồ thị vận tốc và hợp lực đẩy lên cho thấy bài toán ngược đẩy lên đã được giải hợp lý. Tuy nhiên, sự gián đoạn của lực tại điểm chuyển tiếp cho thấy cần tiếp tục hoàn thiện thiết kế nhằm đảm bảo tính liên tục của lực và hạn chế xung lực cục bộ trong TBHL.

4. Kết luận

Qua kết quả giải bài toán ngược hãm lùi và bài toán ngược đẩy lên ta thấy có thể thiết kế thiết bị hãm lùi để tạo ra quy luật lùi nòng mong muốn cho cối 100 mm VN khi lắp trên robot chiến đấu. Ở phương án thiết kế này này chiều dài lùi là tương đối hợp lí đảm bảo khoảng không gian để lắp cối 100 mm VN lên robot chiến đấu. Tuy nhiên, chiều dài lùi ngắn giúp TBHL gọn nhẹ hơn nhưng đòi hỏi kết cấu chịu lực lớn và chọn vật liệu phải hiệu quả để đảm bảo độ bền, độ tin cậy khi bắn;

Phương pháp tiếp cận bằng mô phỏng động lực học và giải bài toán ngược bằng phần mềm Matlap không chỉ giúp giảm thời gian và chi phí thiết kế mà còn cung cấp cơ sở khoa học vững chắc để triển khai sản xuất trong thực tế. Kết quả của bài báo có thể làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo trong việc thiết kế TBHL cho các loại vũ khí tương tự. Trong tương lai, nghiên cứu sẽ tập trung vào nghiên cứu một số tham số kết cấu ảnh hưởng đến quá trình làm việc của TBHL nhằm phản ánh đầy đủ điều kiện làm việc thực tế, từ đó làm cơ sở cho việc tối ưu hóa thiết kế và nâng cao hiệu quả khai thác.

Tài liệu tham khảo

1. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng, (2009). *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. C. Ren, P. Wang, G. Wang and K. Huang (2022). *Study on dynamic optimization design of tank gun recoil mechanism*. In: 1st International Conference on Mechanical System Dynamics, vol. 2022, no. 13, pp. 479–484, https://doi.org/10.1049/icp.2022.1795.
3. M.A. Hajihosseinloo, C.J. Hooke, D. Walton (1989). *Gun recoil system performance measurement and prediction*. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Mechanical Engineering Science, vol. 203, no. 2, pp. 85–92, https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1989_203_091_02.
4. V. Tien, M. Macko, S. Procházka, V. Bien (2022). *Mathematical model of a gas-operated machine gun*. Adv. Mil. Technol, https://doi.org/10.3849/aimt.01449.
5. Lai Thanh Tuan, Nguyen Minh Phu (2025). *Studying the influence of the gap between the recoil cylinder and the piston on the operation of the artillery*. JMST Adv, https://doi.org/10.1007/s42791-025-00110-7.
6. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, (2015). *Thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Design and Performance Evaluation of a Recoil System for a 100 mm VN Mortar Mounted on a Combat Robot

Abstract: *Based on an analysis of advantages and disadvantages, this study selects a suitable configuration and designs an excess firing energy dissipation device for a 100 mm Vietnamese mortar mounted on a combat robot. The recoil system is designed to consist of a hydraulic recoil brake with throttling grooves, a pin-type counter-recoil mechanism, and a spring-type recuperator. According to the layout of the 100 mm Vietnamese mortar on the combat robot, calculations are carried out to determine the structural parameters of the recoil system in order to satisfy the specified tactical and technical requirements. Due to limitations in manufacturing technology, the actual structure exhibits noticeable differences compared with the initial theoretical model. By formulating and solving the inverse recoil and counter-recoil problem for the 100 mm Vietnamese mortar, the proposed approach enables verification of the implemented design and provides a basis for investigating the influence of selected structural parameters on the operational performance of the recoil system.*

Keywords: 100 mm VN mortar; combat robot; recoil system; inverse recoil and counter-recoil.

Phương pháp xác định vận tốc đạn bắn dưới nước bằng thực nghiệm sử dụng bia đứt dây

Nguyễn Văn Tuyến[1]
[1]Bộ môn Vũ khí, [2]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: Vantuyen2997@gmail.com; Tel: 0921761997

Tóm tắt:

Vận tốc đạn bắn dưới nước là một trong những thông số động lực học quan trọng, phản ánh trực tiếp hiệu quả làm việc của vũ khí, đạn và mức độ tương tác giữa đầu đạn với môi trường nước (Tầm bắn và khả năng sát thương của vũ khí). Khác với môi trường không khí, nước có khối lượng riêng lớn và độ nhớt cao, gây lực cản thủy động rất lớn làm vận tốc đạn suy giảm nhanh theo quãng đường chuyển động khiến các phương pháp đo vận tốc trong không khí khó áp dụng trực tiếp. Bài báo này trình bày phương pháp xác định vận tốc đạn bắn dưới nước bằng thực nghiệm sử dụng bia đứt dây, cho phép xác định vận tốc trung bình của đạn trên các đoạn đường xác định, từ đó nếu đồng thời đo tại một số vị trí trong một phát bắn có thể đánh giá quy luật suy giảm vận tốc của đạn trong môi trường nước giúp các nhà thiết kế lựa chọn các phương án thiết kế, giải pháp kỹ thuật chính xác, cụ thể hơn trong thiết kế chế tạo các loại vũ khí (Súng-Đạn) sử dụng trong môi trường nước. Phương pháp có cấu trúc đơn giản, độ tin cậy cao và phù hợp với điều kiện thử nghiệm trong hầm bắn, bể thử hoặc trong điều kiện tự nhiên. Mô hình lý thuyết và thực nghiệm của bài báo được tính toán trên đối tượng súng bắn hai môi trường 5,56 mm SHMT-M1 và đạn bắn dưới nước 5,56x45 mm ĐDN-M1. Kết quả của bài báo giúp bổ sung thêm những lý thuyết quan trọng trong việc đánh giá sản phẩm.

Từ khóa: *vận tốc đạn dưới nước, bia đứt dây, lực cản thủy động.*

1. Đặt vấn đề

Sơ tốc, vận tốc đạn của Súng – Pháo nói chung và súng bộ binh nói riêng là một thông số vô cùng quan trọng. Thông qua sơ tốc, vận tốc của đạn chúng ta có thể đánh giá được chất lượng của súng, đạn trong nghiên cứu, thiết kế, chế tạo mới hoặc sau một thời gian sử dụng, sau quá trình sửa chữa hay bảo quản. Trong nghiên cứu và phát triển vũ khí bắn dưới nước, việc xác định chính xác các thông số động lực học của đạn (sơ tốc, vận tốc đạn, suy giảm vận tốc trên quỹ đạo, độ trúng, độ chụm…) có vai trò quan trọng, trong đó vận tốc đạn là thông số cơ bản phản ánh hiệu quả làm việc của hệ súng - đạn. Giá trị vận tốc không chỉ ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng ổn định chuyển động, lực cản thủy động và tầm bắn mà còn là cơ sở để kiểm chứng các mô hình thuật phóng và tính toán đạn đạo trong môi trường nước.

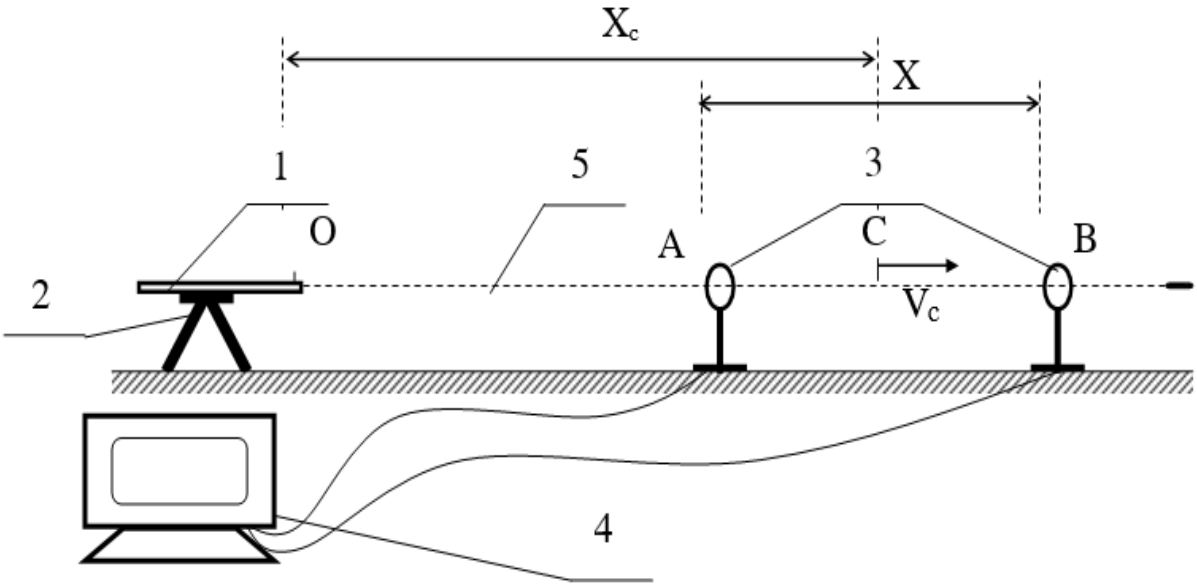
Khác với điều kiện bắn trong môi trường không khí, khi chuyển động dưới nước, đầu đạn chịu tác động của môi trường có mật độ lớn, dẫn đến lực cản tăng mạnh và vận tốc suy giảm nhanh ngay sau khi đạn rời miệng nòng. Điều này làm cho việc đo vận tốc đạn bắn dưới nước trở nên phức tạp và đòi hỏi phương pháp đo phù hợp.

Hiện nay chúng ta có một số phương pháp – thiết bị được sử dụng để xác định chính xác vận tốc đạn bằng thử nghiệm: Sử dụng bia đứt dây, bẫy quang, radar Doppler, camera tốc độ cao hoặc bia từ. [3]

Các phương pháp đo vận tốc như bẫy quang, radar Doppler hoặc Camera tốc độ cao gặp nhiều hạn chế hoặc không thể sử dụng khi áp dụng trong môi trường nước do không thể đưa thiết bị đo vào vị trí thử nghiệm. Trong một số trường hợp cụ thể có thể sử dụng Camera tốc độ cao để xác định vận tốc của đạn với điều kiện phải chế tạo các bồn thử nghiệm đặc biệt (Đáp

ứng được điều kiện thử nghiệm đối với từng chủng loại vũ khí cụ thể về chiều dài, rộng, độ sâu của nước… và phải đảm bảo có bề mặt lắp kính trong suốt để Camera có thể quan sát được chuyển động của đạn). Tuy nhiên sử dụng phương pháp này rất chi phí thử nghiệm tương đối cao và kết quả nhận được nhiều khi chưa đạt được độ chính xác mong muốn do ảnh hưởng của bọt khí, độ đục của môi trường.

Phương pháp sử dụng hệ thống bia đứt dây để đo vận tốc đạn chuyển động trong môi trường nước là phương pháp hiệu quả và đơn giản. Nguyên lý cơ bản của phương pháp là dựa trên việc xác định thời gian đạn bay qua một đoạn quỹ đạo định trước. Xác định thời điểm đạn bắt đầu bay vào và thời điểm đạn bay ra đoạn quỹ đạo thông qua tín hiệu điện khi đạn cắt đứt các dây dẫn đặt trên các khung bia. Từ thời gian bay và khoảng cách giữa các bia, có thể xác định vận tốc trung bình của đạn với độ chính xác phù hợp cho nghiên cứu động lực học.



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý đo sơ tốc

1. Súng; 2. Giá súng; 3. Bia đứt dây;4. Máy đếm thời gian; 5. Đường đạn

X_c - Khoảng cách từ miệng nòng đến giữa hai bia đo trong mặt phẳng ngang;

X - Khoảng cách giữa hai bẫy theo phương nằm ngang.

Đối với súng bắn hai môi trường 5,56 mm, việc đo vận tốc đạn bắn dưới nước càng cần thiết nhằm đánh giá sự khác biệt giữa vận tốc đạn khi rời nòng, khi đi vào nước và khi ổn định chuyển động. Dữ liệu thực nghiệm thu được là cơ sở quan trọng để kiểm chứng các mô hình tính toán và phục vụ hoàn thiện thiết kế súng, đạn. Xuất phát từ yêu cầu đó, bài báo này trình bày phương pháp đo vận tốc đạn bắn dưới nước bằng hệ bia đứt dây đặt trong bể thử nghiệm, đồng thời phân tích nguyên lý đo, phương pháp xử lý số liệu và độ tin cậy của kết quả đo. Kết quả thu được góp phần cung cấp cơ sở thực nghiệm cho việc đánh giá đặc tính động lực học của đạn bắn dưới nước và hỗ trợ quá trình hoàn thiện thiết kế súng, đạn trong các nghiên cứu tiếp theo.



Hình 2. Súng bắn hai môi trường 5,56mm và đạn bắn dưới nước 5,56 × 45 mm

2. Cơ sở lý thuyết xác định vận tốc đạn bắn dưới nước

Thực tế quá trình nghiên cứu, thiết kế, chế tạo một chủng loại vũ khí cụ thể thường trải qua các giai đoạn: Nghiên cứu lý thuyết – tính toán, thiết kế. Chế tạo mẫu, thử nghiệm…

Trên thực tế, việc xây dựng mô hình lí thuyết mô tả toán học cho mô hình và tiến hành tính toán trên mô hình đó trong mọi điều kiện đều chỉ có khả năng tiếp cận gần với thực tế. Đây là vấn đề không thể tránh khỏi trong kỹ thuật. Sai số suất hiện trong quá trình tính toán lí thuyết thường do các nguyên nhân chính sau:

- Trong tất cả các bài toán được xét, để có khả năng giải được đều sử dụng nhiều giả thiết khác nhau, cụ thể là trong bài toán thuật phóng chúng ta đã sử dụng các giả thiết về thuốc phóng, áp suất trong buồng đốt, nhiệt độ cháy của thuốc phóng, tổn thất nhiệt, v.v. Vì vậy kết quả của bài toán chỉ là kết quả của bài toán trung bình thuật phóng.

- Mặt khác, việc tính toán trong tất cả các bài toán khác nhau, chúng ta sử dụng rất nhiều các hệ số cho trước và các hệ số thực nghiệm, điều này làm cho kết quả lý thuyết của chúng ta có độ sai lệch với kết quả thực tế.

- Có thể nói kết quả tính toán lý thuyết là những kết quả gần đúng. Song phương pháp nghiên cứu lý thuyết là yêu cầu bắt buộc khi nghiên cứu các bài toán kỹ thuật, nó có nhiều ưu điểm như: hoàn toàn dễ dàng mở rộng khả năng và phạm vi tính toán, khảo sát khi mô hình đó hoàn thiện; thay đổi các phương án tính toán khi cần một cách thuận lợi mà không cần phải thiết lập mô hình lại từ đầu và đặc biệt kết quả của bài toán lý thuyết tuy chưa đạt độ chính xác tuyệt đối nhưng nói chung đã tiệm cận với thực tế và trong quá trình nghiên cứu thiết kế chế tạo ta có thể sử dụng kết quả của bài toán lý thuyết để khoanh vùng kết quả thí nghiệm.

Để kết quả của bài toán lý thuyết có thể được chấp nhận và để chứng minh mô hình toán học được đề ra là đúng đắn thì công việc thí nghiệm thực tế là yêu cầu bắt buộc. Thí nghiệm nhằm xác định kết quả thực tế và chứng minh tính đúng đắn của mô hình được thiết lập đồng thời chứng minh kết quả của bài toán lý thuyết là tiệm cận với thực tế thí nghiệm

Để đơn giản và có thể đối chứng các kết quả lý thuyết và thực nghiệm, chúng ta tính toán lý thuyết và thực nghiệm trên cùng một đối tượng là súng bắn hai môi trường 5,56 mm và đạn bắn dưới nước 5,56x45 mm [1].

2.1. Hệ phương trình thuật phóng trong của súng bắn hai môi trường 5,56mm

a) Các giả thiết sử dụng

Để xây dựng mô hình toán học của thuật phóng trong cho súng bắn hai môi trường khi bắn đạn bắn dưới nước, các giả thiết được sử dụng như sau:

- Sự cháy của thuốc phóng tuân theo các quy luật hình học.

- Do nước tồn tại trong khe hở giữa đầu đạn và nòng súng, lượng khí đi qua khe hở này được bỏ qua và nước trong khe hở không bị bay hơi bởi khí nóng.

- Khối lượng của đầu đạn được tính bằng tổng khối lượng thực của đầu đạn và khối lượng nước nằm phía trước đầu đạn.

- Vận tốc của nước phía trước đầu đạn được coi bằng vận tốc chuyển động của đầu đạn trong nòng súng.

- Bỏ qua tổn thất nhiệt bên trong nòng súng.

- Nước được coi là không nén được.

Các điều kiện để thiết lập phương trình thuật phóng trong cho súng bắn dưới nước là: nòng súng đặt nằm ngang và nước ở trạng thái tĩnh

b) Hệ phương trình thuật phóng trong súng bắn hai môi trường 5,56 mm

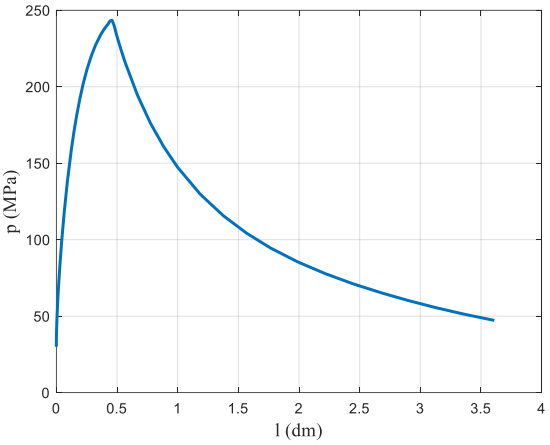
$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{p}{I_k} \\ \psi = \chi z(1+\lambda z) \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S\dfrac{p}{\left(1+\dfrac{\omega}{3\varphi_H g m_t}\right)} - F_d}{m_t} \\ l_\psi = l_0\left(1-\dfrac{\Delta}{\delta}-\Delta\left(\alpha-\dfrac{1}{\delta}\right)\psi\right) \\ Sp\left(l_\psi + l\right) = f\omega\psi - \theta\sum_{i=1}^{6} W_i \end{cases} \qquad ((1)$$

Trong đó ψ – Lượng thuốc phóng đã cháy tương đối; χ,λ – các hệ số hình dạng của hạt thuốc phóng; z – Bề dày cháy tương đối của thuốc phóng; p – Áp suất trung bình của khí thuốc trong nòng súng; I_k - Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc; S – Diện tich tiết diện ngang của nòng súng; l_ψ – Chiều dài gải định của thể tích tự do buồng đạn; l – Quãng đường chuyển động của đạn trong lòng nòng; f - Lực thuốc phóng; ω – Khối lượng thuốc phóng; θ = k-1 với k – chỉ số mũ đoạn nhiệt; φ_H – Hệ số công thứ yếu; m – Khối lượng đầu đạn, v – Vận tốc đầu đạn; Δ – Mật độ nhồi; δ – Mật độ thuốc phóng; α – Lượng cộng tích; F_d - Tổng lực cản tác dụng lên mũi đầu đạn khi đầu đạn chuyển động trong nòng súng dưới nước; W_1 - Năng lượng làm chuyển động đầu đạn dưới nước; W_2 - Năng lượng làm chuyển động khối nước trong lòng nòng; W_3 - Năng lượng để đẩy nước ra khỏi miệng nòng; W_4 - Năng lượng để thắng lực ma sát giữa nước và thành nòng; W_5 - Năng lượng làm chuyển động sản phẩm cháy và chưa cháy; W_6 - Năng lượng để thắng áp suất thủy tĩnh ở độ sau h.

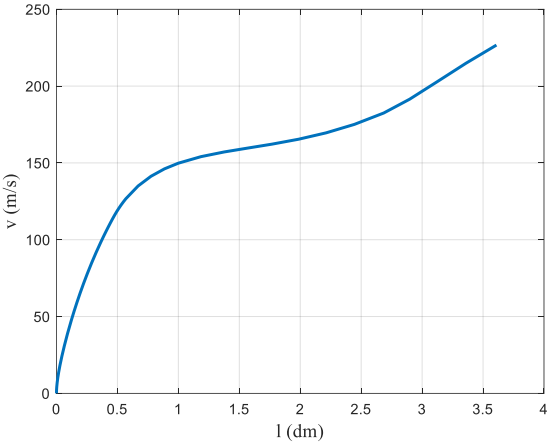
2.2. Kết quả tính toán áp suất và vận tốc đạn bắn dưới nước 5,56x45 mm

Giải hệ phương trình vi phân trên bằng phần mềm Matlab với số liệu đầu vào được đo đạc trên súng bắn hai môi trường ta có:

Kết quả tính toán cho giá trị sơ tốc đạn bắn dưới nước 5,56 × 45 mm là 226 m/s



Hình 3. Đồ thị áp suất-chiều dài nòng



Hình 4. Đồ thị vận tốc-chiều dài nòng

2.3. *Phương pháp xác định vận tốc đạn bắn dưới nước tại vị trí cách miệng nòng 1,3 m*

Từ việc giải bài toán thuật phóng trong của đạn bắn dưới nước ta thu được vận tốc của đạn tại vị trí miệng nòng. Để tính được vận tốc cách miệng nòng 1,3 m ta giải bài toán thuật phóng ngoài của đạn bắn dưới nước với vận tốc ban đầu V_0 = 226 m/s.

Hệ phương trình thuật phóng ngoài của đạn bắn dưới nước:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = -\dfrac{F}{m} - g\sin\theta \\ \dfrac{d\theta}{dt} = -\dfrac{g}{v}\cos\theta \\ \dfrac{dx}{dt} = v\cos\theta \\ \dfrac{dy}{dt} = v\sin\theta \end{cases} \quad (2)$$

Trong đó, v - vận tốc tức thời; t - thời gian; F - lực cản chính diện; m - khối lượng đầu đạn; g - gia tốc trọng trường; θ - góc nghiêng của véctơ vận tốc với mặt phẳng nằm ngang; x,y - tọa độ hiện thời của khối tâm đầu đạn

Lực cản chính diện của đạn được tính theo công thức:

Lực cản chính diện của đạn bắn dưới nước bao gồm lực cản áp suất và lực cản ma sát tác dụng lên đầu đạn trong quá trình chuyển động.

$$F = \left(p_{kq} + \rho_n gh\right)S + C_f S\frac{\rho_n v^2}{2} \quad (3)$$

Trong đó p_{kq} – Áp suất khí quyển; ρ_n – Mật độ của nước; h – độ sâu của súng thử nghiệm; C_f – Hệ số cản ở dưới nước; S – tiết diện mũi đầu đạn

Hệ số cản dưới nước phụ thuộc vào số Reynolds Re và được xác định theo các quan hệ nêu trong Bảng 1

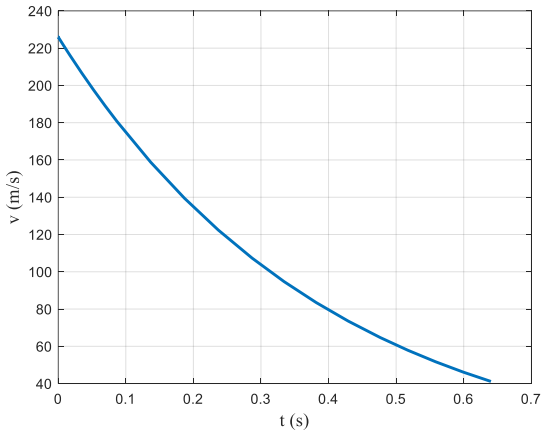
Bảng 1. Sự phụ thuộc của hệ số cản vào số Reynolds

Số Reynolds (Re)	**Hệ số ma sát bề mặt C_f**
(0 < Re < 2300)	$C_f = \frac{64}{\mathrm{Re}}$
(2300 ≤ Re < 4000)	$C_f = \frac{2,7}{\mathrm{Re}^{0,53}}$
(Re ≥ 4000)	$C_f = \frac{1}{\left[1,8 \times \log(\mathrm{Re}) - 1,5\right]^2}$

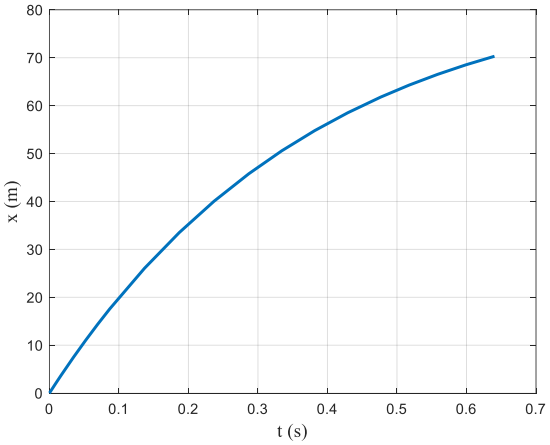
Trong bảng 1, số Reynolds được xác định theo công thức: $\mathrm{Re} = \frac{vd}{\mu}$ với μ là độ nhớt động học của chất lỏng.

Kết quả tính toán:

Ta giải hệ phương trình vi phân (2) bằng phần mềm Matlab với giả thiết bỏ qua lực đẩy Acximet ta thu được đồ thị vận tốc theo quãng đường của đạn.



Hình 5. Đồ thị vận tốc – quãng đường



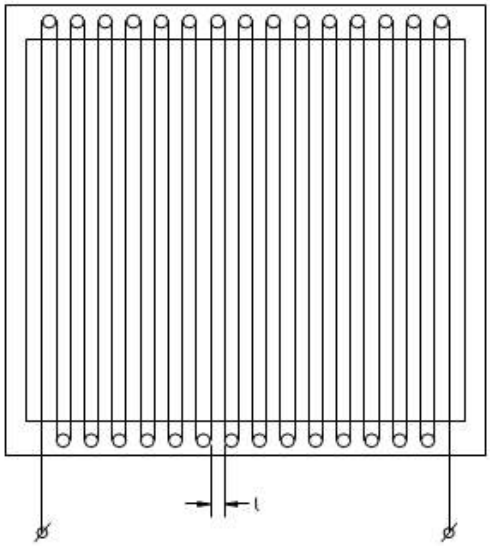
Hình 6. Đồ thị quãng đường – thời gian

Với vị trí cách miệng nòng 1,3 m thì vận tốc đầu đạn bằng 222 m/s tức $V_{1,3}$=222 m/s

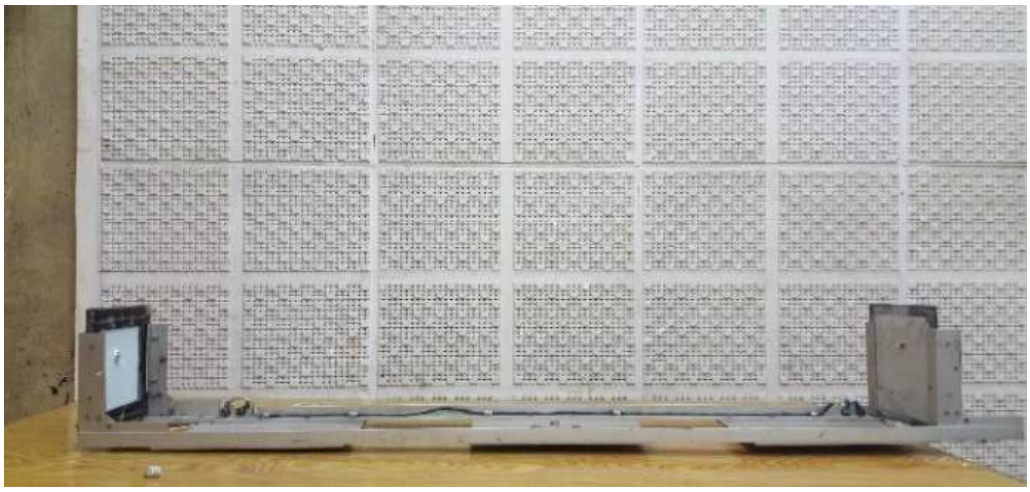
3. Phương pháp xác định vận tốc bằng thực nghiệm sử dụng hệ thống bia đứt dây

3.1. Hệ thống đo sử dụng bia đứt dây

Phương pháp bia đứt dây là phương pháp đo vận tốc đạn dựa trên việc xác định thời gian đầu đạn chuyển động qua một đoạn quỹ đạo nhất định. Hệ đo gồm hai khung bia được bố trí vuông góc với hướng chuyển động của đạn, trên mỗi khung bia có các dây dẫn điện mảnh được mắc vào mạch điện kín (Các bia có thể được chế tạo từ các dây mảnh nhỏ có đường kính khoảng 0,2 mm, khoảng cách giữa hai dây dẫn không lớn hơn 1/3 hoặc 1/4 cỡ đạn). Khi đầu đạn xuyên qua bia, các dây dẫn bị cắt đứt làm mạch điện hở, từ đó tạo ra tín hiệu điện gửi về bộ đếm thời gian. Thời điểm đạn làm đứt từng bia được xác định chính xác, cho phép xác định khoảng thời gian đạn bay giữa hai bia liên tiếp.



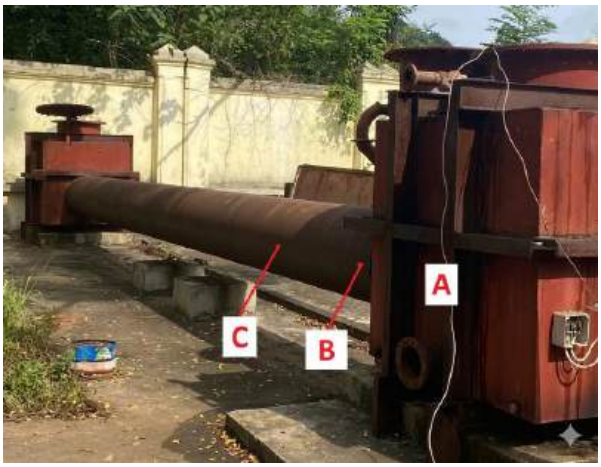
Hình 7. Bia đứt dây



Hình 8. Giá và bia đứt dây được sử dụng khi đo vận tốc đạn khi thử nghiệm trong môi trường không khí

3.2. Phương pháp triển khai hệ thống bia đứt dây ở dưới nước

Hệ bia đứt dây được thiết kế gồm hai khung bia đặt chìm trong bể nước dọc theo trục bắn ở độ sâu 1m. Mỗi khung bia là một khung cứng bằng vật liệu cách điện, trên đó căng các dây kim loại mảnh có đường kính 0,1 mm được dán lên các tấm giấy mỏng, khoản các giữa các sợi dây Δ=3 mm. Khi chế tạo bia phục vụ nhiệm vụ đạn bắn dưới nước trên bệ mặt bia cần được phủ các lớp chóng ẩm để đảm bảo khi bia được đặt tròng môi trường nước không cho nước xâm nhập là mềm, bong mối liên kết giữa các sợi dây và tấm giấy mỏng, đảm bảo khi đạn xuyên qua là đứt dây. Khi thử nghiệm, đưa hai bia vào vị trí đã xác định trước, khoảng cách giữa hai bia là 1 m, bia 1 cách miệng nòng 0,8 m, bia 2 cách miệng nòng 1,8 m (trong trường hợp này chúng ta sẽ xác định vận tốc trung bình của đạn tại điểm giữa hai bia – Cách miệng nòng 1,3 m) và phải đảm bảo mặt bia vuông góc với quỹ đạo chuyển động của đạn. Hai đầu ra của bia được kết nối với cáp đo đồng trục và kết nối với máy đếm thời gian. Khi bắn, dây bị cắt đứt, mạch điện hở tạo xung điện đánh dấu thời điểm đạn đi qua. Các xung này được ghi và xử lý bằng thiết bị điện tử để xác định chính xác thời gian bay giữa hai bia. Toàn bộ hệ thống được cố định chắc chắn trong bể thử nghiệm nhằm tránh sai số do dao động hoặc dòng nước.



Hình 9. Sơ đồ bố trí đo vận tốc đạn bắn dưới nước bằng bia đứt dây

A – Ví trí đặt súng thử nghiệm; B – Ví trị đặt bia đứt dây thứ nhất; C - Ví trị đặt bia đứt dây thứ hai.

3.3. Kết quả đo

Điều kiện thử nghiệm: Nhiệt độ nước 25^0C, Nhiệt độ bảo ôn đạn 20^oC

Sau khi tiến hành lắp đặt hệ thống, bắn 10 phát ta thu được kết quả vận tốc $V_{1,3}$ của đạn bắn dưới nước 5,56x45mm như bảng 2

Bảng 2. Kết quả đo vận tốc đạn bắn dưới nước 5,56x45mm

TT	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**
$V_{1,3}$ m/s	220,3	221,6	220,2	220,9	221,4	222,1	220,5	221,1	225,6	220,8

Dựa vào phương pháp loại bỏ sai số thô Chauvenet ta loại bỏ được kết quả $V_{1,3}$=225,6 m/s

Sau khi gia công kết quả đo ta thu được kết quả: $V_{1,3}$=221±0,46 m/s

3.4. So sánh, đánh giá kết quả đo thực tế và lý thuyết

Từ kết quả thực nghiệm ta có thể rút ra một số kết luận sơ bộ sau:

Các kết quả vận tốc đạn bắn dưới nước khi bắn trong điều kiện bồn thử nghiệm tương đối hội tụ nên có thể kết luận phương pháp đo vận tốc đạn khi bắn trong môi trường nước bằng bia dây là hợp lý, có độ tin cậy cao…Sai số phép đo (nếu có) chủ yếu xuất phát từ sai lệch khoảng cách giữa các bia đo, khả năng đảm bảo tính vuông góc của đường đạn và mặt bia, khoảng cách chính xác từ mặt đầu nòng súng và bia, sự biến dạng dòng nước sau phát bắn. Tuy nhiên, các yếu tố này đều nằm trong giới hạn cho phép đối với thí nghiệm đạn đạo.

So sánh với kết quả lý thuyết kết quả khác nhau 0,45 %, điều này cho thấy phương pháp lý thuyết khi xây dựng các hệ phương trình thuật phóng, sử dụng các giả thiết, hệ số…đảm bảo độ tin cậy và tương đối sát với thực tế.

Nhìn chung, phương pháp bia đứt dây dưới nước có ưu điểm là kết cấu đơn giản, độ tin cậy cao, dễ hiệu chỉnh và phù hợp với các nghiên cứu thực nghiệm về đạn bắn dưới nước.

4. Kết luận

Việc sử dụng hệ thống đo vận tốc đạn bắn dưới nước bằng bia đứt dây ta có thể đo được vận tốc chính xác tại vị trí cần đo. Nhờ vào ưu điểm thiết kế đơn giản, không phụ thuộc vào môi trường nước, giá thành rẻ và có độ tin cậy cao trong môi trường nước.

Việc sử dụng hệ thống đo vận tốc đạn bắn dưới nước bằng bia đứt dây ta chỉ thu được vận tốc trung bình trên đoạn đo, chưa phải là vận tốc tức thời tại vị trí cần đo, tuy nhiên nếu trong một phát bắn ta có thể bố trí nhiều bia để có thể xác định nhiều giá trị vận tốc trung bình của đạn tại các vị trí khác nhau sẽ giúp chúng ta đánh giá được quy luật suy giảm vận tốc của đạn.

Kết quả đo cũng có thể sử dụng làm dữ liệu đầu vào cho các mô hình đạn dưới nước và đánh giá hiệu quả của đạn bắn dưới nước trong thực tế.

Bài báo này tập trung vào việc xác định vận tốc của đạn bắn dưới nước 5,56x45 mm bằng phường pháp thực nghiệm sử dụng bia đứt dây và kiểm chứng kết quả lý thuyết - giải bài toán thuật phóng trong và ngoài của đạn bắn dưới nước bằng thực nghiệm.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Hưng, Đào Văn Đoan. (2020). A mathematical model of interior ballistics for the amphibious rifle when firing underwater and validation by measurement, Vietnam Journal of Science and Technology, Vol.58, No.1
2. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Ngô Trung Hiếu, Nguyễn Văn Quảng. (2015). Giáo trình thuật phóng trong. 92-200.
3. Bùi Trọng Tuấn .(2023). Giáo trình Thử nghiệm vũ khí. 165-177.
4. Lê Minh Thái. (2022). Thuật phóng ngoài – Lý thuyết bắn. 24-29.
5. Астапов.Ю.М, Велданов.В.А, Люшнин.С.А. (2019). Системы наведения и управления высокоточных боеприпасов. 7-9.

Experimental Method for Determining the Velocity of an Underwater Projectile Using the broken wire straps

Abstract: *The velocity of projectiles fired underwater is a critical dynamic parameter that directly determines the operational effectiveness of weapon ammunition systems, including range and lethality. However, due to the high density and viscosity of water, significant hydrodynamic drag leads to rapid velocity attenuation, making conventional air-based measurement methods unsuitable for underwater conditions. This study presents an experimental approach for determining underwater projectile velocity using a break-wire target system. The method enables the measurement of average projectile velocity over predefined distances and allows the characterization of velocity decay behavior through multi-point measurements within a single shot. The proposed method features a simple setup, high reliability, and adaptability to various testing environments, including indoor firing ranges, water tanks, and natural conditions. The theoretical and experimental investigations are conducted on a 5,56 mm dual-medium firearm (SHMT-M1) and 5,56×45 mm underwater ammunition (DDN-M1). Experimental results demonstrate the effectiveness of the method in capturing the velocity attenuation characteristics of projectiles in water, providing a reliable basis for the design and evaluation of underwater weapon systems.*

Keywords: underwater projectile velocity, break-wire target, hydrodynamic drag.

Nghiên cứu cải tiến và nội địa hóa rơ le điều chỉnh P - 5M cho hệ thống điện điều khiển vũ khí

***Ngô Trần Phi Hùng*[1]**

[1]Hệ quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: ngotranphihung1983@gmail.com; Tel: 0983198197

Tóm tắt

Rơ le điều chỉnh P-5M/P - 5M là phần tử quan trọng trong hệ thống điện điều khiển vũ khí trên một số trang bị như BM-21, T - 54Б, T - 62. Tuy nhiên, rơ le nguyên bản hiện đã lão hóa, hư hỏng và khó bảo đảm vật tư thay thế, làm giảm độ tin cậy khai thác. Nghiên cứu đã cải tiến, nội địa hóa P - 5M bằng mạch thiết kế trên Altium Designer, sử dụng LM324, diode zener và transistor MJ - 15033, bảo đảm tương đương kỹ thuật, lắp lẫn, duy trì điện áp 27 ÷ 29 VDC và độ ổn định ± 2,5 %.

Từ khoá: *Rơ le điều chỉnh P - 5M; nội địa hóa; cải tiến thiết kế; hệ thống điện điều khiển vũ khí; ổn định điện áp.*

1. Đặt vấn đề (Introduction)

Trong quá trình hiện đại hóa quân đội và nâng cao khả năng sẵn sàng chiến đấu, việc bảo đảm tính đồng bộ và độ tin cậy của hệ thống điện trên các khí tài thế hệ cũ có ý nghĩa đặc biệt quan trọng. Đối với các hệ thống điện điều khiển vũ khí trên pháo tự hành, xe thiết giáp và các phương tiện chiến đấu tương tự, yêu cầu ổn định điện áp là điều kiện tiên quyết để bảo đảm các cảm biến, khối tính toán và cơ cấu chấp hành làm việc chính xác. Trong mạng điện này, rơ le điều chỉnh P - 5M có chức năng tự động điều chỉnh dòng kích từ của máy phát điện một chiều, qua đó duy trì điện áp cấp cho tải trong dải làm việc quy định, thường từ 27 ÷ 28,5 VDC [1, 2].

Tuy nhiên, sau nhiều thập kỷ khai thác, các rơ le P - 5M nguyên bản sử dụng nguyên lý điện cơ với tiếp điểm rung đã bộc lộ rõ hạn chế về độ tin cậy và khả năng bảo đảm kỹ thuật. Sự lão hóa vật liệu, rỗ tiếp điểm, sai số do rung động cơ khí và tình trạng khan hiếm linh kiện nguyên bản khiến việc thay thế nguyên dạng ngày càng khó thực hiện và kém hiệu quả về kinh tế. Thực trạng này tương đồng với các hệ thống AVR thế hệ cũ trong công nghiệp điện dân dụng [3].

Tổng quan nghiên cứu cho thấy xu hướng số hóa và bán dẫn hóa bộ điều chỉnh điện áp là tất yếu. Tuy vậy, đối với khí tài quân sự, yêu cầu tương thích trong điều kiện rung xóc, nhiệt độ, độ ẩm cao và đặc biệt là tính lắp lẫn cơ - điện vẫn là thách thức lớn [1, 5]. Từ đó, nghiên cứu tập trung xây dựng cơ sở khoa học cho phương án thay thế bằng mạch tương tự cải tiến dùng linh kiện nội địa, thiết lập mô hình toán học vòng điều chỉnh điện áp, thiết kế phần cứng bảo đảm lắp lẫn cơ - điện và đánh giá thực nghiệm dải ổn áp 27 ÷ 29 VDC cùng hiệu quả kinh tế - kỹ thuật bước đầu.



Rơ le P - 5M nguyên bản



Rơ le P - 5M sau cải tiến

Hình 1. So sánh trực quan rơ le P - 5M nguyên bản và sản phẩm sau cải tiến

Hình 1 cho thấy định hướng của nghiên cứu không phải là tạo ra một bộ điều khiển hoàn toàn mới, mà là tái thiết kế một phần tử chức năng tương đương, có thể thay thế trực tiếp trong hệ thống hiện có. Điều này giải thích vì sao các quyết định thiết kế tiếp theo đều xoay quanh ba tiêu chí: tương đương chức năng, lắp lẫn cơ - điện và tăng khả năng bảo đảm kỹ thuật trong nước.

2. Cơ sở khoa học và phương pháp nghiên cứu (Scientific Basis and Research Methodology)

2.1. Cơ sở khoa học và mô hình điều khiển

Rơ le điều chỉnh P - 5M là bộ điều chỉnh điện áp tự động vòng kín làm việc với máy phát điện một chiều trong hệ thống điện điều khiển vũ khí. Cơ sở khoa học của quá trình điều chỉnh được xác lập từ quan hệ giữa điện áp đầu ra, dòng kích từ, tốc độ quay và tải [1, 2].

Mô hình động học của đối tượng điều chỉnh có thể được viết dưới dạng hàm truyền:

$$G_p(s) = \frac{\Delta U(s)}{\Delta U_f(s)} = \frac{K_u}{(L_f s + R_f)(T_g s + 1)} \quad (4)$$

Trong đó:

- K_u là hệ số khuếch đại điện áp theo kích từ;

- T_g là hằng số thời gian tương đương của khâu máy phát - tải.

Hàm truyền này phản ánh quán tính của mạch kích từ và quán tính điện từ của máy phát. Tuy nhiên, $G_p(s)$ mới chỉ là mô hình của đối tượng; nếu chỉ xét riêng đối tượng thì đáp ứng thường tăng đơn điệu về giá trị xác lập, chưa thể hiện đầy đủ bản chất của một hệ điều khiển tự động.

Để mô tả đúng nguyên lý làm việc của P - 5M, cần xét toàn bộ hệ kín, trong đó điện áp đầu ra được đưa về khâu so sánh với điện áp chuẩn. Gọi sai lệch điều chỉnh là:

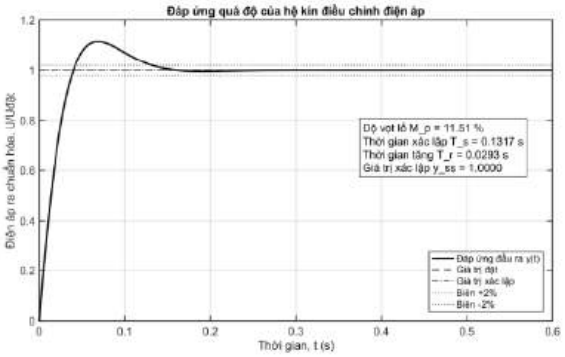
$$e(t) = U_{ref} - \beta U(t) \tag{5}$$

Ở P - 5M nguyên bản, quy luật điều khiển thực tế mang bản chất đóng - ngắt có vùng trễ: khi điện áp đầu ra thấp hơn ngưỡng dưới, rơ le tăng kích từ; khi điện áp vượt ngưỡng trên, rơ le giảm hoặc ngắt kích từ; vùng trễ được tạo ra để tránh rung tiếp điểm và dao động đóng cắt liên tục. Để thuận lợi cho việc phân tích quá trình quá độ, có thể thay khâu rơ le bằng mô hình tương đương liên tục trong lân cận điểm làm việc, khi đó khâu điều khiển được biểu diễn bởi:

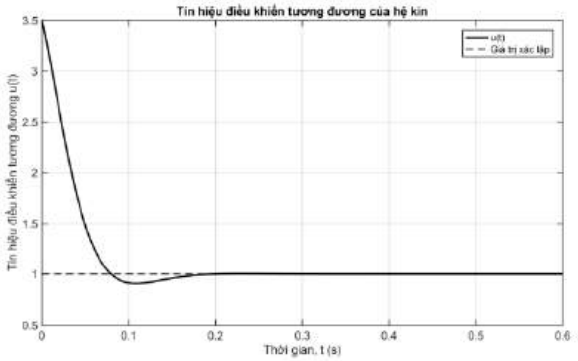
$$C(s) = K_p + \frac{K_i}{s} \tag{6}$$

Từ đó, hàm truyền kín của hệ điều chỉnh điện áp được xác lập như sau:

$$T(s) = \frac{C(s)G_p(s)}{1 + C(s)G_p(s)} \tag{7}$$



Hình 2. Đáp ứng quá độ của mô hình hệ kín điều chỉnh điện áp



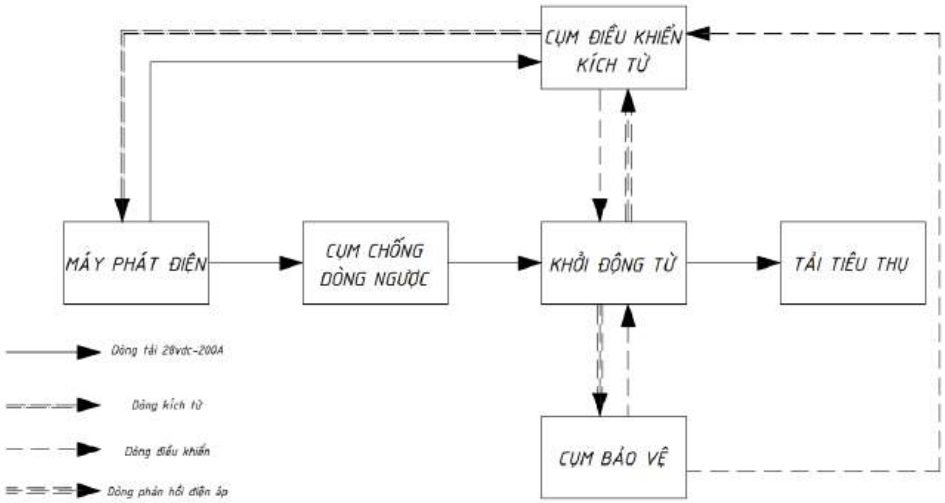
Hình 3. Tín hiệu điều khiển tương đương của hệ kín

Đồ thị trên Hình 2 cho thấy đáp ứng đặc trưng của hệ điều khiển tự động vòng kín: tín hiệu đầu ra xuất hiện độ vọt lố, dao động tắt dần và xác lập quanh giá trị chuẩn. Về mặt lý thuyết điều khiển, chính đáp ứng của hệ kín mới phản ánh chất lượng điều chỉnh điện áp của P-5M; trong khi đáp ứng của đối tượng riêng lẻ chỉ chủ yếu thể hiện quán tính nội tại. Vì vậy, ở mô hình đối tượng, đường cong thường biến thiên êm và đơn điệu, còn trong mô hình hệ kín mới xuất hiện các đặc trưng quá độ như bám giá trị đặt, độ vọt lố và thời gian xác lập. Từ đó có thể kết luận rơ le P - 5M nguyên bản làm việc theo nguyên lý điều chỉnh điện áp vòng kín thông qua thay đổi dòng kích từ máy phát; đối tượng có quán tính điện từ, còn khâu điều khiển mang bản chất rơ le cơ điện có vùng trễ. Do đó, hướng cải tiến hợp lý là giữ nguyên nguyên lý vòng kín của thiết bị gốc và thay khâu cơ điện bằng mạch điện tử bán dẫn ổn định hơn [3, 5].

2.2. Chức năng làm việc và mô hình cấu trúc của P - 5M

Xét theo chức năng, P - 5M sau cải tiến gồm bốn khối chính: cụm chống dòng ngược, cụm điều khiển kích từ, khởi động từ và cụm bảo vệ (Hình 4). Điện áp đầu ra của máy phát

được hồi tiếp về khối điều khiển để so sánh với điện áp chuẩn; sai lệch điện áp tạo tín hiệu điều khiển dòng kích từ nhằm duy trì điện áp ổn định trong dải 27 ÷ 29 VDC. Khi điện áp máy phát đạt ngưỡng yêu cầu, khởi động từ đóng để cấp nguồn cho tải. Khi tốc độ máy phát giảm hoặc xuất hiện điều kiện bất thường, cụm chống dòng ngược và cụm bảo vệ tác động để ngăn dòng phóng ngược từ ắc quy hoặc tải về phía máy phát, đồng thời thực hiện chức năng bảo vệ quá áp và lọc nhiễu. Khác với AVR số trong [3], sơ đồ này vẫn giữ cấu trúc điều khiển tương tự nhằm bảo đảm tính lắp lẫn trực tiếp với hệ thống điện nguyên gốc [1, 2].



Hình 4. Sơ đồ chức năng của rơ le điều chỉnh P - 5M sau cải tiến

2.3. Mô hình toán học của vòng điều chỉnh điện áp cuộn kích từ

Trong miền làm việc chưa bão hòa và tại tốc độ quay gần như không đổi, điện áp đầu ra của máy phát điện một chiều có thể xấp xỉ theo quan hệ tuyến tính giữa từ thông và dòng kích từ. Khi đó, các phương trình cơ bản của hệ được viết như sau [4]:

$$U_g(t) = K_e \Phi(t) \omega - I_a(t) R_a \tag{8}$$

$$\Phi(t) = k_\phi I_f(t) \tag{9}$$

$$L_f \frac{dI_f}{dt} + R_f I_f = U_f \tag{10}$$

$$e(t) = U_{ref} - k_s U_g(t) \tag{11}$$

$$U_f = K_a e(t), 0 \le U_f \le U_{f,maz} \tag{12}$$

Trong đó:

- U_g là điện áp máy phát;

- Φ là từ thông;
- ω là tốc độ quay;
- I_a là dòng phần ứng;
- R_a là điện trở phần ứng;
- I_f, L_f, R_f lần lượt là dòng kích từ, điện cảm kích từ và điện trở cuộn kích;
- U_{ref} là điện áp chuẩn;
- k_S là hệ số cảm nhận điện áp;
- K_a là hệ số khuếch đại tương đương của bộ khuếch đại sai lệch và tầng công suất.

Thay (9), (11), (12) vào (10) và đặt

$$K_u = K_e k_\phi \omega,$$

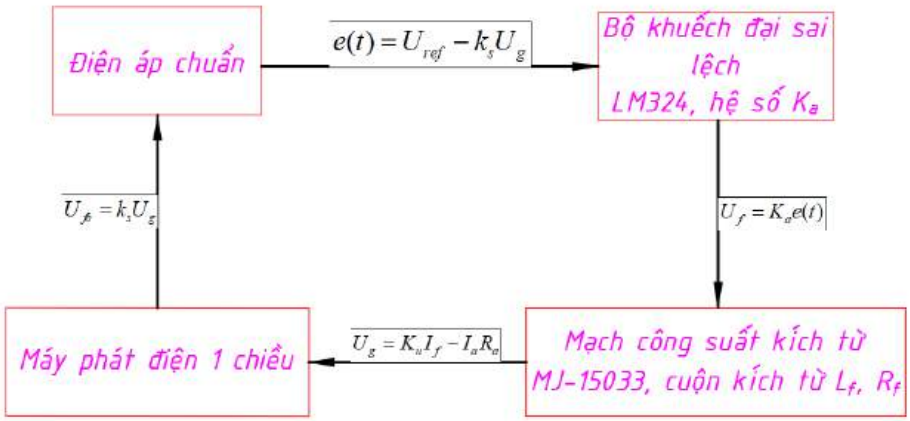
nhận được phương trình động học của vòng kín:

$$L_f \frac{dI_f}{dt} + (R_f + K_a k_S K_u) I_f = K_a (U_{ref} + k_S I_a R_a) \tag{13}$$

$$\tau_{cl} = \frac{L_f}{R_f + K_a k_S K_u} \tag{14}$$

Phương trình (6) - (7) cho thấy khi tích số $K_a k_s K_u$ tăng, hằng số thời gian vòng kín giảm và ảnh hưởng của biến thiên tải lên điện áp đầu ra bị suy giảm. Ở trạng thái xác lập, nếu độ lợi vòng đủ lớn, có thể lấy xấp xỉ:

$$U_{g,ss} \approx \frac{U_{ref}}{k_S} \tag{15}$$



Hình 5. Mô hình kín của mạch điều chỉnh điện áp cuộn kích từ

Hình 5 minh họa rõ hơn ý nghĩa vật lý của các phương trình trên. Nhánh hồi tiếp điện áp làm cho bộ khuếch đại chỉ tăng dòng kích từ khi U_g giảm dưới giá trị đặt, và ngược lại sẽ giảm tác động lên cuộn kích khi U_g tăng cao. Đó chính là cơ sở khoa học để thay thế cụm cơ điện gốc bằng mạch khuếch đại - công suất bán dẫn mà vẫn giữ được nguyên lý điều chỉnh điện áp ban đầu.

Từ phân tích trên có thể kết luận rằng rơ le P - 5M nguyên bản được xây dựng trên nguyên lý điều chỉnh điện áp vòng kín thông qua thay đổi dòng kích từ máy phát; đối tượng điều chỉnh có quán tính điện từ rõ rệt, còn khâu điều khiển thực tế mang bản chất rơ le cơ điện có vùng trễ. Cấu trúc này đáp ứng được yêu cầu chức năng trong điều kiện khai thác ban đầu, nhưng đồng thời bộc lộ các hạn chế như tiếp điểm cơ khí bị mài mòn, ngưỡng tác động dễ trôi theo thời gian, độ ổn định phụ thuộc nhiều vào trạng thái cơ điện của phần tử chấp hành và chất lượng quá độ khó tối ưu khi tải hoặc tốc độ quay biến thiên.

2.4. Cơ sở tính toán tham số vào và chọn linh kiện

Từ yêu cầu kỹ thuật của hệ thống điện điều khiển vũ khí, bài toán thiết kế được quy về bài toán chọn điện áp chuẩn, hệ số chia áp cảm nhận và tầng công suất kích từ. Trong phương án này, điện áp danh định của hệ thống được lấy là 28 VDC; dải duy trì cho phép là 27 ÷ 29 VDC; sai lệch ổn áp mục tiêu là ± 2,5 %. Để tạo điện áp chuẩn, lựa chọn một diode zener 1N4736A 6,8 (V) - 1 (W) là phù hợp với kết cấu mạch đơn giản, linh kiện phổ biến và dễ hiệu chỉnh. Với điện áp đặt U_{set} = 28 V, hệ số cảm nhận lý thuyết cần thỏa mãn:

$$k_S = \frac{U_{ref}}{U_{set}} = \frac{6.8}{28} \approx 0.243 \tag{16}$$

Một cặp điện trở phân áp điển hình có thể chọn là R1 = 31 kΩ và R2 = 10 kΩ, khi đó

$$k_S = \frac{R_2}{R_1 + R_2} = \frac{10}{41} \approx 0.244$$

Với bộ chia áp này, điện áp cảm nhận tại 27 V, 28 V và 29 V lần lượt là khoảng 6,59 V; 6,83 V và 7,07 V. Như vậy dải làm việc thực tế của hệ thống được ánh xạ trực tiếp về vùng so sánh quanh điện áp chuẩn 6,8 V; sai lệch do dung sai zener và điện trở có thể hiệu chỉnh ở khâu cân chỉnh cuối.

Bảng 1. Thông số đầu vào chính dùng cho tính toán và thiết kế mạch cải tiến

Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Cơ sở lựa chọn
Điện áp danh định hệ thống	U_{dm}	28 VDC	Theo cấu trúc nguồn 24 V quân sự và yêu cầu làm việc của P - 5M [1, 2]
Dải duy trì điện áp	U_g	27 ÷ 29, VDC	Chỉ tiêu kỹ thuật của hệ thống và hồ sơ đề tài
Độ ổn áp mục tiêu	ε	± 2,5 %	Mức sai lệch đặt ra cho mạch cải tiến
Điện áp chuẩn zener	U_{ref}	6,8, V (1N4736A)	Linh kiện sẵn có, phù hợp bài toán so sánh điện áp [7]

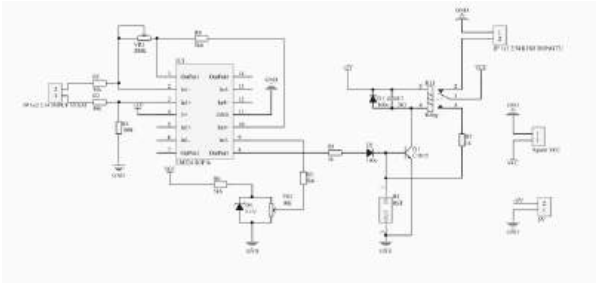
Khối khuếch đại sai lệch	-	LM324	Op amp bốn kênh, làm việc nguồn đơn, dải ứng dụng rộng [5]
Tầng công suất kích từ	-	MJ - 15033	Transistor PNP 250 V, 8 A, 50 W, dư tải tốt [6]

Việc chọn LM324 dựa trên ưu điểm mạch đơn giản, sẵn có trên thị trường và khả năng dùng nguồn đơn, rất phù hợp với một bộ điều chỉnh tương tự cần lắp lẫn trực tiếp [5]. Đối với tầng công suất, MJ - 15033 có điện áp và dòng cho phép đủ lớn để làm việc an toàn với tải cảm là cuộn kích từ; nó tạo ra biên độ dự trữ công suất cần thiết cho chế độ làm việc môi trường rung, nóng và nhiễu của khí tài quân sự [1]. PCB hai lớp được bố trí tách riêng mát tín hiệu và mát công suất để giảm nhiễu vòng dòng lớn tác động lên tầng so sánh điện áp - điểm mà các mạch nguyên bản kiểu cũ thường ít có

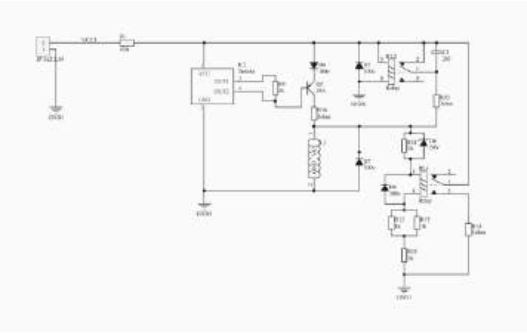
2.5. Thiết kế cải tiến và tổ chức thử nghiệm

2.5.1. Sơ đồ mạch cải tiến

Từ nguyên lý mạch gốc, nhóm nghiên cứu thiết kế lại sơ đồ trên Altium Designer, sử dụng LM324, diode zener và transistor MJ-15033. Mạch dùng điện áp tham chiếu zener, khuếch đại tuyến tính điều khiển dòng kích từ; PCB hai lớp tách mát tín hiệu - công suất, giảm nhiễu điện từ khoảng 15 – 20%.



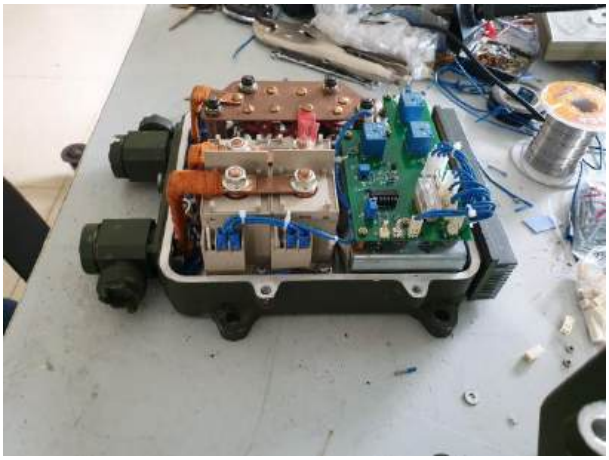
Hình 6. Sơ đồ nguyên lý mạch điều khiển kích từ



Hình 7. Sơ đồ nguyên lý mạch bảo vệ

2.5.2. Thiết kế cơ khí - bố trí linh kiện

Phần vỏ rơ le , đầu cắm điện được làm theo mẫu gốc đảm bảo tương thích trực tiếp với các hệ thống điện xe cơ giới quân sự. Mạch điện được đổ keo epoxy cách điện và chống rung.



Hình 8. Rơ le P-5M sau khi cải tiến

3. Kết quả nghiên cứu và đánh giá định lượng (Research Results and Quantitative Evaluation)

3.1. Kết quả chế tạo sản phẩm

Sản phẩm chế tạo hoàn chỉnh cho thấy cụm mạch và thân vỏ đã được chuẩn hóa theo hướng công nghiệp hóa: khối điện tử gọn, bố trí hợp lý, đầu nối tương thích với hệ thống gốc và kết cấu vỏ bảo vệ tốt hơn mẫu nguyên bản. Đây là tiền đề quan trọng để mở rộng từ mẫu nghiên cứu sang chế tạo loạt nhỏ phục vụ bảo đảm kỹ thuật.

3.2. Kết quả thử nghiệm môi trường và thử nghiệm trên pháo phản lực BM-21

Trong quá trình nghiên cứu cải tiến, sản xuất rơ le điều chỉnh P - 5M, sản phẩm được kiểm tra vật liệu, linh kiện và thử nghiệm rung xóc, mưa, hoạt động trên giá thử và trên pháo BM-21.

Chuỗi kiểm tra được thiết kế theo logic kỹ thuật tuần tự, bao gồm: thử bền môi trường, thử chức năng trên bệ và dùng thử trên khí tài thật. Trình tự này tạo điều kiện đánh giá từng nhóm nguyên nhân sai lỗi hạn chế nguy cơ triển khai thử nghiệm trên pháo khi mẫu thử chưa đạt trạng thái ổn định cần thiết.



Kiểm tra lắp ráp trên pháo



Kiểm tra hoạt động trên pháo

Hình 9. Lắp rơ le P - 5M cải tiến trên pháo và kiểm tra tại hiện trường

Hình 9 cho thấy việc lắp trực tiếp trên pháo cho phép kiểm chứng khả năng lắp lẫn cơ khí và khả năng làm việc của mạch trong điều kiện nhiễu điện, rung động thực tế của khí tài; đây là bước đánh giá có ý nghĩa quyết định đối với sản phẩm nội địa hóa phục vụ bảo đảm kỹ thuật quân sự. Kết quả thử nghiệm cho thấy sản phẩm đạt yêu cầu ở tất cả các bước kiểm tra, đồng thời cho phép lượng hóa hiệu quả kỹ thuật và bảo đảm kỹ thuật của phương án cải tiến.

Bảng 2. So sánh kỹ thuật giữa P - 5M nguyên bản và P - 5M sau cải tiến

Tiêu chí	P - 5M nguyên bản	P - 5M cải tiến	Nhận xét kỹ thuật
Kiến trúc mạch	Linh kiện cơ điện và phần tử đặc chủng	LM324 + zener + MJ-15033 + PCB 2 lớp	Mạch mới dễ thay thế, bảo trì, ít phụ thuộc nguồn cung đặc chủng
Điện áp làm việc	27-29 VDC	27-29 VDC	Bảo đảm tương đương chức năng với hệ thống gốc
Độ ổn áp đầu ra	Không nêu lại do mẫu gốc lão hóa	± 2,5 %	Mạch cải tiến đạt mục tiêu ổn định điện áp
Nhiễu điện từ tương	Mốc so sánh	Giảm 15-20 %	Hiệu quả của PCB tách mát tín

Tiêu chí	P - 5M nguyên bản	P - 5M cải tiến	Nhận xét kỹ thuật
đối			hiệu/mát công suất
Thời gian sửa chữa	Mốc so sánh	Giảm khoảng 50 %	Thuận lợi nhờ linh kiện công nghiệp sẵn có
Khả năng lắp lẫn	-	Đạt	Giữ nguyên kích thước bao và giao diện đầu nối

Bảng 3. Kết quả định lượng của nghiên cứu

Chỉ tiêu	Yêu cầu/giá trị mục tiêu	Kết quả đạt được
Điện áp duy trì hệ thống	27 ÷ 29 VDC	Đạt 27 ÷ 29 VDC
Độ ổn áp đầu ra	± 2,5 %	Đạt ± 2,5 %
Giảm nhiễu điện từ	Cải thiện so với mẫu gốc	15 - 20 %
Giảm giá thành nội địa	Cải thiện chi phí	35 - 40 %
Giảm thời gian sửa chữa	Cải thiện khả năng phục hồi	Khoảng 50 %
Dùng thử ở đơn vị	Theo dõi khai thác thực tế	01 năm, kết quả tốt
Kết luận nghiệm thu	Đạt yêu cầu kỹ thuật	Đạt

Kết quả tổng hợp cho thấy phương án cải tiến đồng thời đáp ứng yêu cầu kỹ thuật và khai thác, gồm tương đương chức năng, nâng cao khả năng bảo trì và giảm chi phí. Các chỉ tiêu điện áp 27 ÷ 29 VDC, độ ổn định ± 2,5 % và mức giảm nhiễu 15 – 20 % xác nhận chất lượng điều khiển và chống nhiễu được cải thiện. Đồng thời, việc giảm 35 – 40 % giá thành và khoảng 50 % thời gian sửa chữa khẳng định giá trị ứng dụng thực tiễn của phương án.

4. Thảo luận (Discussion)

Kết quả nghiên cứu cho thấy phương án nội địa hóa rơ le điều chỉnh P - 5M theo kiến trúc tương tự phù hợp hơn so với phương án số hóa hoàn toàn trong bối cảnh hệ thống điện điều khiển vũ khí hiện có. Mặc dù tham khảo kinh nghiệm thay thế AVR tương tự bằng AVR số trong tài liệu [3], lựa chọn kỹ thuật của đề tài vẫn ưu tiên bảo đảm kỹ thuật, theo hướng giảm thiểu thay đổi đối với hệ thống nguyên gốc nhưng vẫn duy trì chất lượng điều chỉnh điện áp yêu cầu. Cơ sở của nhận định này thể hiện qua mô hình vòng kín ở mục 2.3: khi hệ số khuếch đại và chất lượng tín hiệu phản hồi được cải thiện, hằng số thời gian vòng kín giảm và ảnh hưởng của biến thiên tải đến điện áp đầu ra được hạn chế. Nhờ đó, việc thay thế cụm cơ điện bằng bộ khuếch đại sai lệch LM324 kết hợp tầng công suất bán dẫn vẫn bảo đảm độ ổn định điện áp cần thiết mà không phải thay đổi toàn bộ kiến trúc hệ thống. Đồng thời, mức giảm nhiễu điện từ khoảng 15 ÷ 20 %, cùng với giảm 35 ÷ 40 % giá thành chế tạo và rút ngắn khoảng 50 % thời gian sửa chữa, cho thấy hiệu quả kỹ thuật và khai thác rõ rệt của phương án nội địa hóa có tính lắp lẫn cao.

5. Kết luận (Conclusions)

Bài báo đã xây dựng và trình bày lại cơ sở khoa học cho việc cải tiến, nội địa hóa rơ le điều chỉnh P - 5M dùng trong hệ thống điện điều khiển vũ khí. Mô hình toán học của vòng điều chỉnh điện áp cuộn kích từ máy phát điện một chiều cho thấy việc tăng độ lợi vòng kín và tối ưu nhánh hồi tiếp là cơ sở để giữ điện áp đầu ra ổn định trong dải 27 ÷ 29 VDC. Trên nền tảng đó, phương án mạch dùng LM324, diode zener và transistor MJ-15033 đã được thiết

kế theo nguyên tắc lắp lẫn trực tiếp, đồng thời tăng khả năng chống nhiễu, chống rung và chống ẩm. Kết quả thử nghiệm khẳng định sản phẩm đạt chỉ tiêu điện áp 27 ÷ 29 VDC, độ ổn áp ± 2,5 %, giảm nhiễu 15 ÷ 20 %, giảm giá thành 35 ÷ 40 % và giảm thời gian sửa chữa khoảng 50 %. Nghiên cứu vì vậy có ý nghĩa thực tiễn rõ rệt đối với công tác bảo đảm kỹ thuật và nội địa hóa thiết bị điện - điện tử quân sự.

Tài liệu tham khảo (References)

1. Ю. А. Зимин, А. И. Кононов, С. А. Беляков. *Электроспецоборудование танка Т-72*. Омск: ОмГТУ, 1999.

2. Binh khí pháo mặt đất - Pháo phản lực BM-21. Cục Quân khí, Tổng cục Kỹ thuật, 2001.

3. E. W. Mukti, S. Wijanarko, and A. Muqorobin. "*Replacement of Analog Automatic Voltage Regulator using Digital Technology*". International Journal of Electrical and Computer Engineering, vol. 6, no. 1, pp. 53-62, Feb. 2016, doi: 10.11591/ijece.v6i1.8814.

4. K. Ogata, *Modern Control Engineering*, 3rd ed. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall, 1997.

[5] V. A. Sidorov and I. E. Petrov. "*Модернизация регуляторов напряжения советской бронетанковой техники с использованием полупроводниковых компонентов*".

Research on Improving and Localizing the P - 5M Regulating Relay for Weapon Electrical Control Systems

Abstract: *The P-5M/P-5M regulating relay is an important component in weapon electrical control systems used on equipment such as the BM-21, T-54B, and T-62. However, the original relays have aged, deteriorated, and become difficult to support with replacement parts, thereby reducing operational reliability. This study improved and localized the P-5M by redesigning the circuit in Altium Designer and using LM324, zener diodes, and MJ-15033 power transistors, while ensuring technical equivalence, interchangeability, a regulated voltage range of 27–29 VDC, and output voltage stability of ±2.5%.*

Keywords: P - 5M regulating relay; localization; design improvement; weapon electrical control system; voltage regulation.

Nghiên cứu quá trình truyền nhiệt qua thành nòng súng có kể đến ảnh hưởng của lớp mạ crôm

***Nguyễn Đình Thi*[1], *Nguyễn Văn Hưng*[1]**

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: dinhthivk2@gmail.com; Tel: 0962967787

Tóm tắt

Trong quá trình bắn, nòng súng chịu tác dụng của trường nhiệt độ và áp suất rất lớn do khí thuốc sinh ra, dẫn đến gia tăng ứng suất nhiệt, biến dạng và giảm tuổi thọ nòng. Lớp mạ crôm được sử dụng rộng rãi như một giải pháp nâng cao độ bền mòn và khả năng chịu nhiệt của nòng súng, tuy nhiên ảnh hưởng của lớp mạ này đến quá trình truyền nhiệt qua thành nòng vẫn chưa được làm rõ đầy đủ trong các mô hình tính toán hiện có (thường bỏ qua quá trình truyền nhiệt qua lớp mạ crôm). Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng và phân tích quá trình truyền nhiệt từ khí thuốc qua thành nòng, có xét đến đặc tính dẫn nhiệt, độ dày của lớp mạ crôm với đối tượng nghiên cứu là súng đại liên 7,62 mm PKMS. Kết quả nghiên cứu của bài báo là cơ sở quan trọng cho việc tối ưu hóa kết cấu nòng mạ crôm, dự báo tuổi thọ nòng và định hướng thiết kế vật liệu, công nghệ mạ phù hợp cho các loại vũ khí cỡ nhỏ.

Từ khóa: *Truyền nhiệt; nòng súng; lớp mạ crôm; phân tích nhiệt; tuổi thọ nòng.*

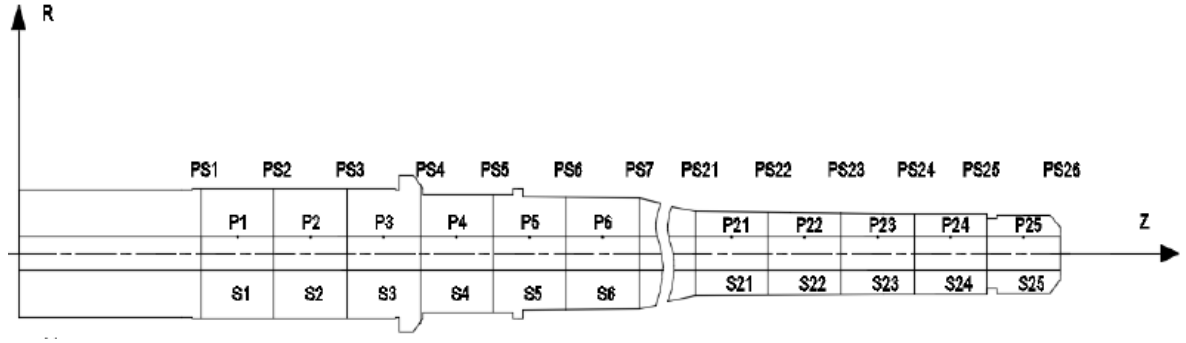
1. Đặt vấn đề

Nghiên cứu về truyền nhiệt trong nòng súng từ lâu đã được xem là một vấn đề mang tính then chốt, bởi các hiệu ứng nhiệt ảnh hưởng trực tiếp đến tuổi thọ nòng súng, độ chính xác khi bắn và mức độ an toàn trong quá trình sử dụng. Trong quá trình bắn, sự tương tác giữa khí thuốc phóng có nhiệt độ cao và bề mặt bên trong của nòng súng tạo ra các tải nhiệt quá độ rất lớn, dẫn đến gradient nhiệt độ cao, ứng suất nhiệt và làm tăng tốc quá trình suy giảm vật liệu. Do đó, quá trình trao đổi nhiệt của nòng súng khi bắn đã thu hút sự quan tâm liên tục của cộng đồng nghiên cứu trong nhiều thập kỷ qua. Theo thống kê từ Google Scholar, khoảng 3000 công trình nghiên cứu liên quan đến từ khóa “heat transfer in gun barrel” được công bố mỗi năm trong giai đoạn 2016 ÷ 2025. Khối lượng nghiên cứu lớn này phản ánh mức độ phức tạp của vấn đề cũng như tầm quan trọng thực tiễn của nó trong thiết kế và vận hành các hệ thống vũ khí. Xét về phương pháp nghiên cứu, nhiều cách tiếp cận số và giải tích đã được sử dụng để khảo sát quá trình trao đổi nhiệt trong nòng súng. Trong số đó, phương pháp phần tử hữu hạn (Finite Element Method – FEM) là kỹ thuật được áp dụng rộng rãi nhất nhờ khả năng xử lý linh hoạt các hình học phức tạp, cấu trúc nhiều lớp và tải nhiệt quá độ. Song song với đó, phương pháp sai phân hữu hạn (Finite Difference Method – FDM) cũng được sử dụng trong một số nghiên cứu để giải các bài toán dẫn nhiệt quá độ đơn giản hóa, mang lại hiệu quả tính toán cao cho các phân tích tham số. Về mục tiêu nghiên cứu, phần lớn các công trình hiện nay tập trung phân tích phân bố nhiệt độ trong nòng súng dưới các chế độ bắn khác nhau, bao gồm bắn đơn phát, bắn loạt và bắn liên tục. Những nghiên cứu này có ý nghĩa quan trọng trong việc hiểu rõ hiện tượng tích lũy nhiệt và xác định các vùng dễ xảy ra quá nhiệt trong nòng súng. Do đó, phạm vi nghiên cứu đã mở rộng trên nhiều cỡ nòng khác nhau, từ nòng cỡ nhỏ 5,56 mm, hệ thống cỡ trung khoảng 35 mm, cho đến các nòng pháo cỡ lớn 120 mm và 155 mm. Đáng chú ý, phần lớn tài liệu nghiên cứu tập trung vào nòng cỡ trung và cỡ lớn, nơi tải nhiệt rất lớn và chi phí thay thế nòng súng cao. Để hỗ trợ các nghiên cứu số, nhiều phần

mềm mô phỏng đã được sử dụng, bao gồm COMSOL Multiphysics, PRODAS và ANSYS. Các phần mềm này cho phép kết hợp mô hình truyền nhiệt với các hiện tượng vật lý khác, đồng thời tạo điều kiện thực hiện các nghiên cứu tham số trong điều kiện bắn thực tế. Dựa trên các kết quả số và thực nghiệm, nhiều giải pháp đã được đề xuất nhằm giảm nhiệt độ cực đại và hạn chế hư hỏng nhiệt trong quá trình bắn liên tục. Mặc dù lớp mạ crôm đóng vai trò quan trọng trong bảo vệ bề mặt và điều chỉnh quá trình trao đổi nhiệt, ảnh hưởng của chiều dày lớp mạ crôm tới trường nhiệt trong nòng súng cỡ nhỏ vẫn chưa được xác định rõ ràng trong các tài liệu đã công bố. Vì vậy, nghiên cứu này tập trung khảo sát quá trình trao đổi nhiệt qua thành nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được chế tạo từ thép 30XH2MΦA khi bắn, có kể đến ảnh hưởng của lớp mạ crôm. Kết quả mô phỏng cho phép đánh giá định lượng sự biến thiên và phân bố nhiệt độ trong chiều dày thành nòng súng sau một phát bắn đơn lẻ và chuỗi mười phát bắn.

2. Xây dựng mô hình và phương pháp giải

Các phép tính trao đổi nhiệt trong nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS, chiều dài 605 mm được chia thành 25 vùng từ S1 đến S25 (Hình 1). Việc chia nòng thành 25 vùng cho phép thu được kết quả mô phỏng nhiệt chính xác hơn, vì mỗi vị trí dọc theo chiều dài nòng hệ số trao đổi nhiệt đối lưu $h_i(t)$ là khác nhau. Nghiên cứu mô hình nòng có tính đến lớp mạ crôm trên bề mặt lòng nòng với lớp crôm có chiều dày 0 mm ÷ 0,4 mm. Tính toán được thực hiện cho một phát bắn đơn lẻ và loạt mười phát bắn. Các hàm hệ số trao đổi nhiệt đối lưu $h_i(t)$ được xác định tại tất cả 25 mặt cắt PS_1 ÷ PS_{25}. Các hàm $h_i(t)$ ở các mặt cắt được áp dụng cho các vùng tương ứng, ví dụ: tính toán tại các mặt cắt PS_1, PS_2, PS_3, PS_4, PS_5 và PS_6 được sử dụng cho các vùng S1, S2, S2, S4, S5 và S6. Ngoài ra, cũng tính toán nhiệt độ của khí thuốc súng theo thời gian $T_g(t)$. Kết quả tính toán được trình bày cho bốn mặt cắt được chọn, ký hiệu P_i, đặt tại trung tâm các vùng (S1 ÷ S25), cụ thể P_3, P_9, P_{15} và P_{25}. Vùng S0 trong khoảng 0 ÷ 55 mm được gán cùng một hàm $h_i(t)$ như cho vùng S1.



Hình 1. Các vùng S1 ÷ S25 trong nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được sử dụng cho tính toán trao đổi nhiệt.

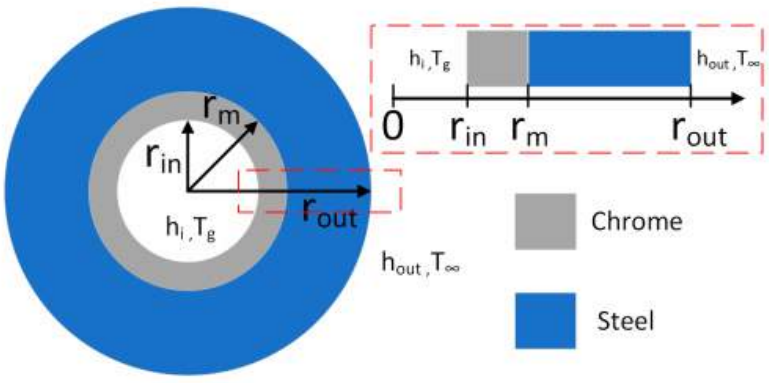
Trong đó: Các vùng S1 ÷ S25 được sử dụng trong tính toán quá trình trao đổi nhiệt của nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS; PS_i là ranh giới vùng, là khoảng cách từ mặt cắt đuôi nòng đến PS_i; R_{out,PS_i} là bán kính mặt cắt nòng tại điểm PS_i; P_i là tâm của vùng thứ i; z_i là khoảng cách từ đuôi nòng đến P_i.

Bảng 1. Các vùng truyền nhiệt S1 đến S25 sử dụng làm dữ liệu đầu vào tính toán

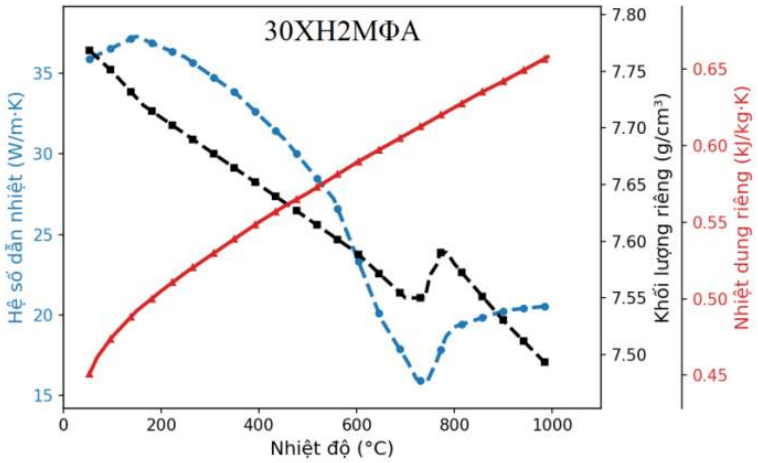
Số vùng i	**S1**	**S2**	**S3**	**S4**	**S5**	**S6**	**S7**	**S8**	**S9**
PS_i [mm]	55	77	99	121	143	165	187	209	231
$R_{out,Psi}$ [mm]	15	15	15	16.25	13.45	12.89	12.7	12.515	12.325
z_i [mm]	66	88	110	132	154	176	198	220	242
Số vùng i	**S10**	**S11**	**S12**	**S13**	**S14**	**S15**	**S16**	**S17**	**S18**
PS_i [mm]	253	275	297	319	341	363	385	407	429
$R_{out,Psi}$ [mm]	12.135	11.95	11.76	11.575	11.385	11.195	11.01	11.03	9.985
z_i [mm]	264	286	308	330	352	374	396	418	440
Số vùng i	**S19**	**S20**	**S21**	**S22**	**S23**	**S24**	**S25**		
PS_i [mm]	451	473	495	517	539	561	583		
$R_{out,Psi}$ [mm]	9.96	9.73	9.605	9.48	9.355	9.28	9.28		
z_i [mm]	462	484	506	528	550	572	594		
PS_{26} [mm]	605								

Xây dựng cho mô hình hai lớp. Các mô phỏng dẫn nhiệt không ổn định trong thành nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được thực hiện cho một phát bắn đơn lẻ và loạt mười phát bắn. Mô hình hai lớp được đơn giản hóa: bao gồm lớp thép nòng và lớp mạ crôm. Hình minh họa cắt ngang nòng hai lớp được trình bày ở Hình 2. Ý nghĩa mô hình hai lớp là cho phép đánh giá ảnh hưởng của lớp crom lên quá trình trao đổi nhiệt. Giả sử tiếp xúc lý tưởng giữa lớp crôm và thép nòng.

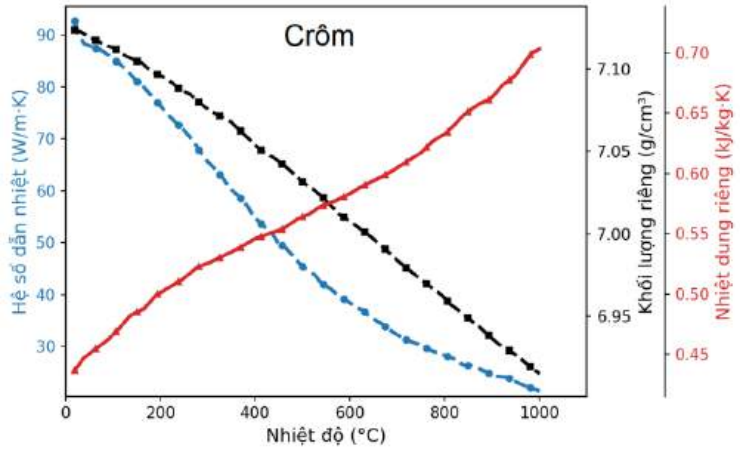
Trong mô phỏng, các tham số nhiệt–vật lý hệ số dẫn nhiệt k(T), nhiệt dung riêng c(T) và khối lượng riêng ρ(T) phụ thuộc nhiệt độ của thép 30XH2MΦA (k_s, c_s, ρ_s) cùng với crôm (k_{Cr}, c_{Cr}, ρ_{Cr}) với chiều dày 0 mm ÷ 0,4 mm được sử dụng làm dữ liệu đầu vào cho bài toán biên - ban đầu của truyền nhiệt trong thành nòng đang xét, như trong Hình 3 và Hình 4.



Hình 2. Mô hình hai lớp nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS.



Hình 3. Hệ số dẫn nhiệt k_s, nhiệt dung riêng c_s và khối lượng riêng ρ_s của thép 30XH2MΦA.



Hình 4. Hệ số dẫn nhiệt k_{Cr}, nhiệt dung riêng c_{Cr} và khối lượng riêng ρ_{Cr} của Crôm.

Đối với thép 30XH2MΦA, tại nhiệt độ xấp xỉ 740 °C xảy ra chuyển pha ferit–austenit**,** là nguyên nhân gây ra hiện tượng co ngót vật liệu (Hình 3). Năng lượng của quá trình chuyển pha chỉ được xét đối với khối lượng riêng và hệ số dẫn nhiệt của vật liệu, trong khi không xét đến nhiệt dung riêng. Vấn đề này đã được thảo luận chi tiết trong các công trình liên quan.

Nhiệt độ ban đầu của nòng súng được lấy là $T_0 = 20°C$. Tại bề mặt ngoài của nòng, điều kiện biên loại III được áp dụng dưới dạng: $\dot{q} = h_{out}.(T_{(t,rout,z)} - T_0)$. Giả thiết rằng hệ số trao đổi nhiệt đối lưu tại bề mặt ngoài của nòng là không đổi và có giá trị $h_{out} = 9.2$ W/(m^2.K). Bài toán biên – ban đầu được giải, tức là phương trình dẫn nhiệt không ổn định kèm theo các điều kiện biên loại III. Bài toán được xét như một mô hình hai chiều và đối xứng trục. Điện trở tiếp xúc nhiệt tại bề mặt tiếp giáp giữa lớp crom và thép được bỏ qua. Mục đích của mô hình là dự đoán phân bố nhiệt độ trong nòng khi có lớp crôm trong một phát bắn và chuỗi mười phát bắn liên tiếp, xác định ảnh hưởng của lớp mạ crôm lên trao đổi nhiệt và nhiệt độ bề mặt nòng.

- Phương trình dẫn nhiệt cho lớp crom:

$$\left.\begin{aligned} \rho_{Cr}(T).c_{Cr}(T).\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r}.\frac{\partial}{\partial t}\left(k_{Cr}(\mathrm{T}).r.\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_{Cr}(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial z}\right) \\ r_{in} < r < r_m, 0 < z < l_m, t > 0 \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

- Điều kiện biên ở bề mặt trong của lớp crom:

$$\left.\begin{aligned} -k_{Cr}(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial r} &= \dot{q}_i(\mathrm{t}, r = r_{in}, z) \\ \dot{q}_i(\mathrm{t}, r = r_{in}, z) &= h_i(t).(T(t, r_{in}, z) - T_g(t, r_{in}, z) \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

- Điều kiện tiếp xúc giữa crom – thép:

$$k_{Cr}(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial r} = -k_S(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial r}, T_{Cr} = T_S, r = r_m \quad (3)$$

- Phương trình dẫn nhiệt cho lớp thép:

$$\left.\begin{aligned} \rho_S(T).c_S(T).\frac{\partial T}{\partial t} &= \frac{1}{r}.\frac{\partial}{\partial t}\left(k_S(\mathrm{T}).r.\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_S(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial z}\right) \\ r_m < r < r_{out}, 0 < z < l_m, t > 0 \end{aligned}\right\} \quad (4)$$

- Điều kiện biên tại bề mặt ngoài của nòng:

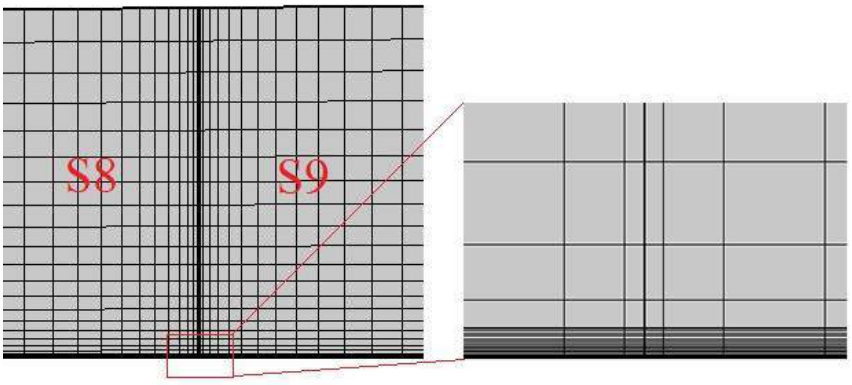
$$\left.\begin{aligned} -k_S(\mathrm{T}).\frac{\partial T}{\partial r} &= \dot{q}_{out} \\ \dot{q}_{out} &= h_{out}.(T(t, r_{out}, z) - T_0) \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

- Điều kiện ban đầu:

$$\mathrm{T}(0,\mathrm{r},\mathrm{z}) = \mathrm{T}_0,\ \mathrm{r}_{in} < \mathrm{r} < \mathrm{r}_{out},\ 0 < \mathrm{z} < \mathrm{l}_m \quad (6)$$

Trong đó: T_g và $h_i(t)$ lần lượt là nhiệt độ khí thuốc và hệ số trao đổi nhiệt đối lưu được xác định thông qua việc giải bài toán thuật phóng trong; r_{in} = 3,81 mm là bán kính trong của nòng; r_{out} là bán kính ngoài, thay đổi theo tọa độ dọc trục z (Hình 1); r_m là bán kính ngoài của lớp crôm (Hình 2); q là mật độ dòng nhiệt; i = 1,…,25 - là số thứ tự của vùng từ S1 đến S25.

Các tính toán được thực hiện bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM), sử dụng phần mềm COMSOL Multiphysics. Thời gian của một phát bắn đơn lẻ được lấy là 0,1s. Mô phỏng số quá trình trao đổi nhiệt trong nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được tiến hành cho một phát bắn đơn lẻ và chuỗi mười phát bắn. Các tính toán được thực hiện trong 25 vùng nòng, từ S1 đến S25, kết quả được trình bày tại giá trị tọa độ z nằm ở giữa mỗi vùng.



Hình 5. Lưới cấu trúc dùng cho tính toán nòng súng PKMS

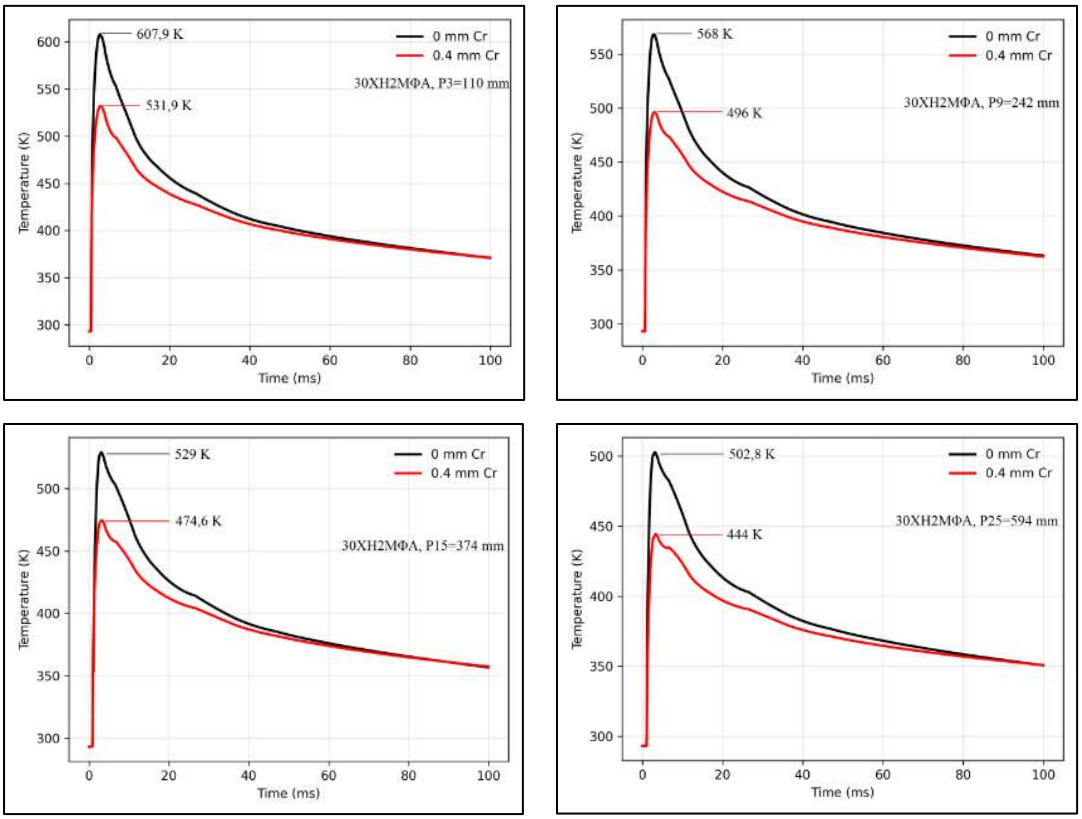
Việc làm mịn và tăng mật độ lưới phần tử được thực hiện tại ranh giới giữa các vùng và gần bề mặt lòng nòng. Dọc theo chiều dài nòng, tại ranh giới phân vùng, lưới được làm mịn theo cấp số nhân. Cách phân bố lưới này được minh họa trong Hình 5 (ranh giới giữa các vùng S8 và S9). Việc tăng mật độ lưới tại ranh giới phân vùng là cần thiết vì mỗi vùng được gán một hệ số trao đổi nhiệt đối lưu khác nhau $h_i(t)$. Ngoài ra, theo phương bán kính r, lưới phần tử cũng được làm mịn mạnh gần bề mặt trong của nòng nhằm mô tả chính xác gradient nhiệt lớn xuất hiện tại khu vực này. Điều kiện đầu mỗi phát bắn tiếp theo được lấy từ kết quả của phát bắn trước, tức là: $T(t_j, r, z)=T(0, r, z)$, trong đó j là số thứ tự phát bắn. Các điều kiện biên giữ nguyên trong suốt quá trình tính toán.

3. Kết quả

Thực hiện mô phỏng quá trình trao đổi nhiệt thành nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được chế tạo từ thép 30XH2MΦA với 2 trường hợp một phát bắn đơn lẻ và loạt mười phát bắn. Ngoài ra, cũng giả định rằng nòng súng có thể có các giá trị chiều dày lớp mạ crôm khác nhau, cụ thể là 0 mm và 0,4 mm. Kết quả tính toán trao đổi nhiệt cho phép thu được các phân bố nhiệt độ $T(t, r_{in}, z)$ trên bề mặt lòng nòng, dọc theo chiều dài nòng và $T(t, r, z)$ theo bề dày thành nòng tính từ bề mặt lòng nòng.

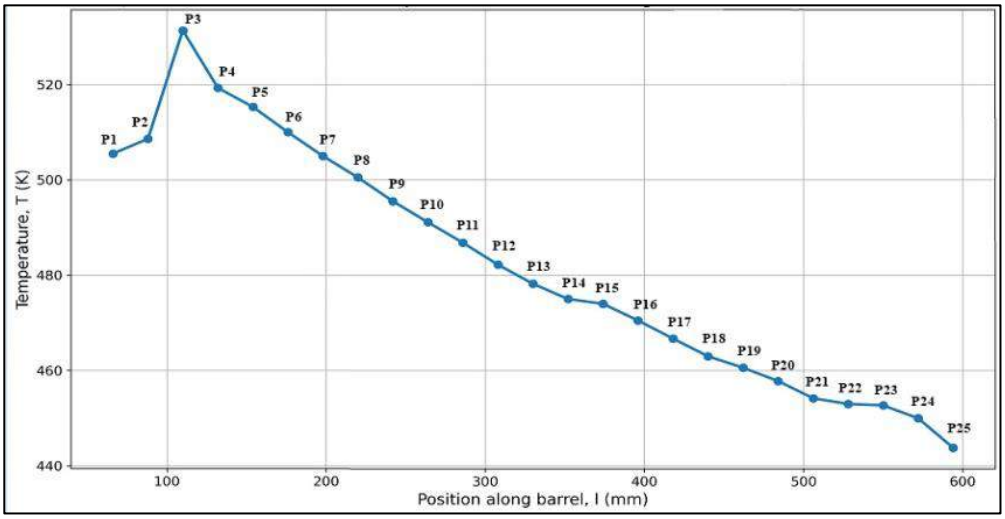
3.1. Tính toán cho một phát bắn đơn lẻ

Phân bố nhiệt $T(t, r_{in}, z)$ trên bề mặt lòng nòng trong bốn vùng được chọn, cụ thể là S3, S9, S15, S25, với các giá trị chiều dày lớp mạ crôm khác nhau, tức 0 mm và 0,4 mm, trong trường hợp một phát bắn đơn lẻ được thể hiện ở Hình 6.



Hình 6. Phân bố nhiệt độ $T(t, r_{in}, z)$ tại bề mặt lòng nòng với các chiều dày khác nhau của lớp mạ crôm tại bốn vùng S3, S9, S15, S25, đối với một phát bắn đơn lẻ

Phân bố nhiệt độ cực đại trên bề mặt lòng nòng dọc theo chiều dài tại 25 vùng nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS có chiều dày của lớp mạ crôm là 0,4 mm, đối với một phát bắn đơn được trình bày ở Hình 7.

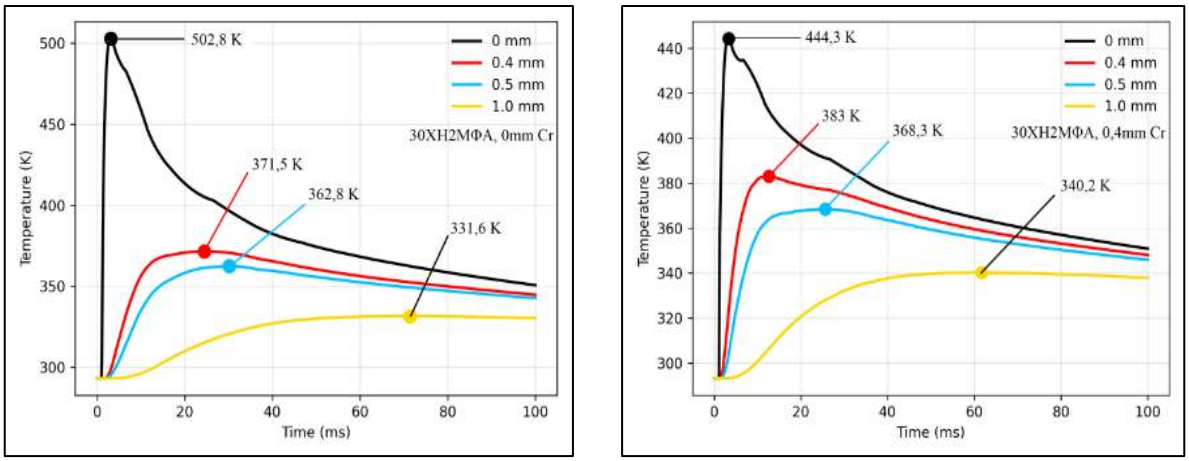


Hình 7. Phân bố nhiệt độ cực đại dọc theo chiều dài nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS có chiều dày lớp mạ crôm bằng 0,4 mm.

Qua kết quả từ Hình 6 và Hình 7, ta thấy rằng giá trị nhiệt độ cực đại của phát bắn đơn lẻ xuất hiện tại vùng S3 và khi chiều dày lớp mạ crôm tăng thì giá trị nhiệt độ cực đại của phát bắn có xu hướng giảm xuống.

Có thể giả định rằng nhiệt độ thấp nhất của bề mặt lòng nòng (tức nhiệt độ nền cực tiểu của phát bắn) trên thực tế chính là nhiệt độ của nòng súng đến độ sâu khoảng 0,5 mm dưới bề mặt lòng nòng. Giá trị nhiệt độ này cần được đọc sau mỗi 0,1 s kế tiếp, tức sau mỗi phát bắn tiếp theo.

Phân bố nhiệt độ T(t, r, z) theo bề dày thành nòng đối với các giá trị khác nhau của lớp mạ crôm, trong trường hợp một phát bắn đơn lẻ tại vùng S25 được thể hiện trên Hình 8.



Hình 8. Phân bố nhiệt độ T(t, r, z) theo chiều dày thành nòng súng với các chiều dày khác nhau của lớp mạ crôm, đối với một phát bắn đơn lẻ tại vùng S25.

Khi chiều dày lớp mạ crôm tăng, nhiệt độ cực đại của phát bắn có xu hướng giảm xuống, trong khi ở dưới bề mặt lòng nòng, tại độ sâu 1 mm thì nhiệt độ lại tăng lên (Hình 8).

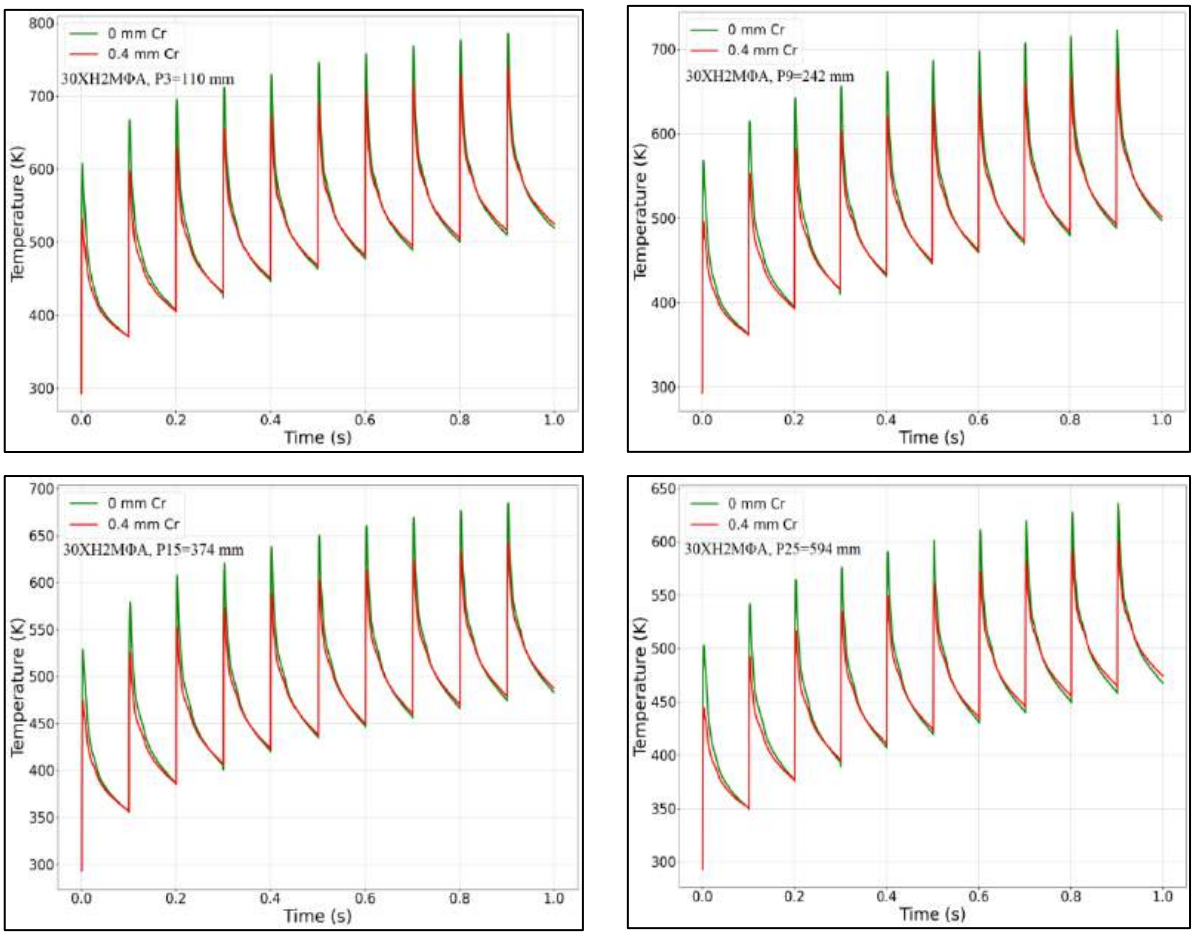
Đối với các giá trị khác nhau của chiều dày lớp mạ crôm tại vùng S25, các giá trị nhiệt đỉnh cực đại và nhiệt độ nền cực tiểu của phát bắn đơn lẻ được tổng hợp trong Bảng 2.

Bảng 2. Nhiệt độ đỉnh cực đại và nhiệt độ nền cực tiểu của phát bắn đơn theo chiều dày lớp mạ crôm tại vùng S25.

Chiều dày lớp mạ crôm	0 mm	0,4 mm
Nhiệt độ cực đại (K)	502,8	444,3
Nhiệt độ nền cực tiểu (K)	362,8	368,3

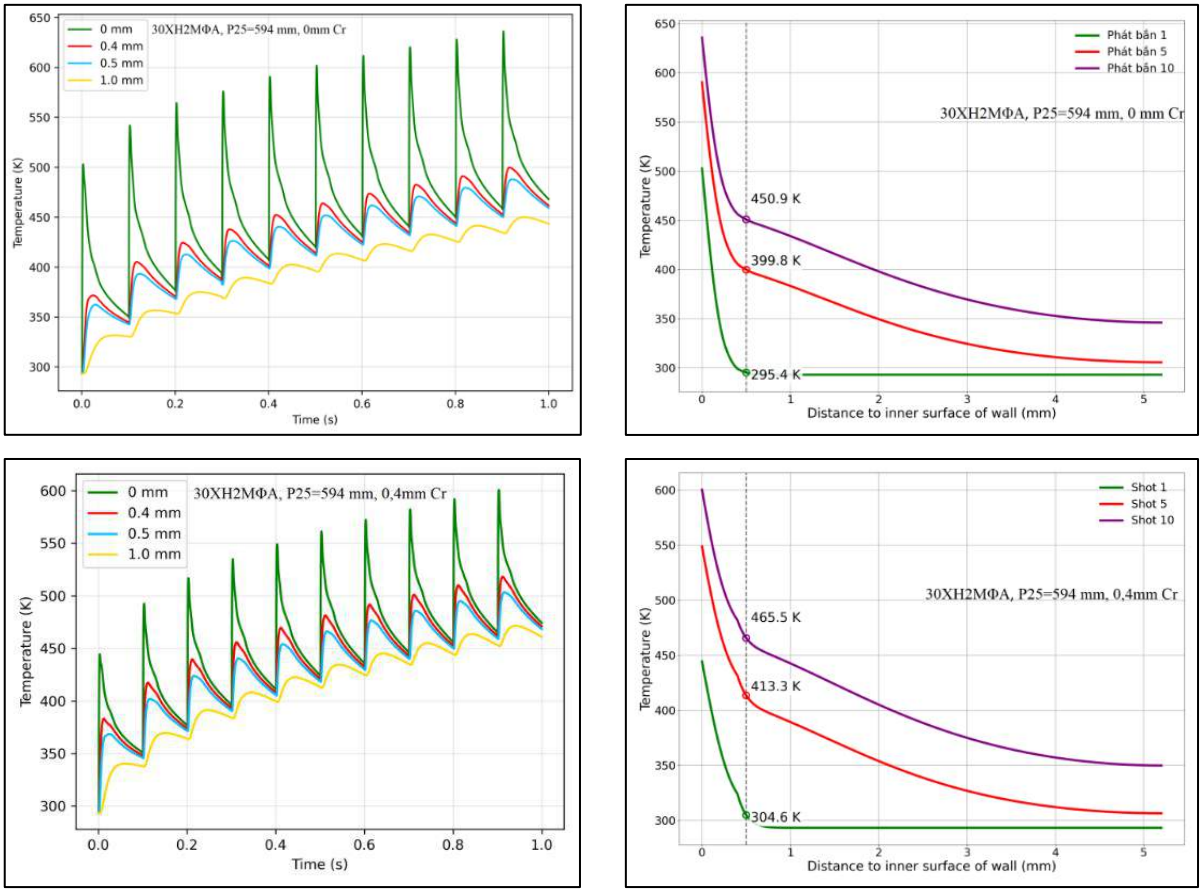
3.2. Tính toán cho loạt mười phát bắn

Khi nhiệt độ thành nòng tăng**,** mật độ dòng nhiệt tại bề mặt trong của lòng nòng biến thiên theo thời gian đối với phát bắn đầu tiên cũng như các phát bắn tiếp theo. Phân bố nhiệt độ T(t, r_{in}, z) tại bề mặt lòng nòng ứng với các chiều dày khác nhau của lớp mạ crôm**,** tại bốn vùng được lựa chọn là S3, S9, S15 và S25, đối với chuỗi mười phát bắn, được trình bày trong Hình 9.



*Hình 9. Phân bố nhiệt độ T(t, r_{in}, z) tại bề mặt lòng nòng với các chiều dày khác nhau của lớp mạ crôm**,** tại bốn vùng S3, S9, S15, S25, đối với chuỗi mười phát bắn.*

Phân bố nhiệt độ T(t, r, z) dọc theo chiều dày của thành nòng tại vùng S25 tính từ bề mặt lòng nòng đối với các độ dày khác nhau của lớp mạ crôm cho chuỗi mười phát bắn, cũng như sau phát bắn thứ nhất, thứ năm và thứ mười tại vùng S25 được trình bày trên Hình 10.



Hình 10. Phân bố nhiệt độ T(t, r, z): bên trái—theo chiều dày thành nòng tại vùng S25 đối với nòng súng có các chiều dày khác nhau của lớp mạ crôm trong loạt mười phát bắn; bên phải— theo chiều dày thành nòng tại vùng S25 tại thời điểm xảy ra phát bắn xuất hiện nhiệt độ cực đại đối với phát bắn thứ nhất, thứ năm và thứ mười.

Phân bố nhiệt độ T(t, r, z) thể hiện trong Hình 10 (bên phải) được biểu diễn tại thời điểm xảy ra phát bắn xuất hiện nhiệt độ cực đại tại vùng S25. Ngay sau phát bắn thứ nhất, nhiệt độ của thành nòng tại độ sâu 0,5 mm dưới bề mặt lòng nòng có lớp mạ crôm dày 0,4 mm cao gấp 1,5 lần so với nòng súng không có lớp mạ crôm (Hình 10, bên phải). Sau phát bắn thứ năm, chênh lệch nhiệt độ này ổn định ở mức khoảng 13°C, và sau phát bắn thứ mười tăng lên nhỉnh hơn, đạt khoảng 15°C.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã phân tích số về quá trình truyền nhiệt không ổn định trong nòng súng đại liên 7,62 mm PKMS được phủ lớp mạ crôm dưới điều kiện bắn nhanh, sử dụng mô hình phần tử hữu hạn hai chiều đối xứng trục. Nòng súng được mô hình hóa như một kết cấu đa lớp, bao gồm nền thép 30XH2MФA và lớp mạ crôm bên trong, trong đó các tính chất nhiệt – vật lý phụ thuộc nhiệt độ của cả hai vật liệu đều được xét đến. Nòng súng được phân tích cho trường hợp một phát bắn đơn lẻ và loạt mười phát bắn trong các điều kiện bắn thực tế. Kết quả phân tích một phát bắn đơn lẻ cho thấy nhiệt độ bề mặt trong lòng nòng tăng rất nhanh sau khi phát hỏa, đạt giá trị cực đại trong vài mili giây đầu, sau đó giảm dần do truyền nhiệt qua thành nòng và trao đổi nhiệt đối lưu tại bề mặt ngoài. Nhiệt độ cực đại đạt giá trị cao nhất tại vùng gần buồng đạn và giảm dần theo chiều dọc trục nòng. Sự hiện diện của lớp mạ crôm

dày 0,4 mm làm giảm đáng kể nhiệt độ cực đại trên bề mặt lòng nòng tại tất cả các đoạn dọc theo chiều dài nòng súng, trong đó hiệu quả rõ rệt nhất xuất hiện tại vùng gần buồng đạn. Đối với loạt mười phát bắn, các mô phỏng cho thấy quá trình tích lũy nhiệt rõ rệt, được đặc trưng bởi sự tăng dần của cả nhiệt độ cực đại và nhiệt độ nền theo từng phát bắn liên tiếp. So với nòng không mạ, nòng mạ crôm thể hiện nhiệt độ cực đại thấp hơn một cách rõ rệt và tốc độ gia tăng nhiệt độ giữa các phát bắn nhỏ hơn, cho thấy lớp mạ crôm có khả năng làm suy giảm hiệu quả quá trình truyền nhiệt từ khí thuốc qua thành nòng trong điều kiện bắn nhanh. Phân tích phân bố nhiệt theo phương bán kính cho thấy nhiệt độ tập trung rất mạnh tại vùng gần bề mặt trong lòng nòng, nơi xuất hiện gradient nhiệt độ lớn. Lớp mạ crôm làm thay đổi quá trình truyền nhiệt theo phương bán kính bằng cách giảm nhiệt độ cực đại trên bề mặt và làm giảm gradient nhiệt độ gần bề mặt, trong khi sự chênh lệch nhiệt độ giữa nòng mạ crôm và không mạ crôm giảm dần khi đi sâu vào chiều dày thành nòng. Nhìn chung, các kết quả mô phỏng số khẳng định vai trò quan trọng của lớp mạ crôm trong việc giảm tải nhiệt độ tại bề mặt trong lòng nòng và hạn chế hiện tượng tích lũy nhiệt trong quá trình bắn nhanh, đánh giá quá trình truyền nhiệt không ổn định của nòng súng cỡ nhỏ, đồng thời hỗ trợ tối ưu hóa thiết kế lớp mạ crôm nhằm nâng cao hiệu năng nhiệt và độ bền của nòng súng.

Tài liệu tham khảo

1. Piotr Pawel Koniorczyk, Mateusz Zielinski (2024). *Badania właściwości termofizycznych stali lufowych oraz obliczenia wymiany ciepła w lufie armaty*. Zielonka, Poland.
2. N.N. Du, Đ.V. Thọ, (1976). *Thuật phóng trong của súng pháo*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Lê Công Cát, (2001). *Kỹ thuật nhiệt*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
4. Trần Ích Thịnh, Ngô Như Khoa (2007). *Phương pháp phần tử hữu hạn*. NXB Khoa học và Kỹ thuật.
5. Phạm Huy Chương, (2001). *Tuổi thọ nòng*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
6. Nguyễn Hồng Lanh, Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Quang Thuấn, (2006). *Quá trình xung nhiệt của nòng súng pháo*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Study of Heat Transfer Through the Barrel Wall Considering the Influence of the Chromium Plating Layer

Abstract: *During firing, the gun barrel is subjected to extremely high temperature and pressure fields generated by the propellant gases, leading to increased thermal stress, deformation, and reduced barrel life. Chromium plating is widely used as an effective solution to enhance wear resistance and thermal durability; however, its influence on heat transfer through the barrel wall has not been fully clarified in existing computational models, which often neglect the heat conduction process through the chromium layer. This paper presents a numerical study and analysis of heat transfer from the propellant gases through the barrel wall, taking into account the thermal conductivity and thickness of the chromium plating layer. The 7.62 mm PKMS machine gun barrel is selected as the representative case study. The findings of this research provide a crucial basis for optimizing the design of chromium-plated barrels, predicting barrel life, and informing the selection of suitable materials and electroplating technologies for small-caliber weapons.*

Keywords: Heat transfer; gun barrel; chromium plating layer; thermal analysis; barrel life.

Tính toán động lực học của pháo 105 mm-M102 trên xe M548

Bùi Văn Đạt[1*], Trần Văn Tân[2]

[1] Hệ quản lý sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2] Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: buivandat1996@gmail.com; Tel: 0383846410

Tóm tắt:

Trong bối cảnh tác chiến hiện nay đòi hỏi lực lượng pháo binh phải có khả năng cơ động cao, việc tích hợp các hệ pháo mặt đất lên khung gầm cơ giới đang trở thành xu hướng tất yếu. Nhằm đáp ứng yêu cầu đó, quân đội ta thời gian gần đây đã triển khai các phương án nghiên cứu cải tiến, trong đó có việc lắp đặt lựu pháo 105 mm M102 lên xe chở đạn bánh xích M548. Bài báo trình bày phương pháp tính toán động lực học của tổ hợp pháo-xe, phản ánh đầy đủ các tương tác giữa pháo, khung xe và hệ treo trong quá trình bắn và di chuyển. Các kết quả phân tích thu được cung cấp cơ sở khoa học để đánh giá mức độ ổn định của hệ thống sau khi tích hợp, đồng thời hỗ trợ đề xuất các giải pháp tối ưu hóa thiết kế nhằm bảo đảm an toàn, độ tin cậy và hiệu quả tác chiến của pháo 105 mm M102 khi cơ động trên xe M548 cũng như có thể áp dụng cho các loại vũ khí trên xe khác.

Từ khóa: *Lựu pháo 10 5mm-M102, động lực học, xe bánh xích M548 .*

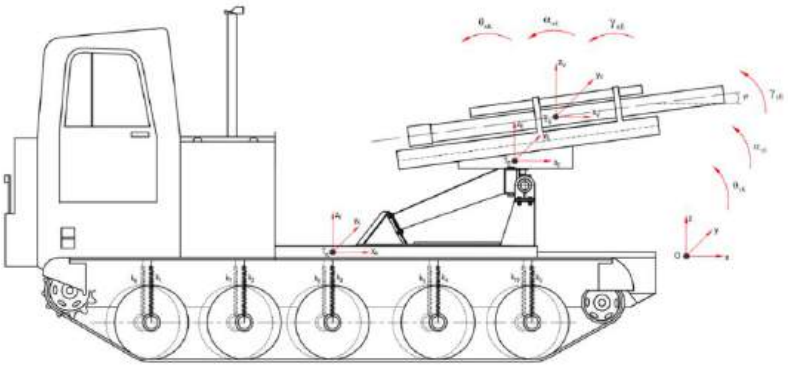
1. Mở đầu

Khi khoa học – kỹ thuật quân sự phát triển mạnh mẽ, nhiều loại vũ khí hiện đại liên tục ra đời, góp phần đáng kể vào việc nâng cao sức mạnh chiến đấu của các quốc gia. Trước xu thế đó, quân đội ta đẩy mạnh hiện đại hóa vũ khí trang bị không chỉ bằng việc mua sắm hệ thống mới, mà còn thông qua cải tiến, nâng cấp những khí tài hiện có nhằm bảo đảm tính chủ động, tiết kiệm nguồn lực và đáp ứng yêu cầu tăng cường sức mạnh tác chiến của các lực lượng vũ trang. Đối với Lục quân, xu hướng hiện đại hóa thể hiện rõ qua yêu cầu nâng cao tính cơ động chiến đấu. Trong những năm gần đây, một trong những hướng phát triển quan trọng của pháo binh là tích hợp từng bước các hệ pháo mặt đất lên khung gầm cơ giới, giúp rút ngắn thời gian triển khai, nâng cao khả năng sống còn và đáp ứng linh hoạt các phương án tác chiến hiện đại. Hiện nay trong quân đội ta đang tích cực tiến hành các nghiên cứu đưa các lựu pháo mặt đất xe kéo và một số pháo cỡ nhỏ tích hợp trên các xe bánh lốp và bánh xích để nâng cấp thành pháo tự hành. Đây là một bước đi hoàn toàn đúng đắn trong điều kiện kinh tế kỹ thuật của đất nước ta hiện nay.

Việc tích hợp pháo lên phương tiện cơ động đặt ra nhiều bài toán kỹ thuật phức tạp, đòi hỏi nghiên cứu kỹ lưỡng phương án lắp đặt để bảo đảm đồng thời các yêu cầu: giữ nguyên hoặc nâng cao tính năng chiến đấu của pháo; tạo lập không gian thao tác hợp lý cho pháo thủ; bố trí đạn, khí tài và các thiết bị phụ trợ một cách khoa học; đồng thời duy trì độ ổn định và an toàn của toàn hệ thống khi cơ động hoặc khi bắn. Trong bối cảnh đó, nghiên cứu phương án lắp đặt lựu pháo 105 mm M102 lên xe bánh xích M548 có ý nghĩa đặc biệt quan trọng. Kết quả nghiên cứu không chỉ cung cấp cái nhìn toàn diện về quy trình xây dựng phương án, cách tiếp cận mô hình hóa và các tính toán thiết kế cần thiết, mà còn tạo nền tảng khoa học cho việc triển khai tích hợp, cải tiến các loại pháo mặt đất khác lên phương tiện cơ động trong tương lai.

2. Tính toán động lực học của pháo 105 mm-M102 trên xe M548

Mô hình được xây dựng dưới dạng hệ không gian bao gồm bốn phần chính: bộ phận không đàn hồi, thân xe, khối lùi và bệ pháo. Trong mô hình liên kết các bộ phận với nhau được quy đổi thông qua các phần tử đàn hồi và giảm chấn.



Hình 1. Mô hình pháo 105mm-M102 trên xe M548.

Mô hình tính toán được xây dựng dựa trên các giả thiết sau:

a) Xe đứng yên trước khi bắn và đặt trên địa hình bằng phẳng.

b) Góc bắn của pháo được coi là không đổi trong suốt quá trình khảo sát.

c) Bánh xe chủ động được bố trí ở phía trước, bánh dẫn hướng đặt ở phía sau thân xe.

d) Coi hệ là đối xứng qua mặt phẳng dọc, khối lượng của từng bộ phận được coi là không đổi trong toàn bộ quá trình tính toán.

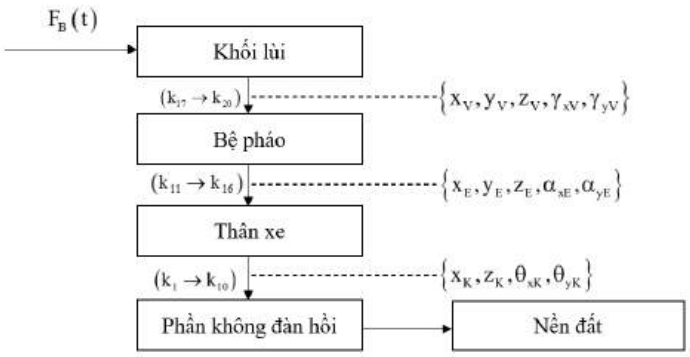
e) Độ cứng và hệ số giảm chấn của các liên kết đàn hồi được xác định có xét đến đặc tính phi tuyến của các phần tử đàn hồi.

f) Toàn bộ phần treo được coi như một vật rắn, với khối lượng treo quy dẫn về trọng tâm.

Vật 1 (Thân xe): Bao gồm khung gầm M548, hệ thống bánh xích, sàn xe và phần giá pháo cố định (gồm bệ dưới). Trọng tâm vật 1 ký hiệu T_K với 4 bậc tự do $\{x_K, z_K, \theta_{xK}, \theta_{yK}\}$.

Vật 2 (bệ pháo): Bao gồm máng pháo, bệ trên, cơ cấu cân bằng, cơ cấu tầm và các bộ phận của khối quay quanh trục liên kết gắn trên vật 1 với vật 2. Trọng tâm vật 2 ký hiệu là T_E với 5 bậc tự do $\{x_E, y_E, z_E, \alpha_{xE}, \alpha_{yE}\}$.

Vật 3 (Khối lùi): Bao gồm nòng pháo, khóa nòng và các chi tiết lùi cùng nòng. Vật này trượt tịnh tiến tương đối so với Vật 2. Trọng tâm ký hiệu là T_V với 5 bậc tự do $\{x_V, y_V, z_V, \gamma_{xV}, \gamma_{yV}\}$.



Hình 2. Sơ đồ mô hình động lực học của pháo 105mm-M102 trên xe M548.

Mô hình tính toán dao động của pháo 105mm-M102 trên xe M548 được xây dựng dựa trên sơ đồ hình 2 và được thể hiện trong hình 1. Mô hình biểu diễn hệ cơ học gồm các bộ phận liên kết với nhau bằng các phần tử đàn hồi tuyến tính và phi tuyến, chịu tác dụng của lực phát bắn.

Các hệ trục tọa độ được thiết lập tại trọng tâm của từng vật. Hệ trục tọa độ Oxyz là hệ tọa độ cố định có gốc tại trọng tâm của thân xe và được sử dụng để định hướng xe pháo trong không gian. Các tọa độ tổng quát mô tả quá trình chuyển động của hệ được lựa chọn như trong hình 1 và được biểu diễn trong véc-tơ tọa độ tổng quát như sau:

$$[q] = \left[x_K, z_K, \theta_{xK}, \theta_{yK}, x_E, y_E, z_E, \alpha_{xE}, \alpha_{yE}, x_V, y_V, z_V, \gamma_{xV}, \gamma_{yV} \right]^T$$

Trong đó:

- x_K : độ dịch chuyển tịnh tiến của thân xe pháo so với địa hình theo trục Ox.
- z_K : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm thân xe T_K so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Oz.
- θ_{xK} : góc lệch của thân xe quanh trục đi qua điểm T_K và song song với Ox.
- θ_{yK} : góc lệch của thân xe quanh trục đi qua điểm T_K và song song với Oy.
- x_E : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm bộ phận nâng T_E so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Ox.
- y_E : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm bộ phận nâng T_E so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Oy.
- z_E : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm bộ phận nâng T_E so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Oz.
- α_{xE} : góc lệch của bộ phận nâng quanh trục đi qua điểm T_E và song song với Ox.
- α_{yE} : góc lệch của bộ phận nâng quanh trục đi qua điểm T_E và song song với Oy.
- x_V : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm khối lùi T_V so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Ox.
- y_V : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm khối lùi T_V so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Oy.
- z_V : độ dịch chuyển tịnh tiến của trọng tâm khối lùi T_V so với vị trí cân bằng ban đầu theo trục Oz.
- γ_{xE} : góc lệch của khối lùi quanh trục đi qua điểm T_V và song song với Ox.
- γ_{yE} : góc lệch của khối lùi quanh trục đi qua điểm T_V và song song với Oy.

Phương trình dao động của hệ theo tài liệu [4]:

$$[M][\ddot{q}]+[C][\dot{q}]+[K][q]=[Q] \tag{1}$$

Trong đó ma trận khối lượng $[M]$, ma trận độ cứng $[K]$ và ma trận cản $[C]$ đều đối xứng, $[Q]$ là ma trận các ngoại lực.

Phương trình chuyển động của hệ có n bậc tự do:

$$\frac{d}{d_t}\left(\frac{\partial E_k}{\partial \dot{q}_j}\right)-\frac{\partial E_k}{\partial q_j}+\frac{\partial E_p}{\partial q_j}+\frac{\partial D}{\partial \dot{q}_j}=Q_j \quad (\text{với } j = 1 \div 14) \tag{2}$$

2.1. Xây dựng ma trận độ cứng

Các phần tử của ma trận độ cứng được xác định theo công thức:

$$k_{ij}=\left(\frac{\partial^2 E_p}{\partial q_i \partial q_j}\right)_0, i, j = 1, 2, ..., n \tag{3}$$

Khai triển hàm này theo chuỗi Taylor quanh vị trí cân bằng ta được:

$$E_p = E_{po}+\sum_{j=1}^{n}\left(\frac{\partial E_p}{\partial q_j}\right)_0 q_j+\frac{1}{2}\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial^2 E_p}{\partial q_j \partial q_i}\right)_0 q_j q_i+... \tag{4}$$

Thế năng đàn hồi của hệ có thể được biểu diễn dưới dạng ma trận bậc hai theo các tọa độ tổng quát:

$$E_p=\frac{1}{2}[q]^T[K][q] \tag{5}$$

Thế năng toàn phần

$$\begin{aligned}E_p=&\frac{1}{2}\sum_{i=1}^{10}k_i\left(z_K+x_{iK}\theta_{yK}+y_{iK}\theta_{xK}\right)^2+\frac{1}{2}k_{11}\left[(x_E-x_K)-(l_{zE}\alpha_{yE}-l_{zk}\theta_{yk})\right]^2\\&+\frac{1}{2}k_{12}\left[(y_E-y_K)-(l_{zE}\alpha_{xE}-l_{zk}\theta_{xk})\right]^2+\frac{1}{2}k_{13}\left[(z_E-z_K)+(l_{xE}\alpha_{yE}-l_{xk}\theta_{yk})\right]^2\\&+\frac{1}{2}(k_{14}+k_{16})(\alpha_{yE}-\theta_{yK})^2+\frac{1}{2}k_{15}(\alpha_{xE}-\theta_{xK})^2+\frac{1}{2}k_{17}\left[-(x_V-x_E)\sin\psi+(y_V-y_E)\cos\psi\right]^2\\&+\frac{1}{2}k_{18}\left[-(x_V-x_E)\sin\varphi\cos\psi-(y_V-y_E)\sin\varphi\cos\varphi+(z_V-z_E)\cos\varphi\right]^2\\&+\frac{1}{2}k_{19}(\gamma_{yV}-\alpha_{yE})^2+\frac{1}{2}k_{20}(\gamma_{xV}-\alpha_{xE})^2\end{aligned} \tag{6}$$

Các phần tử của ma trận độ cứng K:

$$k_{ij}=\frac{\partial^2 E_p}{\partial q_i \partial q_j} \tag{7}$$

2.2 Xây dựng ma trận khối lượng

Các phần tử của ma trận khối lượng m_{ji} tương tự như cách xác định các phần tử của ma trận độ cứng, theo công thức:

$$m_{ji} = \left(\frac{\partial^2 E_k}{\partial \dot{q}_j \partial \dot{q}_i} \right)_0, \qquad j,i = 1,2,\ldots,n \tag{8}$$

Mômen động lượng được xác định theo biểu thức:

$$\vec{L} = I \cdot \vec{\omega} \tag{9}$$

Để loại bỏ các phần tử ngoài đường chéo, ta chỉ xét chuyển động quay tổng quát theo các hướng trùng với các trục chính quán tính. Khi đó, tổng động năng của hệ được viết dưới dạng:

$$\begin{aligned} E_k &= \frac{1}{2} m_K \dot{x}_K^2 + m_{Kz} \dot{z}_K^2 + \frac{1}{2} I_{xK} \dot{\theta}_{xK}^2 + \frac{1}{2} I_{yK} \dot{\theta}_{yK}^2 \\ &+ \frac{1}{2} m_E \left(\dot{x}_E^2 + \dot{y}_E^2 + \dot{z}_E^2 \right) + \frac{1}{2} I_{xE} \dot{\alpha}_{xE}^2 + \frac{1}{2} I_{yE} \dot{\alpha}_{yE}^2 \\ &+ \frac{1}{2} m_V \left(\dot{x}_V^2 + \dot{y}_V^2 + \dot{z}_V^2 \right) + \frac{1}{2} I_{xV} \dot{\gamma}_{xV}^2 + \frac{1}{2} I_{yV} \dot{\gamma}_{yV}^2 \end{aligned} \tag{10}$$

Sau khi đạo hàm biểu thức động năng theo công thức (8) ta thu được ma trận khối lượng $[M](14x14)$ có dạng:

$$M = \mathrm{diag}\left(m_K, m_{Kz}, I_{yK}, I_{xK}, m_E, m_E, m_E, I_{yE}, I_{xE}, m_V, m_V, m_V, I_{yV}, I_{xV} \right)$$

2.3 Xây dựng ma trận cản

Ma trận cản $[C]$ (14 x 14) được xây dựng có cấu trúc gần như tương đồng với ma trận độ cứng $[K]$.

Hàm tiêu tán năng lượng:

$$D = \frac{1}{2} [\dot{q}]^T [C] [\dot{q}] \tag{11}$$

Các phần tử của ma trận cản được xác định theo quan hệ:

$$c_{ij} = \left(\frac{\partial^2 D}{\partial \dot{q}_i \partial \dot{q}_j} \right)_0, i,j = 1,2,...,n \tag{12}$$

Hàm tiêu tán năng lượng D sẽ có dạng

$$\begin{aligned} D = &\frac{1}{2} \sum_{i=1}^{10} c_i \left(\dot{z}_K + x_{iK} \dot{\theta}_{yK} + y_{iK} \dot{\theta}_{xK} \right)^2 + \frac{1}{2} c_{11} \left[(\dot{x}_E - \dot{x}_K) - (l_{zE} \dot{\alpha}_{yE} - l_{zk} \dot{\theta}_{yk}) \right]^2 \\ &+ \frac{1}{2} c_{12} \left[(\dot{y}_E - \dot{y}_K) - (l_{zE} \dot{\alpha}_{xE} - l_{zk} \dot{\theta}_{xk}) \right]^2 + \frac{1}{2} c_{13} \left[(\dot{z}_E - \dot{z}_K) + (l_{xE} \dot{\alpha}_{yE} - l_{xk} \dot{\theta}_{yk}) \right]^2 \\ &+ \frac{1}{2} (c_{14} + c_{16}) (\dot{\alpha}_{yE} - \dot{\theta}_{yK})^2 + \frac{1}{2} c_{15} (\dot{\alpha}_{xE} - \dot{\theta}_{xK})^2 + \frac{1}{2} c_{17} \left[-(\dot{x}_V - \dot{x}_E) \sin\psi + (\dot{y}_V - \dot{y}_E) \cos\psi \right]^2 \\ &+ \frac{1}{2} c_{18} \left[-(\dot{x}_V - \dot{x}_E) \sin\varphi \cos\psi - (\dot{y}_V - \dot{y}_E) \sin\varphi \cos\varphi + (\dot{z}_V - \dot{z}_E) \cos\varphi \right]^2 \\ &+ \frac{1}{2} c_{19} (\dot{\gamma}_{yV} - \dot{\alpha}_{yE})^2 + \frac{1}{2} c_{20} (\dot{\gamma}_{xV} - \dot{\alpha}_{xE})^2 \end{aligned} \tag{13}$$

2.4. Xây dựng ma trận lực tổng quát

Các phần tử của ma trận [Q] được xác định từ nguyên lý dịch chuyển ảo. Trong các lực tác dụng có thể là các lực bảo toàn, các lực không bảo toàn, các lực sinh công, hoặc lực liên kết.

Công thức tổng quát cho công ảo theo tài liệu [4]:

$$\delta A = \sum_{j=1}^{n} Q_j \delta q_j \tag{14}$$

Đối với hệ cơ học theo hình 2, ta đưa vào các lực sau:

- P_{lg} lực tác dụng của khí thuốc.
- R lực cản lùi.
- F_{ms} Lực ma sát giữa xe và nền đặt bắn

Ma trận lực tổng quát có dạng:

$$[Q] = [Q_1, Q_2, Q_3, Q_4, Q_5, Q_6, Q_7, Q_8, Q_9, Q_{10}, Q_{11}, Q_{12}, Q_{13}, Q_{14}]^T$$

2.5. Các phương trình vi phân chuyển động thu được

Sau khi xác định ma trận độ cứng, khối lượng, ma trận cản, và ma trận lực tổng quát ta thay vào phương trình chuyển động tổng quát (1). Ta được hệ gồm 14 phương trình sau:

1. Phương trình chuyển động tịnh tiến của xe so với địa hình:

$$m_K \ddot{x}_K + \sum_{j=1}^{14} c_{1,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{1,j} q_j = Q_1 \tag{15}$$

2. Phương trình chuyển động tịnh tiến của thân xe theo phương Oz:

$$m_{Kz} \ddot{z}_K + \sum_{j=1}^{14} c_{2,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{2,j} q_j = Q_2 \tag{16}$$

3. Phương trình chuyển động quay thân xe quanh trục Oy (lắc dọc):

$$I_{yK} \ddot{\theta}_{yK} + \sum_{j=1}^{14} c_{3,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{3,j} q_j = Q_3 \tag{17}$$

4. Phương trình chuyển động quay thân xe quanh trục Ox (lắc ngang):

$$I_{xK} \ddot{\theta}_{xK} + \sum_{j=1}^{14} c_{4,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{4,j} q_j = Q_4 \tag{18}$$

5. Phương trình chuyển động của bệ pháo theo phương Ox:

$$m_E \ddot{x}_E + \sum_{j=1}^{14} c_{5,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{5,j} q_j = Q_5 \tag{19}$$

6. Phương trình chuyển động của bệ pháo theo phương Oy:

$$m_E \ddot{y}_E + \sum_{j=1}^{14} c_{6,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{6,j} q_j = Q_6 \tag{20}$$

7. Phương trình chuyển động của bệ pháo theo phương Oz:

$$m_E \ddot{z}_E + \sum_{j=1}^{14} c_{7,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{7,j} q_j = Q_7 \tag{21}$$

8. Phương trình chuyển động quay của bệ pháo quanh trục Oy:

$$I_{yE} \ddot{\alpha}_{yE} + \sum_{j=1}^{14} c_{8,j} \dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{8,j} q_j = Q_8 \tag{22}$$

9. Phương trình chuyển động quay của bệ pháo quanh trục Ox:

$$I_{xE}\ddot{\alpha}_{xE} + \sum_{j=1}^{14} c_{9,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{9,j}q_j = Q_9 \quad (23)$$

10. Phương trình chuyển động của khối lùi theo phương Ox:

$$m_V\ddot{x}_V + \sum_{j=1}^{14} c_{10,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{10,j}q_j = Q_{10} \quad (24)$$

11. Phương trình chuyển động của khối lùi theo phương Oy:

$$m_V\ddot{y}_V + \sum_{j=1}^{14} c_{11,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{11,j}q_j = Q_{11} \quad (25)$$

12. Phương trình chuyển động của khối lùi theo phương Oz:

$$m_V\ddot{z}_V + \sum_{j=1}^{14} c_{12,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{12,j}q_j = Q_{12} \quad (26)$$

13. Phương trình chuyển động quay của khối lùi theo phương Oy:

$$I_{yV}\ddot{\gamma}_{yV} + \sum_{j=1}^{14} c_{13,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{13,j}q_j = Q_{13} \quad (27)$$

14. Phương trình chuyển động quay của khối lùi theo phương Ox:

$$I_{xV}\ddot{\gamma}_{xV} + \sum_{j=1}^{14} c_{14,j}\dot{q}_j + \sum_{j=1}^{14} k_{14,j}q_j = Q_{14} \quad (28)$$

2.6. Giải hệ phương trình vi phân chuyển động của cơ hệ pháo - xe khi bắn.

Để giải hệ phương trình vi phân chuyển động, ta có thể dùng phương pháp Newmark hoặc phương pháp Runge-Kutta bậc 4. Tôi đã sử dụng phương pháp Runge-Kutta bậc 4 với hàm ode15s.m để giải theo tài liệu [5].

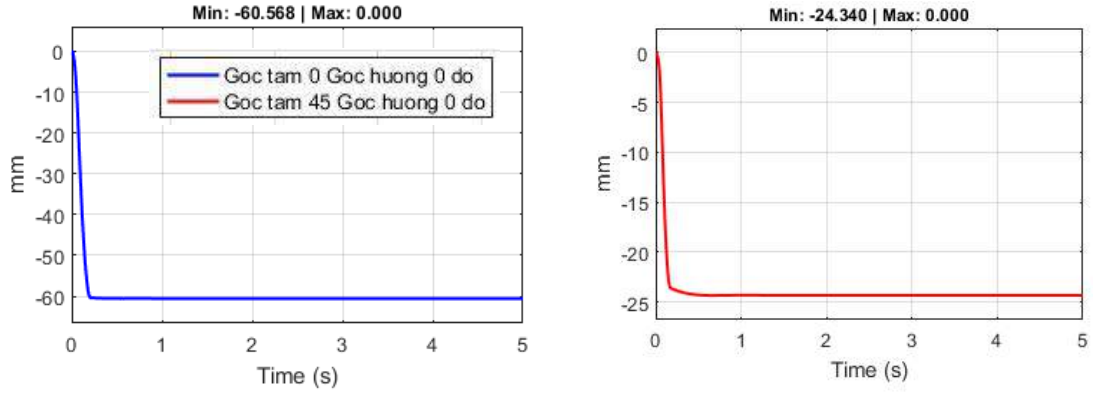
Bảng 1. Các thông số đầu vào (theo tài liệu [2]).

Ký hiệu	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
m_K	Khối lượng toàn bộ xe	13050	kg
m_{Kz}	Khối lượng được treo	11000	kg
m_E	Khối lượng bệ pháo	600	kg
m_V	Khối lượng khối lùi	450	kg
l_{xK}	Khoảng cách dọc từ tâm xe đến liên kết bệ	1.2	m
l_{zK}	Khoảng cách đứng từ tâm xe đến liên kết bệ	1.1	m
l_{xE}	Khoảng cách dọc từ tâm bệ đến liên kết bệ	0.05	m
l_{zE}	Khoảng cách đứng từ tâm xe đến liên kết bệ	-0.1	m
h_{zK}	Chiều cao trọng tâm xe so với mặt đất	1.1	m
x_i	Vị trí các bánh tỳ (5 bánh/bên) theo trục dọc	$\pm 1.45, 0, \pm 0.75$	m
y_i	Vị trí các bánh tỳ (5 bánh/bên) theo trục ngang	$\pm 1,08$	m

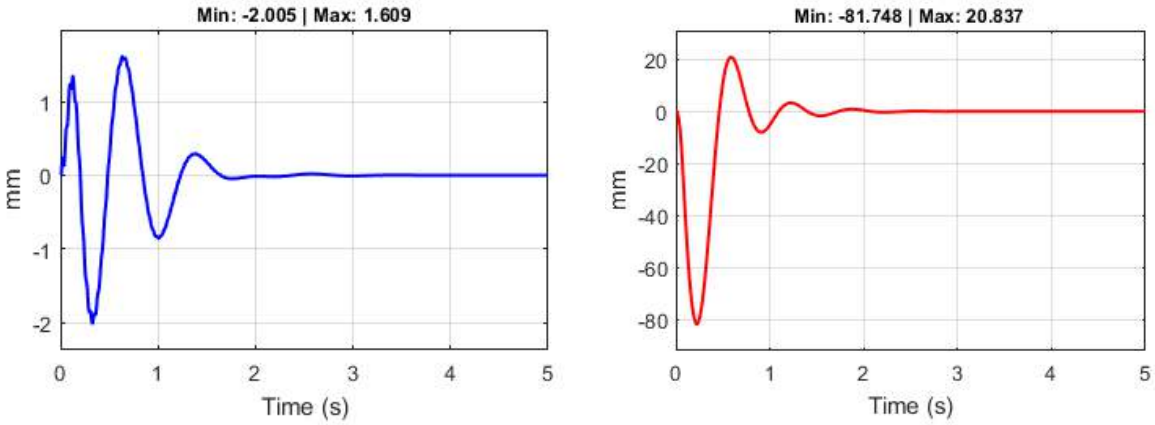
Ký hiệu	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
φ	Góc Tầm	0, 45	độ
ψ	Góc Hướng	0	độ
μ	Hệ số ma sát giữa xe pháo và nền	15	độ
K_i	Độ cứng lò xo các bánh giữa	$1.1x10^5$	N/m
K_{11}, K_{12}	Độ cứng lò xo liên kết bệ và xe	$6x10^7$	N/m
K_{13}	Độ cứng lò xo liên kết bệ và xe theo phương đứng	10^8	N/m
K_{14}	Độ cứng liên kết cơ cấu tầm	$7x10^7$	N/m
K_{15}	Độ cứng liên kết cơ cấu hướng	$6x10^7$	N/m
K_{16}	Độ cứng liên kết cơ cấu cân bằng	$6x10^5$	N/m
K_{17}, K_{18}	Độ cứng liên kết bạc dẫn hướng giữa máng và khối lùi theo phương oy và theo phương ox	$1.5x10^7$	N/m
K_{19}, K_{20}	Độ cứng liên kết bạc dẫn hướng giữa máng và khối lùi theo chiều quay quanh oy và quay quanh ox	$4x10^6$	N/m
C_i	Ma sát tại các bánh không có phuộc	500	N/m
C_1, C_5 C_6, C_{10}	Hệ số giảm chấn tại các bánh trước và sau	15000	N/m
C_{11}, C_{12}	Cản kết cấu bệ pháo và thân xe theo phương dọc và ngang	5000	N/m
C_{13}	Cản kết cấu bệ pháo và thân xe theo phương đứng	10000	N/m
C_{14}	Ma sát tại cơ cấu tầm	2000	N/m
C_{15}	Ma sát tại cơ cấu hướng	2000	N/m
C_{16}	Ma sát tại cơ cấu cân bằng	1500	N/m
C_{17}, C_{18}	Ma sát trượt dẫn hướng	5000	N/m
C_{19}, C_{20}	Cản quay đầu nòng	500	N/m

3. Kết quả và đánh giá

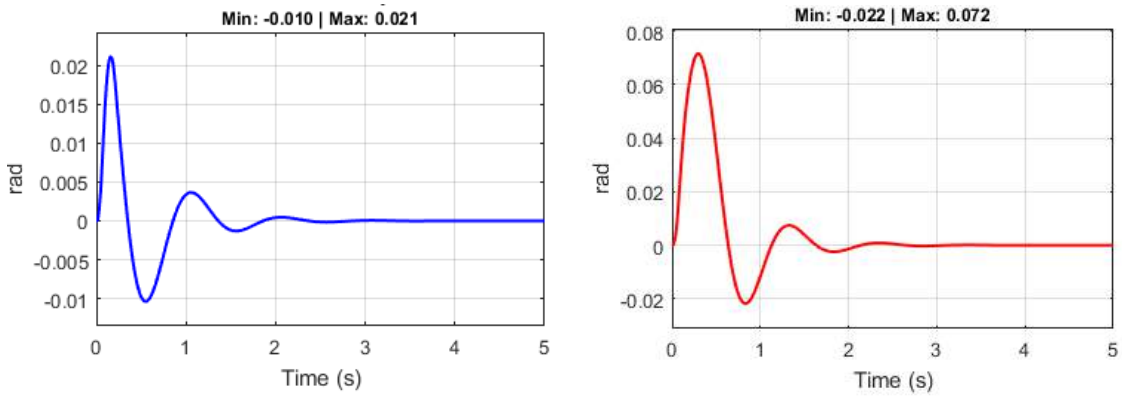
3.1. Kết quả mô phỏng



Hình 4. Dịch chuyển của xe pháo so với mặt đất theo phương Ox



Hình 5. Dịch chuyển của thân xe dọc trục Oz



Hình 6. Dao động của thân xe quanh trục Oy

3.2. Đánh giá kết quả

Kết quả mô phỏng trên miền thời gian cho thấy hệ thống pháo 105mm-M102 tích hợp trên xe M548 có tính ổn định động lực học tốt. Các biên độ dao động đều nằm trong giới hạn an toàn của khung gầm xe M548.

Đồ thị biểu diễn dao động theo thời gian khi bắn dọc trục với 2 góc tầm 0º và 45º của hệ xe pháo là tương đối giống nhau. Khi bắn dọc trục với góc tầm 45º cho kết quả dao động của các khâu lớn hơn so với góc tầm 0° nhưng không đáng kể.

Sự sai khác giữa bắn dọc trục với góc tầm 0º và góc tầm 45º được mô hình phản ánh khá chính xác, đặc biệt là không có sự xuất hiện của dao động lắc ngang (quanh trục Ox) khi bắn dọc trục, chứng minh độ tin cậy của hệ phương trình vi phân 14 bậc tự do đã xây dựng.

Từ kết quả cho thấy mô hình làm việc hiệu quả thời gian dập tắt dao động nhanh (trong khoảng 3 giây), cho phép kíp chiến đấu nhanh chóng thực hiện phát bắn tiếp theo mà không cần thời gian chờ quá lâu để xe ổn định.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và giải thành công bài toán động lực học cho tổ hợp pháo 105mm-M102 tích hợp trên xe bánh xích M548, thông qua việc thiết lập mô hình cơ hệ không gian gồm 4 khối chính (thân xe, bệ pháo, khối lùi và phần không đàn hồi) với 14 bậc tự do phản ánh đầy đủ các liên kết đàn hồi và tương tác trong quá trình bắn. Trên cơ sở xây dựng chi tiết các ma trận khối lượng, độ cứng, ma trận cản và lực tổng quát, nghiên cứu đã áp dụng phương pháp số (Runge-Kutta) để giải hệ phương trình vi phân chuyển động trên phần mềm Matlab, qua đó xác định được quy luật dao động và dịch chuyển của hệ xe pháo theo thời gian.

Những kết quả thu được là cơ sở khoa học quan trọng phục vụ việc đánh giá và dự báo độ ổn định của pháo 105 mm M102 khi cải tiến lắp đặt trên xe bánh xích M548. Đồng thời, nghiên cứu góp phần cung cấp bộ dữ liệu và phương pháp tính toán có thể được ứng dụng cho các dạng pháo tương tự, hỗ trợ tối ưu hóa thiết kế và nâng cao độ an toàn, tin cậy của hệ thống pháo lắp đặt trên xe cơ giới.

Tài liệu tham khảo

1. Cục quân khí – Tổng cục Kỹ thuật (2001), *Pháo nòng ngắn 105mm-M101*, NXB Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
2. Cục kỹ thuật – Bộ tư lệnh Quân khu 9 (2017), *Kỹ thuật xe pháo (M548- 105mm)*, NXB Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
3. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện KTQS, Hà Nội.
4. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Văn Dũng, Nguyễn Duy Phồn (2008), *Kết cấu và tính toán pháo trên xe xích quân sự chiến đấu*, Học viện KTQS, Hà Nội.
5. Nguyễn Hoàng Hải, Nguyễn Việt Anh (2006), *Lập trình Matlab và ứng dụng*, NXB Khoa học kỹ thuật, Hà Nội.

Dynamic Analysis of the 105 mm M102 Howitzer Mounted on the M548 Vehicle

Abstract: *In the context of contemporary combat operations, artillery forces are required to possess high mobility and rapid maneuverability; therefore, the integration of ground-based artillery systems onto mechanized vehicle platforms has become an inevitable trend. To meet this requirement, in recent years the Vietnamese military has implemented various research and modernization programs, including the installation of the 105 mm M102 howitzer on the M548 tracked ammunition carrier. This paper presents a methodology for developing a dynamic model of the gun–vehicle integrated system, which comprehensively captures the interactions among the artillery system, the vehicle chassis, and the suspension system during firing and maneuvering. The analytical results provide a scientific basis for evaluating the stability of the system after integration and support the formulation of design optimization solutions aimed at ensuring safety, reliability, and combat effectiveness of the 105 mm M102 howitzer when mounted on the M548 tracked vehicle. The proposed approach can also be extended to other weapon systems integrated on similar vehicle platforms.*

Keywords: 105 mm M102 howitzer, dynamics, M548 tracked vehicle.

Mô hình toán và phương pháp giải bài toán bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

Hoàng Văn Đáng[1*], Nguyễn Nam Quý[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*]Email: hoangvandang83@gmail.com; Tel: 0982015040

Tóm tắt

Trong quá trình điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu cần giải quyết hai bài toán quan trọng, một trong số đó là xác định các góc dẫn hướng đảm bảo cho đạn chuyển động theo đúng quỹ đạo cần thiết để bắn trúng mục tiêu, bài toán còn lại là tìm kiếm thuật toán điều khiển để đưa súng tại thời điểm đạn ra khỏi nòng về đúng vị trí tương ứng với các góc dẫn hướng đã được xác định. Bài toán đầu tiên chỉ được giải quyết khi xác định được chính xác tọa độ trong không gian của điểm bắn đón. Bài báo này đề cập cách thiết lập mô hình toán và đưa ra phương pháp giải bài toán bắn đón áp dụng trong hệ thống điều khiển hỏa lực cho súng máy phòng không lắp đặt trên xe chiến đấu trong cả hai trường hợp khi xe chiến đấu đứng yên và khi đang hành tiến.

Từ khóa: *Điểm bắn đón; Hệ thống điều khiển hỏa lực; Súng máy phòng không*.

1. Đặt vấn đề

Trong quá trình điều khiển hỏa lực cần giải quyết hai bài toán quan trọng, một trong số đó là xác định các góc dẫn hướng đảm bảo cho đạn chuyển động theo đúng quỹ đạo cần thiết để bắn trúng mục tiêu, bài toán còn lại là tìm kiếm thuật toán điều khiển để đưa súng tại thời điểm đạn ra khỏi nòng về đúng vị trí tương ứng với các góc dẫn hướng đã được xác định. Bài toán đầu tiên được gọi là bài toán bắn đón, còn bài toán thứ hai được gọi là bài toán dẫn hướng [1, 2, 3].

Việc giải quyết bài toán đầu tiên bao gồm các bước sau đây:

- Tính toán các tọa độ điểm bắn đón trong không gian theo các tọa độ hiện thời của mục tiêu và quy luật thay đổi của chúng, đây là điểm mà đạn và mục tiêu gặp nhau sau khi kết thúc thời gian bay của đạn (thời gian bắn đón);

- Xác định các góc dẫn hướng cho súng trên cơ sở các tọa độ bắn đón nhận được ở trên.

Trong phạm vi của bài báo này, chúng ta sẽ tiến hành thiết lập mô hình toán của bài toán bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực đối với súng máy phòng không trên xe chiến đấu, phân tích và đưa ra phương pháp giải bài toán này trong các trường hợp khác nhau khi xe chiến đấu đứng yên, khi hành tiến và khi mục tiêu di động với tốc độ thay đổi.

2. Mô hình toán và phương pháp giải bài toán bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

2.1. Thiết lập mô hình toán của bài toán bắn đón trong quá trình điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

Nếu biết khoảng cách hiện thời tới mục tiêu $\bar{D}$ thì để tính toán các tọa độ điểm bắn đón ta cần giải tam giác không gian OAA_y (Hình 1):

$$\bar{D} + \bar{L} = \bar{D}_y, \tag{1}$$

trong đó, $\bar{L}$ là vec-tơ ngắm đón (quãng đường mục tiêu đi được trong thời gian đạn bay tới điểm bắn đón); $\bar{D}_y$ là vec-tơ khoảng cách ngắm đón.

Trong trường hợp chung trị số của $\bar{L}$ được xác định theo công thức sau:

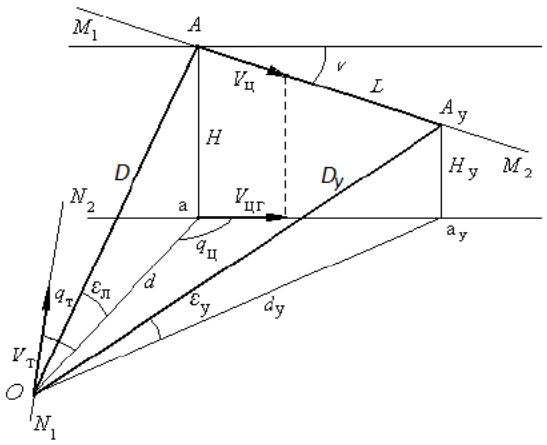
$$L = \int_0^{\tau_b} V_{ц}(t)dt, \tag{2}$$

Trong đó, $V_{ц}$ là trị số hình chiếu vec-tơ tốc độ của mục tiêu trên hướng AA_y; τ_b là thời gian bắn đón.

Để đảm bảo cho đạn gặp mục tiêu thì thời gian chuyển động của đạn và mục tiêu tới điểm bắn đón phải bằng nhau, do đó:

$$\tau_b = F_\tau(\bar{D}_y, f_{w,\varepsilon}), \tag{3}$$

trong đó, F_τ là hàm thuật phóng xác định sự phụ thuộc của thời gian bắn τ_b vào khoảng cách bắn đón, các yếu tố khí tượng và địa hình ảnh hưởng tới quỹ đạo bay của đạn; $f_{w,\varepsilon}$ - hệ số đặc trưng cho ảnh hưởng của các yếu tố địa hình, khí tượng và thuật phóng tới quỹ đạo bay của đạn.



Hình 1. Các tham số về vị trí tương đối giữa mục tiêu và xe chiến đấu

M_1M_2 - Đường chuyển động của mục tiêu; N_1N_2 - Đường chuyển động của xe chiến đấu; OA - Đường ngắm; OA_y - Đường bắn; D - Khoảng cách tới mục tiêu; D_y - Khoảng cách bắn đón; H - Độ cao của mục tiêu; H_y - Độ cao bắn đón mục tiêu;

Suy ra, để xác định các tọa độ của điểm bắn đón cần giải đồng thời các phương trình (1), (2), (3) đối với vec-tơ $\bar{D}_y$, tức là trên cơ sở giải phương trình:

$$\bar{D} + V_{ц,ф}(t)F_\tau(\bar{D}_y, f_{w,\varepsilon}) - \bar{D}_y = \bar{0}. \tag{4}$$

Như vậy, quá trình xây dựng thuật toán giải bài toán bắn đón đòi hỏi phải thiết lập được các phương trình động học liên hệ các tọa độ bắn đón mục tiêu với các tham số chuyển động của xe chiến đấu và mục tiêu, cũng như các phương trình thuật phóng liên hệ các đại lượng thuật phóng với các tham số bắn đón. Việc giải các phương trình trên cho phép nhận được các mối liên hệ hình thức xác định các góc dẫn hướng của súng dưới dạng hàm của các đại lượng ảnh hưởng tới quỹ đạo chuyển động của đạn và của các tham số chuyển động của xe chiến đấu và mục tiêu.

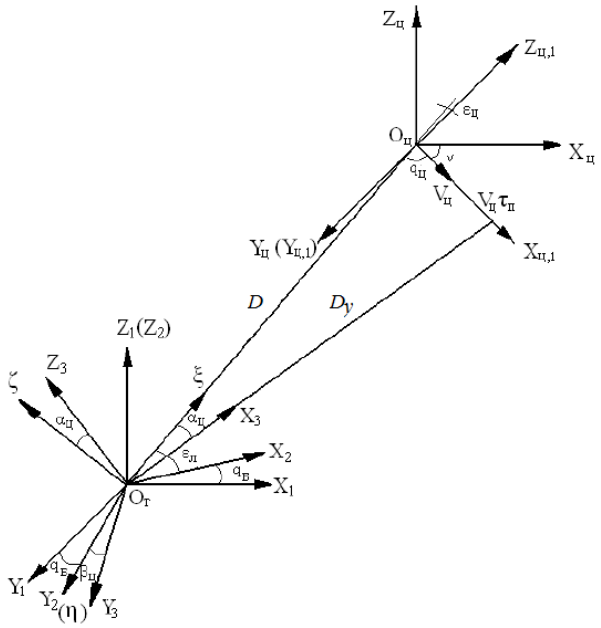
2.2. Phương pháp giải bài toán bắn đón trong quá trình điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

Việc xác định tọa độ bắn đón mục tiêu được thực hiện trên cơ sở giải phương trình vec-tơ (4). Để giải phương trình này sử dụng phương pháp chiếu các phương trình lên các trục của một hệ tọa độ nào đó cho phép chuyển phương trình (4) thành hệ phương trình vô hướng.

Sử dụng các hệ tọa độ sau (Hình 2):

$O_T X_1 Y_1 Z_1$ - hệ tọa độ vuông góc di động gắn với xe chiến đấu có các trục tạo thành hệ tọa độ trái (hệ tọa độ trái đất);

$O_T X_2 Y_2 Z_2$ - hệ tọa độ vuông góc gắn với tháp pháo của xe chiến đấu và quay so với hệ $O_T X_1 Y_1 Z_1$ một góc q_E quanh trục $O_T Z_1$;



Hình 2. Các hệ tọa độ được dùng để thiết lập hệ phương trình động học của bài toán bắn đón

$O_T \xi\eta\zeta$ - hệ tọa độ vuông góc gắn với đường ngắm và quay so với hệ $O_T X_2 Y_2 Z_2$ một góc $\varepsilon_л$ quanh trục $O_T \eta$;

$O_T X_3 Y_3 Z_3$ - hệ tọa độ vuông góc gắn với súng và quay so với hệ tọa độ $O_T \xi\eta\zeta$ một góc $\beta_ц$ quanh trục $O_T \zeta$ và góc $\alpha_ц$ quanh trục $O_T Y_3$;

$O_ц X_ц Y_ц Z_ц$ - hệ tọa độ vuông góc liên kết với mục tiêu.

2.2.1. Trường hợp xe chiến đấu đứng yên

Chúng ta sẽ tìm khoảng cách bắn đón và các phương trình động học đối với mục tiêu đang chuyển động với những giả thiết sau: mục tiêu chuyển động thẳng đều, các tham số chuyển động giữ nguyên trong thời gian bay của đạn; tốc độ chuyển động của xe $V_T = 0$.

Với những giả thiết trên thì phương trình vec-tơ (4) có thể được viết dưới dạng:

$$\bar{D} + \bar{V}_ц(t)\tau_b - \bar{D}_y = 0, \qquad (5)$$

trong đó $\bar{D} = D\bar{e}_\xi$; $\bar{D}_y = D_y\bar{e}_{X_3}$; $\bar{V}_ц = V_{ц,\xi}\bar{e}_\xi + V_{ц,\eta}\bar{e}_\eta + V_{ц,\zeta}\bar{e}_\zeta$; $\bar{V}_{ц,i}$ - các thành phần của vec-tơ tốc độ của mục tiêu; $\bar{e}_i$ - vec-tơ đơn vị của trục i nào đó.

Khi xác định dấu của các góc $\varepsilon_л$ và $\alpha_ц$ chúng ta coi rằng chúng dương khi nâng đường ngắm (là âm khi hạ đường ngắm). Các góc $q_Б$ và $\beta_ц$ được coi là dương khi quay đường ngắm sang phải (là âm khi quay đường ngắm sang trái).

Chiếu phương trình (5) lên các trục của hệ tọa độ $O_T\xi\eta\zeta$ ta nhận được ba phương trình vô hướng sau:

$$D_y e_{X_3} e_\xi = D e_\xi e_\xi + \tau_b \left(V_{ц,\xi} e_\xi e_\xi + V_{ц,\eta} e_\eta e_\xi + V_{ц,\zeta} e_\zeta e_\xi\right),$$

$$D_y e_{X_3} e_\eta = D e_\xi e_\eta + \tau_b \left(V_{ц,\xi} e_\xi e_\eta + V_{ц,\eta} e_\eta e_\eta + V_{ц,\zeta} e_\zeta e_\eta\right),$$

$$D_y e_{X_3} e_\zeta = D e_\xi e_\zeta + \tau_b \left(V_{ц,\xi} e_\xi e_\zeta + V_{ц,\eta} e_\eta e_\zeta + V_{ц,\zeta} e_\zeta e_\zeta\right).$$

Gọi A_1 là ma trận chuyển từ hệ tọa độ $O_T\xi\eta\zeta$ sang hệ tọa độ $O_T X_3 Y_3 Z_3$. A_1 là tích của hai ma trận A_α và A_β:

$$A_1 = A_\alpha . A_\beta = \begin{vmatrix} \cos\alpha_ц & 0 & \sin\alpha_ц \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\alpha_ц & 0 & \cos\alpha_ц \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \cos\beta_ц & \sin\beta_ц & 0 \\ -\sin\beta_ц & \cos\beta_ц & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \cos\alpha_ц\cos\beta_ц & \cos\alpha_ц\sin\beta_ц & 0 \\ -\sin\beta_ц & \cos\beta_ц & 0 \\ -\sin\alpha_ц\cos\beta_ц & -\sin\alpha_ц\sin\beta_ц & \cos\alpha_ц \end{vmatrix}$$

Và chú ý rằng $e_i e_j = 1$ khi $i = j$ và $e_i e_j = 0$ khi $i \neq j$, nhận được:

$$\begin{aligned} D_y \cos\alpha_ц \cos\beta_ц &= D + \tau_b V_{ц,\xi}, \\ D_y \cos\alpha_ц \sin\beta_ц &= \tau_b V_{ц,\eta}, \\ D_y \sin\alpha_ц &= \tau_b V_{ц,\zeta}. \end{aligned} \tag{6}$$

Giải hệ (6) đối với các biến là D_y, $\alpha_ц$ và $\beta_ц$ ta nhận được:

$$\begin{aligned} \tan\beta_ц &= \frac{\tau_b V_{ц,\eta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}}; \\ \tan\alpha_ц &= \frac{\tau_b V_{ц,\zeta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\dfrac{\tau_b V_{ц,\eta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}}\right)^2}}; \\ D_y &= \left(D + \tau_b V_{ц,\xi}\right)\sqrt{\left(1 + \tan\alpha_ц^2\right)\left(1 + \tan\beta_ц^2\right)}. \end{aligned} \tag{7}$$

Tiếp theo chúng ta sẽ tìm biểu thức các thành phần tốc độ của mục tiêu qua các tham số xác định vị trí của vec-tơ tốc độ $V_ц$ trong hệ tọa độ gắn với đường ngắm.

Hình 2 thể hiện vị trí vec-tơ tốc độ $V_ц$ của mục tiêu so với các hệ tọa độ $O_T\xi\eta\zeta$ và $O_ц X_ц Y_ц Z_ц$ các trục của hệ này giữ nguyên không đổi trên mặt đất, ngoài ra, các trục $O_ц X_ц$ và $O_ц Y_ц$ trùng với mặt phẳng nằm ngang.

Trên Hình 2 hệ tọa độ $O_ц X_ц 1 Y_ц 1 Z_ц 1$ gắn với mục tiêu và quay so với hệ $O_ц X_ц Y_ц Z_ц$ một góc ν (góc tạo bởi vec-tơ tốc độ với mặt phẳng ngang của Trái đất) quanh trục $O_ц Y_ц 1$, quay so với hệ $O_T\xi\eta\zeta$ góc $q_ц$ quanh trục $O_ц Z_ц 1$ và góc $\varepsilon_ц$ quanh trục $O_ц Y_ц 1$.

Phương trình ma trận để xác định các thành phần của vec-tơ $V_ц$ có thể được viết dưới dạng $\begin{vmatrix} V_{ц,\xi} \\ V_{ц,\eta} \\ V_{ц,\zeta} \end{vmatrix} = A_\varepsilon A_q A_\nu \begin{vmatrix} V_{ц,X} \\ V_{ц,Y} \\ V_{ц,Z} \end{vmatrix}$, trong đó A_ν - ma trận chuyển từ hệ sang hệ $O_ц X_ц Y_ц Z_ц$ sang hệ $O_ц X_ц 1 Y_ц 1 Z_ц 1$; A_ε, A_q - các ma trận chuyển từ hệ $O_ц X_ц 1 Y_ц 1 Z_ц 1$ sang hệ $O_T\xi\eta\zeta$.

Sử dụng quy ước xác định dấu các góc như trên cũng như các quy tắc biến đổi ma trận ta xác định được tích các ma trận $A = A_\varepsilon A_q A_\nu$ như sau:

$$A = A_\varepsilon A_q A_\nu = \begin{vmatrix} \cos\varepsilon_ц & 0 & \sin\varepsilon_ц \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varepsilon_ц & 0 & \cos\varepsilon_ц \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \cos q_ц & \sin q_ц & 0 \\ -\sin q_ц & \cos q_ц & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \cos\nu & 0 & -\sin\nu \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\varepsilon_ц & 0 & \cos\varepsilon_ц \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \cos\varepsilon_ц \cos q_ц \cos\nu + \sin\varepsilon_ц \sin\nu & \cos\varepsilon_ц \sin q_ц & -\cos\varepsilon_ц \cos q_ц \sin\nu + \sin\varepsilon_ц \cos\nu \\ -\sin q_ц \cos\nu & \cos q_ц & \sin q_ц \sin\nu \\ -\sin\varepsilon_ц \cos q_ц \cos\nu + \cos\varepsilon_ц \sin\nu & -\sin\varepsilon_ц \sin q_ц & \sin\varepsilon_ц \cos q_ц \sin\nu + \cos\varepsilon_ц \cos\nu \end{vmatrix}$$

Vì $V_{ц,X} = V_ц$, còn $V_{ц,Y} = V_{ц,Z} = 0$, nên biểu thức các thành phần tốc độ của mục tiêu có thể được viết dưới dạng:

$$\begin{aligned} V_{ц,\xi} &= V_ц \left(\cos\varepsilon_ц \cos q_ц \cos\nu + \sin\varepsilon_ц \sin\nu\right); \\ V_{ц,\eta} &= V_ц \sin q_ц \sin\nu\ ; \\ V_{ц,\zeta} &= V_ц \left(\cos\varepsilon_ц \sin\nu - \sin\varepsilon_ц \cos q_ц \cos\nu\right). \end{aligned} \qquad (8)$$

2.2.2. Trường hợp xe chiến đấu hành tiến

Các phương trình (7) đúng đối với xe chiến đấu đứng yên. Trong trường hợp bắn khi hành tiến để khử ảnh hưởng của tốc độ chuyển động của chính xe chiến đấu tới tốc độ đầu nòng của đạn, cũng có nghĩa là tới sự thay đổi quỹ đạo của đạn, thì cần đưa vào các lượng hiệu chỉnh động học.

Để tìm các lượng hiệu chỉnh này ta sử dụng phương trình vec-tơ:

$$\bar{V}_c = \bar{V}_0 + \bar{V}_T\,, \tag{9}$$

trong đó, $\bar{V}_0 = V_0\bar{e}_{X3}$; $\bar{V}_T = V_T\bar{e}_{X1}$; $\bar{V}_c$ - vec-tơ tốc độ đầu nòng của đạn.

Chiếu phương trình (9) lên các trục của hệ tọa độ $O_T X_3 Y_3 Z_3$ ta nhận được:

$$\begin{aligned} V_{c,X3} &= V_0 e_{X3} e_{X3} + V_T e_{X1} e_{X3}, \\ V_{c,Y3} &= V_0 e_{X3} e_{Y3} + V_T e_{X1} e_{Y3}, \\ V_{c,Z3} &= V_0 e_{X3} e_{Z3} + V_T e_{X1} e_{Z3}. \end{aligned} \tag{10}$$

Ma trận chuyển từ hệ tọa độ $O_T X_1 Y_1 Z_1$ sang hệ tọa độ $O_T X_3 Y_3 Z_3$ được xác định như sau: $A_2 = A_1 A_{\varepsilon_л} A_{q_Б}$, trong đó: $A_{\varepsilon_л} = \begin{vmatrix} \cos\varepsilon_л & 0 & \sin\varepsilon_л \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varepsilon_л & 0 & \cos\varepsilon_л \end{vmatrix}$; $A_{q_Б} = \begin{vmatrix} \cos q_Б & \sin q_Б & 0 \\ -\sin q_Б & \cos q_Б & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}$; $\varepsilon_л$ - góc nâng của đường ngắm so với trục dọc của tháp pháo; $q_Б$ - góc hướng của xe chiến đấu (góc quay của tháp pháo).

Sử dụng các quy tắc biến đổi ma trận và kết hợp với (10) ta nhận được:

$$\begin{aligned} V_{c,X3} &= V_0 + V_T\left(\cos\alpha_ц\cos\beta_ц\cos\varepsilon_л\cos q_Б - \cos\alpha_ц\sin\beta_ц\sin q_Б - \sin\alpha_ц\sin\varepsilon_л\cos q_Б\right), \\ V_{c,Y3} &= -V_T\left(\cos\beta_ц\sin q_Б + \sin\beta_ц\cos\varepsilon_л\cos q_Б\right), \\ V_{c,Z3} &= -V_T\left(\sin\alpha_ц\cos\beta_ц\cos\varepsilon_л\cos q_Б + \cos\alpha_ц\sin\varepsilon_л\sin q_Б - \sin\alpha_ц\sin\beta_ц\sin q_Б\right). \end{aligned} \tag{11}$$

Biểu thức nhận được cho phép xác định sự thay đổi tốc độ đầu nòng của đạn trong mặt phẳng ngang và mặt phẳng thẳng đứng. Ảnh hưởng của các thay đổi này tới độ chính xác bắn có thể được tính tới bằng cách đưa lượng hiệu chỉnh tương ứng vào các góc ngắm động học, các lượng hiệu chỉnh được xác định theo các công thức sau:

$\alpha_c = -\arctan\dfrac{V_{c,Z3}}{V_{c,X3}}$; $\beta_c = -\arctan\dfrac{V_{c,Y3}}{V_{c,X3}}$, trong đó α_c và β_c là lượng hiệu chỉnh tương ứng đối với góc $\alpha_ц$ và $\beta_ц$.

Ngoài ra, tốc độ V_T của xe chiến đấu đang chuyển động cũng ảnh hưởng tới sự thay đổi tốc độ đầu nòng của đạn, đại lượng này có thể được xác định từ biểu thức: $\delta V_0 = V_{c,X3} - V_0$, trong đó V_0 là tốc độ đầu nòng của đạn khi $V_T = 0$.

Do các đại lượng $\alpha_ц$ và α_c, β_c và $\beta_ц$ từng cặp không phụ thuộc lẫn nhau nên các phương trình động học của bài toán bắn đón trong trường hợp chung là xe chiến đấu chuyển động có thể được viết dưới dạng:

$$\begin{aligned} \alpha_к &= \alpha_ц + \alpha_c; \\ \beta_к &= \beta_ц + \beta_c; \\ D_y &= \left(D + V_{ц,\xi}\tau_b\right)\sqrt{\left(1+\tan\alpha_к^2\right)\left(1+\tan\beta_к^2\right)}\,. \end{aligned} \tag{12}$$

2.2.3. Trường hợp tốc độ mục tiêu thay đổi

Tiếp theo chúng ta sẽ thiết lập các phương trình động học của bài toán bắn đón trong trường hợp tốc độ của mục tiêu thay đổi theo thời gian.

Giả thiết rằng tốc độ của mục tiêu, ví dụ, trong mặt phẳng ngang, được mô tả bởi đa thức bậc n như sau: $V_{ц}(t) = a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + ... + a_n t^n$, trong đó a_i - các hệ số cố định là các tham số của quy luật chuyển động, giá trị của chúng được xác định trên cơ sở đo đạc tọa độ hiện thời của mục tiêu trong quá trình bám.

Giả sử rằng trong trường hợp này quỹ đạo chuyển động của mục tiêu là một đường thẳng. Khi đó bằng cách sử dụng sơ đồ tính toán tọa độ điểm ngắm được trình bày ở trên ta nhận được biểu thức để tính toán các góc ngắm như sau:

$$\alpha_{ц} = \frac{\int_0^{\tau_b} V_{ц,\xi}(t)dt}{D(t_B) + \int_0^{\tau_b} V_{ц,\xi}(t)dt};\ \beta_{ц} = \frac{\int_0^{\tau_b} V_{ц,\eta}(t)dt}{D(t_B) + \int_0^{\tau_b} V_{ц,\xi}(t)dt},$$

Trong đó $D(t_B)$ là khoảng cách từ xe tới mục tiêu tại thời điểm bắn.

Việc sử dụng các công thức trên để xây dựng thuật toán ngoại suy có nhiều đặc điểm liên quan tới tính chất thay đổi tọa độ hiện thời của mục tiêu.

Trong các hệ thống điều khiển tổ hợp pháo trên xe chiến đấu hiện đại thì việc bám mục tiêu được thực hiện theo góc bởi vì các đại lượng đo đạc được không phải là các tham số tuyến tính của mục tiêu, mà là các tham số góc.

Sử dụng phương trình liên kết cơ bản giữa tốc độ góc và tốc độ tuyến tính có thể viết:

$$\omega_{\eta}(t) = \frac{V_{ц,\eta}(t)}{D(t)} = \frac{a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + ... + a_n t^n}{D(t)}. \qquad (13)$$

Ta sẽ sử dụng các ký hiệu sau:

$$\omega_0 = \frac{a_0}{D(t)};\ \omega^{(1)} = \frac{a_1}{D(t)};\ \omega^{(2)} = \frac{a_2}{D(t)};...;\omega^{(n)} = \frac{a_n}{D(t)},$$

Khi đó:

$$\omega_{\eta}(t) = \omega_0 + \omega^{(1)} t + \omega^{(2)} t^2 + ... + \omega^{(n)} t^n.$$

Dễ nhận thấy rằng, khác với các tham số chuyển động tuyến tính, các tham số chuyển động góc của mục tiêu không phải là các đại lượng cố định mà là các hàm của thời gian.

Thế (13) vào công thức tính góc $\beta_{ц}$ và thực hiện tích phân ta nhận được:

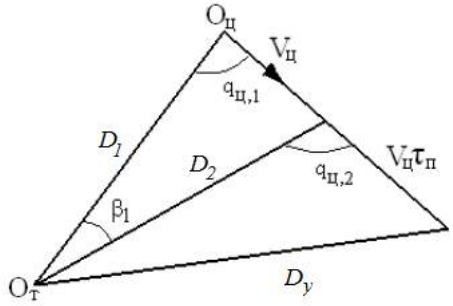
$$\beta_{ц} = \left(\omega_0 \tau_b + \omega^{(1)} \frac{\tau_b^2}{2} + \omega^{(2)} \frac{\tau_b^3}{3!} + ... + \omega^{(n)} \frac{\tau_b^{n+1}}{(n+1)!} \right) \frac{D(t_B)}{D_y}, \qquad (14)$$

trong đó, $D_y = D(t_B) + \int_0^{\tau_b} V_{ц,\xi}(t)dt$.

Vì các phương pháp xác định các tham số chuyển động của mục tiêu đều được xây dựng trên cơ sở vi phân nhiều lần tọa độ hiện thời của mục tiêu nên việc tính góc $\beta_ц$ theo công thức (14) luôn kèm theo sai số phương pháp do sự phụ thuộc của các tham số chuyển động góc của mục tiêu vào thời gian. Ngoài ra, trị số của của các sai số này phụ thuộc đáng kể vào khoảng tốc độ chuyển động của mục tiêu và giả thiết được chấp nhận. Thực vậy, giả sử, ví dụ mục tiêu chuyển động với gia tốc không đổi, nghĩa là . $V(t) = a_0 + a_1 t$. Khi đó áp dụng phép vi phân đối với (13) có thể dễ dàng thấy rằng sai số phương pháp trong xác định gia tốc góc a_1 sẽ là $\delta_м = \omega_\eta(t)\frac{1}{D(t)}\left(\frac{dD}{dt}\right)_\xi$, trong đó $\left(\frac{dD}{dt}\right)_\xi$ là tốc độ thay đổi khoảng cách từ xe tới mục tiêu trên hướng ngắm.

Tiếp theo chúng ta sẽ xem xét một cách tiếp cận khác để xây dựng thuật toán ngoại suy các quy luật chuyển động của mục tiêu trên cơ sở tính toán các tham số tuyến tính của nó tại những thời điểm rời rạc.

Giả sử rằng mục tiêu chuyển động với gia tốc không đổi với góc hướng như minh họa trên Hình 3.



Hình 3. Cách thiết lập thuật toán bắn đón khi mục tiêu chuyển động thẳng với gia tốc không đổi

Trong trường hợp này $V_{ц,\eta} = V_ц \sin q_ц$, $V_{ц,\xi} = V_ц \cos q_ц$ và $V_{ц,\zeta} = 0$. Suy ra, phương trình góc ngắm đón $\beta_ц$ có dạng:

$$\beta_ц = \frac{V_ц \tau_b \sin q_2 + a\frac{\tau_b^2}{2}\sin q_2}{D_2 - \left(V_2 \tau_b \cos q_2 + a\frac{\tau_b^2}{2}\cos q_2\right)}, \qquad (15)$$

Trong đó chỉ số "2" tương ứng với giá trị các đại lượng $V_ц(t)$, $D(t)$ và $q_ц(t)$ tại thời điểm tiến hành phát bắn t_B.

Nhận thấy rằng, trong trường hợp $V_{ц,\zeta} \neq 0$ thì có thể nhận được công thức tính $\beta_ц$ từ (15) bằng cách thay thế $V_{ц,\eta}$ bởi $V_{ц,\zeta}$.

Giả thiết rằng, để xác định các đại lượng chưa biết trong biểu thức (15) chúng ta có thông tin về giá trị của tốc độ góc $\omega_ц$ (ω_1, ω_2) và khoảng cách D (D_1, D_2) tại hai thời điểm

liên tiếp t_1 và $t_2 = t_B$ ($t_2 > t_1$). Theo sơ đồ chuyển động của mục tiêu được minh họa trên Hình 3 ta có hai đẳng thức hiển nhiên sau:

$$\omega_1 D_1 = V_1 \sin q_1; \tag{16}$$

$$\omega_2 D_2 = V_2 \sin q_2, \tag{17}$$

trong đó $q_2 = q_1 + \beta_1$; $V_2 = V_1 + at_{2-1}$; $t_{2-1} = t_2 - t_1$.

Kết hợp với các biểu thức đã được trình bày ở trên ta có thể biến đổi (17) về dạng: $\omega_2 D_2 = V_1 \sin(q_1 + \beta_1) + at_{2-1} \sin q_2$. Do $q \gg \beta_1$ nên có thể coi rằng $\beta_1 = 0$, từ biểu thức trên nhận được:

$$a \sin q_2 = \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{t_{2-1}}. \tag{18}$$

Thế (18) vào (15) ta tìm được:

$$\beta_{u} = \frac{\omega_2 D_2 \tau_b}{D_y} + \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{D_y t_{2-1}} \frac{\tau_b^2}{2}, \tag{19}$$

trong đó, D_y là mẫu số của (15), nghĩa là: $D_y = D_2 - \left(V_2 \tau_b \cos q_2 + a \frac{\tau_b^2}{2} \cos q_2 \right)$.

Trong phương trình trên tiến hành thay thế $V_2 = V_1 + at_{2-1}$ và cũng coi rằng $\beta_1 = 0$, khi đó ta nhận được:

$$D_y = D_2 - \left(V_1 \tau_b \cos q_1 + a \cos q_1 t_{2-1} \tau_b + a \frac{\tau_b^2}{2} \cos q_1 \right). \tag{20}$$

Ta sẽ biểu diễn $V_1 \cos q_1$ và $a \cos q_1$ qua các đại lượng đo đạc được là $\omega_1, \omega_2, D_1, D_2$. Để làm điều này thì cùng với việc chấp nhận giả thiết rằng $q_1 = q_2$ ta cần sử dụng hệ gồm 4 phương trình sau:

$$\begin{aligned}
&\omega_2 D_2 = V_1 \sin q_1 + at_{2-1} \sin q_1; \\
&\omega_1 D_1 = V_1 \sin q_1; \\
&a \sin q_1 = \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{t_{2-1}}; \\
&D_2 - D_1 = V_1 \cos q_1 + a \frac{\tau_{2-1}^2}{2} \cos q_1.
\end{aligned} \tag{21}$$

Giải hệ (21) với đối số là các đại lượng cần tìm ta nhận được:

$$V_1 \cos q_1 = \frac{2(D_2 - D_1)\omega_1 D_1}{t_{2-1}(\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1)}; \; a \cos q_1 = \frac{2(D_1 - D_2)(\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1)}{(t_{2-1})^2 (\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1)}.$$

Sau khi thế các biểu thức tìm được của $V_1 \cos q_1$ và $a \cos q_1$ vào công thức tính D_y ta nhận được:

$$D_y = D_2 - \frac{D_1 - D_2}{t_{2-1}} \left(\frac{2\omega_2 D_2 \tau_b}{\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1} + \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1} \frac{\tau_b^2}{t_{2-1}} \right). \tag{22}$$

Bằng cách so sánh thuật toán vừa nhận được để xác định tọa độ bắn đón của mục tiêu là (19) và (22) với thuật toán sử dụng các tham số chuyển động góc của mục tiêu, mà đối với quy luật chuyển động đang được xem xét thì các tham số này có dạng:

$$D_y = D_2 - \frac{D_1 - D_2}{t_{2-1}}\tau_b;\ \beta_{ц} = \left(\omega_2\tau_b + \omega^{(1)}\frac{\tau_b^2}{2} \right)\frac{D_2}{D_y}\ , \tag{23}$$

trong đó, $\omega^{(1)} = \frac{\omega_2 - \omega_1}{t_{2-1}}$.

3. Thảo luận và kết luận

3.1. Thảo luận

Việc sử dụng các giả thiết phức tạp hơn về quy luật chuyển động của mục tiêu, và cùng với đó là phải vi phân nhiều lần để xác định các tham số của nó, dẫn tới tăng rất mạnh các sai số phương pháp. Vì vậy biểu thức (14) chỉ được sử dụng một cách hạn chế để ngoại suy các quy luật chuyển động phức tạp. Việc sử dụng các tham số chuyển động tuyến tính của mục tiêu để xác định $\beta_{ц}$ và D_y cho phép giảm sai số tính toán tọa độ bắn đón do xác định chính xác hơn gia tốc chuyển động của mục tiêu, cũng như do giảm được sai số tính tới sự thay đổi của khoảng cách tới mục tiêu trong thời gian ngắm đón.

3.2. Kết luận

Bài báo đã đưa ra mô hình toán của bài toán bắn đón trong quá trình điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu và phân tích phương pháp giải bài toán này nhằm xác định tọa độ trong không gian của điểm bắn đón trong những trường hợp cụ thể khi xe chiến đấu đứng yên, xe chiến đấu hành tiến và khi tốc độ mục tiêu thay đổi. Kết quả của bài báo đã được áp dụng trong quá trình lập trình phần mềm xác định phần tử bắn của hệ thống điều khiển hỏa lực cho súng máy phòng không 12,7mm đặt trên xe chiến đấu.

Tài liệu tham khảo

1. Trịnh Trung Hiếu, Hoàng Văn Đáng, Nguyễn Nam Quý, Đoàn Văn Dũng. (2020). *Giáo trình cơ sở điều khiển hỏa lực*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
2. Nguyễn Hải Minh, Lê Minh Thái, Nguyễn Quang Tuân. (2019). *Mô tả toán học quá trình điều khiển súng pháo của xe chiến đấu*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
3. Захаров Д. Н. Погодаев Д. В. (2010). *Автомотические системы управления вооружениями*. Омск.

About a method for determining the coordinates of the firing point in the fire control system of anti-aircraft machine guns on combat vehicles

Abstract: *In the process of fire control, it is necessary to solve two important problems, one of which is to determine the guidance angles to ensure that the bullet moves along the correct trajectory required to hit the target, the other problem is to find a control algorithm to bring the gun at the moment the bullet leaves the barrel to the correct position corresponding to the determined guidance angles. The first problem can only be solved when the coordinates in space of the interception point are accurately determined. This article discusses a method for determining the coordinates of the interception point applied in the fire control system for low-altitude anti-aircraft machine guns mounted on combat vehicles.*

Keywords: Firing point; Fire control system; Low-altitude anti-aircraft machine guns.

Tối ưu hóa thời gian hoàn thành sửa chữa trang bị kỹ thuật tại kho cấp chiến dịch bằng mô hình quy hoạch tuyến tính

Nguyễn Ngọc Hạnh[1*], Nguyễn Văn Tuyến[2]

[1]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

**Email: hanhmtak5201@gmail.com; Tel: 0963058533*

Tóm tắt

Trong điều kiện nguồn lực sửa chữa tại kho vũ khí cấp chiến dịch còn hạn chế, việc tối ưu hóa thời gian hoàn thành sửa chữa vũ khí trang bị kỹ thuật có ý nghĩa quan trọng đối với bảo đảm kỹ thuật và duy trì khả năng sẵn sàng chiến đấu. Bài viết xây dựng mô hình quy hoạch tuyến tính nhằm tối ưu phân bổ nhân công và thiết bị cho các hạng mục sửa chữa. Giải thuật đơn hình được áp dụng để xác định phương án tối ưu, bảo đảm các ràng buộc về năng lực nguồn lực, yêu cầu kỹ thuật và tính đồng bộ trang bị. Kết quả nghiên cứu góp phần nâng cao hiệu quả tổ chức và điều hành công tác sửa chữa trong điều kiện nguồn lực hạn chế.

Từ khóa: *Tối ưu hóa; thuật toán đơn hình; sửa chữa vũ khí; phương án ưu tiên.*

1. Đặt vấn đề

Tối ưu hóa phân bổ nguồn lực đã được nghiên cứu từ những năm 1930, tuy nhiên các phương pháp ban đầu chỉ giải quyết được những bài toán quy mô nhỏ với ít biến và ít ràng buộc. Sự ra đời của giải thuật đơn hình do George B. Dantzig đề xuất năm 1947 đã tạo bước đột phá, cho phép giải hiệu quả các bài toán quy hoạch tuyến tính có quy mô lớn và phức tạp, mở rộng khả năng ứng dụng trong nhiều lĩnh vực, đặc biệt là quân sự và kỹ thuật.

Trong hoạt động quân sự hiện đại, vũ khí trang bị kỹ thuật giữ vai trò quyết định đối với khả năng sẵn sàng chiến đấu. Tuy nhiên, công tác sửa chữa và bảo dưỡng thường chịu hạn chế về nhân lực, thiết bị và thời gian, đòi hỏi phải có phương án tổ chức hợp lý. Việc ứng dụng mô hình quy hoạch tuyến tính và giải thuật đơn hình để tối ưu hóa quá trình sửa chữa không chỉ giúp rút ngắn thời gian hoàn thành mà còn nâng cao hiệu quả sử dụng nguồn lực và bảo đảm trạng thái kỹ thuật tốt nhất cho trang bị.

2. Giải thuật đơn hình

Bài toán quy hoạch tuyến tính thường được giải bằng giải thuật đơn hình và viết dưới dạng phổ biến (1), là phương pháp lặp hiệu quả để tìm nghiệm tối ưu. Tuy nhiên, trong nhiều trường hợp, đặc biệt khi các ràng buộc có dạng bất đẳng thức "≥" hoặc phương trình, việc xác định nghiệm cơ sở ban đầu gặp khó khăn do xuất hiện các biến giả.

Để khắc phục vấn đề này, phương pháp Big-M được sử dụng nhằm thiết lập nghiệm cơ sở ban đầu và loại bỏ các biến giả trong quá trình tối ưu. Do đó, trong nghiên cứu này, giải thuật đơn hình kết hợp với phương pháp Big-M được sử dụng để giải bài toán quy hoạch tuyến tính đặt ra.

2.1. Dạng chính tắc

Ta có hàm mục tiêu:

$$\text{Minimize } f(x_1, x_2, ..., x_n) = c_1 x_1 + c_2 x_2 + ... + c_n x_n \quad (1)$$

Với các điều kiện ràng buộc:

$$\begin{cases} a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + ... + a_{1n}x_n = b_1 \\ a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + ... + a_{2n}x_n = b_2 \\ ... \\ a_{m1}x_1 + a_{m2}x_2 + ... + a_{mn}x_n = b_m \end{cases} \quad (2)$$

Với:

$$x_1, x_2, ..., x_n \geq 0 \quad (3)$$

Trong đó c_j, b_i và a_{ij} ($i = 1, 2, ..., m; j = 1, 2, .., n$) là các hằng số đã biết và x_j là các biến cơ sở thỏa mãn điều kiện tại công thức (3)

2.2. Dạng ma trận

Ngoài ra, bài toán quy hoạch tuyến tính còn thể hiện dưới dạng ma trận

Hàm mục tiêu:

$$\text{Minimize } f(X) = c^T.X \quad (4)$$

Các điều kiện ràng buộc:

$$a.X = b \quad (5)$$

Với:

a – ma trận các hằng số của hàm ràng buộc;

X, b – lần lượt là các vectơ tập hợp các biến dạng, giá trị ràng buộc;

$$X \geq 0 \quad (6)$$

$$X = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ . \\ . \\ x_n \end{Bmatrix} \quad b = \begin{Bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ . \\ . \\ b_m \end{Bmatrix} \quad c = \begin{Bmatrix} c_1 \\ c_2 \\ . \\ . \\ c_n \end{Bmatrix} \quad (7)$$

$$a = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & . & a_{1n} \\ a_{21} & a_{22} & . & a_{2n} \\ . & . & . & . \\ a_{m1} & a_{m2} & . & a_{mn} \end{bmatrix} \quad (8)$$

2.3. Phương pháp chuyển đổi về dạng chính tắc

Từ dạng chính tắc, ta thấy rằng: Hàm mục tiêu có thể ở dạng cực đại hoặc cực tiểu; trong nhiều thuật toán Simplex thường chuyển về dạng cực đại để thuận tiện tính toán. Tất cả các hàm ràng buộc phải là đẳng thức, tất cả các biến cơ bản đều không âm. Trong thực tiễn, có thể hàm mục tiêu là cực đại, các hàm ràng buộc có thể là bất đẳng thức, các biến cơ sở có thể âm. Do đó, ta cần có bước biến đổi về dạng chính tắc cho phù hợp.

2.3.1. Phương pháp chuyển đổi hàm mục tiêu

Trong thực tế, hàm mục tiêu không phải lúc nào cũng là cực tiểu. Đôi khi hàm mục tiêu là cực đại. Khi đó, chúng ta có thể dùng phép biến đổi để có được hàm mục tiêu như mong muốn.

Ta có:

$$\text{Maximize } f(x_1, x_2, ..., x_n) = c_1 x_1 + c_2 x_2 + ... + c_n x_n \quad (9)$$

Chuyển đổi hàm mục tiêu (9) về dạng chính tắc (10):

$$\text{Minimize } g(x_1, x_2, ..., x_n) = -f(x_1, x_2, ..., x_n) \quad (10)$$

$$\text{Minimize } g(x_1, x_2, ..., x_n) = -c_1 x_1 - c_2 x_2 - ... - c_n x_n \quad (11)$$

2.3.2. Phương pháp chuyển đổi các hàm ràng buộc

Trường hợp 1: bất đẳng thức "bé hơn hoặc bằng"

Ta có ràng buộc như (12) biến đổi thành (13) với x_{n+1} là phần biến dư không âm.

$$a_{k1}x_1 + a_{k2}x_2 + ... + a_{kn}x_n \le b_k \quad (12)$$

$$a_{k1}x_1 + a_{k2}x_2 + ... + a_{kn}x_n + x_{n+1} = b_k \quad (13)$$

Trường hợp 2: các ràng buộc có dạng bất đẳng thức "lớn hơn hoặc bằng"

Ta có ràng buộc như (14) biến đổi thành (15) với x_{n+1} là phần biến thừa, , a_i là biến giả không âm.

$$a_{k1}x_1 + a_{k2}x_2 + ... + a_{kn}x_n \ge b_k \quad (14)$$

$$a_{k1}x_1 + a_{k2}x_2 + ... + a_{kn}x_n - x_{n+1} + a_i = b_k \quad (15)$$

2.3.3. Biến cơ sở có thể mang giá trị âm

Trong thực tiễn, không phải lúc nào biến cơ sở cũng là số luôn dương. Đôi khi, yêu cầu bài toán biến cơ sở có thể nhận giá trị âm. Khi đó, ta có thể sử dụng thủ thuật sau:

$$x_j = x_j^{'} - x_j^{''} \quad (16)$$

Trong đó: $x_j^{'} \ge 0$ và $x_j^{''} \ge 0$; $x_j^{'}$ và $x_j^{''}$ là các biến thứ cấp thỏa mãn điều kiện (3).

Như vậy, dựa vào các phép biến đổi trên mà người ta có thể nói rằng bài toán quy hoạch tuyến tính chính tắc là bài toán quy hoạch tuyến tính mà trong đó các ràng buộc chỉ có dấu =, vế phải và các biến số đều không âm.

2.4. Phương pháp Big-M trong quy hoạch tuyến tính

Trong nhiều bài toán quy hoạch tuyến tính, sau khi chuyển các ràng buộc về dạng phương trình có thể xuất hiện các biến giả. Khi đó việc thiết lập nghiệm cơ sở ban đầu để áp dụng thuật toán đơn hình trở nên khó khăn. Để giải quyết vấn đề này, phương pháp Big-M được sử dụng nhằm loại bỏ các biến giả khỏi nghiệm tối ưu.

2.4.1. Nguyên tắc của phương pháp Big-M

Giả sử bài toán quy hoạch tuyến tính có dạng ở biểu thức (1) với các ràng buộc tại (2) và (3). Trong trường hợp xuất hiện các biến giả a_i, hàm mục tiêu được điều chỉnh bằng cách thêm vào một hệ số vô cùng lớn M:

$$\min Z = c_1x_1 + c_2x_2 + \ldots + c_nx_n + M\left(a_1 + a_2 + \ldots + a_k\right) \quad (17)$$

Trong đó:

a_i: là các biến giả *(i = 1, 2, ..., k)*

M: là một số dương vô cùng lớn

2.4.2. Thiết lập bảng đơn hình trong phương pháp Big-M

Sau khi chuyển bài toán về dạng chính tắc và bổ sung các biến dư, biến thừa và biến giả, ta thiết lập bảng đơn hình ban đầu. Trong bảng đơn hình, các hệ số của hàm mục tiêu được ký hiệu là: C_j. Trong đó C_j là hệ số của biến xj trong hàm mục tiêu. Các biến cơ sở ban đầu có hệ số hàm mục tiêu là C_B

2.4.3. Tính toán Z_j

Tại mỗi bước lặp của thuật toán đơn hình, giá trị Z_j được tính theo công thức:

$$Z_j = \sum_{i=1}^{m} C_{B_i} a_{ij} \quad (18)$$

Trong đó:

C_{B_i} là hệ số của biến cơ sở thứ *i* trong hàm mục tiêu

a_{ij} là hệ số của biến x_j trong ràng buộc thứ *i*

2.4.4. Tính giá trị đánh giá Z_j - C_j

Sau khi tính Z_j ta xác định giá trị Z_j - C_j. Giá trị này được sử dụng để đánh giá khả năng cải thiện của hàm mục tiêu khi đưa biến x_j vào cơ sở.

Đối với bài toàn tối thiểu hóa, nghiệm hiện tại là nghiệm tối ưu nếu:

$$Z_j - C_j \geq 0 \quad \forall j \quad (19)$$

Nếu tồn tại $Z_j - C_j < 0$ thì nghiệm hiện tại chưa tối ưu và cần tiếp tục thực hiện các bước lặp của thuật toán đơn hình.

2.4.5. Quy tắc chọn biến vào và ra khỏi cơ sở

Biến vào cơ sở được chọn là biến có giá trị:

$$\min\left(Z_j - C_j\right) \quad (20)$$

Biến rời cơ sở được xác định theo quy tắc tỉ số nhỏ nhất:

$$\theta_i = \frac{b_i}{a_{ij}}, \quad \exists a_{ij} > 0 \quad (21)$$

Phương pháp Big-M cho phép thiết lập nghiệm cơ sở ban đầu trong các bài toán có xuất hiện biến giả. Nhờ việc đưa hệ số M vô cùng lớn vào hàm mục tiêu, các biến giả sẽ dần bị loại khỏi cơ sở trong quá trình lặp của thuật toán đơn hình. Khi các biến giả đều bằng 0, nghiệm thu được là nghiệm khả thi của bài toán ban đầu.

2.5. Giải thuật đơn hình

Để giải quyết vấn đề tối ưu, ta thường lập bảng đơn hình. Giả sử cần tối ưu hóa bài toán

có m ràng buộc, do đó tại mỗi bước của thuật toán Simplex tồn tại m biến cơ sở:

Bước 1: Chuyển đổi về dạng chính tắc

Bước 2: Thiết lập bảng đơn hình

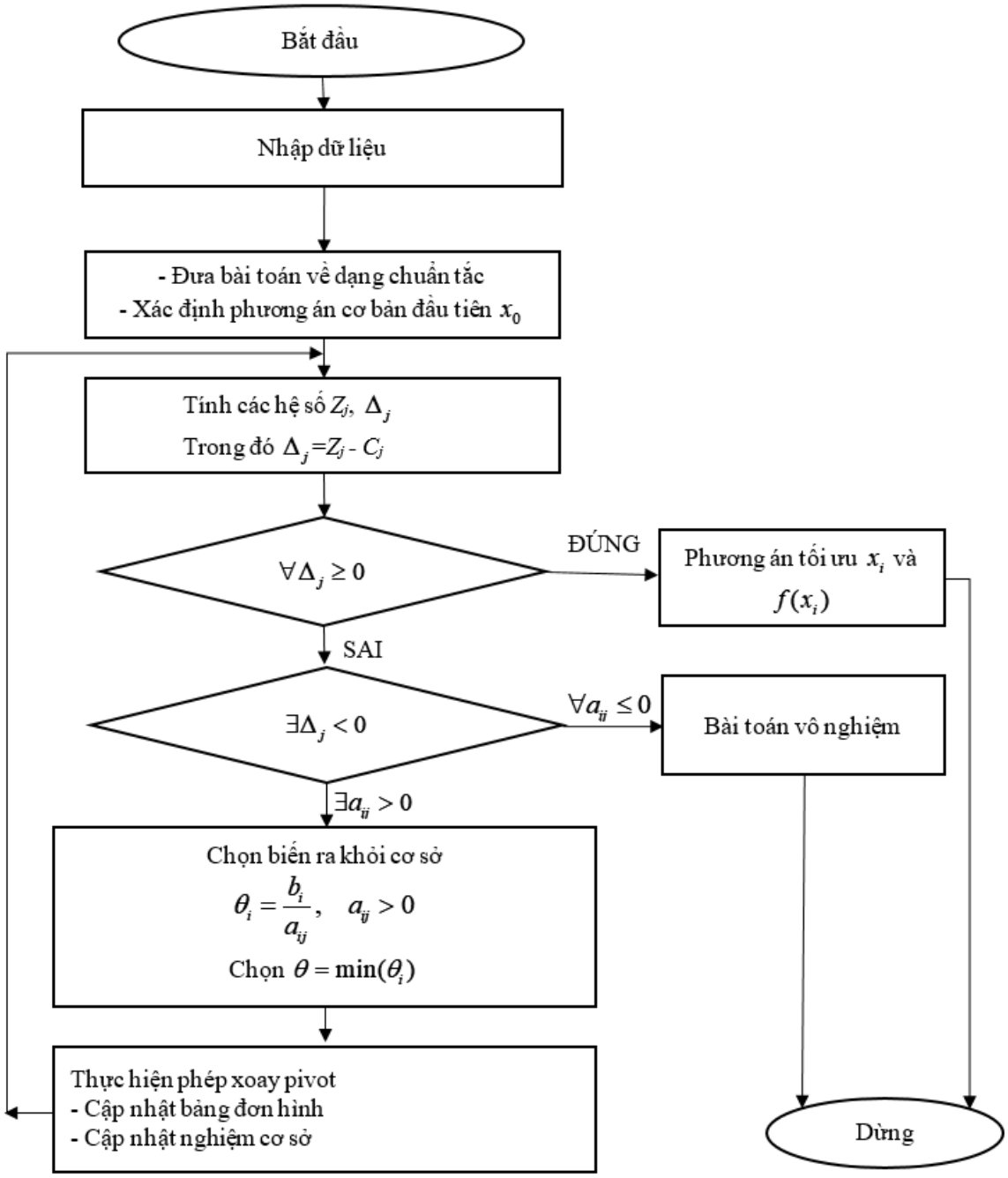
Thiết lập hệ gồm n các ràng buộc. Trong đó có k biến cơ sở được xây dựng trên n phương trình và (n+k) biến.

(n+k) biến bao gồm biến cơ sở và biến không phải cơ sở.

Lưu ý: Hàm mục tiêu luôn được xếp ở dòng cuối cùng.

Bước 3: Thực hiện quy trình tối ưu.

Việc thực hiện tối ưu thể hiện như sơ đồ khối Hình 1.



Hình 1. Sơ đồ khối thuật toán đơn hình

3. Bài toán tối ưu hóa năng lực sửa chữa

3.1. Mục đích của tối ưu hóa số lượng vũ khí đưa vào sửa chữa

Tối ưu hóa số lượng vũ khí đưa vào sửa chữa có những mục tiêu chính sau:

Đảm bảo sẵn sàng chiến đấu: Mục tiêu quan trọng nhất là duy trì số lượng vũ khí sẵn sàng chiến đấu trong mọi tình huống, đồng thời giảm thiểu thời gian và chi phí bảo dưỡng, giúp lực lượng có thể triển khai vũ khí một cách hiệu quả khi cần thiết.

Giảm thiểu chi phí và thời gian sửa chữa: Tối ưu hóa việc đưa vũ khí vào sửa chữa giúp giảm thiểu chi phí bảo trì và sửa chữa không cần thiết, đồng thời giảm thiểu thời gian vũ khí không có sẵn cho nhiệm vụ.

Nâng cao hiệu quả sử dụng nguồn lực: Tối ưu hóa số lượng vũ khí sửa chữa giúp phân bổ nguồn lực (nhân sự, phụ tùng, thiết bị) hợp lý, tránh việc lãng phí tài nguyên, giúp duy trì hiệu quả hoạt động của lực lượng sửa chữa.

Tăng tính linh hoạt trong chiến đấu: Việc tối ưu hóa số lượng vũ khí sửa chữa giúp lực lượng có thể điều chỉnh nhanh chóng số lượng vũ khí có sẵn theo tình huống chiến đấu, đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ một cách kịp thời.

3.2. Các yếu tố ảnh hưởng đến tối ưu hóa số lượng vũ khí sửa chữa

Nhiều yếu tố có thể ảnh hưởng đến việc tối ưu hóa số lượng vũ khí cần sửa chữa, bao gồm:

Tình trạng hoạt động của vũ khí: Tình trạng hoạt động của các vũ khí trang bị kỹ thuật trong quá trình sử dụng sẽ quyết định liệu chúng có cần phải sửa chữa ngay lập tức hay có thể tiếp tục sử dụng trong một khoảng thời gian nữa. Việc đánh giá đúng mức độ hư hỏng và khả năng chiến đấu của vũ khí là rất quan trọng.

Yêu cầu nhiệm vụ và tính quan trọng của vũ khí: Số lượng vũ khí đưa vào sửa chữa cần phụ thuộc vào tính chất và mức độ quan trọng của từng vũ khí trong các nhiệm vụ chiến đấu. Các vũ khí chiến lược hoặc vũ khí trọng yếu cần được ưu tiên sửa chữa, trong khi các vũ khí ít quan trọng hơn có thể sửa chữa sau.

Khả năng sửa chữa và nhân lực kỹ thuật: Khả năng của đội ngũ sửa chữa, cũng như việc trang bị đầy đủ các công cụ, máy móc và phụ tùng thay thế, sẽ quyết định hiệu quả của việc sửa chữa và bảo trì vũ khí. Nếu đội ngũ kỹ thuật có hạn chế về số lượng hoặc kỹ năng, việc tối ưu hóa số lượng vũ khí cần sửa chữa trở nên quan trọng hơn.

Thời gian và chi phí: Thời gian sửa chữa và chi phí cho mỗi vũ khí là yếu tố cần xem xét để quyết định liệu có nên đưa vào sửa chữa hay không. Quá trình sửa chữa cần phải nhanh chóng và hiệu quả để không làm gián đoạn hoạt động của các lực lượng sử dụng vũ khí.

Tình hình chiến sự hoặc tình huống sử dụng vũ khí: Trong các điều kiện chiến sự căng thẳng, việc tối ưu hóa số lượng vũ khí sửa chữa cũng cần phải linh hoạt để đáp ứng yêu cầu của nhiệm vụ. Nếu có quá nhiều vũ khí cần sửa chữa trong khi tình huống chiến đấu yêu cầu, việc phân bổ số lượng và ưu tiên sửa chữa là rất quan trọng.

3.3. Áp dụng bài toán thực tế tối ưu hóa số lượng vũ khí sửa chữa

Bài toán: Xưởng Bảo dưỡng sửa chữa lập kế hoạch sửa chữa vũ khí trong một kỳ kế hoạch. Theo dự kiến nhiệm vụ bảo đảm kỹ thuật, trong kỳ kế hoạch xưởng tiến hành sửa chữa ba loại vũ khí, bao gồm: súng tiểu liên AK, súng trung liên RPD và súng chống tăng B41. Trong kỳ

kế hoạch, tổng công lao động được phân bổ cho nhiệm vụ sửa chữa là 1340 công. Để bảo đảm khai thác hiệu quả nguồn lực kỹ thuật, kế hoạch sửa chữa phải được xây dựng sao cho sử dụng hết số công lao động được phân bổ. Nguồn vật tư sửa chữa tối đa là 140 triệu đồng. Định mức công lao động và thời gian sửa chữa cho từng loại vũ khí được xác định theo quy định kỹ thuật hiện hành. Căn cứ yêu cầu duy trì đồng bộ trang bị kỹ thuật và kế hoạch sửa chữa trong kỳ, số lượng vũ khí của từng chủng loại đưa vào sửa chữa phải đạt các mức tối thiểu sau:

Súng tiểu liên AK: không nhỏ hơn 150 khẩu;

Súng trung liên RPD: không nhỏ hơn 100 khẩu;

Ngoài ra, số lượng súng tiểu liên AK sửa chữa theo kế hoạch còn lại của năm là 220 khẩu. Trong điều kiện nhiệm vụ có yêu cầu cao về tiến độ, vấn đề đặt ra là xác định số lượng vũ khí cần sửa chữa của từng chủng loại sao cho tổng thời gian sửa chữa là nhỏ nhất, đồng thời không vượt quá khả năng bảo đảm công lao động của xưởng và thỏa mãn các yêu cầu nghiệp vụ đặt ra.

Các định mức về công lao động, mức tiêu hao thiết bị sửa chữa và vật tư tiêu hao của từng loại vũ khí được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Định mức sửa chữa của các loại vũ khí

Các yếu tố	**Súng tiểu liên AK**	**Súng trung liên RPD**	**Súng chống tăng B41**
Công lao động (Công)	3	4	3
Tiêu hao thiết bị (giờ)	1	1,5	1,2
Vật tư tiêu hao (Triệu đồng)	0,3	0,4	0,35

Xác định số lượng vũ khí sửa chữa tối ưu của đơn vị trong một tháng sao cho thời gian sửa chữa là nhỏ nhất. Với các số liệu được cung cấp như trên, ta tiến hành thiết lập các biến như sau:

x_1 - số lượng súng tiểu liên AK đưa vào sửa chữa trong kỳ kế hoạch;

x_2 - số lượng súng trung liên RPD đưa vào sửa chữa trong kỳ kế hoạch;

x_3 - số lượng súng chống tăng B41 đưa vào sửa chữa trong kỳ kế hoạch;

Các biến quyết định thỏa mãn điều kiện không âm: $x_i \geq 0, i = 1,2,3.$

Xây dựng hàm mục tiêu:

Tổng thời gian sửa chữa sử dụng thiết bị của xưởng trong kỳ kế hoạch được xác định bởi biểu thức:

$$Z = x_1 + 1,5x_2 + 1,2x_3 \quad (22)$$

Mục tiêu của bài toán là tối thiểu hóa tổng thời gian sửa chữa, do đó hàm mục tiêu được xây dựng như sau:

$$\min Z = x_1 + 1,5x_2 + 1,2x_3 \quad (23)$$

Các điều kiện ràng buộc theo yêu cầu của đề bài:

Ràng buộc về tổng công lao động thực tế của đơn vị:

Theo định mức công lao động cho từng loại vũ khí, tổng số công cần thiết để sửa chữa các loại vũ khí là 1340 công:

$$3x_1 + 4x_2 + 3x_3 = 1340 \quad (24)$$

Trong đó: a_{1j} = (3, 4, 3), j = 1, 2, 3

Ràng buộc về vật tư tiêu hao:

Nguồn vật tư sửa chữa tối đa là 140 triệu đồng. Do đó tổng số tiền vật tư tiêu hao không thể vượt quá 140 triệu đồng

$$0,3x_1 + 0,4x_2 + 0,35x_3 \le 140 \quad (25)$$

Trong đó: a_{2j} = (0,3, 0,4, 0,35), j = 1, 2, 3

Ràng buộc về yêu cầu số lượng sửa chữa: $150 \le x_1 \le 220; x_2 \ge 100; x_3 \ge 0$

Hệ phương trình ràng buộc:

Từ các phân tích trên, bài toán tối ưu hóa thời gian sửa chữa của xưởng trong kỳ kế hoạch được mô hình hóa dưới dạng bài toán quy hoạch tuyến tính như sau:

$$\begin{cases} \min Z = x_1 + 1,5x_2 + 1,2x_3 \\ 3x_1 + 4x_2 + 3x_3 = 1340 \\ 0,3x_1 + 0,4x_2 + 0,35x_3 \le 140 \\ 150 \le x_1 \le 220 \\ x_2 \ge 100 \\ x_1, x_2, x_3 \ge 0 \end{cases} \quad (26)$$

Bài toán chưa phải dạng chính tắc. Để thuận tiện cho việc giải bài toán bằng phương pháp đơn hình, tiến hành khử các cận dưới của biến quyết định bằng phép đổi biến. Đưa về dạng chính tắc, ta thêm các ẩn phụ:

$$\begin{cases} 3x_1 + 4x_2 + 2x_3 + a_1 = 1340 \\ 0,3x_1 + 0,4x_2 + 0,2x_3 + s_1 = 140 \\ x_1 - s_2 + a_2 = 150 \\ x_1 + s_3 = 220 \\ x_2 - s_4 + a_3 = 100 \\ x_1, x_2, x_3, s_1, s_2, s_3, s_4, a_1, a_2, a_3 \ge 0 \end{cases} \quad (27)$$

Áp dụng phương pháp **Big–M**, hàm mục tiêu được viết lại như sau:

$$\min Z = x_1 + 1,5x_2 + 1,2x_3 + M(a_1 + a_2 + a_3) \quad (28)$$

trong đó M là một hằng số dương đủ lớn.

Lập bảng đơn hình ban đầu

a) Xác định tập biến của bài toán

- Biến quyết định: x_1, x_2, x_3

- Biến dư: s_1, s_3

- Biến thừa: $s_{2,}\, s_4$

- Biến giả: $a_{1,}\, a_{2,}\, a_3$

b) Chọn phương án cơ bản ban đầu

Từ hệ phương trình chính tắc:

$$\begin{cases} 3x_1 + 4x_2 + 3x_3 + a_1 = 1340 \\ 0,3x_1 + 0,4x_2 + 0,35x_3 + s_1 = 140 \\ x_1 - s_2 + a_2 = 150 \\ x_1 + s_3 = 220 \\ x_2 - s_4 + a_3 = 100 \\ x_1, x_2, x_3, s_1, s_2, s_3, s_4, a_1, a_2, a_3 \geq 0 \end{cases}$$

ta chọn tập biến cơ sở ban đầu là: $\{a_1, s_1, a_2, s_3, a_3\}$

Bảng đơn hình ban đầu được thiết lập theo phương pháp **Big–M**

Bảng 2. Bảng đơn hình ban đầu

C_B	**Cơ sở**	x_1	x_2	x_3	s_1	s_2	s_3	s_4	a_1	a_2	a_3	**RHS**
	C_j	1	1,5	1,2	0	0	0	0	*M*	*M*	*M*	
M	a_1	3	4	2	0	0	0	0	1	0	0	1340
0	s_1	0,3	0,4	0,35	1	0	0	0	0	0	0	140
M	a_2	1	0	0	0	-1	0	0	0	1	0	150
0	s_3	1	0	0	0	0	1	1	0	0	0	220
M	a_3	0	1	0	0	0	0	-1	0	0	1	100
	Z_j	*4M*	*5M*	*3M*	0	*-M*	0	*-M*	*M*	*M*	*M*	*250M*
	$Z_j - C_j$	*4M-1*	*5M-1,5*	*3M-1,2*	0	*-M*	0	*-M*	*0*	0	0	

3.4. Kết quả tính toán

Kết quả tính toán của bài toán được tổng hợp trong Bảng 3.

Bảng 3. Bảng tối ưu

Biến	**Giá trị**
x_1	220
x_2	100
x_3	93

$$\min Z = x_1 + 1,5x_2 + 1,2x_3 = 220 + 1,5.100 + 1,2.93 = 481,6 \approx 482$$

min$Z$ = 482 giờ

Vậy tổng thời gian sửa chữa là nhỏ nhất là 482 giờ, phương án tối ưu số lượng vũ khí sửa chữa trong tháng là: 220 khẩu súng tiểu liên AK, 100 khẩu súng trung liên RPD và 93 khẩu súng chống tăng B41.

4. Kết luận

Kết quả cho thấy phương pháp quy hoạch tuyến tính kết hợp với giải thuật đơn hình cho phép xác định nghiệm tối ưu của bài toán một cách hiệu quả và có hệ thống. Bài toán tối ưu hóa số lượng vũ khí đưa vào sửa chữa là một bài toán phức tạp, đòi hỏi sự cân nhắc kỹ lưỡng giữa các yếu tố như chi phí, thời gian, tài nguyên và khả năng chiến đấu của lực lượng. Qua việc áp dụng các phương pháp tối ưu hóa, có thể xác định được số lượng vũ khí cần sửa chữa trong mỗi giai đoạn sao cho đạt được sự cân bằng tối ưu giữa việc duy trì khả năng chiến đấu và tối ưu hóa thời gian sửa chữa. Nhìn chung, bài toán tối ưu hóa này không chỉ mang lại hiệu quả về mặt kinh tế mà còn giúp duy trì và nâng cao năng lực sẵn sàng chiến đấu của lực lượng, từ đó góp phần vào việc hoàn thành nhiệm vụ trong các tình huống thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Đức Hiền (2009). *Giáo trình quy hoạch tuyến tính.* Nhà xuất bản thông tin và truyền thông.
2. Nguyễn Nhật Lệ, Phan Mạnh Dần (2005). *Giải bài toán tối ưu hóa ứng dụng bằng Matlab, Maple*. Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
3. Trần Hữu Thắng (2024) *Đề án tốt nghiệp thạc sĩ "Nghiên cứu, quy hoạch, thiết kế xưởng sửa chữa pháo phòng không cấp chiến lược"*.

Optimizing the completion time of technical equipment maintenance at a campaign-level depot using a linear programming model

Abstract: *Under conditions of limited repair resources at campaign-level weapon depots, optimizing the completion time for repairing weapons and technical equipment is essential for ensuring technical support and maintaining combat readiness. This paper develops a linear programming model to optimize the allocation of manpower and equipment across repair tasks. The simplex algorithm is applied to determine the optimal solution while satisfying constraints related to resource capacity, technical requirements, and equipment synchronization. The research results contribute to improving the efficiency of organizing and managing repair operations under resource-constrained conditions.*

Keywords: Optimization; Simplex algorithm; Weapons repair; Priority planning.

Ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng đến dao động của nòng súng khi bắn

Nguyễn Văn Ngọc[1], Nguyễn Văn Dũng[1], Uông Sỹ Quyền[1]

[1] *Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: nguyenvanngoc@lqdtu.edu.vn; Tel: 0384226000

Tóm tắt

Bài báo trình bày ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng đến dao động của nòng súng khi bắn. Mặt cắt nòng là một trong những yếu tố quan trọng ảnh hưởng đến dao động của nòng súng khi bắn. Nghiên cứu chỉ ra rằng, khi thay đổi hình dạng mặt cắt nòng súng sang hình dạng mặt cắt phù hợp (so với hình dạng mặt cắt nòng truyền thống) thì dao động của nòng tại vị trí miệng nòng giảm (góc nảy miệng nòng giảm lớn nhất là $0{,}15.10^{-3}$ rad (10,34 %)). Sự thay đổi này có ý nghĩa quan trọng, đặc biệt đối với súng yêu cầu có độ chính xác bắn cao như súng bắn tỉa.

Từ khóa: *Mặt cắt nòng; dao động; góc nảy miệng nòng.*

1. Mở đầu

Khi bắn, dưới tác dụng của áp suất khí thuốc đẩy viên đạn chuyển động, viên đạn có trọng lượng chuyển động với gia tốc thay đổi tương tác với nòng súng, gây nên dao động cho nòng. Dao động nòng súng bao gồm: dao động ngang (dao động uốn), dao động dọc, dao động xoắn và dao động hướng kính.

Dao động của nòng chủ yếu xảy ra trong mặt phẳng thẳng đứng [1], chúng ảnh hưởng lớn đến độ chính xác bắn. Dao động của nòng súng khi bắn làm thay đổi vị trí đầu nòng từ đó dẫn đến sự thay đổi góc bay ra của đầu đạn, kết quả làm giảm độ chính xác bắn. Bản chất và phạm vi dao động phụ thuộc vào nhiều yếu tố: chiều dài của nòng, đặc điểm của mặt cắt ngang (mômen quán tính, độ cứng), vị trí của trọng tâm nòng súng, điều kiện liên kết giữa nòng với hộp khoá nòng, v.v... và độ lớn của lực tạo ra trong quá trình bắn.

Có rất nhiều công trình nghiên cứu về sự ảnh hưởng của các yếu tố đến dao động của nòng súng được công bố. Nghiên cứu sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc [2]. Nghiên cứu sự ảnh hưởng của thông số chuyển động của đạn [3]. Nghiên cứu sự ảnh hưởng của vật liệu nòng [4]. Nghiên cứu sự ảnh hưởng của biên dạng ngoài nòng [5]. Trong các nghiên cứu đó, các tác giả sử dụng các phương pháp nghiên cứu khác nhau như: Nghiên cứu lý thuyết (chủ yếu dùng phương pháp mô phỏng) [2-8], hoặc kết hợp giữa lý thuyết và thực nghiệm để giải quyết nội dung bài toán. Các công bố mới chủ yếu tập trung vào công bố kết quả nghiên cứu. Đặc biệt những công trình nghiên cứu về ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng, nội dung nghiên cứu lý thuyết rất ít được công bố, hoặc công bố với nội dung hạn chế. Trong bài viết này, nhóm tác giả tập trung vào xây dựng phương trình vi phân mô tả dao động ngang và dao động dọc của nòng khi bắn, đồng thời tiến hành khảo sát ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng đến sự thay đổi vị trí miệng nòng súng khi bắn (sự thay đổi góc bắn).

2. Phương pháp

2.1. Các giả thiết ban đầu

Nòng súng được mô hình hóa như một dầm công xôn (một đầu cố định tại vị trí liên kết

giữa nòng và hộp súng, một đầu tự do tại vị trí miệng nòng).

Mặt phẳng Oxy đi qua đường trục nòng và là mặt phẳng đối xứng của tiết diện ngang của nòng súng.

Khi xem xét cho nòng súng, bỏ qua ảnh hưởng của dao động hướng kính và dao động xoắn, chỉ xem xét ảnh hưởng của dao động ngang và dao động dọc [9].

Vật liệu nòng đồng nhất, đẳng hướng, đàn hồi tuyến tính, không xét biến dạng dẻo và ảnh hưởng của nhiệt độ.

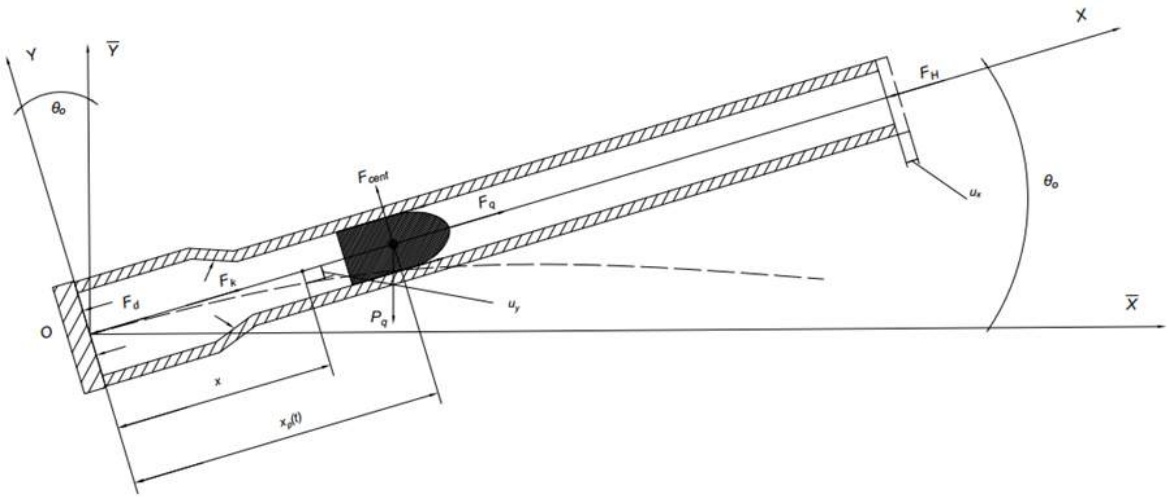
Đầu đạn được coi là khối rắn đồng chất, khối lượng tập trung tại trọng tâm và luôn tiếp xúc với lòng nòng trong suốt quá trình chuyển động trong nòng, hệ số ma sát giữa đạn và nòng được coi là không đổi.

2.2. Mô hình tính toán

Xét nòng súng có chiều dài L, trong Hệ trục tọa độ Đề các $O\bar{X}\bar{Y}\bar{Z}$ và OXYZ (Hình 1), với O tại tâm đáy nòng:

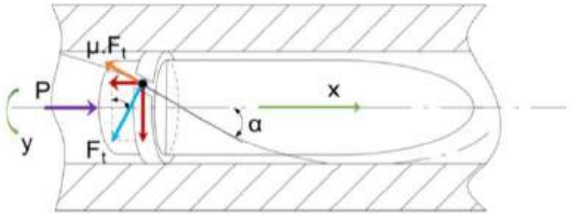
- $O\bar{X}\bar{Y}\bar{Z}$ là hệ trục tọa độ cố định: Trục $O\bar{X}$ song song với mặt đất, trục $O\bar{Y}$ thẳng đứng vuông góc với trục $O\bar{X}$, ba trục $O\bar{X}$, $O\bar{Y}$, $O\bar{Z}$ lập thành một tam diện thuận.

- OXYZ là hệ trục tọa độ động gắn với nòng súng: Trục OX trùng với trục nòng súng, trục OY vuông góc với trục OX và nằm trong mặt phẳng bắn (mặt phẳng thẳng đứng), ba trục OX, OY, OZ lập thành một tam diện thuận.



Hình 1. Mô hình tính dao động của nòng khi bắn

Khi bắn, nòng súng có dao động, dao động của nòng sinh ra ngoài chịu tác dụng lực của áp suất khí thuốc, nòng còn chịu thêm các tác dụng khác do đầu đạn có khối lượng chuyển động trong lòng nòng [10] (Hình 2), đó là: Áp lực của đai dẫn vào thành siết rãnh xoắn (F_t) và Lực ma sát của đai dẫn tác dụng lên thành nòng. Các tải trọng này có giá trị phụ thuộc và giá trị áp suất tác dụng lên nòng (p(t)).



Hình 2. Các lực tương tác giữa đạn và nòng [10]

Lực dọc trục tác dụng theo phương OX (F_x), lực F_x gây ra dao động dọc cho nòng:

$$F_x = F_H = F_d - F_k - F_q \quad (1)$$

- Lực áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng: $F_d = p_{dn} S_{dn}$;

- Lực áp suất khí thuốc tác dụng lên phần côn buồng đạn: $F_k = p_{dn}(S_{Dc} - S_{dc})$;

- Lực tương tác giữa đạn và nòng, lực này có xu hướng kéo nòng về phía trước, sinh ra do áp lực của đai dẫn vào thành xiết rãnh xoắn, bao gồm lực ma sát và thành phần lực theo phương Ox của áp lực đai dẫn vào thành xiết rãnh xoắn:

$$F_q = \mu F_t + F_t \tan\alpha$$

Trong đó: S_{dn} là diện tích đường kính trong mặt cắt đáy nòng, $p_{dn} = \left(1 + \frac{\omega}{3m_q} \Big/ 1 + \frac{\omega}{2m_q}\right) p \approx 0,95p$ là áp suất tác dụng lên đáy nòng, μ là hệ số ma sát giữa đạn và nòng, S_{Dc} là diện tích đường kính trong mặt cắt phần đầu côn buồng đạn; S_{dc} là diện tích đường kính trong mặt cắt phần cuối côn buồng đạn; $F_t = \left(\frac{2i}{d}\right)^2 pS\tan\alpha$ là lực dẫn động viên đạn, i là bán kính quán tính của viên đạn; d là cỡ nòng; S là diện tích đường kính trong lòng nòng; α là góc khương tuyến.

Lực hướng kính tác dụng theo phương Oy (F_y), lực F_y gây ra dao động uốn cho nòng:

$$F_y = -P_q \sin\theta_0 + F_{cent} + F_i \quad (2)$$

Trong phạm vi bài toán, góc θ_0 được xem xét là góc do dao động của nòng súng gây ra trong quá trình bắn, vì giá trị θ_0 là bé do đó $P_q \sin\theta_0$ gần bằng P_q nên ảnh hưởng của nó được bỏ qua để đơn giản hóa mô hình mà không làm sai lệch đáng kể kết quả dao động, khi đó:

$$F_y = -P_q + F_{cent} + F_i \quad (3)$$

- Trọng lượng đầu đạn: $P_q = m_q g$;

- Lực ly tâm của đầu đạn: $F_{cent} = m_q \omega^2 r = m_q \left(\frac{2v\tan\alpha}{d}\right)^2 \left(\frac{d}{2}\right) = m_q \frac{2v^2\tan^2\alpha}{d}$;

- Lực của áp suất khí thuốc tác động vào bề mặt nòng: $F_i = p_{di} S_i$.

Trong đó m_q là khối lượng đầu đạn; g = 9,81 m/s^2 - gia tốc trọng trường; ω là tốc độ góc quay của đầu đạn; S_i là diện tích bề mặt lòng nòng bị áp suất khí thuốc tác dụng; p_{di} là áp suất khí thuốc tác dụng vào thành nòng.

2.3. Phương trình dao động

Hệ phương trình vi phân dao động của nòng theo lý thuyết Timoshenko dạng tổng quát như sau [11]:

$$\begin{cases} \rho A(x)\dfrac{\partial^2 u_y}{\partial t^2}+\dfrac{\partial}{\partial x}\left[\kappa GA(x)\left(\dfrac{\partial u_y}{\partial x}-\theta\right)\right]=F_y(x,t); \\ \rho I(x)\dfrac{\partial^2 \theta}{\partial t^2}+\dfrac{\partial}{\partial x}\left[EI(x)\dfrac{\partial \theta}{\partial x}\right]-\kappa GA(x)\left(\dfrac{\partial u_y}{\partial x}-\theta\right)=0; \\ \rho A(x)\dfrac{\partial^2 u_x}{\partial t^2}-\dfrac{\partial}{\partial x}\left[EA(x)\dfrac{\partial u_x}{\partial x}\right]=F_x(x,t), \end{cases} \quad (4)$$

Trong đó:

u_y là chuyển vị hướng kính của nòng súng ở vị trí x tại thời điểm t;

θ là góc xoay tiết diện ở vị trí x tại thời điểm t;

u_x là chuyển vị dọc trục ở vị trí x tại thời điểm t;

E là mô đun đàn hồi của vật liệu nòng súng;

$G=\dfrac{E}{2(1+\nu)}$ là mô đun trượt với hệ số Poisson $\nu=0,3$;

κ là hệ số cắt (điều chỉnh ảnh hưởng của ứng suất cắt trong tiết diện tròn rỗng);

$A(x)$ và $I(x)$ là diện tích và mô men quán tính tiết diện nòng súng tại vị trí x;

ρ là khối lượng riêng của vật liệu nòng súng;

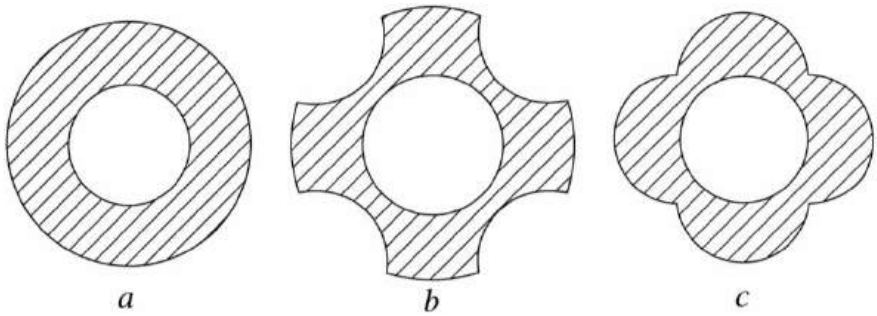
F_y và F_x là lực phân bố theo phương hướng kính và dọc trục.

Điều kiện biên ban đầu: tại x = 0: $u_x = u_y = \theta = 0$ và tại t = 0: $u_x = u_y = \theta = \dot{x} = \dot{y} = \dot{\theta} = 0$.

3. Kết quả và thảo luận

Từ hệ phương trình vi phân (4), nhận thấy: khi thay đổi hình dạng mặt cắt nòng sẽ dẫn đến thay đổi mô men quán tính $I(x)$, từ đó làm thay đổi góc nảy θ tại vị trí miệng nòng súng (góc thoát ra của viên đạn).

Khảo sát hình dạng mặt cắt nòng như Hình 3, với các diện tích mặt cắt nòng được khảo sát là không thay đổi (diện tích mặt cắt nòng không thay đổi để đảm bảo không làm thay đổi khối lượng nòng được xét).



Hình 3. Một số dạng mặt cắt nòng súng

a- Mắt cắt nòng súng thông thường, b- Mặt cắt biên dạng 1, b- Mặt cắt biên dạng 2

Trong Hình a, b, c, với cùng diện tích mặt cắt nòng thì mô men quán tính *I(x)* tăng theo thứ tự mặt cắt a, mặt cắt c, mặt cắt b.

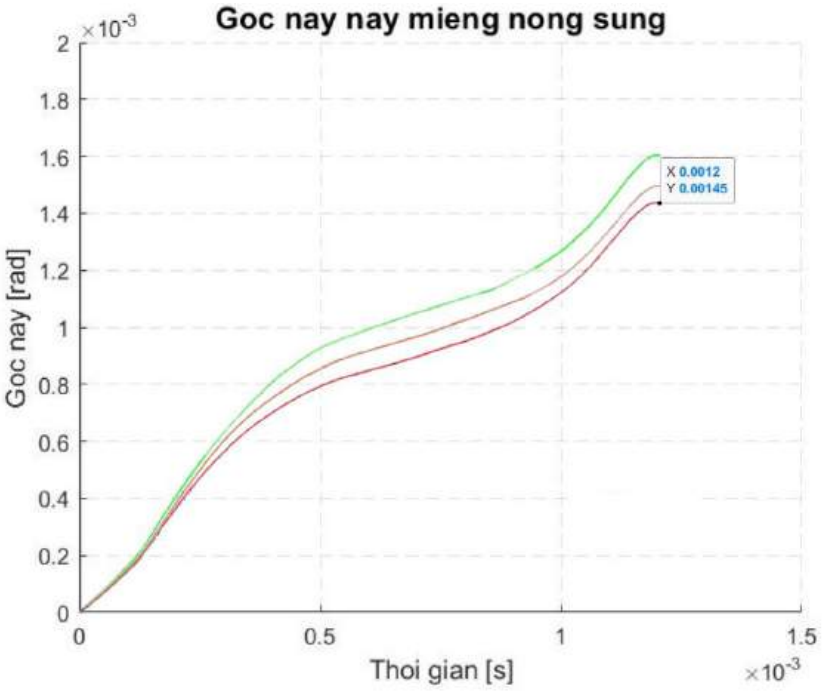
Trong bài viết, nhóm tác giả tiến hành khảo sát ảnh hưởng của hình dạng mặt cắt nòng đến dao động của nòng súng bắn tỉa SVĐ tại vị trí miệng nòng khi bắn.

Tiến hành lập trình bằng phần mềm Matlab 2018b, sử dụng một số thông số và kết quả của bài toán thuật phóng trong của súng bắn tỉa SVĐ với khối lượng đầu đạn là 9,8 g.

Bảng 1. Thông số đầu vào bài toán

TT	Thông số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Chiều dài nòng súng	L	0,6146	m
2	Khối lượng riêng vật liệu	ρ	7850	kg/m^3
3	Hệ số Poisson của nòng và đạn	μ_b	0,3	
4	Mô đun đàn hồi vật liệu	E	$2,11x10^{11}$	Pa
5	Trọng lượng viên đạn	m_q	0,0098	kG
6	Hệ số ma sát	μ	0,1	
7	Gia tốc trọng trường	g	9,81	m/s^2
8	Đường kính ngoài lớn nhất của nòng	D_{max}	0,023	m
9	Đường kính ngoài nhỏ nhất của nòng	D_{min}	0,021	m
10	Đường kính trong đáy buồng đốt	d_{max}	0,0125	m
11	Đường kính trong lòng nòng	d	0,0076	m

Kết quả đồ thị góc nảy miệng nòng súng tại thời điểm đạn thoát ra khỏi miệng nòng như Hình 4.



Hình 4. Đồ thị sự thay đổi Góc nảy miệng nòng súng khi thay đổi biên dạng mặt ngoài nòng

Từ Hình 4 ta thấy, khi thay đổi biên dạng mặt cắt ngoài nòng từ mặt cắt truyền thống (Hình a), sang mặt cắt biên dạng 1 hoặc biên dạng 2 (Hình b hoặc c) thì góc nảy nòng súng trong mặt phẳng OXY giảm hay tăng mô men quán tính mặt cắt nòng sẽ dẫn đến giảm góc nảy tại vị trí miệng nòng. Khi thay đổi mặt cắt có biên dạng như Hình a, sang mặt cắt có biên dạng như Hình b thì góc nảy miệng nòng giảm lớn nhất là $0{,}15.10^{-3}$ rad (10,34 %).

4. Kết luận

Dựa trên kết quả nghiên cứu, có thể rút ra kết luận sau: Biên dạng ngoài nòng có ảnh hưởng đáng kể đến dao động của nòng tại vị trí miệng nòng. Khi thay đổi biên dạng ngoài nòng (biên dạng hình tròn), sang biên dạng ngoài nòng phù hợp sẽ làm giảm góc nảy miệng nòng tại thời điểm đạn thoát ra khỏi nòng, từ đó tăng độ chính xác bắn.

Đối với súng có yêu cầu cao về độ chính xác bắn như súng bắn tỉa, súng thi đấu thể thao thì hình dạng mặt cắt nòng là một yếu tố cần được tính đến trong quá trình tính toán, thiết kế súng.

Nghiên cứu này có một số hạn chế, nghiên cứu trong tương lai sẽ tập trung vào nghiên cứu thực nghiệm để kiểm chứng kết quả tính toán lý thuyết.

Tài liệu tham khảo

1. Б. В. Орлов, Э. К. Ларман, В. Г.(1976). Устройство и проектирование стволов артиллерийских орудий, Машиностроение.
2. Cong Li, Guolai Yang, Qingbo Yu, Quanzhao Sun. (2021), Analysis of projectile-barrel coupling vibration characteristics considering the radial effect of propellant gas pressure. *Journal of Vibroengineering 23(5),* pp. 1129-1137.
3. M. Štiavnický and P. Lisý. (2013), Influence of Barrel Vibration on the Barrel Muzzle Position at the Moment when Bullet Exits Barrel. *Advances in Military Technology*, pp. 89-102.
4. Hongsheng Hu, Suxiang Qiana, Linfang Qianb, Chengrong Wanga. (2008), Dynamic response analysis and active vibration control of flexible composite material barrel under a moving projectile. *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*, pp. 86-91.
5. Ekansh Chaturvedi. (2019), Numerical investigation of dynamic interaction with projectile and harmonic behaviour for T-finned machine gun barrels. *Defence Technology*, pp. 460-469.
6. Ning Xu, Xiaorong Guan, Guoqing Liu, Cheng Xu. (2019), Study on barrel vibration characteristics of typical sniper rifle. *Vibroengineering Procedia*, pp. 6-10.
7. Yang Zhao; Qizheng Zhou; Pengfei Yue. (2017), Research on vibration characteristics of gun barrel based on contact model. *AIP conference proceeding*, pp. 102-108.
8. Yin Junhui, Zheng Jian, Teng Hongzhi, Li Feng. (2009), Modeling and Simulation of Gun Barrel's Lateral Vibration. *International Conference on Computational Intelligence and Software Engineering*, pp. 128-135.
9. Alin-Constantin SAVA, Ioan-Liviu PITICARI, Diana-Georgeta NISTORAN, Cristian-Emil MOLDOVEANU. (2015), The analysis of the vibratory movement of the gun barrel and its influence on the firing accuracy. *International Conference KNOWLEDGE-BASED ORGANIZATION*, pp. 883-887.
10. Hung, N. V., Doan, D. V., Minh, P. V. & Thom, D. V. (2024*)*, Analysis of the Force Components Exerted on the Mount of the Amphibious Rifle When Operating in the Air. *Journal of Vibration Engineering & Technologies,* 12, 8083–8092.

11. HASAN, A. G. (2012), *Hareketli yüke maruz Euler – Bernoulli tipi kirişlerin dinamik davranişlarinin incelenmesi*, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü.

Title in English, for example: Intructions of manuscript preparation

Abstract: *"The paper presents the influence of barrel cross-sectional shape on barrel vibrations during firing. The barrel cross-section is one of the important factors affecting barrel vibrations when a shot is fired. The study indicates that when the barrel cross-sectional shape is changed to an appropriate design (compared to the traditional barrel cross-sectional shape), the vibration of the barrel at the muzzle decreases (the maximum reduction in muzzle jump angle is* $0{,}15.10^{-3}$ *rad (10,34 %)). This change is significant, especially for firearms that require high shooting accuracy, such as sniper rifles".*

Keywords: barrel cross-sectional; barrel vibration; muzzle jump angle.

Nghiên cứu ảnh hưởng của không khí đến hoạt động của máy hãm lùi

Vũ Văn Tới[1*], Trần Văn Tân[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: vuvantoi16111996@gmail.com; Tel: 033.215.5546*

Tóm tắt

Máy hãm lùi có nhiệm vụ tiêu hao phần lớn năng lượng lùi trong quá trình bắn, đảm bảo độ ổn định, an toàn kết cấu và nâng cao độ chính xác của súng pháo. Trong quá trình khai thác, dầu công tác trong máy hãm lùi có thể bị lẫn một lượng không khí nhất định trong quá trình bù dầu, rò rỉ. Bài báo xây dựng mô hình toán học mô tả sự thay đổi của lực hãm lùi thủy lực khi có không khí lẫn trong dầu trên pháo 122 mm - Đ30. Kết quả bài báo cho thấy khi lượng khí tăng, lực hãm lùi có xu hướng giảm mạnh, vận tốc và chiều dài lùi có thể vượt giới hạn cho phép. Nghiên cứu là cơ sở để tối ưu quá trình thiết kế, bảo quản, bảo dưỡng máy hãm lùi và có thể áp dụng cho các thiết bị thủy lực trong lĩnh vực dân sự.

Từ khóa: *Máy hãm lùi; không khí lẫn trong dầu; lực hãm lùi thủy lực; pháo 122 mm - Đ30.*

1. Mở đầu

Pháo mặt đất nói chung và pháo 122 mm - Đ30 nói riêng làm việc trong điều kiện chịu tải trọng động rất lớn. Trong mỗi phát bắn, năng lượng sinh ra từ khí thuốc tác dụng lên đáy đạn và nòng pháo tạo nên phản lực lùi lớn, đòi hỏi thiết bị hãm lùi phải làm việc ổn định và tin cậy để đảm bảo an toàn cho pháo, kíp pháo thủ và độ chính xác bắn.

Máy hãm lùi đóng vai trò quyết định trong việc tiêu hao năng lượng lùi. Độ tin cậy khi làm việc của máy hãm lùi phụ thuộc mạnh vào các yếu tố khai thác và sử dụng như: độ bịt kín, khe hở giữa các chi tiết, nhiệt độ môi trường, chế độ bảo dưỡng và đặc biệt là chất lượng của dầu công tác. Trong thực tế khai thác, dầu trong máy hãm lùi thường bị lẫn không khí ở các mức độ khác nhau. Không khí làm tăng tính nén được của hỗn hợp dầu - khí, làm lực cản lùi suy giảm, hành trình lùi thay đổi, gây mất ổn định khi bắn, đồng thời làm tăng nguy cơ hư hỏng, làm giảm độ tin cậy và an toàn của hệ thống pháo.

Trong những năm gần đây, đặc tính làm việc của máy hãm lùi pháo đã được nghiên cứu theo nhiều hướng khác nhau. Các công trình ngoài nước tập trung vào mô hình hóa quá trình lùi – đẩy lên và ảnh hưởng của hiện tượng thủy lực, tham số môi chất công tác theo các bài báo [1], [2]; trong khi các nghiên cứu trong nước chủ yếu xem xét ảnh hưởng của đặc tính dầu công tác và một số tham số kết cấu đến lực hãm lùi, vận tốc lùi, chiều dài lùi và độ ổn định khi bắn theo các bài báo [3], [4]. Tuy nhiên, ảnh hưởng của không khí lẫn trong dầu công tác đối với máy hãm lùi pháo 122 mm - Đ30 vẫn chưa được công bố đầy đủ. Do đó, việc nghiên cứu vấn đề này là cần thiết, có ý nghĩa khoa học và thực tiễn.

2. Động lực học khối lùi pháo 122 mm - Đ30

2.1. Xây dựng công thức lực hãm thủy lực khi tính đến ảnh hưởng của không khí

2.1.1. Cấu tạo và hoạt động thiết bị hãm lùi pháo 122 mm - Đ30

Thiết bị hãm lùi của pháo 122 mm - Đ30 gồm ba bộ phận cơ bản: bộ phận hãm lùi, bộ phận hãm đẩy lên và bộ phận đẩy lên.

Bộ phận hãm lùi kiểu vòng điều tiết – cán điều tiết làm việc theo nguyên lý thủy lực, tiêu hao động năng của khối lùi nhờ dầu chảy qua các khe hở có đường kính thay đổi

giữa vòng điều tiết và cán điều tiết, bảo đảm quá trình hãm lùi diễn ra từ từ và êm. Cơ cấu bù dầu trong bộ phận hãm lùi có nhiệm vụ điều hòa lượng dầu khi nhiệt độ tăng, khắc phục hiện tượng đẩy lên không hết, bảo đảm thiết bị hãm lùi làm việc ổn định khi bắn với tốc độ lớn.

Bộ phận hãm đẩy lên khống chế chuyển động đẩy lên, điều chỉnh hợp lý nguồn năng lượng đẩy lên, để quá trình đẩy lên của khối lùi được êm, không xảy ra va đập tại thời điểm kết thúc đẩy lên.

Bộ phận đẩy lên có cấu tạo dầu – hơi kết hợp, trong đó không khí (hoặc nitơ) bị nén khi lùi và giãn nở khi đẩy lên, đưa khối lùi trở về vị trí ban đầu và giữ ổn định ở mọi góc tầm cho phép.

2.1.2. Xây dựng công thức tính toán

Vì dòng chảy trong máy hãm lùi hết sức phức tạp và quá trình làm việc chịu ảnh hưởng bởi nhiều yếu tố nên để đơn giản hóa quá trình ta sử dụng các giả thiết sau:

- Không khí phân bố trong khoang I và không dịch chuyển sang các khoang khác trong quá trình làm việc;

- Dòng chảy của dầu trong quá trình lùi là liên tục, không bị gián đoạn;

- Áp suất dầu trong mỗi khoang được coi là phân bố đều;

- Không khí trong dầu tuân theo quá trình nén đoạn nhiệt.

** Các thông số cơ bản của máy hãm lùi pháo 122 mm - Đ30*

Bảng 1. Thông số cơ bản của máy hãm lùi pháo 122 mm - Đ30

TT	Các thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Đường kính vòng điều tiết	d_v	0,042	m
2	Đường kính trong ống hãm lùi	D	0,11	m
3	Đường kính khoang lòng cán	d_1	0,044	m
4	Đường kính ngoài cán hãm lùi	d	0,065	m
5	Đường kính lỗ chảy dầu	d_{lc}	0,01	m
6	Diện tích mặt làm việc của piston khi lùi	A_{hl}	0,0062	m^2
7	Diện tích mặt làm việc của khoang lòng cán	A_{hd}	0,0015	m^2
8	Diện tích vòng điều tiết	A_v	0,0014	m^2

- Diện tích tiết diện cán điều tiết tại vòng điều tiết: $A_\delta = \frac{\pi}{4}\delta_x^2$;

- Diện tích vòng khe hở giữa cán điều tiết và vòng điều tiết: $a_x = \frac{\pi}{4}\left(d_V^2 - \delta_x^2\right)$;

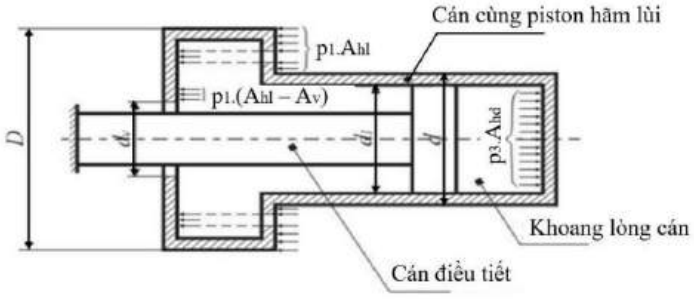
- Diện tích khe hở giữa đoạn cuối của cán điều tiết và hốc cán hãm lùi: $\Omega = \frac{\pi}{4}\left(d_1^2 - \delta_{x\max}^2\right)$;

- Đường kính cán điều tiết δ_x theo chiều dài lùi khối lùi được thể hiện ở Bảng 2:

Bảng 2. Đường kính cán điều tiết theo chiều dài lùi

X (m)	0	0,065	0,102	0,135	0,170	0,198	0,263	0,365
δ_x (.10^{-3} m)	34,3	30,7	32,5	33,4	34,1	34,5	35,3	36,2
X (m)	0,490	0,550	0,620	0,755	0,813	0,91		
δ_x (.10^{-3} m)	37,2	37,7	38,3	39,7	40,4	42		

- Các kí hiệu về tốc độ và áp suất: Theo tài liệu tham khảo [5] đã trình bày.



Hình 1. Sơ đồ tính toán lực hãm thuỷ lực Φ_L

Dựa vào sơ đồ tính toán (Hình 1), lực cản thuỷ lực được tính theo công thức:

$$\Phi_L = p_1 A_{hl} + p_1(A_{hd} - A_V) - p_3 A_{hd} \quad (1)$$

$$\Phi_L = p_1(A_{hl} - A_V) + (p_1 - p_3)A_{hd} \quad (2)$$

Từ công thức trên thấy rằng muốn thiết lập công thức tính lực hãm thuỷ lực phải xác định các giá trị áp suất p_1 và p_3.

Áp dụng phương trình Becnuli cho dòng chảy từ khoang I sang khoang II theo khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết:

$$\frac{p_1}{\rho} + \frac{W_1^2}{2} = \frac{p_2}{\rho} + \frac{W_2^2}{2} + h_{12} \quad (3)$$

Do áp suất $p_2 = 0$ và $W_1 << W_2$ nên có thể coi $W_1^2/2 = 0$. Còn tổn thất của dòng dầu chảy qua khe hở giữa cán điều tiết và vòng điều tiết được xác định bởi biểu thức: $h_{12} = \zeta_2 \frac{W_2^2}{2}$, trong đó ζ_2 - hệ số tổn hao thuỷ lực.

Do đó: $$p_1 = \frac{1+\zeta_2}{2} \rho W_2^2 \quad (4)$$

Suy ra: $$W_2 = \sqrt{\frac{2p_1}{(1+\zeta_2)\rho}} \quad (5)$$

Áp dụng phương trình lưu lượng không đổi:

$$dU = \varepsilon_2 a W_2 dt + A_\delta dX = A_{hl}(1 - K_p)dX \quad (6)$$

Trong đó:

dU – lượng dầu thoát ra khoang I trong khoảng thời gian dt; $\varepsilon_2 a\, W_2\, dt$ - lượng dầu chảy vào khoang II qua khe hở vòng điều tiết, cán điều tiết trong khoảng thời gian dt; $A_\delta dX$ - lượng dầu chảy vào khoang III để bù vào khoảng trống trong thời gian dt; ε_2 - hệ số thắt dòng.

K_p - là hệ số nén chất lỏng, xét đến độ đàn hồi của cột dầu dài $(l_0\text{-}X)$:

$$K_p = \beta_{kk}(l_0\text{-}X)\frac{dp_1}{dX} = \beta_{kk}(l_0\text{-}X)\frac{dp_1}{dt}\frac{1}{V}$$

β_{kk} - là hệ số nén khối của hỗn hợp dầu và không khí được xác định trong tài liệu [6]:

$$\beta_{kk} = \frac{1}{K_s} = \frac{V_k}{V_c}\cdot\frac{1}{K} + \frac{V_v}{V_c}\cdot\frac{1}{K_v}$$

p_1 - là áp suất trong khoang I; K_s - Mô đun đàn hồi thể tích của hỗn hợp; K - Mô đun đàn hồi thể tích của dầu công tác; K_v - Mô đun đàn hồi thể tích của dầu công tác; V_k - Thể tích của dầu; V_v - Thể tích của không khí; V_c - Thể tích của hỗn hợp.

Từ đó nhận được:
$$\frac{dU}{dt} = \varepsilon_2 a W_2 + A_\delta V \qquad (7)$$

Biến thiên thể tích khối khí trong khoang I là thể tích khí trong khoang tại mỗi thời điểm bằng phần giảm do khoang bị ép nhỏ đi cộng với phần tăng do dầu chảy ra ngoài, có dạng:

$$d\psi = -A_{hl}(1-K_p)dX + dU$$

Suy ra:
$$\frac{d\psi}{dt} = -A_{hl}(1-K_p)V + \frac{dU}{dt} \qquad (8)$$

Trong đó:

$\frac{d\psi}{dt}$ – biến thiên thể tích khối khí theo thời gian; $-A_{hl}(1-K_p)V$ – là biểu thị khoang bị thu nhỏ lại do khối lùi chuyển động, nên thể tích khí có xu hướng giảm; $\frac{dU}{dt}$ – là biểu thị dầu thoát ra khỏi khoang I, làm phần thể tích còn lại cho khí chiếm giữ tăng lên.

Có thể giả sử quá trình nén khối khí là đoạn nhiệt, do đó: $\psi p_1 = \psi_0 p_0$

Trong đó:

ψ_0 – thể tích khối khí tại thời điểm ban đầu;

p_0 – áp suất khoang I tại thời điểm ban đầu (bằng áp suất khí quyển).

Từ đó ta có: $\psi = \frac{\psi_0 p_0}{p_1}$, đạo hàm 2 vế: $\frac{d\psi}{dt} = -\frac{\psi_0 p_0}{p_1^2}\frac{dp_1}{dt}$ (9)

Từ (7), (8), (9) nhận được:

$$\frac{dp_1}{dt} = \frac{-\varepsilon_2 a W_2 + \left[A_{hl}(1-K_p) - A_\delta\right]V}{\psi_0 p_0}\, p_1^2 \qquad (10)$$

Từ (5), (10) ta có:

$$\frac{dp_1}{dt} = \frac{-\varepsilon_2 a\sqrt{\frac{2p_1}{(1+\zeta_2)\rho}} + \left[A_{hl}(1-K_p) - A_\delta\right]V}{\psi_0 p_0} p_1^2 \qquad (11)$$

Đặt $\frac{1+\zeta_2}{\varepsilon_2^2} = k_1$ và gọi là hệ số cản dòng chính, ta có phương trình biến thiên áp suất p_1 trong khoang hãm lùi theo thời gian t được thiết lập dựa trên sự cân bằng lưu lượng và độ nén:

$$\frac{dp_1}{dt} = \frac{-a\sqrt{\frac{2p_1}{k_1\rho}} + \left[A_{hl}(1-K_p) - A_\delta\right]V}{\psi_0 p_0} p_1^2 \qquad (12)$$

Áp dụng phương trình Becnuli đối với dòng dầu phụ chảy từ khoang I vào khoang III khi coi áp suất và tốc độ dòng dầu chảy qua các lỗ trên thân van một chiều ở phần đuôi cán điều tiết không bị tổn hao, có dạng:

$$\frac{p_1}{\rho} + \frac{W_1^2}{2} = \frac{p_3}{\rho} + \frac{W_3^2}{2} + h_{13} \qquad (13)$$

Do tốc độ dòng dầu $W_1 << W_3$ nên có thể coi $W_1^2/2 = 0$, còn tổn thất của dòng dầu qua khe hở Ω được xác định: $h_{13} = \zeta_3 \frac{W_3^2}{2}$, trong đó ζ_3 - hệ số tổn hao thuỷ lực.

Vậy từ phương trình (13) nhận được: $p_1 - p_3 = \frac{1+\zeta_3}{2}\rho W_3^2$ (14)

Tốc độ dòng chảy W_3 vào khoang III được xác định từ phương trình lưu lượng không đổi:

$$A_{hd}dX = \varepsilon_3 \Omega W_3 dt \qquad (15)$$

Trong đó:

$A_{hd}dX$ - thể tích dầu cần phải điền đầy vào khoảng trống trong khoang III trong khoảng thời gian *dt*.

$\varepsilon_3\Omega W_3 dt$ - lượng dầu chảy qua tiết diện Ω để bù vào khoảng trống trong khoảng thời gian *dt*.

ε_3 - hệ số thắt dòng.

Kết hợp (14), (15) thu được: $p_1 - p_3 = \frac{1+\zeta_3}{2\varepsilon_3^2}\ \rho\ \frac{A_{hd}^2}{\Omega^2} V^2$ (16)

Nếu đặt $\frac{1+\zeta_3}{\varepsilon_3^2} = k_2$ và gọi là hệ số cản dòng phụ vào khoang cán hãm lùi.

Khi đó hiệu $p_1 - p_3$ có dạng rút gọn: $p_1 - p_3 = \frac{k_2\rho}{2}\frac{A_{hd}^2}{\Omega^2} V^2$ (17)

Thay (17) vào (2) và biến đổi nhận được biểu thức của lực hãm thuỷ lực:

$$\Phi_L = p_1(A_{hl} - A_V) + k_2 \frac{\rho}{2}\frac{A_{hd}^3}{\Omega^2} V^2 \qquad (18)$$

Hệ phương trình vi phân động lực học khối lùi có kể đến ảnh hưởng của không khí gồm:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \xi_1 \dfrac{pS}{\varphi m} \\ \dfrac{dl}{dt} = \xi_1 v \\ \dfrac{dz}{dt} = \xi_2 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\phi}{dt} = \chi\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dW}{dt} = \dfrac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{dz}{dt} + S\dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{W}\left[f\omega\chi(1+2\lambda z)\dfrac{dz}{dt} - \left(k-1\right)\varphi m v\dfrac{dv}{dt} - p\dfrac{dW}{dt}\right] \\ \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{P_{lg}-R}{M_0} \\ \dfrac{dX}{dt} = V \\ \dfrac{dp_1}{dt} = \dfrac{-a\sqrt{\dfrac{2p_1}{k_1\rho}} + \left[A_{hl}(1-K_p) - A_\delta\right]V}{\psi_0 p_0} p_1^2 \end{cases} \tag{19}$$

Trong đó:

v - vận tốc đạn chuyển động trong nòng; p - áp suất thuật phóng; S - diện tích tiết diện ngang lòng nòng; φ - hệ số tính công thứ yếu; m - khối lượng đầu đạn; l - quãng đường chuyển động của đạn trong nòng; z - bề dày cháy của thuốc phóng; I_k - xung lực khí thuốc; ϕ - khối lượng thuốc phóng đã cháy tương đối; χ, λ - các đặc trưng hình dạng thuốc phóng; W - thể tích khoảng không sau đáy đạn; α - lượng cộng tích; δ - mật độ nhồi; ω - khối lượng thuốc phóng; f - lực thuốc phóng; k - chỉ số đoạn nhiệt; ζ_1, ζ_2 - các biến điều khiển; V- vận tốc khối lùi; M_0 - khối lượng của khối lùi;

P_{lg} - hợp lực khí thuốc tác dụng lên lòng nòng:

-Trong thời kỳ đạn chuyển trong nòng ($t_d < t$): $P_{lg} = pS$

- Trong thời kì tác dụng sau cùng ($t_d < t < t_k$): $P_{lg} = Sp_d e^{\frac{-t}{b}}$

- Thời kỳ chuyển động theo quán tính ($t > t_k$): $P_{lg} = 0$

Trong đó: $t_k = t_d + \tau$ là thời điểm kết thúc thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc; τ - thời gian thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc; b - Hệ số Bravin;

R – hợp lực cản lùi: $R = \Phi_L + \Pi + R_f - Q_o.\sin\varphi$;

Φ_L - lực hãm lùi thủy lực của máy hãm lùi, xác định theo công thức (18);

$\Pi = \Pi_0(\frac{H_0}{H_0 - X})^n$ - lực máy đẩy lên khí nén; Π_0 - lực đẩy lên ban đầu; H_0 - chiều cao quy đổi thể tích khí ban đầu; n - chỉ số đa biến;

$R_f = Q_0(f_{ms}\cos\varphi + v)$ - hợp lực ma sát; Q_0 - trọng lượng khối lùi; f_{ms} - hệ số ma sát máng định hướng; v - hệ số tỉ lệ hợp lực ma sát với trọng lượng khối lùi.

2.2. Khảo sát ảnh hưởng của không khí lẫn trong dầu đến hoạt động của máy hãm lùi pháo 122 mm - Đ30

2.2.1. Giải bài toán thuật phóng trong

** Các giả thiết*

Theo các giả thiết và các phương trình vi phân thuật phóng được xác định trong tài liệu [7];

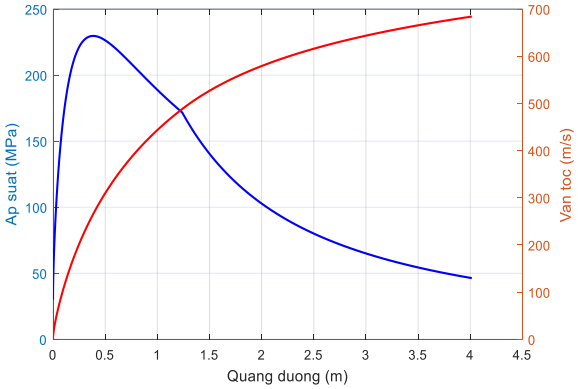
Các thông số được tham khảo trong tài liệu [8];

Bảng 3. Thông số đầu vào

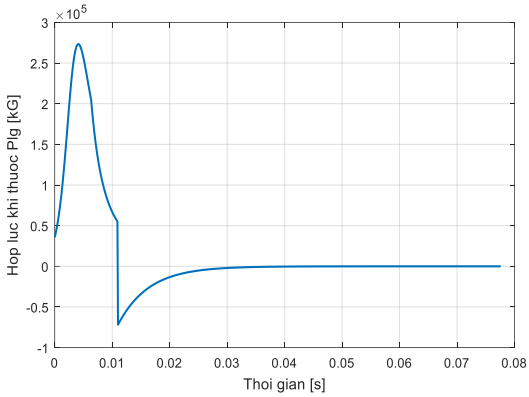
TT	Tên các tham số	Ký hiệu	Thông dụng	
			Đơn vị	Trị số
I	**Thông số thuật phóng trong**			
1	Thể tích buồng đốt	W_0	m^3	$6{,}85.10^{-3}$
2	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng	S	m^2	$1{,}167.\ 10^{-2}$
3	Chiều dài đạn chuyển động trong lòng nòng	l_d	m	4,011
4	Trọng lượng đầu đạn	q	KG	21,76
5	Áp suất tống đạn	p_0	Pa	30.10^6
6	Trọng lượng thuốc phóng	ω	KG	3,8
7	Lực thuốc phóng	f_0	J/KG	$0{,}98.\ 10^6$
8	Lượng cộng tích	α	m^3/KG	$1{,}001.\ 10^{-3}$
9	Mật độ thuốc phóng	δ	KG/m^3	1600
10	Xung lượng áp suất khí thuốc	I_k	Pa.s	$1{,}05.\ 10^6$
11	Hệ số công thứ yếu	K	-	1,088
12	Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ	-	1,09
II	**Các thông số khác**			
13	Lực ban đầu máy đẩy lên	Π_0	KG	1950
14	Khối lượng khối lùi	M_0	kg	1230
15	Hệ số ma sát ở máng định hướng	f_{ms}	-	0,2
16	Hệ số tỉ lệ hợp lực ma sát	v	-	0,3
17	Thể tích hỗn hợp dầu và không khí	V_c	m^3	$10{,}3.\ 10^{-3}$
18	Mô đun đàn hồi thể tích của dầu	K	Pa	$2{,}1.10^9$
19	Mô đun đàn hồi thể tích của không khí	K_v	Pa	$0{,}039.10^9$
20	Chiều dài của cột dầu	l_0	m	0,775

** Kết quả bài toán thuật phóng trong*

Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng bằng phương pháp Runge -Kuta bằng phần mềm Matlab kết quả như sau:



Hình 2. Đồ thị biểu diễn áp suất p(l) và vận tốc v(l)



Hình 3. Đồ thị biểu diễn hợp lực khí thuốc P_{lg} (t)

- Kết quả tính toán thuật phóng trong tương đối sát với kết quả thử nghiệm thực tế và số liệu trong tài liệu [7]:

+ Giá trị áp suất lớn nhất trong nòng tính toán là 2341,43 KG/cm^2, theo tài liệu [7] là 2500 KG/cm^2, quy đổi đơn vị được sai số 6,34 %;

+ Vận tốc của đạn ở đầu nòng theo tính toán là 684,2 m/s, theo tài liệu [7] là 690 m/s, sai số 0,84 %;

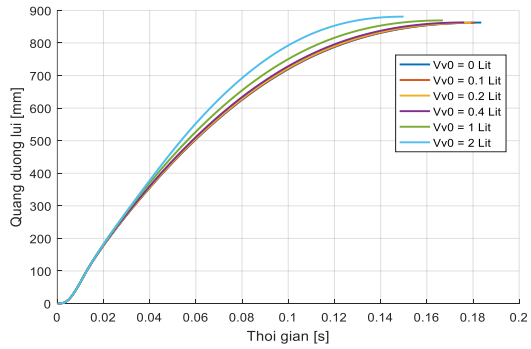
+ Sai số được xác định là do khi tính toán đã đưa vào các giả thiết nhằm để giải bài toán được đơn giản hơn, và sai số khi tính toán ở trên có độ chính xác tương đối tốt, giá trị vẫn nằm trong giới hạn cho phép.

2.2.2. Giải bài toán động lực học khối lùi có kể đến ảnh hưởng của không khí

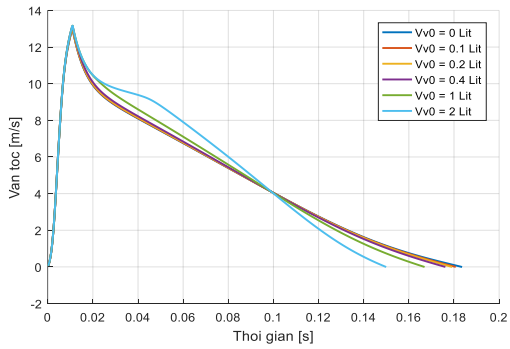
Giải hệ phương trình vi phân bài toán ngược máy hãm lùi có kể đến ảnh hưởng của không khí, xác định theo hệ phương trình (19) bằng phương pháp Runge -Kuta bằng Matlab kết quả như sau:

** Ảnh hưởng của không khí đến chiều dài và vận tốc khối lùi*

Cho lượng không khí lẫn trong dầu V_v thay đổi từ 0 L đến 2 L, ta đưa ra được biểu đồ quan hệ giữa chiều dài lùi và biểu đồ vận tốc lùi của khối lùi theo lượng không khí lẫn trong dầu.



Hình 4. Sự thay đổi chiều dài lùi khối lùi theo lượng không khí lẫn trong dầu



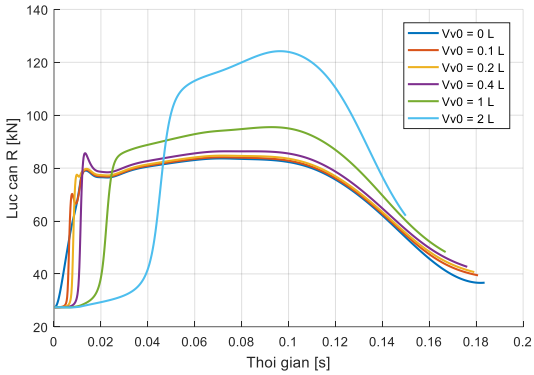
Hình 5. Sự thay đổi vận tốc lùi theo lượng không khí lẫn trong dầu

Từ đồ thị chiều dài lùi theo thời gian cho thấy chiều dài lùi của khối lùi tăng rõ rệt khi lượng không khí ban đầu tăng. Cụ thể, khi lượng không khí tăng từ 0 L lên 2 L, chiều dài lùi cực đại tăng từ 862,71 mm lên 880,91 mm, mức tăng khoảng 18,2 mm (tương đương hơn 2 %).

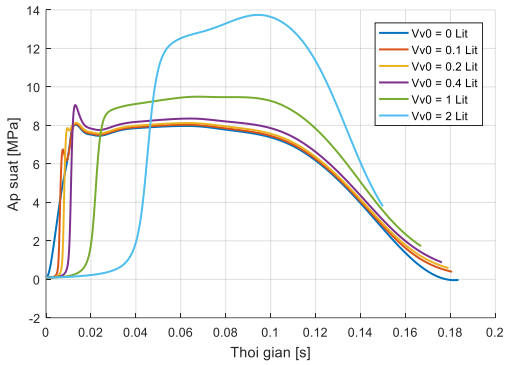
Sự gia tăng đáng kể chiều dài lùi cho thấy hiệu quả tiêu hao năng lượng lùi của máy hãm lùi bị suy giảm mạnh khi dầu công tác lẫn nhiều không khí. Nguyên nhân là do không khí có khả năng nén lớn, làm giảm độ cứng thủy lực của hỗn hợp dầu khí, khiến lực hãm hình thành chậm và không đủ mạnh trong giai đoạn đầu hành trình. Điều này làm quá trình lùi kéo dài hơn và tiềm ẩn nguy cơ vượt quá giới hạn hành trình cho phép, gây mất an toàn cho kết cấu pháo.

Từ đồ thị vận tốc lùi theo thời gian cho thấy, khi lượng không khí lẫn trong dầu tăng thì vận tốc lùi cực đại tăng và vận tốc giảm chậm hơn trong suốt quá trình lùi. Cụ thể, vận tốc lùi cực đại tăng từ 12,98 m/s (0 L) lên khoảng 13,17 m/s (1–2 L). Đồng thời, trong các trường hợp có nhiều không khí, vận tốc duy trì ở mức cao hơn trong phần lớn thời gian lùi và chỉ giảm nhanh ở giai đoạn cuối.

**Ảnh hưởng của không khí đến hợp lực cản lùi và áp suất trong khoang hãm lùi*



Hình 6. Sự thay đổi hợp lực cản lùi theo lượng không khí lẫn trong dầu



Hình 7. Sự thay đổi áp suất khoang hãm lùi theo lượng không khí lẫn trong dầu

Từ đồ thị biểu diễn sự thay đổi hợp lực cản lùi theo thời gian với các lượng không khí lẫn trong dầu khác nhau cho thấy đặc tính lực cản lùi thay đổi rất mạnh khi lượng không khí ban đầu tăng, đặc biệt trong giai đoạn đầu và giữa hành trình lùi.

Kết quả tính toán cho thấy khi V_v thay đổi từ 0 L đến 0,4 L giá trị Rmax dao động trong khoảng 83 kN đến 86 kN. Khi V_v = 1 L thì giá trị Rmax tăng lên 95,49 kN, khi V_v = 2 L thì giá trị Rmax tăng đột biến lên tới 124,20 kN.

Trong giai đoạn đầu hành trình, do không khí bị nén mạnh, lực cản lùi hình thành chậm, sau đó tăng rất nhanh khi không khí bị nén đến áp suất hỗn hợp, tạo nên đỉnh lực lớn và dốc, gây xung lực mạnh tác dụng lên hệ thống giật lùi. Hiện tượng này đặc biệt rõ rệt ở trường hợp khi V_v = 2 L, cho thấy nguy cơ quá tải động và mất ổn định nghiêm trọng cho máy hãm lùi.

Từ đồ thị áp suất theo thời gian cho thấy, khi lượng không khí lẫn trong dầu tăng thì áp suất trong khoang hãm tăng mạnh đặc biệt ở giai đoạn khí bị nén đến áp suất hỗn hợp.

Giá trị áp suất cực đại tăng từ 8,03 MPa (0 L) lên 13,74 MPa (2 L), tức tăng hơn 70%. Đỉnh áp suất lớn và xuất hiện muộn làm cho đặc tính áp suất trở nên gắt và khó kiểm soát, gây tải trọng lớn tác dụng lên xi lanh, piston và các chi tiết chịu áp của máy hãm lùi.

3. Nhận xét và kết luận

Khi lượng không khí lẫn trong dầu công tác tăng, đặc tính làm việc của máy hãm lùi bị thay đổi theo hướng bất lợi rõ rệt. Cụ thể, chiều dài lùi tăng mạnh, vận tốc lùi tăng và giảm

chậm, trong khi áp suất và hợp lực cản lùi cực đại tăng đột biến, gây ra xung lực và tải động lớn tác dụng lên hệ thống giật lùi.

Các kết quả tính toán cho thấy, sự tồn tại của lượng không khí lớn trong dầu công tác là đặc biệt nguy hiểm, có thể dẫn đến vượt giới hạn hành trình, quá áp trong khoang hãm và làm giảm nghiêm trọng độ ổn định, độ bền cũng như độ an toàn của pháo khi bắn.

Trên cơ sở đó, có thể đề xuất một số định hướng kỹ thuật như lựa chọn dầu công tác phù hợp, nâng cao độ kín khít của hệ thống, đồng thời hoàn thiện quy trình bảo dưỡng và sửa chữa nhằm hạn chế sự xâm nhập của không khí vào dầu. Kết quả nghiên cứu là cơ sở tham khảo có ý nghĩa trong việc nâng cao độ tin cậy, kéo dài tuổi thọ máy hãm lùi và bảo đảm độ chính xác, độ an toàn cho pháo khi bắn. Phương pháp nghiên cứu của bài báo cũng có thể được xem xét mở rộng đối với một số hệ thống thủy lực khác trong vũ khí và trang bị kỹ thuật quân sự.

Tài liệu tham khảo

1. Yang Y.D., Zhang P.L., Fu J.P., Zhang X.D., Wang C. (2012), *Performance of a gun recoil mechanism considering liquid cavitation*, Journal of Vibration and Shock, 31(20), 94–98.
2. Li H., Li Y., Li H. (2022), *Simulation on Dynamics of the Recoil and Counter-Recoil Movement of the Gun Recoil System*, Advances in Decision Science and Management, Springer, Singapore, 221–226.
3. Lai Thanh Tuan, Nguyen Minh Phu (2024), *Numerical analysis of oil characteristics in hydraulic recoil braking mechanisms*, Advanced Engineering Letters, 3(3).
4. Lai Thanh Tuan, Bui Xuan Tung, Do Ngoc Tien (2025), *Investigating the effect of the gap between the throttling ring and the control rod in the hydraulic braking mechanism on the stability of the cannon during firing*, Journal of Military Science and Technology, 107, 134–144.
5. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
6. Henek V. (2012), *Stanovení obsahu vzduchu v oleji*, Bakalářská práce, VŠB – Technická univerzita Ostrava, Ostrava.
7. Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, Trần Văn Doanh (2003), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
8. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010), *Số liệu vũ khí - đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Study on the Influence of Entrained Air on the Operation of a Recoil Brake

Abstract: *The recoil brake is responsible for dissipating most of the recoil energy generated during firing, thereby ensuring operational stability, structural safety, and improved firing accuracy of artillery systems. During service and operation, the working fluid in the recoil brake may contain a certain amount of entrained air due to oil replenishment or leakage. The presence of air in the hydraulic fluid alters its compressibility and significantly affects the braking characteristics of the system. This paper develops a mathematical model describing the variation of hydraulic recoil braking force in the presence of entrained air in the fluid, applied to the 122 mm - D30 howitzer. The results indicate that as the air content increases, the recoil braking force decreases markedly, while the recoil velocity and recoil length increase and may exceed permissible limits. The study provides a scientific basis for optimizing the design, storage, and maintenance of recoil brake systems and can also be extended to hydraulic equipment in civil engineering applications.*

Keywords: Recoil brake; entrained air in oil; hydraulic recoil force; 122 mm - D30 howitzer.

Khảo sát quá trình lan truyền của sóng đầu nòng khi bắn súng máy DShK 12,7 mm

Phan Đăng Phi[1*], Bùi Qúy Việt[2]

[1]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[*]*Email: phanlaka123@gmail.com*; Tel: 0343553548

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu về đặc tính động lực học của dòng khí thuốc và quá trình lan truyền sóng đầu nòng khi bắn súng máy DShK 12,7 mm. Bằng phương pháp mô hình hóa nhiệt - khí động lực học, nghiên cứu mô tả chi tiết sự giãn nở của khối khí đầu nòng thông qua tổ hợp chuyển động tịnh tiến và biến dạng hướng tâm. Các thông số về trường áp suất dư và hình thái đường đẳng áp được tính toán. Kết quả cho thấy thiết bị đầu nòng làm biến dạng đáng kể cấu trúc trường khí, tập trung năng lượng và dịch chuyển vùng áp suất cao về phía sau, gây tác động trực tiếp đến vị trí xạ thủ. Nghiên cứu cung cấp cơ sở lý thuyết quan trọng cho việc đánh giá an toàn âm học và tối ưu hóa thiết kế các thiết bị bảo hộ cho khẩu đội súng máy hạng nặng.

Từ khóa: *Súng máy DShK; Dòng khí đầu nòng; Sóng đầu nòng; Thiết bị đầu nòng.*

1. Đặt vấn đề

Quá trình bắn của vũ khí bộ binh là một hiện tượng vật lý phức tạp, trong đó sự hình thành và lan truyền của sóng đầu nòng đóng vai trò then chốt trong việc đánh giá tác động cơ học và âm học của vũ khí lên môi trường xung quanh. Trong các nghiên cứu đã công bố trước đây, sóng đầu nòng thường được mô tả là hệ quả của sự giãn nở đột ngột từ khối khí thuốc có áp suất và nhiệt độ cao sau khi đầu đạn rời khỏi mặt cắt miệng nòng, tạo ra một xung áp suất mạnh lan truyền trong không gian dưới dạng sóng xung kích. Các bài báo khoa học kinh điển đã thiết lập nền tảng lý thuyết dựa trên mô hình nổ điểm của Sedov-Taylor [1], mô hình piston khí cầu của các tác giả như G.F. Konovalov [2], tập trung khảo sát quy luật suy giảm áp suất dư theo khoảng cách và xác định các đặc trưng thời gian của pha nén đối với nòng súng trơn [3]. Tuy nhiên, sự xuất hiện của các thiết bị đầu nòng như bộ phận giảm giật, loa che lửa hay bộ phận giảm thanh đã làm thay đổi hoàn toàn bản chất của trường áp suất này. Khi sóng đầu nòng lan truyền qua thiết bị đầu nòng, dòng khí thuốc không còn giãn nở tự do mà tương tác mãnh liệt với các vách ngăn nội bộ, dẫn đến hiện tượng phản xạ, giao thoa và tái phân bố năng lượng theo các hướng ưu tiên. Quá trình này không chỉ làm biến dạng các đường đẳng áp từ dạng cầu đồng nhất sang các thùy áp suất có tính định hướng cao mà còn bẻ hướng một phần đáng kể năng lượng khí thuốc ngược về phía sau. Đặc biệt, đối với súng đại liên DShK cỡ nòng 12,7 mm, việc khảo sát quá trình lan truyền sóng đầu nòng trở nên cấp thiết và mang tính đặc thù cao do năng lượng miệng nòng của loại đạn 12,7 × 108 mm cực lớn, vượt xa các dòng súng tiểu liên thông thường về cả biên độ áp suất dư lẫn xung lượng tác động. Việc lựa chọn súng DShK làm đối tượng nghiên cứu chính trong bài báo này còn xuất phát từ đặc điểm kết cấu của bộ phận giảm giật kiểu phản lực hai tầng vách ngăn hình phễu đặc trưng [4], vốn được thiết kế để tối ưu hóa khả năng giảm lực giật nhưng đồng thời lại tạo ra vùng phản hồi áp suất cực mạnh về phía xạ thủ. Hiểu rõ quy luật lan truyền sóng xung kích của súng DShK không chỉ giúp bổ sung dữ liệu khoa học về khí động lực học cho vũ khí cỡ nòng lớn mà còn là cơ sở thực tiễn quan trọng để thiết lập các tiêu chuẩn an toàn thính giác, thiết kế trang bị bảo hộ chuyên dụng

và tối ưu hóa vị trí tác chiến cho khẩu đội, nhằm hạn chế tối đa những chấn thương nghề nghiệp không đáng có trong điều kiện huấn luyện và chiến đấu cường độ cao.

2. Xây dựng mô hình

2.1. Các giả thiết

Để làm cơ sở để xây dựng mô hình toán học mô tả giai đoạn tác động sau cùng của khí thuốc của súng máy DShK 12,7 mm, các giả thiết sau được sử dụng:

a) Vùng khí thuốc giải phóng tại mặt cắt miệng nòng được coi là một khối cầu có bán kính R thay đổi theo thời gian [5]. Mật độ khí thuốc (ρ) bên trong vùng này được giả thiết phân bố đồng nhất tại mọi vị trí (grad(ρ) = 0); và chỉ phụ thuộc vào thời gian. Điều này cho phép đơn giản hóa việc tính toán động năng và nội năng của khối khí thuốc mà không cần xét đến lượng cộng tích;

b) Vận tốc chuyển động theo hướng kính của khí trong quá trình giãn nở của vùng hình cầu tỷ lệ thuận với khoảng cách đến tâm hình cầu và được mô tả bằng mối tương quan đơn giản sau:

$$v_r = r\frac{V_R}{R} \tag{1}$$

trong đó:

r là khoảng cách đến tâm hình cầu; V_R là vận tốc chuyển động theo hướng kính của ranh giới vùng (bề mặt tiếp xúc hình cầu); R là bán kính hình cầu;

c) Khối lượng không khí bị nén bởi hình cầu khí giãn nở và tham gia chuyển động của sóng xung kích đầu nòng được xác định bằng mối quan hệ khi nghiên cứu nổ trong không khí của thuốc nổ hình cầu [6]:

$$m_a = \frac{2\left(k_a + 1\right)}{3}\pi\rho_a R^3 \tag{2}$$

trong đó: ρ_a và k_a - mật độ và tỷ số nhiệt dung của không khí trong khí quyển. Trong công thức (2) này, giả thiết rằng vận tốc mặt trước của sóng xung kích lớn hơn (k_a + 1)/2 lần vận tốc trên bề mặt tiếp xúc;

d) Sự truyền năng lượng từ khí thuốc đến sóng đầu nòng thông qua chuyển động của bề mặt tiếp xúc trong quá trình giãn nở của vùng hình cầu tiếp tục đến thời điểm khi áp suất khí toàn phần trên bề mặt tiếp xúc giảm xuống đến mức áp suất khí quyển, được xác định bởi điều kiện:

$$p_R + \rho\frac{V_R^2}{2} = p_R + \frac{3m}{4\pi R^3}\frac{V_R^2}{2} \le p_a \tag{3}$$

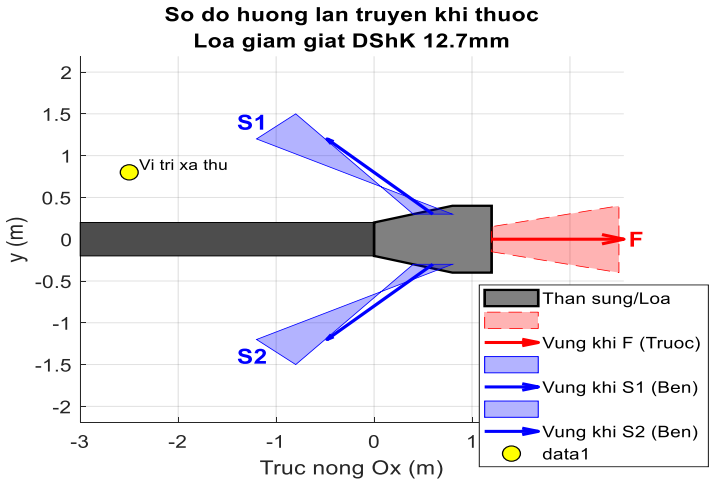
trong đó:

p_R và V_R - áp suất và vận tốc khí trên bề mặt tiếp xúc; ρ - mật độ khối lượng trung bình của khí thuốc trong vùng hình cầu;

2.2. Mô hình vật lý

Xét mô hình vật lý của dòng khí thoát ra từ buồng nòng (Hình 1). Khi đầu đạn chuyển động trong thiết bị đầu nòng, khí thuốc súng bắt đầu thoát ra ngoài khí quyển qua khe hở đang

giãn nở nhanh chóng giữa đầu đạn và thiết bị đầu nòng, Sau đó lượng lớn khí thuốc theo sau đầu đạn, thoát ra qua lỗ đầu đạn. Đồng thời, khí thuốc cũng thoát qua các cửa sổ bên của thiết bị đầu nòng. Đối với súng máy DShK 12,7 mm, vận tốc khí thuốc giải phóng tại thời điểm đầu đạn rời mặt cắt miệng nòng thường thấp hơn vận tốc âm thanh cục bộ [7]. Trong trường hợp này, vận tốc của dòng khí sẽ biến thiên liên tục và tăng dần cho đến khi thiết lập được chế độ dòng chảy tới hạn tại miệng nòng. Giai đoạn dao động này diễn ra trong thời gian cực ngắn và có thể bỏ qua; chế độ ổn định được thiết lập ngay khi đầu đạn di chuyển được một khoảng cách tương đương với cỡ nòng [8]. Thời gian của giai đoạn ổn định này kéo dài cho đến khi giá trị áp suất trong lòng nòng giảm xuống bằng mức áp suất tới hạn Pcr = 0,18 MPa.



Hình 1. Sơ đồ hình thành vùng khí thuốc phía trước nòng súng

Trong mô hình vật lý này, vùng khí thuốc được xem như một thực thể động lực học có chuyển động phức hợp. Nó vừa tịnh tiến về phía trước theo trục nòng súng với vận tốc của tâm khối, vừa giãn nở xuyên tâm dưới tác động của gradient áp suất nội tại. Vận tốc tuyệt đối của một điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc là kết quả của sự tổng hợp véc-tơ giữa vận tốc tịnh tiến và vận tốc giãn nở tương đối. Do cấu tạo đặc thù của thiết bị đầu nòng súng DShK -thường là loại giảm giật phản lực hai tầng - dòng khí bị bẻ hướng mạnh mẽ, tạo ra các luồng khí thoát ra theo các hướng khác nhau: hướng lỗ phía trước f và các hướng cửa bên s_1, s_2.

Chính sự bẻ hướng này dẫn đến sự phân bố năng lượng không đồng đều trong không gian, được xác định bởi góc cực θ_i tính từ trục nòng. Mật độ năng lượng tại các hướng cửa bên thường đạt giá trị rất cao, làm biến dạng trường áp suất xung quanh vũ khí. Khi khoảng cách từ miệng nòng tăng dần, cường độ sóng đầu nòng suy giảm do sự giãn nở thể tích và tương tác với môi trường khí quyển, vận tốc lan truyền chậm lại cho đến khi sóng xung kích hoàn toàn suy biến thành sóng âm thông thường. Để phục vụ tính toán số, hệ tọa độ Đề-các Oxyz được thiết lập với gốc O tại tiết diện miệng nòng, trục Ox trùng với trục nòng súng. Các hệ tọa độ cục bộ $O_ix_iy_iz_i$ cũng được triển khai tại các cửa thoát khí bên để mô tả chính xác véc-tơ động lượng của từng luồng khí thuốc riêng biệt.

2.3 Phương trình mô tả

Việc lắp đặt thiết bị đầu nòng trên súng đại liên DShK 12,7 mm không làm thay đổi bản chất của mô hình toán học tính toán sóng đầu nòng, tuy nhiên nó làm thay đổi đáng kể điều kiện

biên của dòng khí thuốc. Thay vì chỉ thoát ra theo trục nòng, khí thuốc súng DShK được phân tách qua các lỗ thoát phía trước và các cửa sổ bên của bộ phận giảm giật. Để xác định chính xác các tham số trạng thái khí thuốc trong các buồng của thiết bị đầu nòng, khối lượng khí thoát ra theo các hướng khác nhau được xác định bởi biểu thức:

$$\frac{dm}{dt} = SpV(l) \tag{4}$$

Trong đó: S - tiết diện ngang lòng nòng; ρ và $V(l)$ - mật độ và vận tốc khí thuốc tại mặt cắt đầu nòng trong thời kỳ tác dụng sau cùng. Áp dụng dạng tích phân phương trình quy luật bảo toàn năng lượng đối với thể tích được xét của vùng hình cầu đang giãn nở, chúng ta nhận được phương trình biến thiên năng lượng toàn phần của khí thuốc trong vùng khí như sau:

$$\frac{d\Im}{dt} = H\frac{dm}{dt} - 4\pi R^2 p_R V_R \tag{5}$$

Ở đây, thành phần thứ nhất trong vế phải của phương trình mô tả động năng và nội năng của khí thuốc cấp cho vùng khí từ lòng nòng, còn thành phần thứ hai trong vế phải của phương trình mô tả công thực hiện trên một đơn vị thời gian bởi lực áp suất khí thuốc trên bề mặt tiếp xúc trong quá trình giãn nở của vùng khí; $\Im$ - tổng động năng và nội năng của khí thuốc trong vùng khí; H - năng lượng riêng của khí thuốc thoát ra từ lòng nòng và bằng:

$$H = \frac{k}{k-1}\frac{p(l)}{\rho} + \frac{V^2(l)}{2} \tag{6}$$

Trong đó: $p(l)$ - áp suất khí thuốc tại mặt cắt đầu nòng. Để nhận được phương trình biến thiên vận tốc chuyển động theo hướng kính của các điểm trên bề mặt tiếp xúc, chúng ta viết lại phương trình biến thiên động lượng của lớp không khí nén hình cầu trên bề mặt tiếp xúc trong quá trình giãn nở của vùng khí:

$$\frac{d}{dt}(m_a V_R) = 4\pi R^2 (p_R - p_a) \tag{7}$$

Trong đó: m_a - khối lượng lớp không khí nén hình cầu được xác định theo mối quan hệ (2). Vi phân biểu thức động lượng trong dấu ngoặc đơn ở vế trái của phương trình, sau khi biến đổi chúng ta nhận được phương trình cần tìm:

$$\frac{dV_R}{dt} = \frac{6}{k_a + 1}\frac{p_R - p_a}{\rho_a R} - \frac{3V_R^2}{R} \tag{8}$$

Áp dụng phương trình véc tơ của quy luật bảo toàn động lượng đối với thể tích được xét của vùng khí, chúng ta thu được phương trình sau cho sự biến thiên động lượng của vùng khí trong quá trình chuyển động tịnh tiến của nó cùng với lớp không khí nén hình cầu trên bề mặt tiếp xúc theo hướng trục OX, trùng với hướng véc tơ động lượng của khí thuốc chảy ra từ thiết bị đầu nòng như sau:

$$\frac{dJ_x}{dt} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2}\, S\left\{\left[p(l) - p_a\right] + \rho V^2(l)\right\} N(\sigma_x) - \frac{\pi\rho_a}{2} R^2 V_X^2 \tag{9}$$

Trong đó: σ_x và σ_y - các đặc trưng kết cấu của thiết bị đầu nòng theo các hướng dọc và

ngang; $S\left[p(l) + \rho V^2(l) \right]$ - phản lực toàn phần của khí thuốc tại mặt cắt đầu nòng trong thời kỳ tác dụng sau cùng; $N(\sigma_x)$ - hàm gần đúng tính đến ảnh hưởng của đầu đạn đến chuyển dịch của vùng khí dọc theo trục lòng nòng và được xác định bằng:

$$N(\sigma_x) = \begin{cases} 1 - \dfrac{S}{\pi R^2} & \text{khi} \quad \sigma_x > 0 \\ 1 & \text{khi} \quad \sigma_x \le 0 \end{cases} \tag{10}$$

Sự thay đổi theo thời gian của bán kính bề mặt tiếp xúc hình cầu và các tọa độ vị trí khối tâm của vùng khí so với mặt cắt đầu nòng được mô tả bằng các mối quan hệ:

$$\frac{dR}{dt} = V_R; \ \frac{dX}{dt} = V_X \tag{11}$$

Sự hình thành sóng đầu nòng được đặc trưng bởi mật độ góc của năng lượng $E(\theta_i)_m$, tức là phần năng lượng mà khí thuốc tiêu hao để hình thành sóng trong một đơn vị góc khối theo hướng lan truyền θ_i [9]. Giá trị cực đại của mật độ góc năng lượng được xác định theo công thức:

$$E(\theta)_m = \max\left[E_R + E_X . \cos\theta \right] \tag{12}$$

Xác định các đường đẳng áp

Khi có các giá trị đã biết của mật độ năng lượng theo góc của sóng đầu nòng $E(\theta)_m$ và tọa độ tâm hình dạng của nó $X(\theta)_m$ phụ thuộc vào góc cực θ, tính toán tọa độ vị trí các đường đẳng áp trong mặt phẳng đi qua trục OX (hoặc trục Ox khi có $\sigma_y = 0$). Với một giá trị nhất định đã cho của áp suất dư trên mặt trước của sóng, được quy về xác định ở dạng hàm của góc θ của tọa độ cực được gọi là véc tơ bán kính và bằng khoảng cách từ điểm có tọa độ $X(\theta)_m$ trên trục Ox đến điểm trên véc tơ bán kính mà tại đó [10], áp suất dư trên mặt trước của sóng tương ứng với một mức nhất định cho trước, tức là ở đây tọa độ cực tuyến tính là bán kính của sóng đầu nòng với giá trị áp suất dư nhất định:

$$r_2(\theta) = f\left[E(\theta)_m \right] \quad \text{khi} \quad \Delta p_{mt} = const \tag{13}$$

Để xác định áp suất tương đối trên mặt trước theo giá trị của áp suất dư cho trước Δp_{mt}:

$$\frac{p_2}{p_1} = 1 + \frac{\Delta p_{mt}}{p_a} \tag{14}$$

Tiếp theo giá trị của áp suất tương đối p_2/p_1, tìm được bán kính không thứ nguyên tương ứng của sóng đầu nòng R_2:

$$R_2 = f\left(\frac{p_2}{p_1} \right) \tag{15}$$

Tiếp đến tính tọa độ cực cần tìm - bán kính sóng đầu nòng $r_2(\theta)$ đối với góc cực θ:

$$r_2(\theta) = \sqrt[3]{\frac{4\pi E(\theta)_m}{p_a}} R_2 \tag{16}$$

Tiếp theo, với việc sử dụng công thức cuối cùng, bán kính của sóng đầu nòng được tính cho tất cả các góc trong giới hạn $0 \le \theta \le 180$ °, và tọa độ cực tuyến tính nhận được từ các điểm $X(\theta)_m$ trên trục Ox được sử dụng để tìm tọa độ của các điểm đẳng áp trong mặt phẳng đi qua

trục OX. Nếu mặt phẳng này đi qua trục Ox của lòng nòng thì các tọa độ tìm được của các điểm đẳng áp trong hệ tọa độ OXY có thể được chuyển đổi thành hệ tọa độ Oxy gắn với trục lòng nòng nhờ các mối tương quan đã biết:

$$x = X\cos\varphi - Y\sin\varphi;\ \ y = X\sin\varphi + Y\cos\varphi \tag{17}$$

Trong đó: $\varphi = \arccos\dfrac{\sigma_x}{\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2}}$.

Xác định tác động âm học tại vị trí tai xạ thủ

Tham số cơ bản của sóng đầu nòng, quyết định tác động nguy hiểm của nó đến cơ quan thính giác của con người, là giá trị lớn nhất của áp suất dư trên mặt phía trước của sóng. Ngưỡng cho phép của tác động âm học khi bắn từ các mẫu vũ khí bộ binh không có trang bị bảo vệ cơ quan thính giác được xác định bằng giá trị tiêu chuẩn của áp suất dư lớn nhất cho phép hoặc mức áp suất dư lớn nhất L_m, được đo bằng dB, thể hiện qua mối liên hệ:

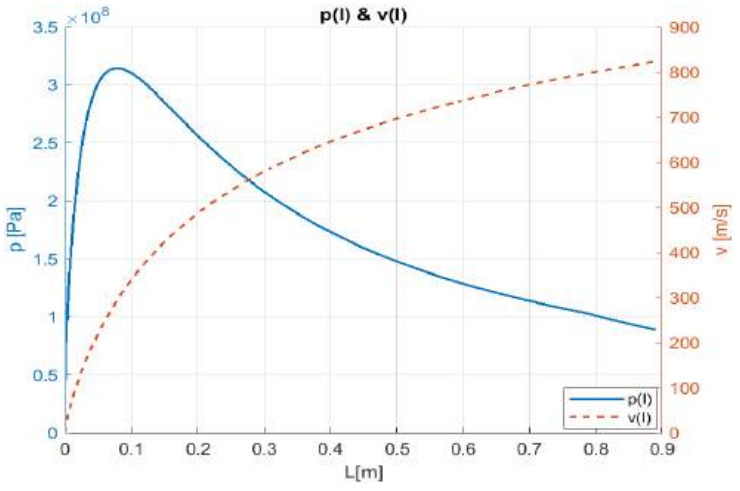
$$L_m = 20\lg\frac{\Delta p_m}{p_0} \text{ hoặc } \Delta p_m = p_0 10^{0,05.L_m} \tag{18}$$

Trong đó: $p_0 = 2.10^{-5}$ Pa - áp suất tiếp nhận ở mức 0 của áp suất âm thanh, là ngưỡng âm thanh nghe thấy được ở tần số 1000Hz [11]. Ví dụ, tương ứng với tiêu chuẩn OST 3-12.020-88 đối với súng DShK 12,7 mm có $L_m \le 165$ dB hoặc $\Delta p_m \le 3,56$ kPa.

Các phương trình từ (1) đến (18) thiết lập cơ sở toán học để mô phỏng chính xác trường âm thanh và các vùng nguy hiểm xung quanh súng đại liên DShK.

3. Kết quả và thảo luận

Chúng ta hãy bắt đầu với tính toán mật độ năng lượng theo góc của sóng đầu nòng và xây dựng các đường đẳng áp của áp suất dư đối với súng DShK 12,7 mm có thiết bị bù đầu nòng. Để tính toán, với phương diện là các số liệu ban đầu, chúng ta sử dụng các số liệu của kết quả bài toán thuật phóng trong của súng máy DShK khi bắn bằng đạn 12,7 × 108 mm [12]. Giả thiết rằng xạ thủ đứng phía sau và lệch một khoảng nhất định so với trục lòng nòng. Điểm khảo sát *i* đại diện cho vị trí tai của xạ thủ có tọa độ trong hệ Oxyz gắn với mặt cắt đầu nòng như sau: x_i = -0.5 m; y_i = 0.6 m; z_i = 1.5 m (vị trí tai xạ thủ). Trong đó: trục Ox trùng với trục lòng nòng, hướng ra phía trước; trục Oy nằm trong mặt phẳng bắn; trục Oz hướng thẳng đứng.



Hình 2. Đồ thị biểu diễn áp suất khí thuốc và vận tốc viên đạn trong nòng

Các số liệu còn lại được tiếp nhận như sau:

Bảng 1. Các số liệu ban đầu

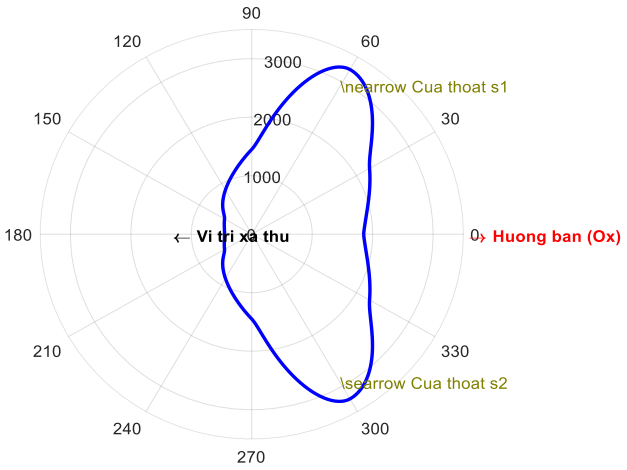
Các tham số	**Mẫu vũ khí**
	DShK
Chỉ số của đạn	57-BZ-542
Khối lượng liều phóng, m_ω, g	16,5
Chiều dài nòng, L, mm	1003
Diện tích tiết diện lòng nòng, S, cm^2	1,32
Đặc trưng kết cấu, σ_x, σ_y	σ_x = 0,08; σ_y = 0,45
Tỷ số nhiệt dung	k = 1,25; k_a = 1,40
Áp suất không khí, p_a, kPa	101,3
Mật độ không khí, ρ_a, kg/m^3	1,225

Theo các số liệu ban đầu nêu trên và hệ các phương trình của mô hình toán học mô tả các quá trình nhiệt khí động lực học trong không gian gần đầu nòng trong hình dạng của sóng đầu nòng. Với mô hình hóa trên máy tính, chúng ta xác định được giá trị của mật độ năng lượng theo góc của sóng đầu nòng $E(\theta)_m$ và các tọa độ $X(\theta)_m$ của các tâm hình dạng sóng trên trục đối xứng ở dạng hàm của góc cực θ.

Các kết quả tính được dẫn ra trong bảng 2.

Bảng 2. Các giá trị mật độ năng lượng theo góc $E(\theta)_m$ và các tọa độ $X(\theta)_m$

DShK 12.7mm có trục đối xứng OX							
θ^o	0	30	60	90	135	150	180
$E(\theta)_m$, J/s	1850	2250	3250	1450	680	520	450
$X(\theta)_m$, m	0,25	0,23	0,20	0,12	0,07	0,04	0,00



Hình 3. Đồ thị phân bố mật độ năng lượng theo góc cực θ

Dựa trên hình 3 ta thấy đường cong biểu diễn các "thùy" năng lượng. ta sẽ thấy hai thùy lớn nhất là nơi các cửa thoát khí S_1 và S_2 tống khí thuốc ra ngoài. Tại vị trí xạ thủ là năng lượng thấp nhất, chứng tỏ loa giảm giật đã bảo vệ xạ thủ khỏi luồng khí trực diện, nhưng vẫn tồn tại năng lượng lan tỏa từ các thùy bên cạnh.

Tiếp theo, khi tiếp nhận các mức cho trước của áp suất dư trên mặt trước của sóng đầu nòng bằng Δp_{mt} = 155, 160 và 165 dB (1,12; 2,00 và 3,56 kPa), từ phương trình (10) chúng ta tìm được các giá trị tương ứng của bán kính không thứ nguyên của sóng đầu nòng R_2, mà theo đó, với mỗi một giá trị của góc cực θ, sử dụng dữ liệu của bảng 2 và biểu thức (7), chúng ra xác định được các giá trị tương ứng của bán kính cực $r_2(\theta)$. Theo các giá trị đã biết $r_2(\theta)$ và $X(\theta)_m$, chúng ta tính các tọa độ của các điểm đẳng áp nằm trong mặt phẳng tác động của xung lượng điều chỉnh nhờ các mối tương quan sau:

- Trong hệ tọa độ OXY:

$$X = X(\theta_m) + r_2(\theta).\cos\theta;\ Y = r_2(\theta).\sin\theta$$

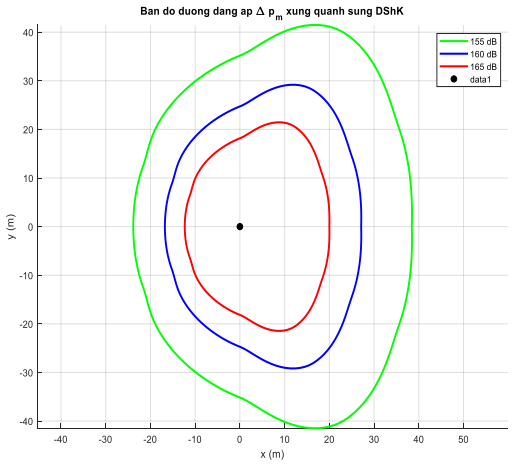
- Trong hệ tọa độ Oxy:

$$x = X\cos\varphi - Y\sin\varphi;\ y = X\sin\varphi + Y\cos\varphi$$

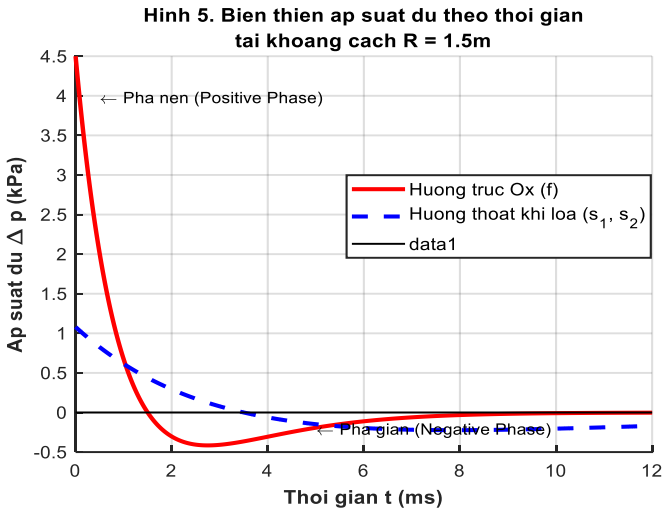
Dựa trên kết quả tính trên hình 1 trong hệ tọa độ Oxy gắn liền với mặt cắt đầu nòng và trục lòng nòng, chúng ta xây dựng các đường đẳng áp với các mức áp suất dư cho trước, tính bằng dB trên mặt trước của sóng trong mặt phẳng tác động của xung lượng điều chỉnh, khi bắn súng DShK .

Bảng 3. Áp suất dư và mức âm thanh theo khoảng cách

STT	Khoảng cách r (m)	Góc cực θ_i (độ)	Bán kính R_2	Áp suất dư Δp_m (kPa)	Mức âm thanh L_m (dB)	Đánh giá nguy cơ
1	0.5	60	3.22	14.25	177.1	Nguy hiểm tức thì (Thủng màng nhỉ)
2	1.0	60	6.45	4.85	167.7	Vượt ngưỡng chấn thương (165 dB)
3	1.5	90	12.10	1.55	157.8	Nguy hiểm cho người đứng cạnh
4	1.5	150	18.52	1.08	154.4	Vị trí tai xạ thủ (cần bảo vệ)



Hình 4. Bản đồ đường đẳng áp xung quanh vị trí bắn



Hình 5. Đồ thị biến thiến Δp theo thời gian

Dựa trên hình 4 ta thấy các đường đẳng áp (165 dB, 160 dB, 155 dB) có hình dạng giống như "cánh bướm" hoặc "lá ba thùy" các bị kéo dài về phía sau và hai bên sườn do tác động của bộ phận giảm giật. Kết quả tính toán cho thấy tại hướng thoát khí của bộ phận giảm giật áp suất dư đạt giá trị cực đại. Dựa trên hình 5 ta thấy tại vị trí t = 0 thì Pmax là thời điểm song xung kích bắt đầu chạm đến vị trí khảo sát, ta thấy đường màu đỏ (liền) biểu diễn áp suất dọc trục nòng ta thấy nó vọt lên rất cao nhưng kết thúc pha nén nhanh, còn đường màu xanh (đứt nét) biểu diễn áp suất tại loa giảm giật áp suất đỉnh thấp hơn nhưng tác động kéo dài hơn.Tại vị trí xạ thủ, do tác động của sóng phản xạ từ mặt đất và sự "bẻ hướng" của bộ phận giảm giật, áp suất dư duy trì ở mức cao, mức áp suất âm thanh tính toán được dao động trong khoảng 154 đến 158 dB (theo bảng 3). Mặc dù dưới ngưỡng chấn thương tức thì (165dB) theo tiêu chuẩn OST 3-12.020-88, nhưng cường độ này gây ra sự mệt mỏi thính giác nhanh chóng và nguy cơ điếc nghề nghiệp cao khi bắn liên thanh dài.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày ảnh hưởng tác động của sóng đầu nòng đến xạ thủ khi bắn súng DShK 12,7 mm. Quá trình lan truyền sóng đầu nòng của DShK đến xạ thủ mang năng lượng lớn và có tính định hướng phức tạp. Việc sử dụng loa giảm giật hình phễu đặc trưng của DShK giúp phân tán bớt áp suất trực diện nhưng lại tạo ra trường âm thanh bao quanh rất mạnh, làm giảm đáng kể áp suất dư và xung lượng áp suất của sóng đầu nòng tại vị trí xạ thủ. Mặc dù mức áp suất âm thanh vẫn vượt ngưỡng cho phép đối với người không có bảo vệ thính giác, nhưng mức độ nguy hiểm đã giảm rõ rệt và việc sử dụng tai nghe bảo vệ thính giác chuyên dụng là bắt buộc. Nghiên cứu có ý nghĩa thực tiễn cho việc phát triển, cải tiến hoặc bổ sung thiết bị đầu nòng nhằm hạn chế tác động âm học lên người bắn.

Tài liệu tham khảo

1. L. I. Sedov (2021), *Similarity and Dimensional Methods in Mechanics*, 10th edition, CRC Press.
2. Konovalov, G. F. (2022), *Voprosy proektirovaniya setey avtomaticheskogo oruzhiya*, Mashinostroenie, Moscow.

3. Phạm Huy Thông (2023**)**, *Khí động lực học trong thiết kế vũ khí bộ binh*, NXB Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
4. Nguyễn Văn Chúc, Cao Giang Nam (2024), *"Nghiên cứu mô phỏng trường áp suất dư vùng đầu nòng súng máy hạng nặng sử dụng thiết bị giảm giật phản lực", Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ Quân sự, số 84.*
5. Smith, J. & Zhang, L. (2025), *"Numerical Simulation of Muzzle Blast Waves from Large Caliber Weapons", International Journal of Ballistics, Vol. 42.*
6. Baker, W. E. (2022), *Explosions in Air*, 2nd edition, University of Texas Press.
7. В.И. Кулагин. В.И. Черезов (1985), *Газодинамика автоматического оружия*. М.: ЦНИИ информации.
8. Anderson, J. D. (2023), *Modern Compressible Flow: With Historical Perspective*, McGraw-Hill Education.
9. Yu.P. Platonov (2009), *Thermo-gas-dynamics of Automatic Weapons*, Mechanical Engineering, Russian.
10. Zeldovich, Y. B. (2021), *Physics of Shock Waves and High-Temperature Hydrodynamic Phenomena*, Dover Publications.
11. Bộ Quốc phòng (2024), *TCVN/QS 12020:2024: Vũ khí bộ binh - Giới hạn áp suất âm thanh và phương pháp đo.*
12. Nguyễn Văn Tỵ, Trần Văn Dũng (2024), "Xây dựng mô hình toán học và giải bài toán thuật phóng trong cho súng máy hạng nặng 12,7 mm có xét đến ảnh hưởng của thiết bị đầu nòng", *Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ Quân sự*, Số 86, tr. 45-52.

Investigation of the Propagation Process of Muzzle Waves when Firing a 12.7 mm DShK Machine Gun

Abstract: *This paper presents a study on the gas dynamics and muzzle blast wave propagation during the firing of the DShK 12.7 mm heavy machine gun. Utilizing a thermo-gasdynamic modeling approach, the research provides a detailed description of the propellant gas expansion, characterized by a combination of translational motion and radial deformation. Overpressure fields and isobaric patterns were computationally analyzed. The results indicate that the muzzle device significantly deforms the gas field structure, concentrating energy and shifting high-pressure regions toward the rear, thereby exerting a direct impact on the gunner's position. This study establishes a crucial theoretical foundation for acoustic safety assessment and the optimization of protective equipment design for heavy machine gun crews.*

Keywords: DShK machine gun; muzzle gas flow; muzzle wave; muzzle device.

Nghiên cứu độ ổn định của pháo 130mm - M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn

Vũ Hồng Quân[1*], Nguyễn Duy Phồn[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Phòng HC-KT, Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: vuhongquanngoc@gmail.com; Tel: 0343503894*

Tóm tắt

Trước yêu cầu ngày càng cao của chiến tranh hiện đại, Quân đội ta đang có xu hướng đẩy mạnh tăng cường tính cơ động nhằm đáp ứng linh hoạt các phương án tác chiến. Trong những năm gần đây, một trong những hướng tiếp cận được đặt ra nhằm nâng cao khả năng cơ động cho pháo binh là từng bước tích hợp các hệ thống pháo mặt đất lên các phương tiện cơ động. Bài báo trình bày phương pháp xác định các thông số đánh giá độ ổn định khi bắn của pháo 130 mm - M46 được lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560. Mô hình động lực học được thiết lập dựa trên nguyên lý D'Alembert, cho phép mô phỏng chính xác trạng thái chịu lực và phản ứng của hệ thống trong quá trình bắn. Các kết quả nghiên cứu không chỉ phục vụ kiểm tra, đánh giá độ ổn định của tổ hợp xe - pháo mà còn là cơ sở khoa học quan trọng phục vụ công tác nghiên cứu, tính toán và tối ưu hóa cấu trúc của tổ hợp này trong giai đoạn thiết kế và phát triển sau này.

Từ khóa: *Pháo 130 mm-M46, xe cơ sở Kamaz 6560, độ ổn định khi bắn.*

1. Mở đầu

Ngày nay, các hệ thống pháo đặt trên xe bánh lốp đang là tâm điểm của cuộc cách mạng về pháo binh. Bởi vì nó có những ưu điểm vượt trội như khả năng sống sót cao hơn, tính cơ động chiến lược và chiến thuật cao hơn... [1-3]. Mặt khác, so với xe xích, xe bánh lốp có nhiều tính năng tốt hơn, như tăng tốc độ và tính cơ động do trọng lượng nhẹ hơn. Do đó, nó làm tăng tính cơ động chiến lược, đặc biệt là về khả năng vận chuyển bằng đường hàng không [4]. Điều này phù hợp với yêu cầu của chiến tranh hiện đại.

Theo xu hướng đó, chính sách thiết kế, chế tạo và tích hợp một số tổ hợp pháo trên xe cơ động đã được hình thành ở nhiều quốc gia trên thế giới. Nhiều sản phẩm theo xu hướng nghiên cứu này đã được chế tạo và trang bị trong quân đội của nhiều nước. Trong quá trình thiết kế cũng như thử nghiệm hệ thống xe-pháo sau khi chế tạo, cần phải nghiên cứu các đặc tính động lực học khi bắn. Qua đó, có thể xác định các thông số để đánh giá độ ổn định khi bắn, [5-6].

Bài báo này trình bày phương pháp xác định một số thông số để đánh giá độ ổn định của pháo 130 mm-M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn. Kết quả nghiên cứu được trình bày trong bài báo này được sử dụng để đánh giá độ ổn định khi bắn của pháo 130 mm - M46 khi lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn. Ngoài ra, nó cũng có thể được áp dụng trong nghiên cứu và tính toán thiết kế để giúp tối ưu hóa kết cấu của hệ thống xe-pháo.

2. Mô hình tính toán

Các giả thiết để xây dựng mô hình tính toán:

- Khi bắn, khối lượng của toàn bộ tổ hợp đặt trên hai chân chống thuỷ lực và 2 bánh trước. Ngoại lực tác dụng lên tổ hợp là lực của phát bắn P. Khảo sát động lực học dao động của tổ hợp khi bắn nhằm xác định các thông số dao động theo các bậc tự do của tổ hợp;

- Nghiên cứu dao động tổ hợp theo 3 bậc tự do là chuyển dịch theo phương Z, góc lắc dọc β, góc lắc ngang θ. Các phương khác xem như được hạn chế bởi kết cấu tổ hợp;

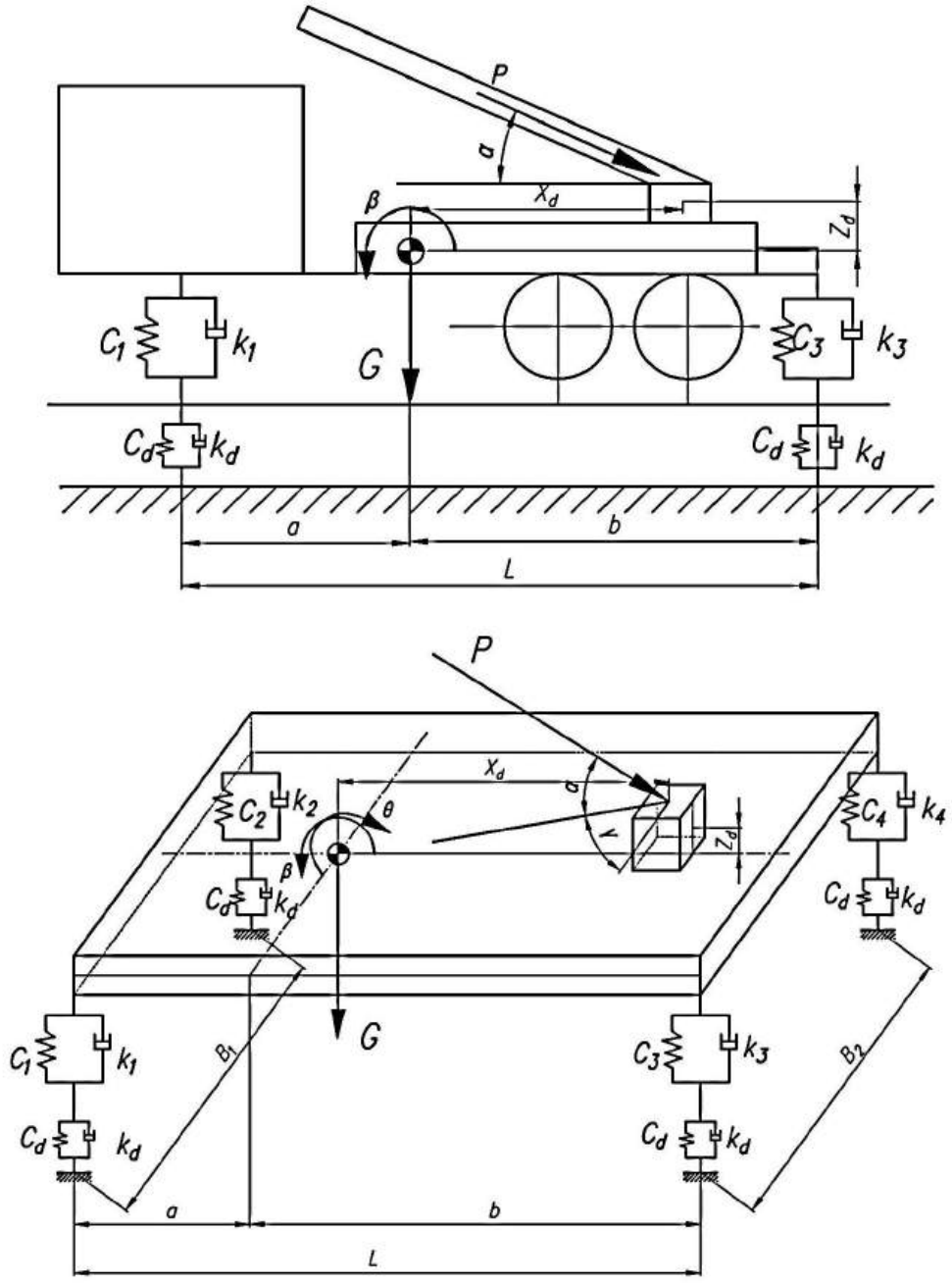
- Pháo được xem gắn cứng với sàn xe, toàn bộ khối lượng tổ hợp được gắn lên coi như là vật cứng tuyệt đối;

- Khi bắn góc tầm và góc hướng được chọn trước và xem như không thay đổi do lực phát bắn;

- Lực phát bắn được xem là lực tập trung, khi bắn là một dạng hàm xung lực theo chu kỳ lực phát bắn;

- Khi bắn tổ hợp đặt trên nền đất có sự đàn hồi và độ cản giảm chấn.

Từ các giả thiết ở trên, ta có mô hình vật lý của tổ hợp như hình sau:



Hình 1: Mô hình tính toán động lực học của pháo khi lắp trên xe cơ sở

Với những giả thiết đó, mô hình động lực học tổ hợp bắn trên 2 chân chống và 2 bánh xe trước gồm 3 bậc tự do: dịch chuyển thẳng đứng của khối tâm thân xe *z*; góc lắc dọc của thân tổ hợp; góc lắc ngang của thân tổ hợp.

Các tham số ký hiệu trên mô hình bao gồm:

m - Khối lượng thân tổ hợp; P - Lực phát bắn (phụ thuộc vào loạt bắn); α - Góc tầm của pháo; - Góc hướng của pháo φ; X_d - Khoảng cách từ ngõng quay của pháo đến trọng tâm tổ hợp; Z_d - Độ cao từ ngõng quay của pháo đến trọng tâm tổ hợp; c_1, c_2, c_3, c_4 - Độ đàn hồi của chân chống 1, 2, 3, 4. Các chân chống được lựa chọn sao cho $c_1 = c_2 = c_3 = c_4 = c$; k_1, k_2, k_3, k_4 - Độ cản giảm chấn của chân chống 1, 2, 3, 4. Các chân chống được lựa chọn sao cho $k_1 = k_2 = k_3 = k_4 = k$; k_d - Độ cản giảm chấn của đất; c_d - Độ đàn hồi của đất, L - Khoảng cách từ chân chống trước tới chân chống sau, B' - Khoảng cách từ chân chống trái tới chân chống phải.

3. Nghiên cứu khảo sát độ ổn định của pháo 130mm - M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn

3.1. Thiết lập hệ phương trình vi phân dao động của cơ hệ

Từ mô hình tính toán động lực học của pháo khi lắp trên xe cơ sở. Ta có hệ phương trình mô tả trạng thái của tổ hợp.

Áp dụng nguyên lý D'Alembert thiết lập hệ phương trình vi phân

- Phương trình cân bằng lực theo phương Z:

$$m\ddot{z} = -k_{td1}\dot{z}_1 - k_{td2}\dot{z}_2 - k_{td3}\dot{z}_3 - k_{td4}\dot{z}_4 - c_{td1}z_1 - c_{td2}z_2 - c_{td3}z_3 - c_{td4}z_4 - P\sin\alpha\cos\varphi \quad (1)$$

Trong đó, độ cản tương đương được tính:

$$k_{td1} = \frac{k_1 k_d}{k_1 + k_d}; k_{td2} = \frac{k_2 k_d}{k_2 + k_d}; k_{td3} = \frac{k_3 k_d}{k_3 + k_d}; k_{td4} = \frac{k_4 k_d}{k_4 + k_d}$$

Độ cứng tương đương được tính:

$$c_{td1} = \frac{c_1 c_d}{c_1 + c_d}; c_{td2} = \frac{c_2 c_d}{c_2 + c_d}; c_{td3} = \frac{c_3 c_d}{c_3 + c_d}; c_{td4} = \frac{c_4 c_d}{c_4 + c_d}$$

- Phương trình cân bằng mô men tác dụng lên khối lượng treo trong mặt phẳng *XOZ*:

$$\begin{aligned} J_Y\ddot{\beta} = &-\left[\left(c_{td1}z_1 + c_{td2}z_2\right) + \left(k_{td1}\dot{z}_1 + k_{td2}\dot{z}_2\right)\right]a \\ &-\left[\left(c_{td3}z_3 + c_{td4}z_4\right) + \left(k_{td3}\dot{z}_3 + k_{td4}\dot{z}_4\right)\right]b \\ &-P\cos\alpha\cos\varphi Z_d + P\sin\alpha\cos\varphi X_d \end{aligned} \quad (2)$$

- Phương trình cân bằng mô men tác dụng lên tổ hợp trong mặt phẳng *YOZ*:

$$J_X\ddot{\theta} = \left[\left(c_{td1}z_1 + c_{td4}z_4\right) + \left(k_{td1}\dot{z}_1 + k_{td4}\dot{z}_4\right)\right]\frac{B'}{2} - \left[\left(c_{td2}z_2 + c_{td3}z_3\right) + \left(k_{td2}\dot{z}_2 + k_{td3}\dot{z}_3\right)\right]\frac{B'}{2} \quad (3)$$

$$-P\cos\alpha\sin\varphi Z_d$$

Vì các góc β, θ nhỏ nên ta có quan hệ sau:

$$z_1 = z - \left(a\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) \quad z_2 = z - \left(a\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) \quad z_3 = z + \left(b\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) \quad z_4 = z + \left(b\beta - \frac{B'}{2}\theta\right)$$

$$\dot{z}_1 = \dot{z} - \left(a\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \quad \dot{z}_2 = \dot{z} - \left(a\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \quad \dot{z}_3 = \dot{z} + \left(b\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \quad \dot{z}_4 = \dot{z} + \left(b\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right)$$

Thay các giá trị này vào phương trình (1), (2), (3) ta có hệ 3 phương trình:

$$\begin{aligned} m\ddot{z} = &-c_{td1}\left(z - a\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) - c_{td2}\left(z - a\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) - c_{td3}\left(z + b\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) \\ &- c_{td4}\left(z + b\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) - k_{td1}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) - k_{td2}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \\ &- k_{td3}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) - k_{td4}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) - P\sin\alpha\cos\varphi \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} J_y\ddot{\beta} = &\, a\left[\begin{array}{l} c_{td1}\left(z - a\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) + c_{td2}\left(z - a\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) \\ + k_{td1}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) + k_{td2}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \end{array}\right] \\ &- b\left[\begin{array}{l} c_{td3}\left(z + b\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) + c_{td4}\left(z + b\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) \\ + k_{td3}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) + k_{td4}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) \end{array}\right] \\ &- P\cos\alpha\cos\varphi Z_d + P\sin\alpha\cos\varphi X_d \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} J_x\ddot{\theta} = &\frac{B'}{2}\left[c_{td1}\left(z - a\beta - \frac{B'}{2}\theta\right) + c_{td4}\left(z + b\beta - \frac{B'}{2}\theta\right)\right] \\ &+ \frac{B'}{2}\left[k_{td1}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) - k_{td4}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} - \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right)\right] \\ &- \frac{B'}{2}\left[c_{td2}\left(z - a\beta + \frac{B'}{2}\theta\right) + c_{td3}\left(z + b\beta + \frac{B'}{2}\theta\right)\right] \\ &- \frac{B'}{2}\left[k_{td2}\left(\dot{z} - a\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right) + k_{td3}\left(\dot{z} + b\dot{\beta} + \frac{B'}{2}\dot{\theta}\right)\right] \\ &- P\cos\alpha\sin\varphi Z_d \end{aligned} \quad (6)$$

Biểu diễn hệ các phương trình (4),(5),(6) dưới dạng ma trận:

$$[M]\{\ddot{q}\} + [K]\{\dot{q}\} + [C]\{q\} = \{F\}$$

Trong đó:

$[M]$ - ma trận khối lượng; $[K]$ - Ma trận độ cản; $[C]$ - Ma trận độ cứng; $\{F\}$ - Véc tơ lực kích thích; $\{q\} = [Z \ \beta \ \theta]^T$ - Véc tơ các tọa độ suy rộng;

Khi đó biểu thức tính các phần tử của các ma trận như sau:

$$[M] = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & J_y & 0 \\ 0 & 0 & J_x \end{bmatrix}; [K] = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} \end{bmatrix}; [C] = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \end{bmatrix}$$

Ma trận độ cản $[K]$ với các phần tử được liệt kê theo từng hàng như sau:

$$k_{11} = -k_{td1} - k_{td2} - k_{td3} - k_{td4}; k_{12} = ak_{td1} + ak_{td2} - bk_{td3} - bk_{td4}; k_{13} = \frac{B'}{2}k_{td1} - \frac{B'}{2}k_{td2} - \frac{B'}{2}k_{td3} + \frac{B'}{2}k_{td4}$$

$$k_{21} = ak_{td1} + ak_{td2} - bk_{td3} - bk_{td4}; k_{22} = -a^2k_{td1} - a^2k_{td2} - b^2k_{td3} - b^2k_{td4}$$

$$k_{23} = -a\frac{B'}{2}k_{td1} + a\frac{B'}{2}k_{td2} - b\frac{B'}{2}k_{td3} + b\frac{B'}{2}k_{td4}; k_{31} = \frac{B'}{2}k_{td1} - \frac{B'}{2}k_{td2} - \frac{B'}{2}k_{td3} + \frac{B'}{2}k_{td4}$$

$$k_{32} = -a\frac{B'}{2}k_{td1} + a\frac{B'}{2}k_{td2} - a\frac{B'}{2}k_{td3} + a\frac{B'}{2}k_{td4}; k_{33} = -\frac{B'^2}{4}k_{td1} - \frac{B'^2}{4}k_{td2} - \frac{B'^2}{4}k_{td3} - \frac{B'^2}{4}k_{td4}$$

Các phần tử của ma trận độ cứng $[C]$ cũng được liệt kê theo từng hàng như sau:

$$c_{11} = -c_{td1} - c_{td2} - c_{td3} - c_{td4}; c_{12} = ac_{td1} + ac_{td2} - bc_{td3} - bc_{td4}; c_{13} = \frac{B'}{2}c_{td1} - \frac{B'}{2}c_{td2} - \frac{B'}{2}c_{td3} + \frac{B'}{2}c_{td4}$$

$$c_{21} = ac_{td1} + ac_{td2} - bc_{td3} - bc_{td4}; c_{22} = -a^2c_{td1} - a^2c_{td2} - b^2c_{td3} - b^2c_{td4}$$

$$c_{23} = -a\frac{B'}{2}c_{td1} + a\frac{B'}{2}c_{td2} - b\frac{B'}{2}c_{td3} + b\frac{B'}{2}c_{td4}; c_{31} = \frac{B'}{2}c_{td1} - \frac{B'}{2}c_{td2} - \frac{B'}{2}c_{td3} + \frac{B'}{2}c_{td4}$$

$$c_{32} = -a\frac{B'}{2}c_{td1} + a\frac{B'}{2}c_{td2} - b\frac{B'}{2}c_{td3} + b\frac{B'}{2}c_{td4}; c_{33} = -\frac{B'^2}{4}c_{td1} - \frac{B'^2}{4}c_{td2} - \frac{B'^2}{4}c_{td3} - \frac{B'^2}{4}c_{td4}$$

Véc tơ lực kích thích:

$$\{F\} = \begin{Bmatrix} -P\cos\varphi\sin\alpha \\ P\cos\varphi\sin\alpha X_d - P\cos\varphi\sin\alpha Z_d \\ -P\sin\varphi\cos\alpha Z_d \end{Bmatrix}$$

Trong đó, lực kích thích P là lực tác động khi bắn được biểu diễn hàm lực kích thích là hàm xung lực theo thời gian như trường hợp bắn trên hệ thống treo.

3.2. Khảo sát dao động của tổ hợp khi bắn

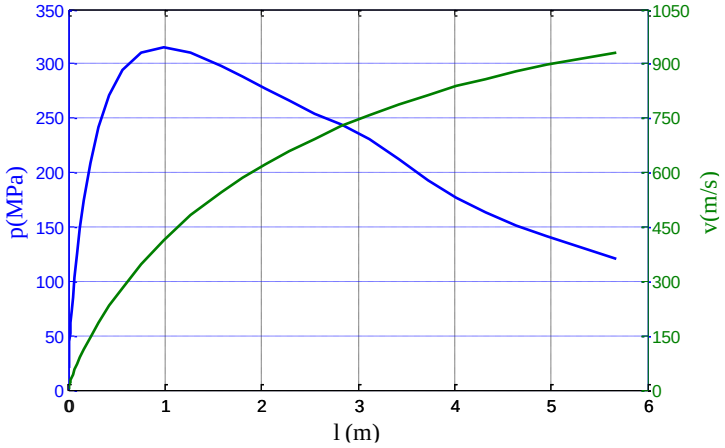
Bảng 1: Thông số đầu vào của bài toán giao động

STT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng toàn bộ của xe	m	23120	kg
2	Khoảng cách từ chân chống đến tâm vết tiếp xúc của bánh xe cầu trước	L	8,94	m
3	Khoảng cách từ trọng tâm của xe đến cầu trước	a	3,985	m
4	Khoảng cách từ trọng tâm của xe chân chống	b	4,985	m
5	Mô men quán tính khối lượng phần treo đối với trục ngang Oy	J_y	99175	kgm^2
6	Mô men quán tính khối lượng phần treo đối với trục ngang Oy	J_x	80018	kgm^2
7	Độ cứng của chân chống	C_1	1247000	N/m
8	Độ cứng phần cầu trước	C_2	800000	N/m
9	Hệ số cản giảm chấn (nén/trả) của cầu trước	K_1	24000/78000	N.s/m
10	Hệ số cản giảm chấn của chân chống	K_{L1}	1280000	Ns/m

Tham khảo tài liệu [4]. Ta có kết quả bài toán thuật phóng trong như sau:

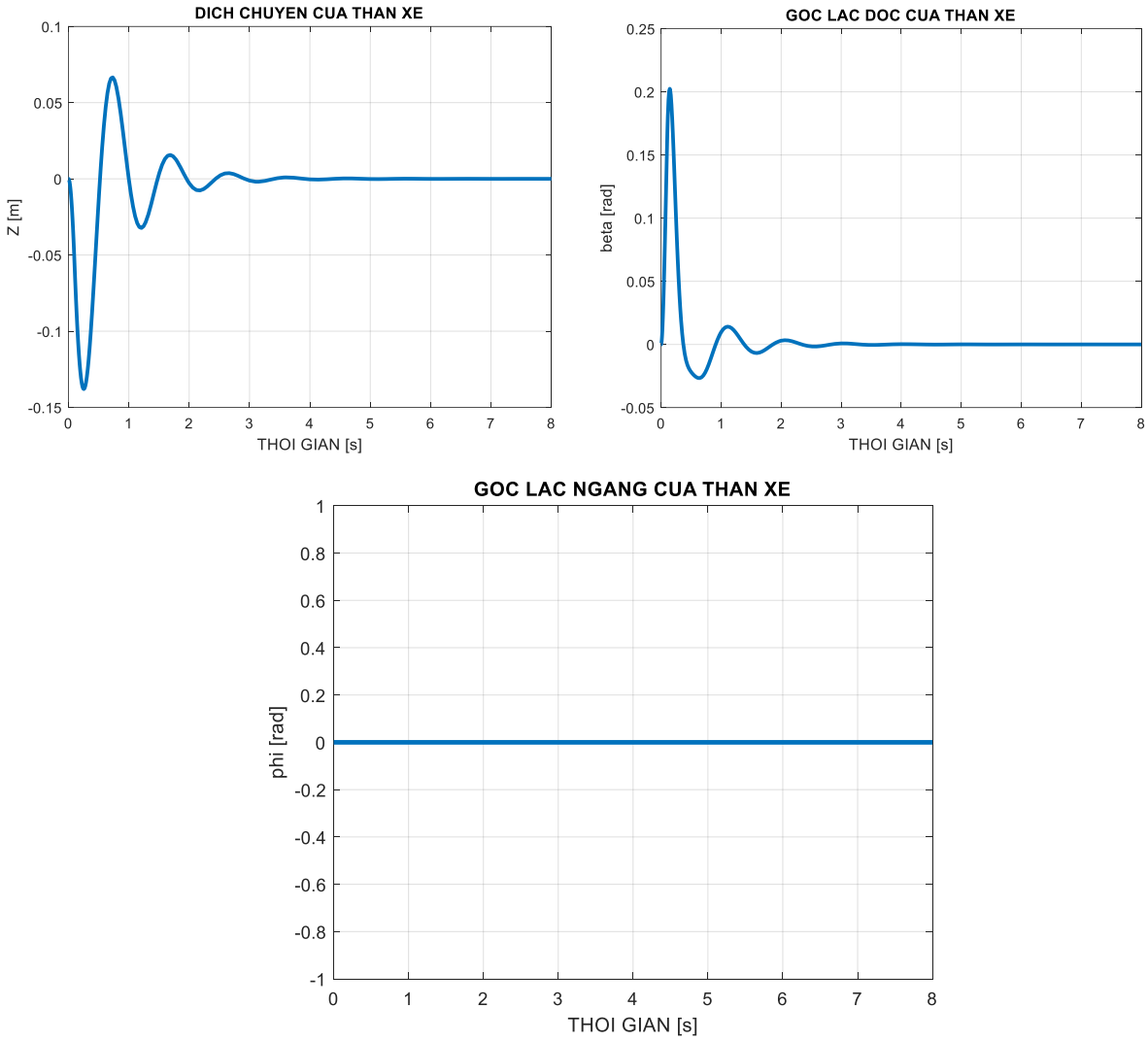
+ Áp suất khí thuốc lớn nhất: 311,12 MPa

+ Vận tốc lớn nhất lúc đạn rời khỏi miệng nòng: 924,91 m/s



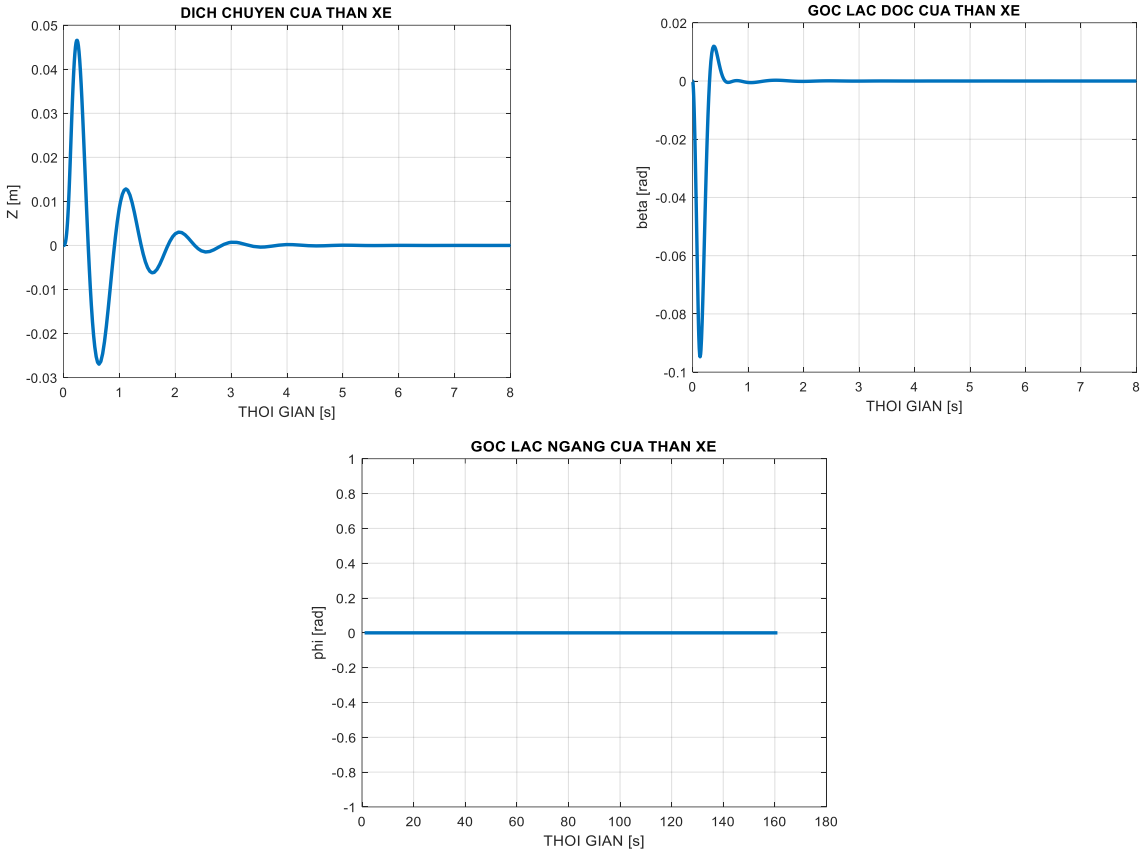
Hình 2. Đồ thị áp suất và vận tốc theo quãng đường chuyển động của đạn

- Khảo sát khi bắn góc tầm $\alpha = 45^0$, góc hướng $\beta = 0^0$



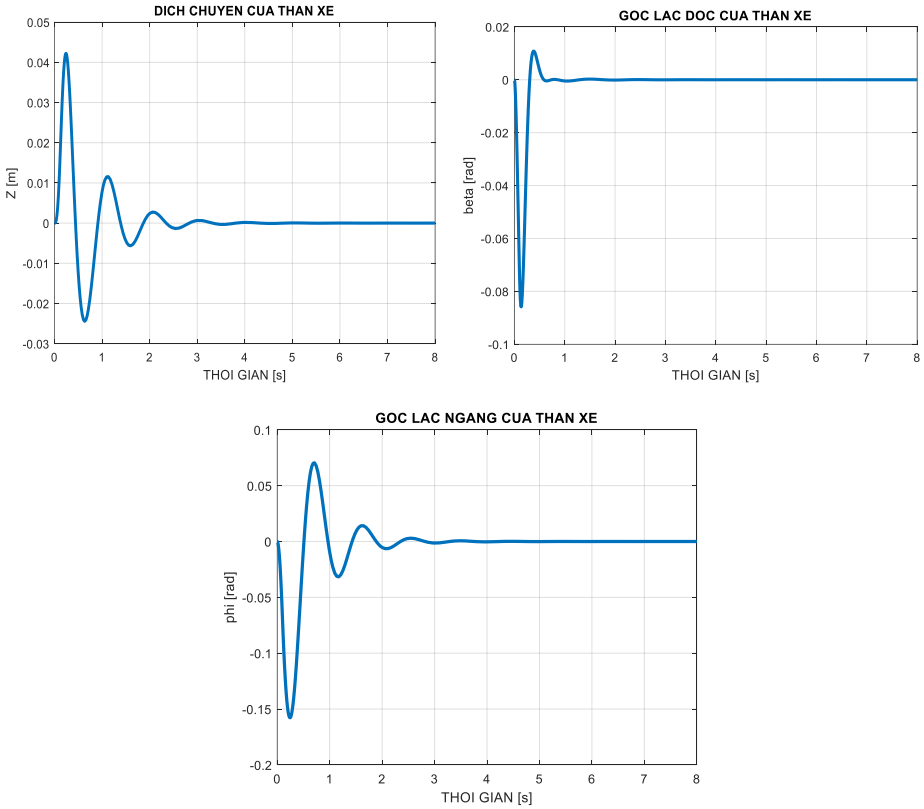
Hình 3. Đồ thị dao động của tổ hợp khi bắn ở góc tầm $\alpha = 45^0$, góc hướng $\beta = 0^0$

- Khảo sát khi góc tầm $\alpha = 0^0$; góc hướng $\beta = 0^0$



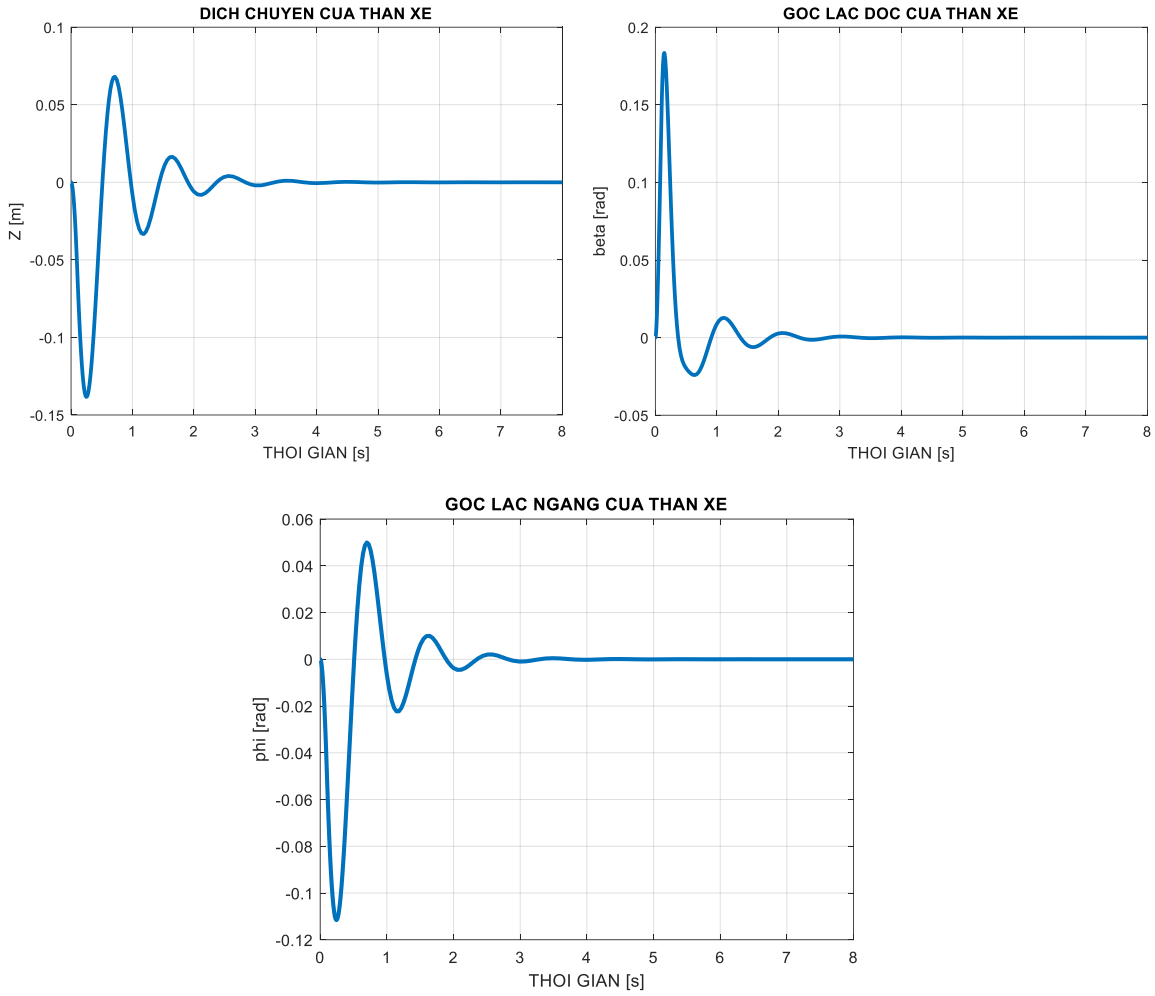
Hình 4. Đồ thị dao động của tổ hợp khi bắn ở góc tầm α= 0^0, góc hướng β=0^0

- Khảo sát khi góc tầm α= 0^0, góc hướng β=25^0 hoặc β=-25^0



Hình 5. Đồ thị dao động của tổ hợp khi bắn ở góc tầm α = 0^0, góc hướng β = 25^0 hoặc β = -25^0

- Khảo sát khi góc tầm α = 45^0, góc hướng β = 25^0 hoặc β= -25^0



Hình 6. Đồ thị dao động của tổ hợp khi bắn ở góc tầm $\alpha = 45^0$*, góc hướng* $\beta = 25^0$ *hoặc* $\beta = -25^0$

Căn cứ vào kết quả khảo sát nhận thấy rằng, dịch chuyển của tổ hợp xe pháo nhỏ, khả năng ổn định sau phát bắn nhanh, các góc lắc dọc và ngang đảm bảo tổ hợp không bị lật. Tuy nhiên, các thông số này chỉ phục vụ cho nghiên cứu lý thuyết. Sự thành công của các kết quả tính toán phụ thuộc vào việc kiểm chứng thực nghiệm các thông số đầu vào cũng như các hệ số thực nghiệm

4. Kết luận

Đánh giá độ ổn định khi bắn là một vấn đề rất quan trọng khi tính toán và thử nghiệm pháo binh nói chung. Bài báo trình bày một phương pháp xây dựng mô hình động lực học của pháo 130 mm - M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560. Thiết lập hệ phương trình vi phân dao động cho tổ hợp dựa trên nguyên lý D'Alembert. Qua đó giải được bài toán dao động của tổ hợp xe pháo bằng phương pháp số. Kết quả nghiên cứu của bài báo góp phần vào đánh giá độ ổn định của pháo 130 mm - M46 lắp trên xe cơ sở Kamaz 6560 khi bắn.

Tài liệu tham khảo

1. SOSNOWICZ, R., WACHOWIAK, P. and DORCZUK, M (2011), *Conception of military vehicle classification*, Journal of KONES.
2. Bien, V. V., Macko, M., Dung, N. T., Phon, N. D., Hai, N. T., & Tuan, B. T (2021), *Dynamic Simulation Analysis and Optimization of Firing Rate of Rocket Launchers on Wheeled Vehicles*, Advances in Military Technology.

3. NGUYEN, D.P (2021), *Research Technical Solution for Reducing Oscillations of Weapons Mounted on the Vehicle*, International Conference on Military Technologies.
4. YEAN, T. C., HONG, M. S. and YEW, V (2013), *Fighting Vehicle Technology*, DSTA Horizons.
5. Bien, V. V., Phuc, T. V., & Macko, M (2021), *Effect of Some Structural Parameters on Firing Stability of Shooter-Weapon System*, Advances in Military Technology.
6. VO, V.B., P. KONECNY, and P.D. NGUYEN (2021), *Effect of Shot Duration on the Firing Accuracy when Burst Fire of Unguided Rockets*, International Conference on Military Technologies.
7. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện KTQS, Hà Nội.
8. Khổng Đình Tuy (2003), *Nguyên lý kết cấu vũ khí có nòng*, HVKTQS.
9. Đỗ Văn Điệp (2011), *Nâng cao độ ổn định bắn của súng pháo trên nền đàn hồi*, Luận án tiến sĩ kỹ thuật.

Study on the stability of the 130 mm M-46 artillery mounted on a KAMAZ 6560 chassis during firing

Abstract: *At present, our military is oriented toward enhancing mobility to meet the requirements of modern warfare. Accordingly, in recent years, a solution aimed at improving the operational mobility of artillery has been proposed, involving the gradual integration of certain towed artillery systems onto mobile platforms. This paper presents a method for determining the parameters used to evaluate the firing stability of a 130 mm M-46 artillery system mounted on a Kamaz 6560 chassis. A dynamic model is developed based on D'Alembert's principle. The results obtained in this study are used to assess the firing stability of the 130 mm M-46 artillery system mounted on the Kamaz 6560 chassis. These results also provide a scientific basis for research and design calculations aimed at optimizing the structural configuration of the vehicle–artillery system.*

Keywords: 130 mm M-46 artillery gun; KamAZ 6560 vehicle; firing stability.

Đánh giá ảnh hưởng của chiều dài nòng đến các đặc tính thuật phóng của một số loại súng bộ binh sản xuất tại Việt Nam

Vũ Xuân Ngưng[1], Nguyễn Văn Hưng[1]

[1]Học viện kỹ thuật quân sự

Email: connhenma1901@gmail.com; Tel: 0966971347

Tóm tắt:

Chiều dài nòng là một trong những tham số kết cấu quan trọng ảnh hưởng trực tiếp đến quá trình thuật phóng trong và các đặc tính chuyển động của đầu đạn. Trong bối cảnh các dòng súng bộ binh do Việt Nam sản xuất ngày càng đa dạng về chủng loại và chiều dài nòng khác nhau, nên nhu cầu đánh giá một cách hệ thống ảnh hưởng của chiều dài nòng đến các thông số thuật phóng trong trở nên cần thiết nhằm hỗ trợ định hướng thiết kế, hiện đại hoá và tiêu chuẩn hoá vũ khí. Bài báo tập trung xây dựng một mô hình toán học dùng để đánh giá ảnh hưởng của các mức chiều dài nòng khác nhau đến một số đặc tính thuật phóng chủ yếu (bao gồm áp suất lớn nhất trong buồng đạn và sơ tốc đầu nòng). Đối tượng nghiên cứu là một số mẫu súng bộ binh tiêu biểu đang được sản xuất trong nước. Độ chính xác của mô hình được đánh giá thông qua kết quả thử nghiệm sơ tốc đầu nòng. Kết quả nghiên cứu cho thấy chiều dài nòng có ảnh hưởng rõ rệt đến áp suất cực đại và sơ tốc đầu nòng. Các phân tích thu được trong bài báo là cơ sở khoa học quan trọng cho việc lựa chọn, điều chỉnh chiều dài nòng phù hợp trong thiết kế, chế tạo vũ khí bộ binh Việt Nam, đồng thời góp phần nâng cao tính năng chiến - kỹ thuật của các dòng súng hiện có.

Từ khóa: *Chiều dài nòng; thuật phóng trong; áp suất trong buồng đạn; sơ tốc đầu nòng*

1. Đặt vấn đề

Trong trang bị quân đội ta, có thể thấy cùng một loại đạn có thể sử dụng cho nhiều loại súng khác nhau (đạn 7,62 mm × 25 mm K51T có thể dùng cho các loại súng ngắn 7,62 mm TT-33; 7,62 mm K54; 7,62 mm K14VN, ... hoặc đạn 7,62 mm × 39 mm có thể dùng cho các dòng súng 7,62 mm AK; 7,62 mm STV215; 7,62 mm STV380...) [1-2]. Hiện tại, Việt Nam đã làm chủ công nghệ sản xuất các loại súng cỡ 12,7 mm trở xuống [3]. Trong đó mặc dù bắn cùng loại đạn nhưng chiều dài nòng của các loại súng này lại khác nhau. Như vậy tính năng chiến kỹ thuật của súng sẽ thay đổi, đặc biệt là các đặc tính thuật phóng. Tuy nhiên, mức độ thay đổi cụ thể thì chưa được nghiên cứu sâu đối với các công trình đã công bố trong nước. Mới chỉ có một số công trình của nước ngoài quan tâm đến vấn đề này bằng phương pháp thực nghiệm [4-6].



Hình 1. Súng tiểu liên STV380 do Việt Nam sản xuất

Để có thêm cơ sở khoa học nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài nòng đến đặc tính thuật phóng trong của súng bộ binh có nòng rãnh xoắn, bài báo này sẽ trình bày một mô hình toán học nghiên cứu về vấn đề này. Đối tượng áp dụng tính toán trong đề án là 02 loại súng ngắn (7,62 mm K54-VN; 7,62 mm K14VN bắn đạn 7,62 mm × 25 mm K51T) và 03 loại súng tiểu liên (7,62 mm AKM; 7,62 mm STV215; 7,62 mm STV380 bắn đạn 7,62 mm × 39 mm) do Việt Nam sản xuất. Một số luận giải trên đây cho thấy cơ sở khoa học và thực tiễn của bài báo.

2. Xây dựng mô hình

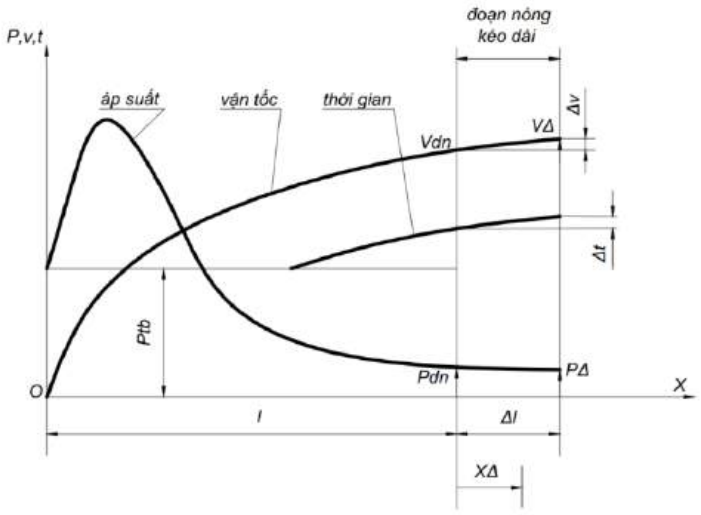
Bên cạnh các giả thiết khi nghiên cứu thuật phóng trong của súng pháo thông thường [7], để xây dựng được mô hình tác giả sử dụng thêm các giả thiết:

- Thuốc phóng cháy hết hoàn toàn trước khi đầu đạn ra khỏi miệng nòng.

- Năng lượng khí thuốc chuyển hoàn toàn cho đầu đạn.

- Quá trình đầu đạn chuyển động trong lòng nòng có thể coi khí thuốc và đầu đạn là một hệ kín (hệ nhiệt động không trao đổi vật chất với môi trường xung quanh, chỉ trao đổi năng lượng (nhiệt và công).

Theo đó, sự thay đổi áp suất trong lòng nòng và vận tốc đầu đạn theo quãng đường chuyển động của đầu đạn được biểu diễn theo hình 2 như sau:



Hình 2. Sự thay đổi áp suất trong lòng nòng và vận tốc đầu đạn theo quãng đường chuyển động của đầu đạn

2.1 Ảnh hưởng của chiều dài nòng đến áp suất khí thuốc

Với giả thiết thuốc phóng cháy hết hoàn toàn trước khi đầu đạn ra khỏi miệng nòng, xuất phát từ phương trình cơ bản của nhiệt động lực học đối với quá trình đa biến ta có:

$$p.V^{\gamma} = \text{constant} \quad (1)$$

Trong đó: p – Áp suất trong lòng nòng; γ - Chỉ số đa biến; V – Thể tích khoảng không gian phía sau đáy đạn. Thể tích này bao gồm thể tích buồng đạn, thể tích đoạn trụ lòng nòng phía sau đáy đạn và thể tích riêng của khí thuốc như công thức sau:

$$V = V_B + A.l - \eta.\omega \quad (2)$$

Trong đó: V_B – thể tích buồng đạn; A – Diện tích mặt cắt ngang lòng nòng; l – Quãng đường chuyển động của đầu đạn trong lòng nòng; η - Lượng cộng tích khí thuốc; ω - Khối lượng liều phóng.

Công thức (2) có thể viết lại như sau:

$$V = \frac{\omega}{\Delta} + A.l - \eta.\omega = A.l + \omega.\left(\frac{1}{\Delta} - \eta\right) \quad (3)$$

Tuy nhiên, giá trị của $\omega.\left(\frac{1}{\Delta}-\eta\right)$ thường rất nhỏ, do đó $V \approx A.l$. Như vậy, khi nòng súng dài thêm một đoạn Δl thì:

$$p_{\Delta}.\left[A\left(l+x_{\Delta}\right)\right]^{\gamma} = p_{dn}.(A.l)^{\gamma} \tag{4}$$

Trong đó: p_{Δ} - áp suất khí thuốc trong lòng nòng tại thời điểm đạn bắt đầu chuyển động được quãng đường $l+x_{\Delta}$.

Như vậy, mối quan hệ giữa áp suất trong lòng nòng với chiều dài nòng tăng lên được tính theo công thức:

$$p_{\Delta} = p_{dn}.\left(1+\frac{x_{\Delta}}{l}\right)^{-\gamma} \tag{5}$$

Tại thời điểm đầu đạn rời khỏi miệng nòng (khi đã tăng chiều dài nòng) thì áp suất đạt được là:

$$p_{\Delta dn} = p_{dn}.\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{-\gamma} \tag{6}$$

2.2. Ảnh hưởng của chiều dài nòng đến vận tốc đầu đạn và thời gian chuyển động trong nòng

Theo định luật bảo toàn động lượng ta có:

$$A.p_{\Delta}.dt = m^{*}.dv \tag{7}$$

Trong đó: $m^{*} = m_{p}+\xi.\omega$; m_{p} - Khối lượng đầu đạn; ξ - Hệ số ảnh hưởng khối lượng của thuốc phóng, hay

$$dv = \frac{A.p_{\Delta}}{m^{*}}.dt \tag{8}$$

Thay *dt* bằng $\frac{dx_{\Delta}}{v}$ vào (8), ta được:

$$v.dv = \frac{A.p_{\Delta}}{m^{*}}.dx_{\Delta} \tag{9}$$

Thay p_{Δ} từ (5) vào (9) ta được:

$$v.dv = \frac{A.p_{dn}}{m^{*}}.\left(1+\frac{x_{\Delta}}{l}\right)^{-\gamma}.dx_{\Delta} \tag{10}$$

Tích phân 2 vế với các cận tương ứng: cận của v từ v_{dn} đến $v_{dn}+\Delta_{v}$ và cận của x_{Δ} từ 0 đến Δl , ta được:

$$\int_{v_{dn}}^{v_{dn}+\Delta_{v}} v.dv = \frac{A.p_{dn}}{m^{*}}.\int_{0}^{\Delta l}\left(1+\frac{x_{\Delta}}{l}\right)^{-\gamma}.dx_{\Delta} \tag{11}$$

Xét vế trái:

$$\text{VT} = \frac{1}{2}\left[\left(v_{dn}+\Delta v\right)^2 - v_{dn}^2\right] = \frac{v_{dn}^2}{2}\left[\left(1+\frac{\Delta_v}{v_{dn}}\right)^2 - 1\right] \tag{12}$$

Xét vế phải: Đặt $u = \frac{x_\Delta}{l}$, suy ra: $dx_\Delta = l.du$ và cận $x: 0 \to \Delta l$ tương ứng với cận $u: 0 \to \frac{\Delta l}{l}$. Ta có:

$$\text{VP} = \frac{A.p_{dn}}{m^*}.l.\int_0^{\frac{\Delta l}{l}} (1+u)^{-\gamma}.du = \frac{A.p_{dn}}{m^*}.\frac{l}{1-\gamma}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right] \tag{13}$$

Ghép VT = VP ta được:

$$\frac{v_{dn}^2}{2}\left[\left(1+\frac{\Delta_v}{v_{dn}}\right)^2 - 1\right] = \frac{A.p_{dn}}{m^*}.\frac{l}{(1-\gamma)}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right] \tag{14}$$

Mặt khác, nếu ký hiệu p_{tb} là áp suất trung bình trong lòng nòng thì theo định luật bảo toàn năng lượng ta có:

$$E_G = p_{tb}.A.l \approx E_1 = \frac{1}{2}.m^*.v_{dn}^2 \tag{15}$$

Trong đó: E_G - Công thực hiện bởi khí thuốc; E_1 - Năng lượng tại miêng nòng.

Từ biểu thức (15) ta có:

$$v_{dn}^2 = \frac{2.p_{tb}.A.l}{m^*} \tag{16}$$

Thay (16) vào (14) ta có:

$$\frac{1}{2}.\frac{2.p_{tb}.A.l}{m^*}.\left[\left(1+\frac{\Delta_v}{v_{dn}}\right)^2 - 1\right] = \frac{A.p_{dn}}{m^*}.\frac{l}{(1-\gamma)}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right] \tag{17}$$

Hay:

$$\left[\left(1+\frac{\Delta_v}{v_{dn}}\right)^2 - 1\right] = \frac{p_{dn}}{p_{tb}}.\frac{l}{(1-\gamma)}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right] \tag{18}$$

Sau khi rút gọn biểu thức trên ta được công thức tính sơ tốc đầu đạn khi tăng chiều dài nòng như sau:

$$\frac{\Delta v}{v_{dn}} = \sqrt{1+\frac{p_{dn}}{p_{tb}}.\frac{1}{(1-\gamma)}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right]} - 1 \tag{19}$$

Thời gian đầu đạn chuyển động qua đoạn kéo dài thêm của nòng được tính theo công thức sau:

$$\Delta t = \int_0^{\Delta l} \frac{dx_\Delta}{v} = \frac{1}{v_{dn}}\int_0^{\Delta l}\left\{1+\frac{p_{dn}}{p_{tb}}.\frac{1}{1-\gamma}.\left[\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right)^{1-\gamma} - 1\right]^{-\frac{1}{2}}.dx_\Delta\right\} \tag{20}$$

Như vậy, các công thức (6), (19), (20) biểu diễn sự thay đổi của áp suất khí thuốc, vận tốc đầu đạn và thời gian đầu đạn chuyển động trong đoạn kéo dài của nòng khi tăng chiều dài nòng.

3. Kết quả và thảo luận

Từ mô hình xây dựng ở trên, bài báo áp dụng tính toán với các thông số của đạn 7,62 mm × 25 mm bắn trên súng ngắn 7,62 mm K54 (nòng dài 116 mm); 7,62 mm K14VN (nòng dài 120 mm) và đạn 7,62 mm × 39 mm bắn trên súng 7,62 mm AK (nòng dài 415 mm); 7,62 mm STV215 (nòng dài 215 mm); 7,62 mm STV380 (nòng dài 380 mm). Quá trình tính toán được thực hiện trong bài báo như sau: Đầu tiên, tác giả sử dụng mô hình và hệ phương trình thuật phóng trong theo lý thuyết nhiệt động lực học trong để tính toán đưa ra số liệu thuật phóng ban đầu. Sau đó áp dụng mô hình đã xây dựng ở trên để nghiên cứu khi chiều dài nòng tăng lên.

3.1. Kết quả tính toán đối với súng ngắn 7,62 mm K54; 7,62 mm K14VN

Một số thông số đầu vào để tính toán thuật phóng trong như bảng 1

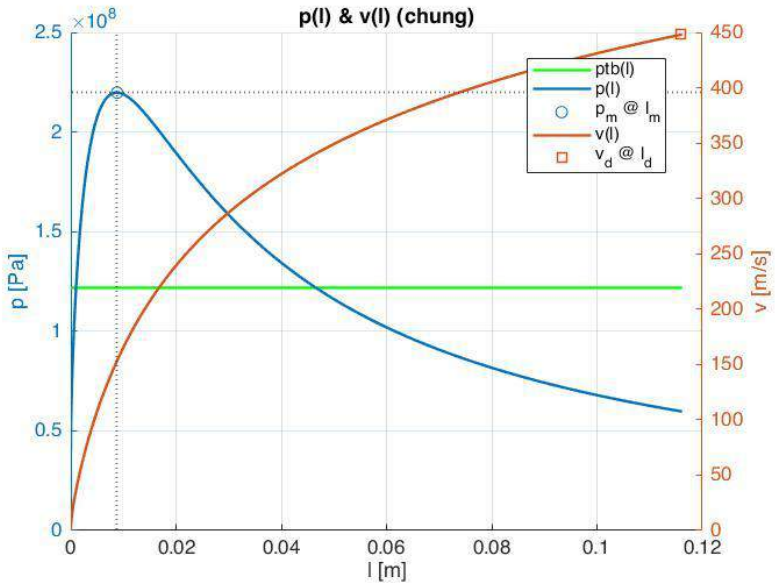
Bảng 1. Thông số đầu vào để tính toán thuật phóng trong súng 7,62 mm K54

TT	Ký hiệu	Tên gọi	Giá trị	Đơn vị
1	ω	Trọng lượng thuốc phóng	0,00073	kG
2	W_0	Thể tích ban đầu của buồng đốt	0,00093	dm^3
3	$q_đ$	Trọng lượng đầu đạn	0,00548	kG
4	d	Cỡ đạn	0,0762	dm
5	$l_đ$	Chiều dài chuyển động của đạn trong nòng	0,87	dm
6	S	Tiết diện ngang lòng nòng	0,0045	dm^2
7	δ	Mật độ thuốc phóng	1,6	kG/dm^3
8	f	Lực thuốc phóng	950.000	kG.dm/kG
9	α_1	Lượng cộng tích khí thuốc	1,0	dm^3/kG
10	p_0	Áp suất tống đạn	40.000	kG/dm^2
11	I_k	Xung lượng áp suất khí thuốc	87,5	$kG.s/dm^2$
12	k	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	$k = \theta + 1 = 1,3$	
13	χ χ^{λ}	Các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng	χ =1,091 λ = -0,083 μ =0	

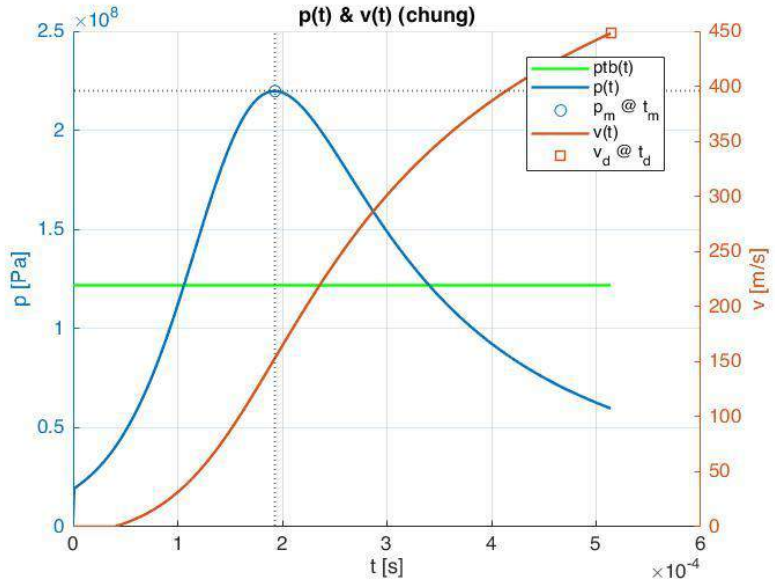
Quá trình giải được thực hiện bằng thuật giải ODE45 trong phần mềm MATLAB. Kết quả tính toán thuật phóng trong đối với súng 7,62 mm K54 (nòng dài 116 mm) được thể hiện như bảng 2 và hình 3, hình 4.

Bảng 2. Kết quả tính toán thuật phóng trong súng 7,62 mm K54 (nòng dài 116 mm)

TT	Thông số	Đơn vị	Giá trị
1	Áp suất lớn nhất trong lòng nòng	MPa	219,76
2	Áp suất tại miệng nòng	MPa	59,72
3	Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng	m/s	448,12
4	Thời gian đầu đạn chuyển động trong nòng	s	$0,51.10^{-3}$
5	Áp suất trung bình trong lòng nòng	MPa	121,82



Hình 3. Sự thay đổi vận tốc đầu đạn, áp suất trong lòng nòng theo chiều dài nòng



Hình 4. Sự thay đổi vận tốc đầu đạn, áp suất trong lòng nòng theo thời gian

Sau khi tính toán đối với súng 7,62 mm K54 (nòng dài 116 mm), tiếp tục chạy lại chương trình thuật phóng trong đối với súng 7,62 mm K14VN (nòng dài 120 mm) ta nhận được kết quả như sau:

Bảng 3. Kết quả tính toán thuật phóng trong súng 7,62 mm K54 (nòng dài 120 mm)

TT	Thông số	Đơn vị	Giá trị
1	Áp suất lớn nhất trong lòng nòng	MPa	219,76
2	Áp suất tại miệng nòng	MPa	57,96
3	Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng	m/s	451,97
4	Thời gian đầu đạn chuyển động trong nòng	s	$0{,}52.10^{-3}$
5	Áp suất trung bình trong lòng nòng	MPa	120,74

Tiến hành áp dụng các công thức đã xây dựng trong mô hình tính toán ở trên đối với nòng dài 120 mm, rồi so sánh với kết quả giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong ta được kết quả như bảng 4.

Bảng 4. Áp suất đầu nòng và sơ tốc với các chiều dài nòng khác nhau

Thông số	L = 116 mm	L = 120 mm		
	Theo hệ phương trình TPT	*Tính theo hệ phương trình TPT*	*Tính theo (6) và (11)*	*Sai lệch*
Áp suất tại miệng nòng (MPa)	59,72	57,96	57,16	0,8 (1,33%)
Sơ tốc đầu đạn (m/s)	448,12	451,97	451,77	0,2 (0,04%)

3.2. Kết quả tính toán đối với súng tiểu liên 7,62 mm STV-215; 7,62 mm STV-380; 7,62 mm AK

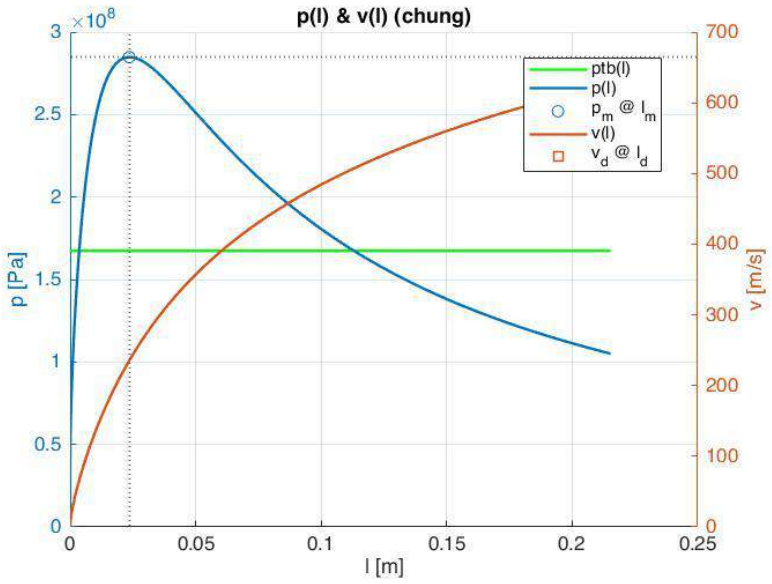
Bảng 5. Thông số đầu vào để tính toán thuật phóng trong súng 7,62 mm STV215

TT	Ký hiệu	Tên gọi	Giá trị	Đơn vị
1	ω	Trọng lượng thuốc phóng	0,00167	kG
2	W_0	Thể tích ban đầu của buồng đốt	0,00218	dm^3
3	q_d	Trọng lượng đầu đạn	0,0079	kG
4	d	Cỡ đạn	0,0762	dm
5	l_d	Chiều dài chuyển động của đạn trong nòng	2,15	dm
6	S	Tiết diện ngang lòng nòng	0,00482	dm^2
7	δ	Mật độ thuốc phóng	1,6	kG/dm^3
8	f	Lực thuốc phóng	980.000	kG.dm/kG
9	α_1	Lượng cộng tích khí thuốc	1,0	dm^3/kG
10	p_0	Áp suất tống đạn	40.000	kG/dm^2
11	I_k	Xung lượng áp suất khí thuốc	137,5	$kG.s/dm^2$
12	k	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	$k = \theta + 1 = 1,25$	
13	χ χ^{λ}	Các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng	χ =1,06 λ = -0,06 μ =0	

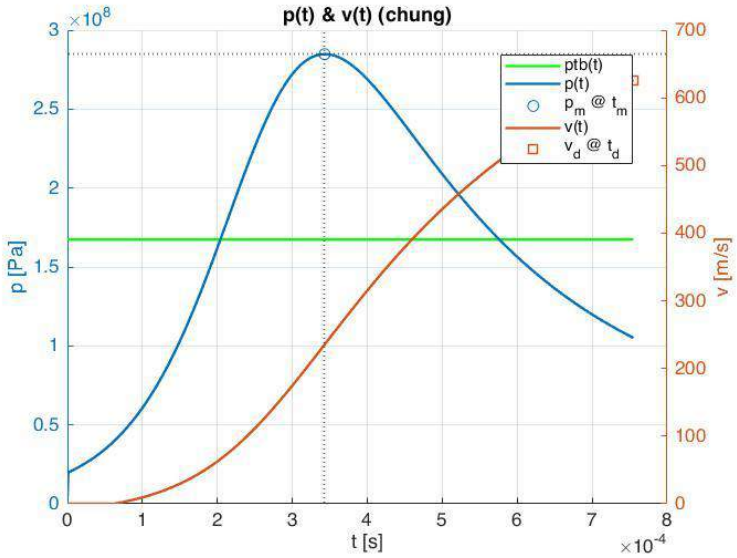
Kết quả tính toán thuật phóng trong đối với súng 7,62 mm STV215 (nòng dài 215 mm) được thể hiện như bảng 6 và hình 5, hình 6.

Bảng 6. Kết quả tính toán thuật phóng trong súng 7,62 mm STV215 (nòng dài 215 mm).

TT	Thông số	Đơn vị	Giá trị
1	Áp suất lớn nhất trong lòng nòng	MPa	284,80
2	Áp suất tại miệng nòng	MPa	105,08
3	Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng	m/s	626,39
4	Thời gian đầu đạn chuyển động trong nòng	s	$0,76.10^{-3}$
5	Áp suất trung bình trong lòng nòng	MPa	167,40



Hình 5. Sự thay đổi vận tốc đầu đạn, áp suất trong lòng nòng theo chiều dài nòng



Hình 6. Sự thay đổi vận tốc đầu đạn, áp suất trong lòng nòng theo thời gian

Tiếp tục chạy lại chương trình thuật phóng trong với súng 7,62 mm STV380 và 7,62 mm AK ta nhận được kết quả như sau:

Bảng 7. Áp suất đầu nòng và sơ tốc với các chiều dài nòng khác nhau.

Thông số	**L = 215 mm**	**L = 380 mm**			**L = 415 mm**		
	Theo hệ phương trình TPT	*Theo hệ phương trình TPT*	*Tính theo (6) và (11)*	*Sai lệch*	*Theo hệ phương trình TPT*	*Tính theo (6) và (11)*	*Sai lệch*
Áp suất tại miệng nòng (MPa)	105,08	56,71	55,56	1,15 (2,03%)	50,95	50,19	0,76 (1,49%)
Sơ tốc đầu đạn (m/s)	626,39	722,38	736,96	14,58 (2,01%)	735,34	753,93	18,59 (2,52%)

Để đánh giá lại độ tin cậy kết quả tính toán giá trị sơ tốc, bài báo sử dụng kết quả thực nghiệm đo sơ tốc của các loại súng trên tại nhà máy Z111 - Tổng cục CNQP [8].

Bảng 8. Kết quả đo sơ tốc đầu nòng bằng thực nghiệm tại nhà máy Z111 - Tổng cục CNQP

Phát bắn số		**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**	**Trung bình**	**Độ lệch chuẩn (m/s)**
Sơ tốc đo được (m/s)	Súng K54	430	447	433	450	439	438	435	442	441	450	440	6,3
	Súng K14VN	444	463	460	458	440	442	441	446	462	464	452	10,16
	Súng STV215	620	629	618	633	638	636	627	625	623	631	628	6,65
	Súng STV380	739	720	726	723	742	728	736	732	730	734	731	7,96
	Súng AK	752	732	734	736	754	747	750	741	745	739	743	7,76

Độ lệch chuẩn: $\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}\left(v_{oi} - \overline{v}_o\right)^2}$

So sánh các kết quả nhận được từ giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong, từ mô hình xây dựng được và từ kết quả thực nghiệm, nhận thấy:

- Về sơ tốc: Các kết quả này cho thấy, giá trị sơ tốc thu được từ việc giải hệ phươn trình vi phân thuật phóng trong và tính toán theo (19) phù hợp với kết quả thực nghiệm đối với các loại súng 7,62 mm K54; 7,62 mm K14VN; 7,62 mm STV-215; 7,62 mm STV-380; 7,62 mm AK. Sai lệch lớn nhất giữa các giá trị này là 2,52% (bảng 9).

- Về giá trị áp suất tại miệng nòng: Độ chênh lệch lớn nhất về áp suất giữa kết quả giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong và tính theo (6) là 2,03%.

Bảng 9. So sánh sơ tốc thực nghiệm với kết quả giải theo hệ phương trình thuật phóng trong và mô hình xây dựng

	Theo hệ phương trình TPT	**Theo mô hình xây dựng**	**Theo thực nghiệm**	**Sai lệch giữa giải hệ phương trình TPT và mô hình xây dựng**	**Sai lệch giữa giải hệ phương trình TPT và thực nghiệm**	**Sai lệch giữa thực nghiệm và mô hình xây dựng**
Súng K54	448,12		440		8,12 (1,81%)	
Súng K14VN	451,97	451,77	452	0,2 (0,04%)	0,03 (0,0007%)	0,23 (0,05%)
Súng STV215	626,39		628		1,61 (0,26%)	
Súng STV380	722,38	736,96	731	14,58 (2,01%)	8,62 (1,19%)	5,96 (0,8%)
Súng AK	735,34	753,93	743	18,59 (2,52%)	7,66 (1,04%)	10,93 (1,45%)

Những kết quả trên chứng tỏ mô hình tính toán vừa xây dựng đảm bảo độ tin cậy và có thể áp dụng để tính toán nhanh các giá trị về sơ tốc, áp suất khi muốn thay đổi chiều dài nòng súng, trong điều kiện không cho phép giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong.

4. Kết luận

Bài báo đã đưa ra một mô hình để đánh giá sơ bộ ảnh hưởng của chiều dài nòng đến sơ tốc, áp suất đầu nòng và thời gian đầu đạn chuyển động trong nòng với đối tượng nghiên cứu là súng ngắn 7,62 mm K54; 7,62 mm K14VN và súng tiểu liên 7,62 mm AK; 7,62 mm STV215; 7,62 mm STV380. Kết quả tính toán so sánh với kết quả giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong và số liệu thực tế đã chứng minh được tính đúng đắn của mô hình. Mô hình được xây dựng trong bài báo có thể được sử dụng như một phương pháp hiệu quả để thiết kế sơ bộ trong quá trình tính toán, thiết kế súng. Các nghiên cứu tiếp theo sẽ tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài nòng đến độ chính xác của súng khi bắn.

Tài liệu tham khảo

1. https://en.wikipedia.org/wiki/7.62%C3%9725mm_Tokarev
2. https://en.wikipedia.org/wiki/7.62%C3%9739mm
3. *"Tập bản vẽ một số loại súng bộ binh",* Nhà máy Z111/TCCNQP.
4. Celikel, Adnan & Gunay, Yasemin & Uner, Bulent & Bal, Cengiz. (2012*). "The Effect of Barrel Length on Pellet Dispersion"*. Turkish Journal of Forensic Medicine. 26. 115-123. 10.5505/adlitip.2012.844803.
5. Mohazzabi, P & Shefchik, B. (2011). *"The optimal length of a rifle barrel"*. Canadian Journal of Physics. 80.541-550. 10.1139/p01-147.
6. Maitre, Matthieu & Chiaravalle, Analisa & Horder, Mark & Chadwick, Scott & Beavis, Alison. (2021). *"Evaluating the effect of barrel length on pellet distribution patterns of sawn-off shotguns"*. Forensic Science International. 320. 110685. 10.1016/j.forsciint.2021.110685.
7. N.N. Du, Đ.V. Thọ (1976), *"Thuật phóng trong của súng pháo"*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
8. *"Kết quả nghiệm thu sơ tốc một số loại súng bộ binh năm 2025"*, Nhà máy Z111/Tổng cục CNQP

Evaluation of the Influence of Barrel Length on Internal Ballistic Characteristics of Selected Vietnam-Manufactured Guns

Abstract: *Barrel length is one of the key structural parameters that directly affects the internal ballistic process and the projectile's muzzle characteristics of infantry weapons. In the context of Vietnam's increasingly diverse domestically produced small arms, which vary in both weapon types and barrel lengths, there is a growing need for a systematic evaluation of how barrel length influences internal ballistic parameters to support weapon design, modernization, and standardization. This paper focuses on developing a mathematical model to evaluate the influence of different barrel lengths on several primary internal ballistic characteristics, including maximum chamber pressure and muzzle velocity. The study considers several representative infantry weapon models currently manufactured in Vietnam. The accuracy of the proposed model is assessed through experimental measurements of muzzle velocity. The results show that barrel length has a significant effect on both peak chamber pressure and muzzle velocity. The analyses presented in this paper provide a crucial scientific basis for selecting and adjusting appropriate barrel lengths in the design and production of Vietnam's infantry weapons, thereby contributing to improvements in the combat and technical performance of existing weapon systems.*

Keywords: Barrel length; internal ballistics; chamber pressure; muzzle velocity;

Xây dựng mô hình tính toán năng lực sửa chữa một số loại súng pháo khí tài của phân xưởng sửa chữa cấp chiến dịch có xét đến phương án ưu tiên

Nguyễn Cao Thanh Hiếu[1*], Nguyễn Văn Tuyến[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: nguyencaothanhhieu1998@gmail.com; Tel: 0393806161*

Tóm tắt

Bài báo đề xuất mô hình tính toán năng lực sửa chữa súng pháo, khí tài tại phân xưởng sửa chữa cấp chiến dịch trong điều kiện nguồn lực bị giới hạn bởi thời gian lao động và kinh phí sửa chữa. Bài toán được xây dựng dưới dạng tối ưu rời rạc với các biến quyết định là số lượng khí tài thực tế được lựa chọn sửa chữa. Trên cơ sở đó, nghiên cứu thiết lập các mô hình tối ưu đơn mục tiêu nhằm tối đa hóa số lượng sửa chữa, tối ưu hiệu quả sử dụng thời gian, tối ưu hiệu quả sử dụng kinh phí và xét đến mức độ ưu tiên kỹ thuật; đồng thời mở rộng sang mô hình tối ưu đa mục tiêu theo phương pháp trọng số. Thuật toán giải được xây dựng theo hướng duyệt tổ hợp kết hợp cắt miền để giảm khối lượng tính toán và xác định phương án tối ưu thỏa mãn các ràng buộc đã đặt ra. Kết quả tính toán với trường hợp minh họa gồm ba loại pháo cho thấy mô hình có khả năng hỗ trợ hiệu quả việc lập kế hoạch và phân bổ nguồn lực sửa chữa, đồng thời cho phép đánh giá linh hoạt các phương án ưu tiên trong điều kiện thực tế.

Từ khóa: *năng lực sửa chữa; súng pháo, khí tài; phương pháp trọng số; tối ưu đa mục tiêu; phân bổ nguồn lực.*

1. Đặt vấn đề

Súng, pháo khí tài giữ vai trò đặc biệt quan trọng trong hệ thống bảo đảm kỹ thuật của Quân đội nhân dân Việt Nam, ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng sẵn sàng chiến đấu và hiệu quả thực hiện nhiệm vụ. Trong quá trình khai thác, sử dụng với cường độ cao và trong điều kiện môi trường khắc nghiệt, các loại trang bị này bị hao mòn, suy giảm tính năng kỹ chiến thuật và phát sinh nhiều dạng hư hỏng phức tạp, đòi hỏi phải được tổ chức sửa chữa kịp thời và hiệu quả.

Trong thực tế, năng lực sửa chữa của các phân xưởng còn bị hạn chế bởi các yếu tố như thời gian, kinh phí và khả năng bảo đảm vật tư, trong khi yêu cầu nhiệm vụ thường đòi hỏi phải sửa chữa đồng thời nhiều chủng loại vũ khí với mức độ ưu tiên khác nhau. Do đó, bài toán đặt ra là cần có phương pháp phân bổ nguồn lực hợp lý nhằm nâng cao hiệu quả sửa chữa trong điều kiện nguồn lực hạn chế.

Trong lĩnh vực tối ưu hóa phân bổ nguồn lực, các mô hình quy hoạch tuyến tính và quy hoạch nguyên đã được nghiên cứu và áp dụng rộng rãi trong các bài toán lập kế hoạch và bảo trì kỹ thuật. Đối với lĩnh vực bảo đảm kỹ thuật vũ khí, khí tài, các nghiên cứu hiện có chủ yếu tập trung vào xây dựng định mức, thiết kế và tổ chức hệ thống sửa chữa. Tuy nhiên, việc xây dựng các mô hình toán học nhằm tính toán năng lực sửa chữa có xét đến yếu tố ưu tiên nhiệm vụ trong điều kiện ràng buộc về nguồn lực vẫn còn hạn chế.

Xuất phát từ những vấn đề trên, bài báo này tập trung xây dựng mô hình tính toán năng lực sửa chữa súng, pháo, khí tài của phân xưởng sửa chữa cấp chiến dịch trong điều kiện ràng buộc về thời gian và kinh phí, có xét đến các phương án ưu tiên, nhằm hỗ trợ công tác lập kế hoạch và sử dụng nguồn lực một cách hiệu quả trong thực tiễn.

2. Xây dựng mô hình toán học tính toán năng lực sửa chữa

2.1. Mô tả bài toán

Xét một phân xưởng sửa chữa được giao nhiệm vụ sửa chữa $\boldsymbol{n}$ loại súng, pháo, khí tài (ký hiệu $\boldsymbol{i} = 1, 2, ..., n$**).**

Đối với mỗi loại i, các thông số được xác định trước bao gồm:

Số lượng theo kế hoạch: $\mathbf{x_i}$ (khẩu);

Số giờ công lao động cần thiết để SC của mỗi loại pháo tương ứng là $\mathbf{T_i}$ (giờ/khẩu);

Chi phí sửa chữa cho một khẩu pháo mỗi loại được xác định trước và được coi là không đổi trong thời gian tính toán: $\mathbf{C_i}$; (triệu đồng/khẩu)

Nguồn lực của phân xưởng trong thời gian kế hoạch gồm:

Tổng thời gian lao động: $T_{\max}$ (giờ), được xác định theo số lượng thợ và số ngày công làm việc với giả thiết 1 ngày làm việc 8 tiếng;

Tổng kinh phí: K (triệu đồng).

Biến quyết định của bài toán là:

x_i : số lượng khí tài loại i thực tế được sửa chữa.

Trong phạm vi nghiên cứu này, để minh họa phương pháp tính toán, xét trường hợp cụ thể với $n = 3$ loại pháo.

2.2. Các ràng buộc của mô hình

Ràng buộc về số lượng:

$$0 \le x_i \le x_i^{\max}, i = 1, 2, ...n \tag{1}$$

Ràng buộc về thời gian lao động:

$$\sum_{i=1}^{n} T_i x_i \le T_{Tong} \tag{2}$$

Trong đó T_{Tong} được xác định theo kế hoạch lao động của phân xưởng

Ràng buộc về kinh phí:

$$\sum_{i=1}^{n} C_i x_i^* \le K \tag{3}$$

Bài toán chỉ được xét khi tồn tại ít nhất một nghiệm thỏa mãn đồng thời các ràng buộc trên.

2.3. Hàm mục tiêu

Tùy theo yêu cầu nhiệm vụ, bài toán được xét theo các tiêu chí tối ưu khác nhau:

Cực đại hóa số lượng khí tài được sửa chữa:

$$\max Z_1 = \sum_{i=1}^{n} x_i \tag{4}$$

Tối ưu hiệu quả sử dụng thời gian:

$$\max Z_2 = \sum_{i=1}^{n} \frac{x_i}{T_i} \tag{5}$$

Tối ưu hiệu quả sử dụng kinh phí:

$$\max Z_3 = \sum_{i=1}^{n} \frac{x_i}{C_i} \tag{6}$$

Tối ưu theo ưu tiên kỹ thuật:

$$\max Z_4 = \sum_{i=1}^{n} w_i x_i \tag{7}$$

Trong đó w_i là trọng số ưu tiên kỹ thuật của loại khí tài i, phản ánh mức độ ưu tiên trong thực hiện nhiệm vụ.

2.4. Mở rộng mô hình đa mục tiêu

Để xét đồng thời nhiều tiêu chí tối ưu, bài toán được mở rộng thành bài toán tối ưu đa mục tiêu theo phương pháp trọng số [5], [6].

$$\max F = \alpha_1 \hat{Z}_1 + \alpha_2 \hat{Z}_2 + \alpha_3 \hat{Z}_3 + \ldots + \alpha_n \hat{Z}_n \tag{8}$$

Trong đó:

$\hat{Z}_i$: giá trị chuẩn hóa của hàm mục tiêu Z_i;

α_i: trọng số phản ánh mức độ ưu tiên của tiêu chí thứ i, với:

$$\alpha_i \geq 0, \sum_{i=1}^{n} \alpha_i = 1 \tag{9}$$

Các hàm mục tiêu được chuẩn hóa theo công thức:

$$\hat{Z}_i = \frac{Z_i}{Z_i^{\max}}, i = 1, 2 \ldots n \tag{10}$$

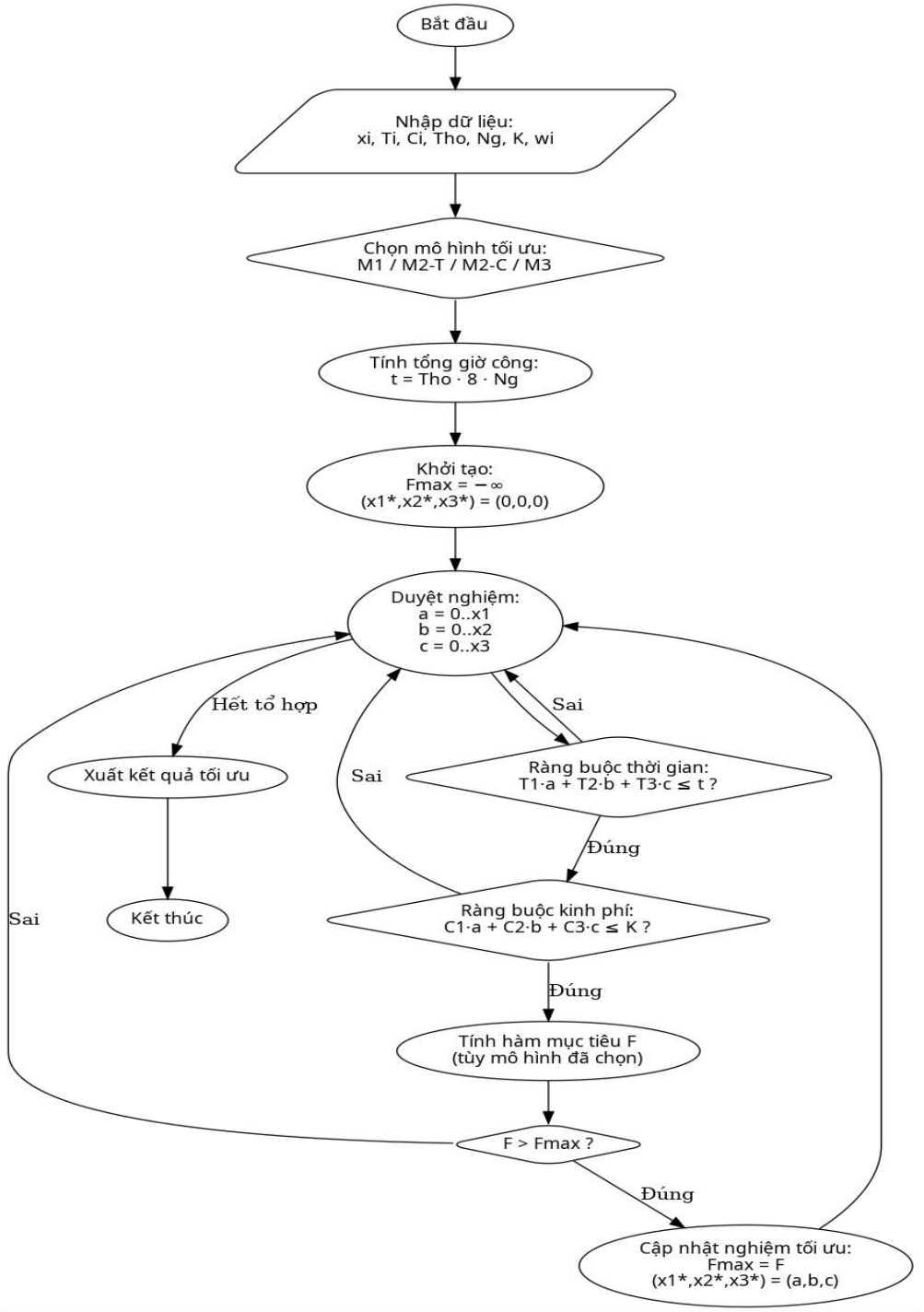
Trong đó:

$Z_i^{\max}$: giá trị tối ưu của hàm mục tiêu Z_i thu được từ bài toán tối ưu đơn mục tiêu tương ứng.

2.5. Thuật toán giải

Bài toán được giải bằng thuật toán duyệt tổ hợp trực tiếp. Do số lượng chủng loại khí tài trong bài toán là nhỏ (ba loại), thuật toán duyệt tổ hợp trực tiếp có độ phức tạp chấp nhận được và cho phép tìm nghiệm tối ưu chính xác. Đối với các bài toán quy mô lớn hơn, có thể áp dụng các phương pháp tối ưu hóa nguyên tuyến tính để giảm thời gian tính toán. Bài toán được xây dựng theo dạng tối ưu rời rạc với các ràng buộc nguồn lực [1], [4].

Trình tự giải bài toán được thể hiện trên lưu đồ thuật toán ở Hình 2.1.



Hình 1. Lưu đồ thuật toán giải bài toán tối ưu đơn mục tiêu

3. Tính toán và phân tích kết quả

3.1. Mục đích và phương pháp

Nhằm đánh giá hiệu quả của mô hình toán học và thuật toán giải đã xây dựng, nghiên cứu tiến hành tính toán trên môi trường Matlab [2]. Thuật toán được hiện thực hóa theo lưu đồ đã trình bày ở Phần 2, thực hiện việc duyệt các tổ hợp nghiệm khả thi, kiểm tra các ràng buộc về thời gian và kinh phí, sau đó xác định phương án tối ưu tương ứng với từng tiêu chí tối ưu.

Thực nghiệm tập trung so sánh các mô hình tối ưu theo những mục tiêu khác nhau, qua đó làm rõ sự khác biệt giữa các cách tiếp cận và vai trò của mô hình có xét trọng số ưu tiên kỹ thuật.

3.2. Các mô hình tối ưu được xem xét

Để đánh giá khả năng áp dụng của mô hình, nghiên cứu tiến hành tính toán và so sánh các phương án sau:

M_0 : phương án cơ sở (baseline), phân bổ nguồn lực theo cách thông thường;

M_1 : tối đa hóa tổng số lượng khí tài được sửa chữa;

M_{2T} : tối ưu hiệu quả sử dụng thời gian;

M_{2C} : tối ưu hiệu quả sử dụng kinh phí;

M_3 : tối ưu theo mức độ ưu tiên kỹ thuật;

M_4 : tối ưu đa mục tiêu trên cơ sở tổng hợp các tiêu chí bằng phương pháp trọng số.

Các mô hình này tương ứng với các hàm mục tiêu đã trình bày trong Phần 2.

3.3. Thiết lập dữ liệu

Bộ dữ liệu được lựa chọn sao cho cả hai ràng buộc thời gian và kinh phí đều có vai trò chi phối, tránh trường hợp một ràng buộc bị vô hiệu hóa. Đồng thời, dữ liệu được thiết lập nhằm bảo đảm nghiệm tối ưu có sự tham gia của nhiều loại pháo, phù hợp với điều kiện lập kế hoạch thực tế.

Các số liệu sử dụng trong tính toán được tham khảo từ tài liệu [3] và các định mức kỹ thuật hiện hành trong công tác sửa chữa vũ khí, khí tài.

Số lượng pháo theo kế hoạch: $x_1 = 70, x_2 = 65, x_3 = 60$ (khẩu);

Định mức giờ công: $T_1 = 5$, $T_2 = 4$, $T_3 = 3$ (giờ/khẩu);

Chi phí sửa chữa: $C_1 = 3$, $C_2 = 4$, $C_3 = 5$ (triệu đồng/khẩu);

Số lao động: 8 người;

Số ngày lao động: 11 ngày;

Tổng kinh phí: $K = 700$ triệu đồng;

Trọng số ưu tiên kỹ thuật: $w_1 = 2$, $w_2 = 6$, $w_3 = 4$.

Trọng số ưu tiên tiêu chí: α1=α2=α3=α4=0.25

3.4. Kết quả tính toán

Kết quả tính toán của các mô hình M_0 - M_4 được tổng hợp trong Bảng 1.

Bảng 1. So sánh kết quả giữa các mô hình tối ưu

Mô hình	x_1	x_2	x_3	**N** **Tổng số pháo sửa chữa (Khẩu)**	**T** **Tổng thời gian lao động sử dụng (Giờ)**	**C** **Tổng kinh phí sử dụng (Triệu đồng)**	**Giá trị mục tiêu**
M_0 (Baseline)	46	58	60	164	642	670	
M_1 max (N)	55	65	55	175	700	700	N=175
M_{2T} (max Zt)	60	55	60	175	700	700	Zt=5.75
M_{2C} (max Zc)	70	45	58	173	70 4	680	Zc=46.18
M_3 (max Z)	50	65	58	173	684	700	Z=722
M_4 (max F)	55	65	55	175	700	700	F=0.9951

Trong Bảng 1, các ký hiệu được sử dụng cho các đại lượng:

x_1, x_2, x_3: số lượng pháo loại 1, 2, 3 được sửa chữa;

N: Tổng số lượng pháo lớn nhất sửa chữa được;

Zt: Hiệu suất sửa chữa theo thời gian: 1 giờ sửa chữa được bao nhiêu khẩu;

Zc: Hiệu suất sửa chữa theo chi phí: 1 triệu đồng sửa chữa được bao nhiêu khẩu;

Z: Tổng điểm ưu tiên kỹ thuật;

F: Giá trị tổng hợp sau khi chuẩn hóa. Nằm trong khoảng: $0 \le F \le 1$;

Kết quả tính toán trong Bảng 1 cho thấy các mô hình tối ưu theo các tiêu chí khác nhau dẫn đến các phương án phân bổ nguồn lực sửa chữa khác nhau.

Mô hình M_1 cho phép đạt tổng số lượng sửa chữa lớn nhất $N = 175$, đồng thời sử dụng hết thời gian và kinh phí, phản ánh xu hướng khai thác tối đa nguồn lực để tăng sản lượng sửa chữa.

Mô hình M_{2T} cũng đạt $N = 175$, tuy nhiên phương án phân bổ có xu hướng ưu tiên các loại khí tài có định mức giờ công thấp, qua đó nâng cao hiệu quả sử dụng thời gian, với giá trị $Z_T = 45.75$.

Mô hình M_{2C} cho giá trị $Z_C = 46.1833$, cao nhất trong các mô hình, thể hiện hiệu quả sử dụng kinh phí tốt nhất. Tuy nhiên, tổng số lượng sửa chữa giảm xuống còn $N = 173$, cho thấy sự đánh đổi giữa sản lượng và hiệu quả chi phí.

Mô hình M_3 đạt giá trị ưu tiên kỹ thuật $Z = 722$, phản ánh phương án sửa chữa phù hợp với yêu cầu ưu tiên các loại khí tài quan trọng, mặc dù tổng số lượng không đạt mức tối đa.

Mô hình M_4 (đa mục tiêu) đạt giá trị hàm mục tiêu tổng hợp $F = 0.9951$, gần với giá trị cực đại, đồng thời duy trì tổng số lượng sửa chữa $N = 175$ và sử dụng hết nguồn lực về thời gian và kinh phí. Điều này cho thấy phương án đa mục tiêu có khả năng cân bằng tốt giữa các tiêu chí.

3.5. Phân tích độ nhạy của mô hình

Để đánh giá mức độ ổn định của mô hình khi các điều kiện bảo đảm thay đổi, nghiên cứu tiến hành phân tích độ nhạy đối với hai tham số quan trọng là tổng thời gian lao động khả dụng t và tổng kinh phí sửa chữa K. Đây là hai tham số chi phối trực tiếp miền nghiệm khả thi của bài toán.

Cụ thể, các tham số t và K được thay đổi trong khoảng ±10% so với giá trị ban đầu, trong khi các tham số khác được giữ nguyên. Với mỗi kịch bản, thuật toán duyệt tổ hợp kết hợp cắt miền được thực hiện lại nhằm xác định phương án tối ưu tương ứng cho các mô hình M_1, M_{2T}, M_{2C} và M_3.

Kết quả phân tích cho thấy:

Khi tăng tổng thời gian lao động t (tương ứng với tăng số thợ hoặc số ngày làm việc), miền nghiệm khả thi được mở rộng, dẫn đến số lượng khí tài sửa chữa N tăng lên. Các mô hình tối ưu theo số lượng (M_1) và theo hiệu quả thời gian (M_{2T}) có xu hướng cải thiện rõ rệt.

Khi giảm tổng kinh phí K, miền nghiệm khả thi bị thu hẹp, số lượng sửa chữa giảm đáng kể. Trong trường hợp này, mô hình tối ưu theo chi phí (M_{2C}) thể hiện khả năng thích ứng tốt hơn so với các mô hình còn lại.

Xu hướng biến thiên của nghiệm tối ưu phù hợp với cấu trúc toán học của bài toán: khi t hoặc K tăng, các giới hạn trên của biến c trong quá trình cắt miền tăng theo; ngược lại khi các tham số này giảm, miền tìm kiếm bị thu hẹp.

Như vậy, mô hình có tính ổn định và phản ánh đúng bản chất phân bổ nguồn lực. Kết quả này cho thấy mô hình có thể sử dụng hiệu quả để đánh giá nhanh các phương án sửa chữa khi điều kiện về thời gian và kinh phí thay đổi trong thực tế.

3.6. Thảo luận về mô hình đa mục tiêu

Kết quả tính toán cho thấy mô hình đa mục tiêu cho phép lựa chọn phương án sửa chữa cân bằng giữa các tiêu chí khác nhau, bao gồm số lượng sửa chữa, hiệu quả sử dụng thời gian, hiệu quả sử dụng kinh phí và mức độ ưu tiên kỹ thuật.

Với bộ trọng số lựa chọn đồng đều $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = \alpha_4 = 0.25$, phương án tối ưu thu được có xu hướng tiệm cận phương án tối đa hóa số lượng sửa chữa. Điều này cho thấy trong điều kiện các tiêu chí được coi trọng như nhau, mục tiêu sản lượng đóng vai trò chi phối.

Tuy nhiên, phương pháp đa mục tiêu cho phép linh hoạt điều chỉnh phương án tối ưu thông qua việc thay đổi các hệ số trọng số. Trong các trường hợp cụ thể, có thể ưu tiên tăng hiệu quả sử dụng kinh phí hoặc nâng cao mức độ đáp ứng yêu cầu kỹ thuật, tùy thuộc vào nhiệm vụ thực tế.

Như vậy, mô hình đa mục tiêu không chỉ kế thừa ưu điểm của các mô hình đơn mục tiêu mà còn cung cấp công cụ hỗ trợ ra quyết định linh hoạt, phù hợp với điều kiện tổ chức sửa chữa

tại phân xưởng cấp chiến dịch. Cách tiếp cận này phù hợp với các phương pháp tối ưu đa mục tiêu đã được nghiên cứu trong [5], [6].

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng một mô hình toán học nhằm xác định năng lực sửa chữa đối với ba loại súng pháo, khí tài nói chung điều kiện ràng buộc về thời gian và kinh phí. Trên cơ sở mô hình tổng quát, thuật toán duyệt tổ hợp được đề xuất để xác định phương án sửa chữa tối ưu theo các tiêu chí khác nhau.

Kết quả tính toán cho thấy việc lựa chọn tiêu chí tối ưu có ảnh hưởng trực tiếp đến kết quả phương án sửa chữa. Các mô hình tối ưu theo số lượng, theo hiệu quả sử dụng nguồn lực và theo trọng số ưu tiên kỹ thuật cho các kết quả khác nhau, phản ánh đúng bản chất của từng cách tiếp cận. Đặc biệt, mô hình tối ưu có trọng số ưu tiên kỹ thuật cho phép cân đối linh hoạt giữa các yêu cầu về sản lượng, hiệu quả và mức độ ưu tiên, phù hợp với đặc thù công tác sửa chữa khí tài trong thực tiễn.

Kết quả nghiên cứu có thể sử dụng làm cơ sở hỗ trợ công tác lập kế hoạch sửa chữa đối với súng pháo, khí tài tại các đơn vị kỹ thuật. Trong các nghiên cứu tiếp theo, mô hình có thể được mở rộng cho nhiều chủng loại khí tài hơn, bổ sung thêm các ràng buộc kỹ thuật hoặc xem xét các phương pháp tối ưu hóa nâng cao nhằm nâng cao hiệu quả ứng dụng.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Đức Hiền (2009). *Giáo trình quy hoạch tuyến tính.* Nhà xuất bản thông tin và truyền thông.
2. Nguyễn Nhật Lệ, Phan Mạnh Dần (2005). *Giải bài toán tối ưu hóa ứng dụng bằng Matlab, Maple*. Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
3. Trần Hữu Thắng (2024) *Đề án tốt nghiệp thạc sĩ "Nghiên cứu, quy hoạch, thiết kế xưởng sửa chữa pháo phòng không cấp chiến lược".*
4. Bùi Công Cường (2012), *Giáo trình tối ưu hóa*, NXB Khoa học và Kỹ thuật.
5. Nguyễn Bảo Toàn (2010), *Các phương pháp tối ưu đa mục tiêu*, NXB Khoa học Tự nhiên và Công nghệ.
6. Nguyễn Đình Đức (chủ biên) (2015), *Cơ sở tối ưu và ứng dụng kỹ thuật*, NXB Đại học Quốc gia Hà Nội.

Development of a Model for Calculating Repair Capacity of Selected Artillery Weapons and Military Equipment with Priority Consideration

Abstract: *The paper proposes a computational model to evaluate the repair capacity of artillery and military equipment at a campaign-level repair workshop under constraints of labor time and repair budget. The problem is formulated as a discrete optimization model, in which the decision variables represent the actual number of equipment units selected for repair. Based on this formulation, the study develops single-objective optimization models aimed at maximizing the number of repaired units, optimizing the utilization of labor time, optimizing budget efficiency, and incorporating technical priority levels. Furthermore, the model is extended to a multi-objective optimization framework using a weighted-sum approach.*

The solution algorithm is designed based on combinatorial enumeration combined with domain pruning to reduce computational complexity and identify optimal solutions that satisfy the imposed constraints. Numerical on a case study involving three types of artillery demonstrate that the proposed model effectively supports repair planning and resource allocation, while also enabling flexible evaluation of priority strategies under practical conditions.

Keywords: repair capacity; artillery weapons and military equipments; weighted sum method; multi-objective optimization; technical priority.

Tự động hóa điều khiển phóng đạn nhiễu vô tuyến trên hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN

Vũ Văn Hương[1*], Nguyễn Thế Lực[1]

[1]Học viện kỹ thuật quân sự

Email: vanhuongmta@gmail.com; Tel: 0354349176

Tóm tắt

Trong tác chiến hiện đại, việc tính toán chiến thuật và tự động hóa điều khiển phóng đạn nhiễu đóng vai trò then chốt trong việc bảo vệ tàu hải quân trước các hệ thống ra đa và vũ khí dẫn đường của đối phương. Bài báo tập trung nghiên cứu, tổng hợp phương pháp tính toán sử dụng hệ thống PK-10.VN để triển khai đạn nhiễu vô tuyến một cách tối ưu. Trên cơ sở đó, tác giả đã xây dựng chương trình tự động điều khiển phóng đạn bằng phần mềm MATLAB. Kết quả nghiên cứu có giá trị thực tiễn cao, hỗ trợ việc tích hợp vào hệ thống chỉ huy chiến đấu và giám sát vũ khí trên các tàu hải quân hiện nay

Từ khóa: *Hệ thống phóng nhiễu; nhiễu ra đa; điều khiển bắn đạn nhiễu.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN (được phát triển dựa trên mẫu tổ hợp Tổ hợp ПК-10 của Nga) đóng vai trò là "lá chắn" quan trọng, bảo vệ tàu hải quân trước các loại vũ khí có điều khiển sử dụng hệ thống dẫn đường vô tuyến, quang điện tử hoặc laser [2]. Nguyên lý bảo vệ cốt lõi của hệ thống là tạo ra các mục tiêu giả thông qua việc phóng đạn nhiễu vô tuyến (bó nhiễu lưỡng cực) và đạn nhiễu hồng ngoại để đánh lừa đầu dò tên lửa đối phương.

Trong tác chiến, việc sử dụng hệ thống này đòi hỏi quy trình hiệp đồng phức tạp giữa nhiều vị trí chỉ huy [4], từ việc tính toán tham số đến thao tác thủ công trên bàn điều khiển. Thực tế cho thấy quá trình này thường thiếu chính xác, tốn nhiều thời gian, không bảo đảm tính kịp thời và có thể đánh mất thời cơ gây nhiễu bảo vệ tàu.

Xuất phát từ thực tế đó, bài báo tập trung nghiên cứu, tổng hợp và xây dựng thuật toán tính toán sử dụng tối ưu đạn nhiễu vô tuyến. Nội dung nghiên cứu đi sâu vào việc xác định các thông số kỹ - chiến thuật then chốt như: Lựa chọn bệ phóng, thời điểm phóng, số lượng đạn, số lượng loạt, giãn cách giữa các loạt và hướng cơ động của tàu sau phóng để đạt hiệu quả chế áp cao nhất. Đồng thời, bài báo xây dựng chương trình tự động hóa điều khiển trên nền tảng phần mềm MATLAB, tạo tiền đề cho việc tích hợp vào hệ thống chỉ huy chiến đấu và giám sát vũ khí toàn tàu, nhằm nâng cao năng lực sống sót của tàu hải quân trong tác chiến hiện đại.

2. Tính toán chiến thuật sử dụng hợp lý đạn nhiễu vô tuyến

2.1. Thời điểm bắt đầu phóng đạn nhiễu

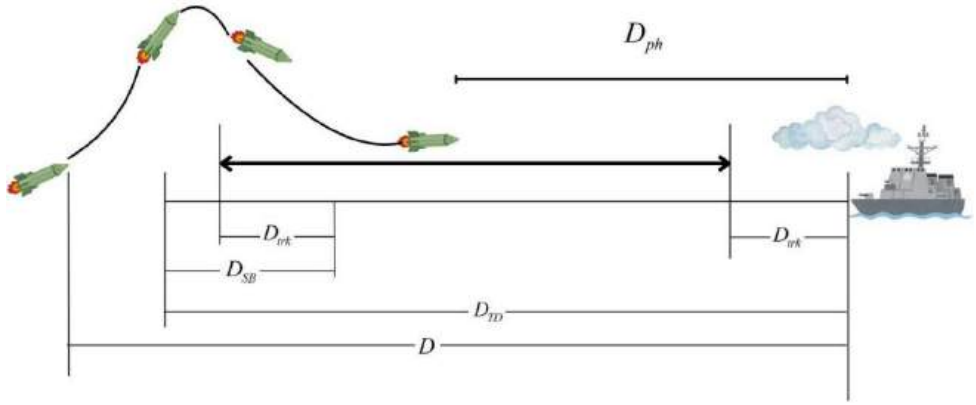
Thời điểm bắt đầu phóng được hiểu là khoảng cách từ tên lửa đến tàu ta khi bắt đầu phóng đạn nhiễu. Khoảng cách này được chọn sao cho khi triển khai xong mục tiêu giả phá bám, đầu tự dẫn trên tên lửa đối phương đã chuyển sang chế độ tự động bám mục tiêu (tàu ta).

Trường hợp 1: Khi đã nắm được các tính năng chiến - kỹ thuật của tên lửa đối phương.

Quá trình chuyển động của tên lửa có thể được chia thành 3 giai đoạn: Giai đoạn phóng, hành trình và giai đoạn tự dẫn. Ở giai đoạn cuối cùng, tên lửa sau khi xác định được mục tiêu tiến hành khóa mục tiêu, tăng tốc, bay đến mục tiêu và tiêu diệt mục tiêu.

Như vậy, thời điểm gẫy nhiễu chính thích hợp là thời điểm mà tên lửa bắt đầu chuyển sang giai đoạn thứ ba. Để tính được thời điểm này, cần biết được các thông tin như: Vận tốc

bay trong giai đoạn hành trình (V_{M1}) và giai đoạn tự dẫn (V_{M2}), cự ly phát hiện tên lửa (D), cự ly mở đầu tự dẫn (D_{TD}), thời gian sục sạo lại và bắt bám của đầu tự dẫn T_{SB}.



Hình 1. Mô hình tính toán thời điểm phóng D_{ph}

Ta tiến hành phóng loạt phóng đầu tiên khi tên lửa cách tàu ta một khoảng cách D_{ph} đảm bảo: Đám mây nhiễu được hình thành sau khi tên lửa đã bắt bám và trước khi tên lửa bay đến tàu ta. Như vậy: $t_{trk}.V_{M2} \le D_{ph} \le D_{TD} - D_{SB} + D_{trk}$ (1)

Trong đó:

t_{trk}: Thời gian triển khai xong đám mây nhiễu lưỡng cực từ khi phóng đạn nhiễu vô tuyến (giá trị này được lấy từ tính năng kỹ chiến thuật của đạn nhiễu: $t_{trk} = 5s$) [1].

$D_{SB} = t_{SB}.V_{M1}$: Quãng đường chuyển động của tên lửa trong thời gian tên lửa sục sạo và bắt bám mục tiêu;

$D_{trk} = t_{trk}.V_{M1}$: Quãng đường chuyển động của tên lửa trong khoảng thời gian triển khai đám mây nhiễu lưỡng cực.

Sau khi triển khai xong mục tiêu giả phá bám, tàu ta cần nhanh chóng cơ động tàu ra khỏi đám mây nhiễu và có thể tiến hành phóng các loạt đạn nhiễu tiếp theo. Để đảm bảo được điều này, ta cần chọn giá trị lớn nhất của D_{ph}:

$$D_{ph1} = D_{TD} - t_{SB}.V_{M1} + t_{trk}.V_{M1} \quad (2)$$

Trong trường hợp cự ly mở đầu tự dẫn của ra đa tên lửa đối phương quá lớn, làm cho đám mây nhiễu lưỡng cực mất tác dụng trước khi tên lửa đi đến tàu ta. Nghĩa là:

$$D_{TD} - t_{SB}.V_{M1} + t_{tk}.V_{M1} \ge t_{hq}.V_{M2} + t_{tk}.V_{M1} \quad (3)$$

Với t_{hq} ($t_{hq} = 180$ giây) là thời gian tác dụng hiệu quả của một đám mây nhiễu vô tuyến [1]. Trong trường hợp này, ta chọn:

$$D_{ph2} = t_{hq}.V_{M2} + t_{tk}.V_{M1} \quad (4)$$

Trong trường hợp cự ly phát hiện tên lửa nhỏ hơn cự ly phóng đã tính ở trên, ta tiến hành phóng đạn nhiễu ngay lập tức để bảo đảm khả năng gây nhiễu. Vì khi đó, tên lửa đã xác định được mục tiêu và đang tăng tốc để tiến đến tàu ta.

$$D_{ph3} = D \quad (5)$$

Như vậy, thời điểm phóng được chọn là: $D_{ph} = \min\left\{D_{ph1}, D_{ph2}, D_{ph3}\right\}$ (6)

Trường hợp 2: Không có đầy đủ thông tin về tính năng kỹ - chiến thuật của tên lửa đối phương.

Trong thực tế tác chiến trên biển, việc thu thập đầy đủ các thông số kỹ - chiến thuật chi tiết của tên lửa đối phương là một thách thức lớn đối với hệ thống chỉ huy. Khi chỉ xác định được các tham số cơ bản như cự ly (D) và vận tốc tiếp cận (V_M), thuật toán điều khiển cần thiết lập một cơ chế tính toán thích nghi dựa trên kịch bản tác chiến nguy hiểm nhất để đảm bảo an toàn cho tàu. Mục tiêu cốt lõi của phương án này là lựa chọn thời điểm phóng sao cho khi tên lửa bay đến, đám mây nhiễu đã được triển khai và vẫn nằm trong giai đoạn tác dụng hiệu quả, đồng thời cung cấp đủ thời gian để tàu thực hiện các thao tác cơ động tách biên ra khỏi vùng nguy hiểm.

Để giải quyết bài toán thiếu hụt dữ liệu, bài báo đề xuất xác lập tham số cự ly mở đầu tự dẫn (D_{TD}) thông qua giới hạn chân trời ra-đa (D_H). Đây là giới hạn vật lý tối đa mà đầu tự dẫn của tên lửa có thể phát hiện được tàu ta. Do đặc điểm các loại tên lửa hành trình chống hạm thường bay ở độ cao thấp, cự ly bám bắt mục tiêu bị giới hạn bởi độ cong của trái đất và hiện tượng khúc xạ khí quyển. Theo lý thuyết truyền sóng vô tuyến [3], cự ly nhìn thấy trực tiếp ra-đa tên lửa và tàu ta được xác định qua công thức:

$$D_{TD}(km) = D_H \approx 4{,}12\sqrt{h(m)} \quad (7)$$

Với h là độ cao hành trình của tên lửa. Dựa trên thông số phổ biến về độ cao của tên lửa bay thấp khoảng 20 m, giá trị cự ly chân trời ra-đa trung bình được xác lập là $D_{TD} \approx 19$ km.

Dựa trên thông số này, hệ thống sẽ tính toán thời gian phản ứng tối thiểu ($T_{\min}$), tương ứng với khoảng thời gian ngắn nhất để tên lửa di chuyển hết quãng đường D_{TD} với vận tốc di chuyển cực đại ($V_{\max}$):

$$T_{\min} = \frac{D_{TD}}{V_{\max}} \quad (8)$$

Thông qua việc thống kê đặc tính kỹ - chiến thuật của các dòng tên lửa siêu âm hiện nay (vận tốc dao động từ Mach 2,5 đến Mach 3), bài báo xác lập giá trị định mức $T_{\min} \approx 18$ giây. Việc sử dụng giá trị tiệm cận dưới này đảm bảo hệ thống duy trì mật độ nhiễu liên tục và gối đầu, giúp triệt tiêu khả năng đầu tự dẫn đối phương bám bắt lại mục tiêu thật.

Từ đó, cự ly phóng tối ưu (D_{ph}) được xác định dựa trên vận tốc tiếp cận tức thời (V_M) của mục tiêu tại thời điểm phát hiện:

$$D_{ph4} = T_{\min}.V_M \quad (9)$$

Trong trường hợp cự ly phát hiện tên lửa D nhỏ hơn cự ly phóng đã tính ở trên, hoặc phát hiện tên lửa có sự thay đổi lớn về vận tốc (khi có sự thay đổi lớn về vận tốc, nghĩa là thời điểm đó, tên lửa đã khóa mục tiêu là tàu ta và tăng tốc vào giai đoạn tự dẫn), ta tiến hành phóng ngay lập tức để đảm bảo an toàn.

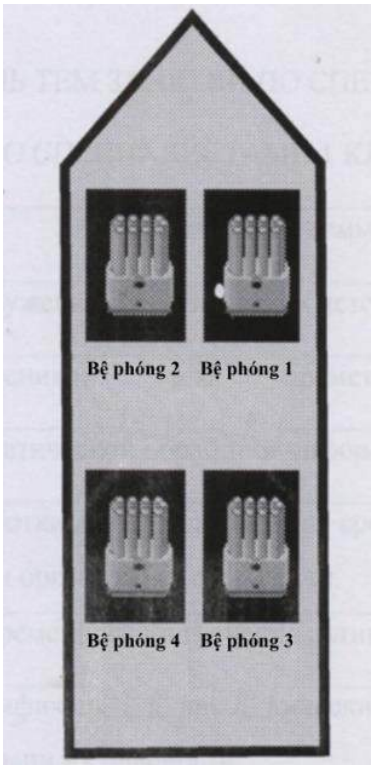
$$D_{ph5} = D \quad (10)$$

Như vậy, thời điểm phóng được chọn là khi tên lửa còn cách tàu ta một khoảng:

$$D_{ph} = \min\left\{D_{ph4}, D_{ph5}\right\} \quad (11)$$

2.2. Chọn bệ phóng đạn nhiễu vô tuyến

Trong cấu hình của Hệ thống PK-10.VN khi bố trí trên tàu, các bệ phóng được phân định chức năng chuyên biệt nhằm tối ưu hóa khả năng đối phó với các loại đầu tự dẫn khác nhau [5]. Theo đó, các bệ phóng phía sau được thiết kế để triển khai đạn nhiễu hồng ngoại, trong khi bệ số 1 và bệ số 2 (bố trí phía trước mạn phải và mạn trái) thực hiện phóng đạn nhiễu vô tuyến.



Hình 2. Sơ đồ bố trí các bệ phóng của Hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN trên tàu

Do phạm vi nghiên cứu của bài báo tập trung vào việc đánh lừa đầu tự dẫn ra-đa của tên lửa đối phương, thuật toán điều khiển hỏa lực chỉ thực hiện lựa chọn và kích hoạt bệ số 1 hoặc bệ số 2. Quy trình này được hệ thống thực hiện tự động dựa trên góc hướng tấn công của tên lửa: Khi mục tiêu tiếp cận từ phía mạn phải, bệ số 1 sẽ được chỉ thị khai hỏa và ngược lại, bệ số 2 sẽ được kích hoạt khi mục tiêu xuất hiện từ phía mạn trái. Việc lựa chọn bệ phóng cùng mạn với hướng tấn công đảm bảo màn nhiễu vô tuyến được hình thành tại vị trí tối ưu, che chắn được cho tàu, đồng thời tạo điều kiện thuận lợi nhất để triển khai phương án cơ động tàu tách biên ngay sau đó.

2.3. Số đạn cần phóng trong một loạt

Khi sử dụng Hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN tạo mục tiêu giả phá bám, có thể xác định số đạn cần phóng trong một loạt từ bệ đã chọn theo các số liệu ghi trong bảng 1. Trong đó, 5 giá trị về số lượng đạn của mỗi ô tương ứng với 5 miền giá trị của góc hướng tiến công của tên lửa α (0÷10; 10÷80; 80÷100; 100÷170; 170÷180). Trong trường hợp không biết dải sóng cần chế áp của đầu tự dẫn tên lửa, ta chọn số lượng đạn lớn nhất tương ứng với xác suất phá bám cần đạt được.

Bảng 1. Xác định số đạn nhiễu rađa cần phóng
ứng với mặt quạt (hướng) bị tiến công và xác suất phá bám cần thiết [1]

Xác suất phá bám $P_{PB(MTG)}$	***Bước sóng của đầu tự dẫn*** λ***(cm)***	**Cấp sóng biển SS**		
		1	**2÷3**	**> 3**
0,3	**2**	2|1|9|1|5	2|1|7|1|4	2|1|7|1|4
	3	1|1|3|1|2	1|1|2|1|2	1|1|2|1|1
0,4	**2**	3|1|-|2|7	3|1|-|1|6	2|1|10|1|5
	3	1|1|4|1|3	1|1|3|1|2	1|1|3|1|2
0,5	**2**	4|2|-|2|10	3|1|-|2|9	3|1|-|2|8
	3	2|1|5|1|4	1|1|5|1|3	1|1|4|1|3
0,6	**2**	6|3|-|3|-	5|2|-|3|-	4|2|-|2|-
	3	2|1|8|1|5	2|1|7|1|5	2|1|6|1|4
0,7	**2**	9|4|-|4|-	8|3|-|4|-	7|3|-|3|-
	3	3|2|-|2|8	3|1|-|2|7	3|1|9|2|6
0,8	**2**	-|7|-|8|-	-|6|-|7|-	-|5|-|6|-
	3	6|3|-|4|-	5|3|-|3|-	5|3|-|3|-

2.4. Xác định số lượng và giãn cách thời gian giữa các loạt đạn nhiễu cần phóng

Trường hợp 1: Đối phương tiến công tàu đơn lẻ (biên đội tàu) bằng loạt phóng nhiều tên lửa kế tiếp nhau có *cự ly* kéo dài *loạt phóng* S_{LP} lớn hơn *dải cự ly tác động hiệu dụng* của một mục tiêu giả phá bám $S_{PB(MTG)}$.

+ Số lượng loạt phóng

Số loạt phóng cần thiết các đạn vô tuyến gây nhiễu rađa toàn bộ loạt phóng tên lửa đối phương $n_{LP(R)}$ được xác định theo công thức [1]:

$$n_{LP(R)} = \text{int}\left(\frac{S_{LP(M)}}{S_{PB(MTG)}}\right) + 1 = \text{int}\left(\frac{V_M T_{LP}}{D_{TD} - D_{GN}}\right) + 1 \qquad (12)$$

Trong đó:

int(x) – hàm lấy phần nguyên của tham số x;

V_M – vận tốc bay (dự tính) của tên lửa đối phương trong loạt phóng;

$T_{LP(M)}$ – *thời gian* kéo dài *loạt phóng* tên lửa;

$S_{PB(MTG)} = D_{TD} - D_{GN}$;

D_{TD} – cự ly (dự tính) mở đầu tự dẫn rađa trên tên lửa đối phương;

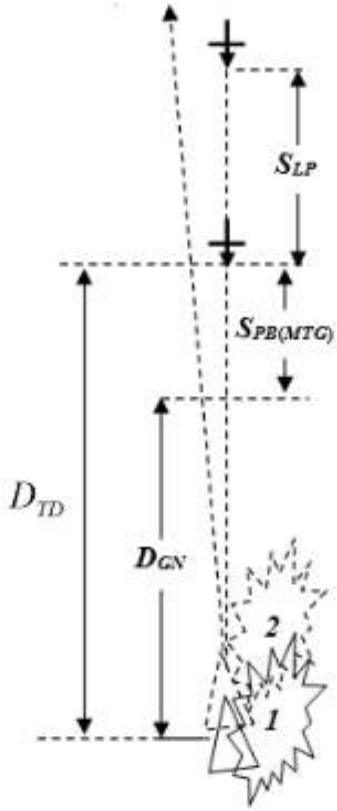
D_{GN} – khoảng cách từ tàu đến tên lửa đối phương vào thời điểm tạo mục tiêu giả phá bám đầu tiên.

+ Giãn cách giữa các loạt phóng: Giãn cách giữa các loạt phóng chính bằng khoảng thời gian tên lửa đi hết khoảng cự ly tác dụng hiệu dụng của một mục tiêu giả phá bám, và bằng [1]:

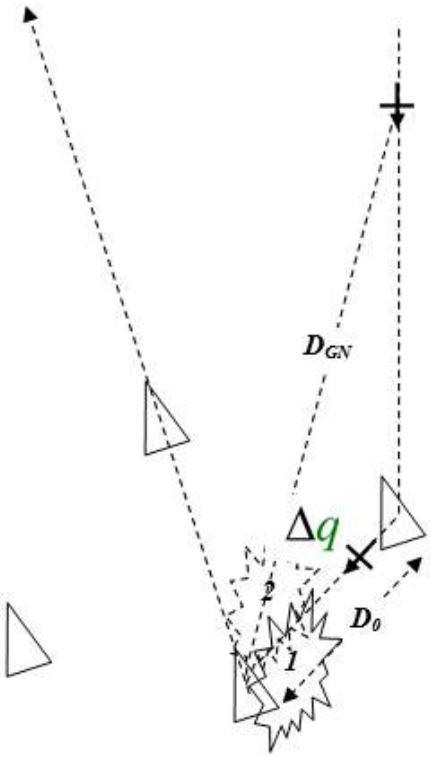
$$\Delta T_{LP} = \frac{S_{PB}}{V_M} = \frac{D_{TD} - D_{GN}}{V_M} \qquad (13)$$

Trường hợp 2: Toàn biên đội tiến hành gây nhiễu tên lửa đối phương và có một tàu khác nằm trên dải quạt hướng bị tiến công ở khoảng giữa tên lửa đối phương và tàu ta.

Từ hình 4 ta thấy khi góc kẹp Δq khá nhỏ và $\boldsymbol{D_0 < D_{GN}}$, *có thể không cần* phóng loạt đạn nhiễu thứ hai [1].



Hình 3. Mô hình tính khi bảo vệ tàu đơn



Hình 4. Mô hình tính toán khi tàu đang trong biên đội

Trong những trường hợp $D_0 > D_{GN}$, cần phóng ít nhất hai loạt đạn nhiễu với giãn cách thời gian bằng thời gian tên lửa bay đến tàu bạn, cộng với thời gian tên lửa sục sạo lại và bắt bám tàu ta, khoảng thời gian ΔT_{LP} này được xác định theo công thức sau [1]:

$$\Delta T_{LP} = \frac{1}{V_M}\sqrt{D_{GN}^2 + D_0^2 - 2D_{GN}D_0\cos\Delta q} + T_{SB} \qquad (14)$$

Đối với thời gian sục sạo lại và bắt bám (dự tính) của đầu tự dẫn $T_{SB,}$ khi thiếu thông số này, hệ thống sẽ mặc định $T_{SB} = 0$. Khi đó, thời điểm phóng đạn loạt sau sẽ trùng với thời điểm kết thúc tác dụng hiệu quả của loạt đạn trước. Điều này đảm bảo duy trì một "màn chắn" nhiễu liên tục và dày đặc nhất, không có kẽ hở thời gian để đầu tự dẫn tên lửa có cơ hội khóa lại mục tiêu thật.

2.5. Phương án cơ động tàu

Để tối ưu hiệu quả bảo vệ, sau khi phóng đạn nhiễu, tàu cần tăng tốc tối đa và cơ động theo hướng mũi hoặc đuôi về phía tên lửa nhằm giảm thiểu diện tích phản xạ radar (RCS). Việc phối hợp tạo mục tiêu giả tại vị trí tối ưu và cơ động tách biên độ lớn so với màn nhiễu sẽ gây sai lệch hình học, khiến đầu tự dẫn mất bám mục tiêu thật và bị thu hút hoàn toàn vào đám mây nhiễu theo kịch bản tại Bảng 2.

Bảng 2. Quy tắc chuyển hướng cơ động tàu khi phóng đạn nhiễu rađa tạo mục tiêu giả phá bám [1]

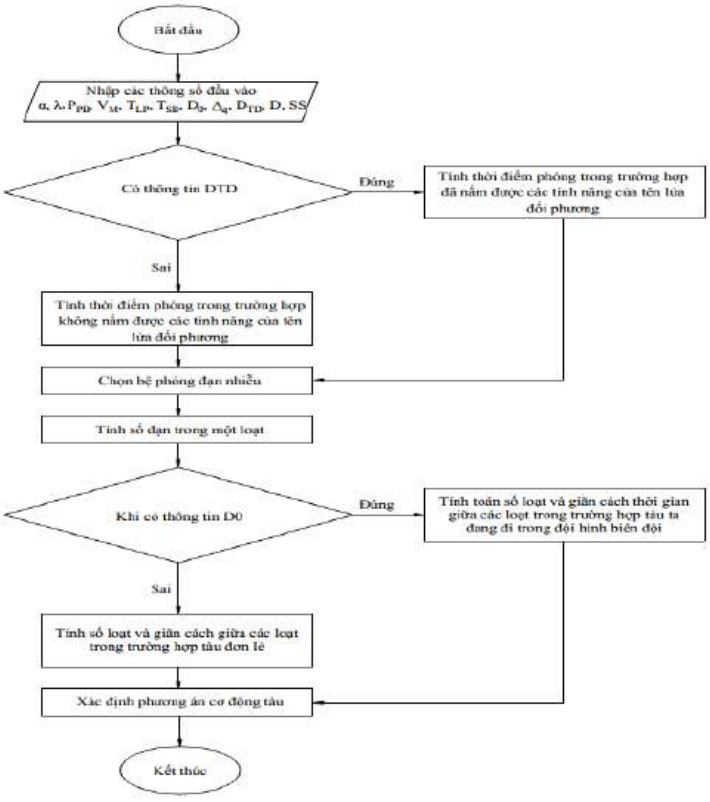
	Góc hướng tên lửa tiến công tàu (^{0})			
	0÷90		90÷180	
Phía mạn tên lửa tiến công	Mạn phải	Mạn trái	Mạn phải	Mạn trái
Hướng cơ động tàu	Sang trái	Sang phải	Sang phải	Sang trái

Việc tích hợp các phương án cơ động chiến thuật vào thuật toán điều khiển không chỉ giúp tối ưu hóa khả năng đánh lừa đầu tự dẫn mà còn giảm thiểu đáng kể thời gian ra quyết định của chỉ huy trong các tình huống tác chiến khẩn trương.

3. Tự động hóa quá trình điều khiển phóng đạn nhiễu vô tuyến

3.1. Sơ đồ thuật toán

Thuật toán điều khiển tự động trên phần mềm MATLAB được thiết kế theo cấu trúc logic, cho phép tính toán phương án chiến đấu tối ưu dựa trên độ tin cậy của dữ liệu mục tiêu đầu vào. Đối với các mối đe dọa đã xác định được đặc tính kỹ - chiến thuật, hệ thống thực hiện chế độ tính toán xác thực theo tham số thực tế; ngược lại, trong điều kiện dữ liệu thiếu hụt, thuật toán tự động thiết lập các tham số định mức dựa trên giới hạn chân trời ra-đa vật lý ($D_{TD} \approx 19$ km) và ngưỡng đáp ứng thời gian tới hạn ($T_{\min} \approx 18$ giây). Kết quả cuối cùng của quy trình xử lý là việc kết xuất đồng bộ chỉ thị bắn và phương án cơ động tàu, đảm bảo duy trì màn chắn nhiễu liên tục nhằm tối đa hóa xác suất phá bám đối với đầu tự dẫn tên lửa đối phương. Sơ đồ khối thuật toán tính toán chiến thuật sử đụng đạn nhiễu vô tuyến được mô tả cụ thể trên Hình 5.



Hình 5. Sơ đồ thuật toán tự động tính toán chiến thuật sử dụng Hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN

3.2. Lập trình và tính toán

Sử dụng phần mềm Matlab để lập trình, tự động hóa việc tính toán chiến thuật sử dụng Hệ thống trong trường hợp không biết tính năng đầu tự dẫn trên tên lửa đối phương, chỉ có một tên lửa đang tiến công và tàu ta đang đi trong đội hình biên đội.

Bảng 3. Các thông số đầu vào

STT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Hướng tiến công của tên lửa (mạn phải)		Độ	50
2	Xác suất phá bám cần đạt được P_{PB}	P_{PB}	-	0,4
3	Vận tốc bay của tên lửa (tại thời điểm phát hiện)	V_M	m/s	300
4	Cự ly phát hiện tên lửa	D	mét	2.10^4
5	Thời gian (trung bình) sục sạo và bắt bám của đầu tự dẫn trên tên lửa	T_{SB}	Giây	5
6	Giãn cách giữa các tàu đi trong đội hình	D_0	mét	1.500
7	Góc kẹp	Δ_q	Độ	30
8	Cấp sóng biển	SS	-	5

Kết quả tính toán cụ thể:

- Bệ phóng được chọn: Bệ số 1;
- Thời điểm phóng: 5.400 m
- Số đạn cần phóng: 01 quả;
- Số loạt cần phóng: 01 loạt;
- Giãn cách giữa các loạt: 0 giây;
- Hướng cơ động tàu: Sang trái;

Kết quả tính toán được chuyển đến hệ thống chỉ huy và điều khiển chiến đấu chung của tàu, tiến hành tự động bắn theo phương án đã tính, đồng thời, tự động điều chỉnh hướng cơ động tàu phù hợp với phương án tác chiến chung của toàn tàu.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp tính toán phương án sử dụng hợp lý hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN. Khả năng tính toán của mô hình bao quát được mọi tình huống tác chiến trên biển, kể cả khi biết hoặc không biết các tính năng kỹ - chiến thuật của tên lửa đối phương. Đồng thời, việc tự động hóa tính toán cũng được thực hiện nhờ phần mềm Matlab để bảo đảm khả năng tính toán chính xác và kịp thời, giúp nâng cao hiệu quả sử dụng Hệ thống. Kết quả của bài báo được tích hợp với hệ thống điều khiển chỉ huy tác chiến của toàn tàu.

Tài liệu tham khảo

1. Khoa Thông tin - rađa (2022), *Hướng dẫn sử dụng chiến đấu tổ hợp phóng nhiễu IIK-10*, Khánh Hòa, Học viện Hải Quân.
2. Nguyễn Thế Lực (2025), *Nghiên cứu, thiết kế hệ thống giàn phóng nhiễu PK-10.VN lắp đặt trên tàu hải quân*, Báo cáo tổng hợp đề tài, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
3. Merrill I. Skolnik (2001), *Introduction to rada systems*, 3rd ed, Tata McGraw-Hill, New Delhi, India.
4. Nguyễn Tất Nam Anh (2025), *Tìm hiểu đặc điểm thiết kế của dàn phóng nhiễu PK-10 trên tàu Hải quân*, Đồ án tốt nghiệp đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

5. Nguyễn Thế Lực (2025), *Thuyết minh kỹ thuật và hướng dẫn sử dụng Hệ thống phóng nhiễu PK-10.VN*, Trung tâm Kỹ thuật Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Automation of radio-frequency decoy launch control on the Decoy Launching System PK-10.VN

Abstract: *In modern naval warfare, tactical calculation and the automation of decoy launching control play a pivotal role in protecting naval vessels from enemy radar systems and guided weapons. This paper focuses on researching, synthesizing, and optimizing tactical methods for deploying radio-frequency decoys using the decoy launching system PK-10.VN. Based on these calculations, the author has developed an automated launching control program using MATLAB software. The research results possess high practical value, providing a foundation for integration into Combat Management Systems and integrated weapon monitoring systems on contemporary naval ships.*

Keywords: Decoy launching system; radar countermeasures; firing control system.

Nghiên cứu đặc tính khí động học dòng chảy qua loa phụt động cơ đạn phản lực 122 mm ĐPL-40

Vũ Đại Đô[1*], Lại Thanh Tuấn[2], Nguyễn Dương Phụng[3]

[1]Học viện kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[3]Viện Công nghệ, Tổng cục CNQP

Email: Whereareyou452@gmail.com; Tel:0378418056

Tóm tắt:

Khả năng, hiệu suất làm việc của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn trên đạn phản lực phụ thuộc phần lớn vào quá trình giãn nở nhiệt động lực học của sản phẩm cháy qua loa phụt. Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu về trường dòng chảy siêu âm nén được bên trong loa phụt động cơ đạn 122 mm. Trên cơ sở phương pháp tính toán động lực học chất lưu (CFD) tiến hành phân tích cấu trúc dòng sản phẩm cháy. Các điều kiện biên tại cửa vào được thiết lập dựa trên thông số thực tế của buồng đốt động cơ đạn 122 mm ở chế độ làm việc ổn định. Kết quả mô phỏng thể hiện sự biến thiên của các thông số trạng thái nhiệt động (áp suất tĩnh, nhiệt độ) và thông số động học (vận tốc, số Mach) của dòng khí dọc theo trục loa phụt. Nghiên cứu đã xác định được vị trí xuất hiện các sóng xung kích và hiện tượng tách dòng cục bộ gần cửa ra loa phụt trong các điều kiện áp suất môi trường khác nhau. Các kết quả thu được là cơ sở khoa học quan trọng để đánh giá lực đẩy thực tế, từ đó tối ưu hóa kết cấu của loa phụt nhằm nâng cao tầm bắn và độ ổn định quỹ đạo cho đạn phản lực 122 mm ĐPL - 40.

Từ khoá: *Động cơ tên lửa nhiên liệu rắn; loa phụt, CFD; khí động lực học siêu âm; sóng xung kích.*

1. Đặt vấn đề

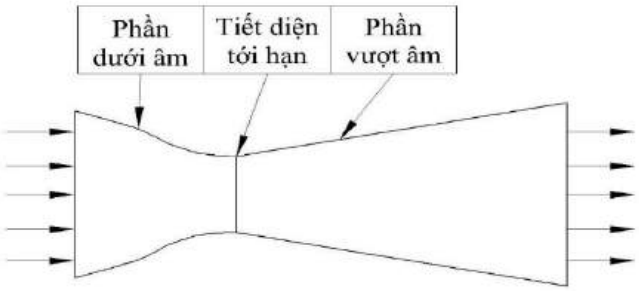
Đạn phản lực 122 mm ĐPL - 40 (đạn phản lực ĐPL - 40) có tầm bắn đến 40 km, dùng cho pháo phản lực BM - 21. Đạn phản lực ĐPl - 40 là đạn phản lực không điều khiển với phần chiến đấu nổ phá sát thương, sử dụng ngòi chạm nổ tức thì có giữ chậm. Đạn phản lực ĐPL - 40 có tầm bắn xa hơn so với đạn M21 - OФ (đạn nguyên bản dùng cho pháo phản lực BM - 21 có tầm bắn 20 km) nguyên nhân chính là do sự thay đổi động cơ tăng tầm. Động cơ tăng tầm có vỏ hình trụ liền khối, thỏi thuốc phóng làm từ nhiên liệu rắn hỗn hợp có năng lượng cao. Khi động cơ hoạt động, các chi tiết, bộ phận của động cơ làm việc trong điều kiện khắc nghiệt (áp suất lên đến 11 MPa, nhiệt độ khoảng 2.750 K). Trong đó, loa phụt là bộ phận chịu ảnh hưởng khắc nghiệt nhất, hoạt động của loa phụt cũng quyết định trực tiếp hiệu quả biến đổi năng lượng của sản phẩm cháy trong buồng đốt thành lực đẩy. Dòng sản phẩm cháy chảy qua loa phụt không chỉ chi phối lực đẩy, hiệu suất mà còn ảnh hưởng sâu sắc đến độ ổn định, độ bền kết cấu và quỹ đạo bay của đạn. (hình 1)



Hình 1. Đạn phản lực 40

Loa phụt *(dạng Laval)* là thiết bị được thiết kế nhằm điều khiển các tính chất của chất lưu làm việc như áp suất, mật độ, nhiệt độ và vận tốc. Dựa trên sự thay đổi tiết diện ngang, loa

phụt được chia thành hai phần: Phần dưới âm và phần vượt âm; vị trí tiết diện tiếp giáp giữa 2 phần được gọi là tiết diện tới hạn *(phần bằng âm).*



Hình 2. Mô hình loa phụt Laval

Phần dưới âm có tiết diện giảm dần cho tới phần tiết diện tới hạn, tại đó chất lưu đạt vận tốc lớn nhất nhờ chuyển đổi áp suất và nhiệt năng thành động năng. Vận tốc lớn nhất mà chất lưu có thể đạt được trong phần dưới âm là vận tốc âm thanh, xảy ra tại tiết diện tới hạn. Tuy nhiên, nhiều ứng dụng trong các hệ thống đẩy như động cơ tên lửa, buồng đốt phụ của động cơ phản lực, tua-bin hơi, tua-bin khí và đường hầm gió siêu âm đòi hỏi vận tốc siêu âm nhằm đạt được lực đẩy lớn hơn hoặc hiệu suất cao hơn của động cơ. Do đó, một đoạn phân kỳ *(phần vượt âm)* được gắn thêm vào tiết diện tới hạn để tăng vận tốc chất lưu vượt qua vùng dưới âm (Mach > 1). Loại loa này được gọi là loa phụt dạng Laval (*De Laval nozzle*).

Loa phụt có tiết diện thay đổi, trong đó tiết diện nhỏ nhất xuất hiện tại một vị trí xác định gọi là tiết diện tới hạn. Phía sau của tiết diện tới hạn, tiết diện tăng dần, tạo thành phần vượt âm (Hình 2). Hiệu suất của loa trong việc tạo ra dòng siêu âm phụ thuộc mạnh vào các tính chất và đặc trưng của dòng chảy khi đi qua tiết diện tới hạn. Chất lưu nén được có đặc trưng là tính nén, biểu thị mức độ thay đổi thể tích riêng khi áp suất thay đổi. Về mặt lý tưởng, quá trình dòng chảy trong loa phụt là đẳng entropy, trong đó ma sát rất nhỏ và thường có thể bỏ qua, và việc phân tích sử dụng các giả thiết khí lý tưởng cùng với các phương trình giãn nở đẳng entropy tài liệu [1-3]

Trong bài báo này, phân tích động lực học chất lưu tính toán *(CFD - Computational Fluid Dynamics)* của dòng chảy nén được trong loa phụt được thực hiện bằng ANSYS Fluent nhằm thu được các kết quả về áp suất, nhiệt độ, vận tốc và số Mach dọc theo loa cho một thiết kế và điều kiện vận hành cho trước, đồng thời nghiên cứu hình thái dòng chảy trong loa. Các kết quả được phân tích thông qua đồ thị áp suất, đồ thị số Mach và các bản đồ phân bố *(contour*) của áp suất, nhiệt độ, mật độ, vận tốc và số Mach.

2. Nội dung nghiên cứu

2.1. Các quan hệ giải tích về dòng chảy đẳng entropy qua loa phụt

Trong quá trình dòng chảy qua loa phụt các đại lượng dòng chảy chủ yếu biến thiên theo phương dòng chảy, và dòng chảy có thể được xấp xỉ là dòng một chiều đẳng entropy với độ chính xác hợp lý. Do đó, ta bắt đầu khảo sát bằng cách tìm các mối quan hệ giữa áp suất, nhiệt độ, mật độ, vận tốc, diện tích dòng chảy và số Mach đối với dòng chảy một chiều đẳng entropy. Giả thiết rằng dòng chảy là đẳng entropy và khí có nhiệt dung riêng không đổi (khí lý tưởng). Các phương trình được tham khảo từ [8].

Phương trình liên tục:

$$\rho_1 A_1 V_1 = \rho_2 A_2 V_2 \quad (1)$$

Phương trình khí lý tưởng:

$$P = \rho RT \quad (2)$$

Vận tốc âm thanh của khí lý tưởng:

$$c = \sqrt{kRT} \quad (3)$$

Số Mach được định nghĩa là tỷ số giữa vận tốc dòng chảy và vận tốc âm thanh:

$$Ma = \frac{v}{c} \quad (4)$$

Trong quá trình dừng động năng của chất lưu được chuyển hóa thành entanpi, làm nhiệt độ và áp suất của chất lưu tăng lên. Các đại lượng của chất lưu tại trạng thái dừng được gọi là các thông số dừng. Trong đó:

- T_0 là nhiệt độ dừng, biểu thị nhiệt độ mà khí lý tưởng đạt được khi bị đưa về trạng thái đứng yên một cách đoạn nhiệt.

- P_0 là áp suất dừng, biểu thị áp suất mà chất lưu đạt được khi bị đưa về trạng thái đứng yên theo quá trình đẳng entropy.

- ρ_0 là khối lượng riêng dừng.

Mối quan hệ giữa các thông số dừng với nhiệt độ, áp suất và khối lượng riêng tĩnh được xác định như sau:

$$T_0 = T + \frac{v^2}{2c_p} \quad (5)$$

$$\frac{P_0}{P} = \left(\frac{T_0}{T}\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (6)$$

$$\frac{\rho_0}{\rho} = \left(\frac{T_0}{T}\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (7)$$

Tuy nhiên, trong trường hợp loa phụt, các quan hệ nêu trên được biểu diễn theo tỷ số nhiệt dung k và số Mach M. Bằng cách sử dụng phương trình liên tục cùng với các quan hệ đẳng entropy, ta có thể thu được các phương trình liên hệ giữa diện tích tiết diện và số Mach, được gọi là quan hệ diện tích - số Mach

$$\frac{A}{A^*} = \left(\frac{1}{M}\right)\left[\left(\frac{2}{k+1}\right)\left(1+\frac{k-1}{2}M^2\right)\right] \quad (8)$$

Trong đó A^* là diện tích tiết diện tới hạn

Quan hệ trên cho thấy rằng $M = f\left(\frac{A}{A^*}\right)$ nghĩa là số Mach tại bất kỳ vị trí nào trong ống dẫn là hàm của tỷ số giữa diện tích tiết diện cục bộ và diện tích tiết diện tới hạn.

Trong đó: $c_p = \frac{kR}{k-1}; c^2 = kRT; M = \frac{v}{c}$

Sự biến thiên của áp suất được xác định bởi:

$$\frac{P_0}{P} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M^2\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (9)$$

Sự biến thiên của nhiệt độ được xác định bởi:

$$\frac{T_0}{T} = 1 + \frac{k-1}{2} M^2 \quad (10)$$

Sự biến thiên của khối lượng riêng được xác định bởi:

$$\frac{\rho_0}{\rho} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (11)$$

Lưu lượng khối được xác định bởi:

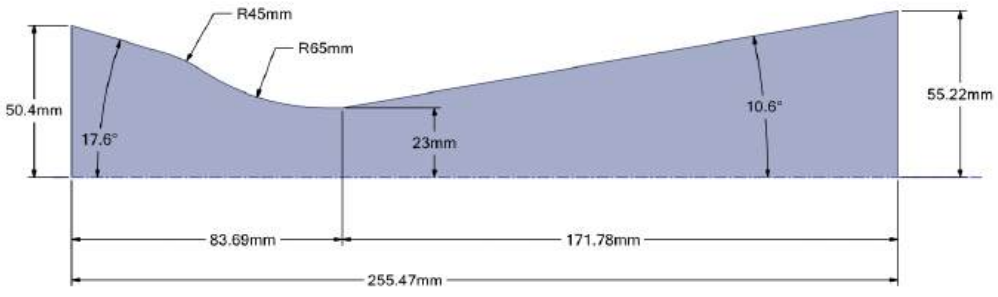
$$\dot{m} = PAM\sqrt{\left(\frac{k}{RT}\right)} \quad (12)$$

2.2. Mô hình tính toán

Để thiết kế và xây dựng mô hình loa phụt, cần tuân thủ nhiều nguyên tắc và hướng dẫn thiết kế khác nhau. Biên dạng cơ bản của loa phụt thường được xây dựng dựa trên các phương trình thiết kế tuyến tính, parabol và cung tròn. Đồng thời, phương pháp đặc trưng *(Method of Characteristics)* là một trong những phương pháp tiêu chuẩn được sử dụng để thiết kế phần vượt âm của loa phụt dòng siêu âm. Do tính chất đối xứng trục, mô hình phân tích (hình 3) được xây dựng ở dạng mặt cắt 2D bằng công cụ SpaceClaim trong phần mềm Ansys Workbench. Các thông số hình học của loa phụt được trình bày trong Bảng 1

Bảng 1. Các thông số hình học của loa phụt

Thông số	Giá trị (mm)
Chiều dài tổng của loa phụt	255,47
Đường kính cửa vào	100,8
Đường kính cửa ra	110,44
Đường kính tiết diện tới hạn	46
Góc phân kỳ	10,6°
Chiều dài phần dưới âm	83,69
Chiều dài phần vượt âm	171,78



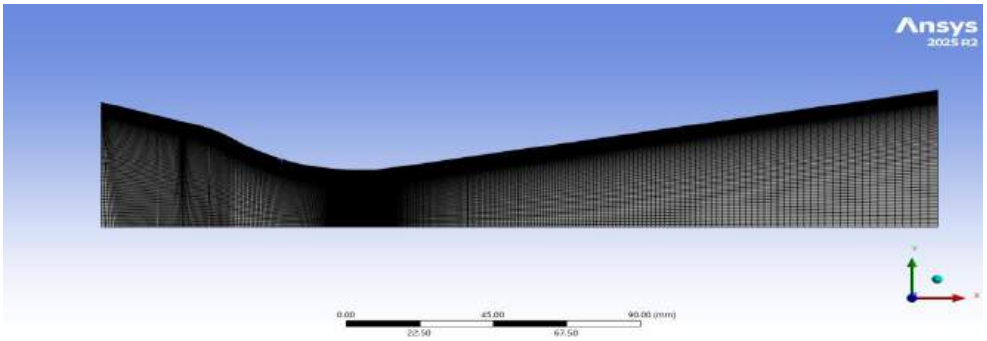
Hình 3. Mô hình loa phụt ĐPL – 40

Để đảm bảo mức độ chính xác của mô hình, tác giả tiến hành chia lưới thủ công cho mô hình với các thiết lập được trình bày cụ thể trong Bảng 2. Kết quả chia lưới mô hình được thể hiện trong Hình 4.

Bảng 2: Thiết lập mật độ lưới theo từng biên

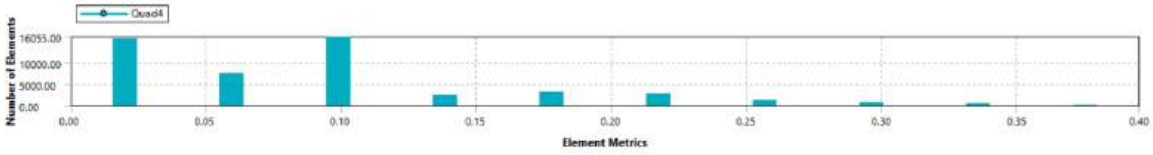
Biên	**Phương pháp chia**	**Số phân đoạn**	**Kiểu Bias**	**Hệ số Bias**	**Thiết lập bổ sung**
Axis	Number of Divisions	390	Không	–	Growth Rate = 1.1; Capture Curvature = Yes
Inlet	Number of Divisions	100	Bias Factor	20	Growth Rate = 1.2; Capture Curvature = Yes
Outlet	Number of Divisions	100	Bias Factor	20	Growth Rate = 1.2; Capture Curvature = Yes

Kết quả, tổng số nút của lưới là 51.611, và tổng số phần tử là 51.000.



Hình 4. Chia lưới loa phụt động cơ đạn phản lực ĐPL-40.

Chất lượng lưới được đánh giá thông qua hệ số méo (skewness), như thể hiện trong Hình 5. Giá trị skewness lớn nhất đạt 0,3950, trong khi giá trị trung bình là 0,09. Theo định nghĩa về skewness, giá trị trong khoảng 0,25 - 0,5 cho thấy chất lượng ô lưới tốt, còn nhỏ hơn 0,25 được đánh giá là chất lượng rất tốt. Do đó, lưới các phần tử tứ giác được tạo ra cho mô hình loa phụt hội tụ - phân kỳ hai chiều trong nghiên cứu này có chất lượng đảm bảo và không gây ảnh hưởng bất lợi đến quá trình hội tụ của nghiệm.



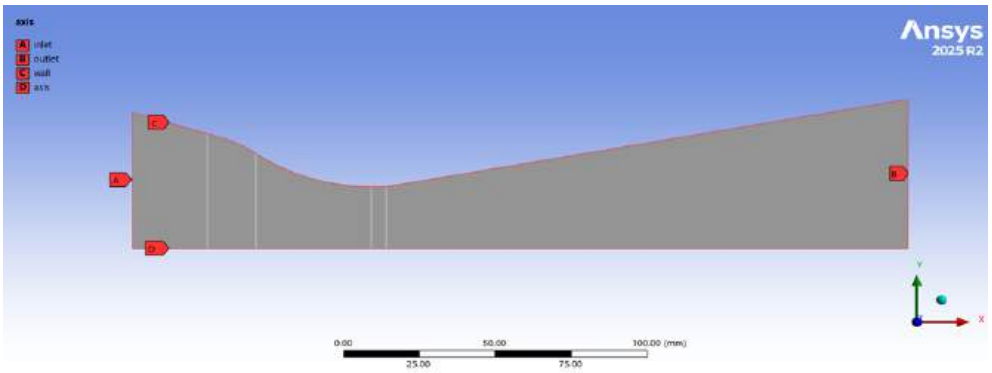
Hình 5. Bảng thống kê hệ số skewness

Điều kiện biên cửa vào áp suất được áp dụng tại cửa vào loa phụt (inlet), như thể hiện trong Hình 6. Áp suất tĩnh được coi là áp suất trong buồng đốt khi động cơ làm việc ổn định và có giá trị bằng 11 MPa, và nhiệt độ không đổi bằng 2.750 K được sử dụng cho tất cả các trường hợp mô phỏng.

Thành loa phụt được thiết lập theo điều kiện biên dạng tường (wall), với giả thiết đoạn nhiệt (adiabatic) và không trượt (no - slip).

Điều kiện biên cửa ra áp suất được áp dụng tại biên miền tính toán (B). Áp suất cửa ra được chọn là 101.325 Pa - là áp suất môi trường ở mặt đất tương ưng với nhiệt độ 300 K.

Các trường hợp trên được phân tích với giả thiết dòng chảy không nhớt (inviscid), do ảnh hưởng của độ nhớt không đáng kể trong các bài toán dòng chảy nén được có số Reynolds lớn, nơi mà lực quán tính chiếm ưu thế so với lực nhớt.



Hình 6: Điều kiện biên

Chi tiết các thiết lập trong giai đoạn tiền xử lý được tổng hợp trong bảng 3

Bảng 3: Các thiết lập tiền xử lý được sử dụng trong mô phỏng.

Hạng mục	Thiết lập
Thiết lập chung (General)	Kiểu bộ giải: Dựa trên mật độ (Density-Based) Không gian: 2D đối xứng trục (Axisymmetric) Thời gian: Trạng thái ổn định (Steady State)
Mô hình (Models)	Năng lượng: Bật (Energy: ON) Dòng nhớt: Không nhớt (Inviscid)
Vật liệu (Material)	Chất lưu: Không khí (Air) Mô hình khối lượng riêng: Khí lý tưởng (Ideal Gas) Nhiệt dung riêng đẳng áp (C_p): 1.006,43 J/kg·K Tỷ số nhiệt dung (k): 1,4 Khối lượng phân tử: 28,966 kg/kmol
Điều kiện biên (Boundary Condition)	Cửa vào: Pressure Inlet Cửa ra: Pressure Outlet Thành: Không trượt (No Slip) Trục: Đối xứng trục (Axisymmetric) Giá trị: Như đã nêu ở trên
Giá trị tham chiếu (Reference Values)	Tính toán từ: Cửa vào (Compute From: Inlet) Vùng tham chiếu: Bề mặt rắn (Reference Zone: Solid Surface Body)

Để đảm bảo tính ổn định và hội tụ của nghiệm, áp suất đầu vào được tăng theo từng mức trung gian (2 MPa → 5 MPa → 8 MPa → 11 MPa). Ở mỗi mức áp suất, bài toán được chạy đến khi đạt hội tụ vật lý (sai số cân bằng khối lượng < 1% và residual giảm ổn định) trước khi chuyển sang mức kế tiếp. Phương pháp tăng áp suất từng bước này giúp trường dòng phát triển dần đến trạng thái mong muốn, hạn chế dao động số do shock mạnh và cải thiện độ ổn định của quá trình tính toán. Các thiết lập chi tiết của bộ giải cho những điều kiện khác nhau được trình bày trong bảng 4

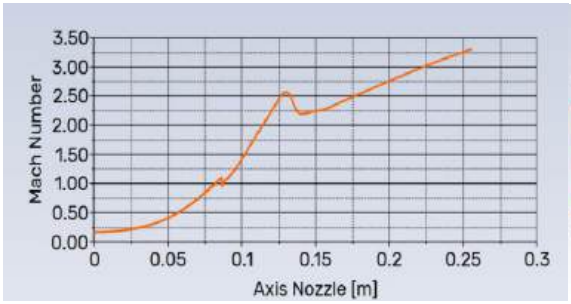
Bảng 4. Các thiết lập bộ giải được sử dụng trong phân tích

Hạng mục	Thiết lập
Điều khiển nghiệm (Solution Control)	Số Courant = 5
Sai số dư (Residuals)	Continuity, vận tốc theo trục X, vận tốc theo trục Y, năng lượng, (k) và (ε): (10^{-4})
Khởi tạo nghiệm (Solution Initialization)	Tính toán từ: Khởi tạo tiêu chuẩn từ cửa vào (Standard Initialization from Inlet)
Chạy tính toán (Run Calculations)	Số vòng lặp = 2000 cho từng mức áp suất

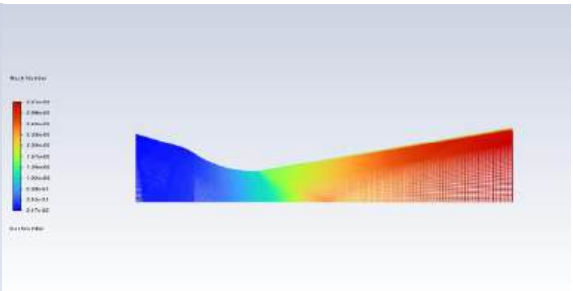
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Sự biến thiên của số Mach

Hình 7 và 8 thể hiện sự phân bố số Mach dọc theo chiều dài của loa phụt. Ở phần dưới âm số Mach nhỏ hơn 1 và tăng dần khi tiết diện giảm. Tại tiết diện tới hạn, Mach xấp xỉ bằng 1 tuy nhiên, tại khoảng x ≈ 0,08 m và 0,14 m xuất hiện sự suy giảm đột ngột của số Mach, sau đó Mach lại tăng trở lại.



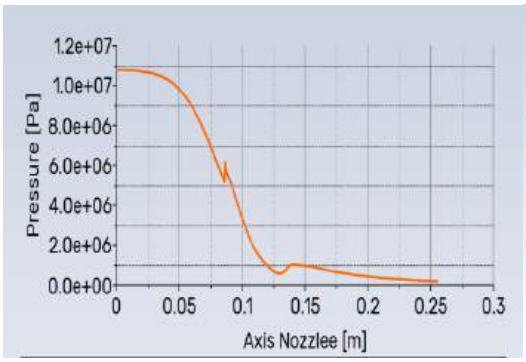
Hình 7. Đồ thị biến thiên của số Mach dọc theo chiều dài loa phụt



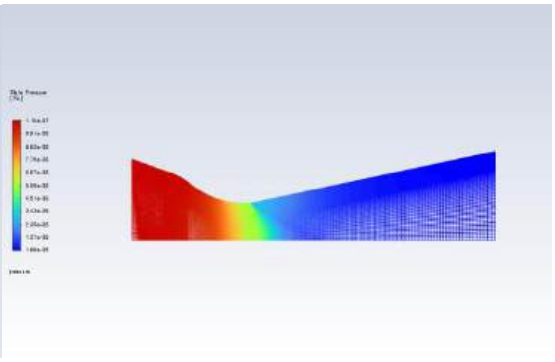
Hình 8. Biểu đồ đường đồng mức của số Mach

3.2. Sự biến thiên của áp suất

Áp suất đạt giá trị lớn nhất tại cửa vào của loa phụt và giảm nhẹ khi tiến dần về phía tiết diện tới hạn. Khi dòng chảy đi qua tiết diện tới hạn đến phần vượt âm áp suất giảm mạnh, và đạt giá trị nhỏ nhất tại cửa ra của loa phụt, như thể hiện trong Hình 10 và 11. Hiện tượng này là do sự gia tốc của dòng chảy, có thể xảy ra ở chế độ dưới âm hoặc siêu âm, cũng như do quá trình giãn nở của chất lưu trong đoạn phân kỳ của loa phụt. Giá trị áp suất lớn nhất là 10,793 MPa và nhỏ nhất là 191.318 Pa.



Hình 9. Đồ thị biến thiên của áp suất dọc theo chiều dài loa phụt

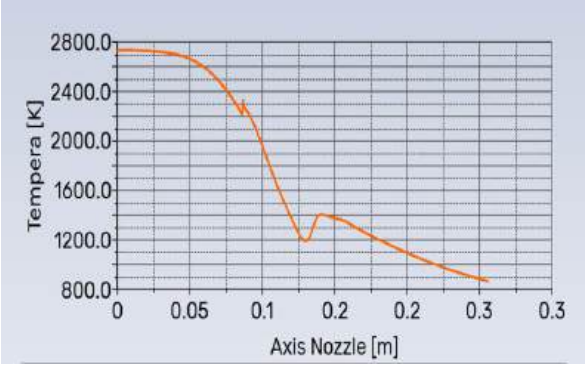


Hình 10. Biểu đồ đường đồng mức của áp suất trong loa phụt

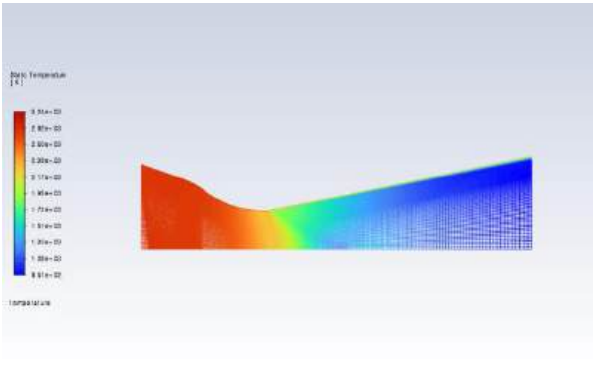
3.3. Sự biến thiên của nhiệt độ

Sự biến thiên của nhiệt độ có xu hướng tương tự như áp suất, với giá trị lớn nhất tại cửa vào và giá trị nhỏ nhất tại cửa ra của loa phụt. Tương tự như biểu đồ vận tốc, trong các đường đồng mức nhiệt độ cũng có thể quan sát thấy các lớp tách nhiệt xuất hiện xa bán kính tiết diện tới hạn về phía sau của dòng chảy. Giá trị nhiệt độ lớn nhất đạt 2.500 K tại cửa vào, trong khi giá trị nhỏ nhất là 780 K, xuất hiện gần vùng trục đối xứng tại cửa ra.

Sự suy giảm nhiệt độ của chất lưu khi rời xa vùng tiết diện tới hạn là hệ quả của quá trình giãn nở đẳng entropy của dòng chảy trong đoạn phân kỳ, tương tự như sự sụt giảm áp suất được minh họa trong Hình 11 và 12.



Hình 11. Biểu đồ biến thiên của nhiệt độ dọc theo chiều dài loa phụt



Hình 12. Biểu đồ đường đồng mức của nhiệt độ

3.4. Kiểm chứng với tính toán lý thuyết

Giá trị lý thuyết của một số đại lượng quan trọng tại các vị trí đặc trưng của mô hình đã được tính toán bằng phần mềm Excel, dựa trên các quan hệ đẳng entropy và các phương trình dòng chảy trong loa phụt đã trình bày ở trên và tài liệu [8].

Bảng 4. Kết quả tính toán lý thuyết của áp suất, nhiệt độ và vận tốc

TT	X, mm	Y, mm	A, mm^2	A/A*	M	T, K	p, MPa	V, m/s
1	0	50,4	7.976,102	4,80	0,121	2.741,89	10,88	127,62
2	24,7	42,55	5.684,978	3,42	0,172	2.733,80	10,77	180,38
3	40,71	35,25	3.901,646	2,34	0,256	2.714,36	10,51	267,56
4	78,69	23	1.661,06	1	1	2.291,67	5,81	959,578
5	83,69	23	1.661,06	1	1	2.291,67	5,81	959,578
6	118,69	29,57	2.745,569	1,65	1,975	1.544,82	1,461	1556
7	153,69	36,14	4.101,153	2,468	2,429	1.261,29	0,718	1.729,393
8	188,69	42,17	5.583,89	3,36	2,757	1.090,92	0,432	1.825,67
9	223,69	49,27	7.622,453	4,58	3,084	947,37	0,263	1.903,01
10	255,47	55,22	9.574,64	5,76	3,325	856,31	0,185	1.950

Bảng 5. So sánh giá trị Áp suất, nhiệt độ, vận tốc tại các vị trí dọc trục loa phụt

X, mm	Y, mm	M		T, K		p, MPa	
		Lý thuyết	CFD	Lý thuyết	CFD	Lý thuyết	CFD
0	50,4	0,121	0,131	2.741,89	2.753	10,88	10,79
24,7	42,55	0,172	0,181	2.733,80	2.730	10,77	10,81
40,71	35,25	0,256	0,262	2.714,36	2.706	10,51	10,53
78,69	23	1	0,98	2.291,67	2.208	5,81	5,1
83,69	23	1	0,94	2.291,67	2.324	5,81	6,1
118,69	29,57	1,975	1,98	1.544,82	1.535	1,46	1,52
153,69	36,14	2,429	2,43	1.261,29	1.263	0,71	0,72
188,69	42,17	2,757	2,761	1.090,92	1.091	0,43	0,49
223,69	49,27	3,084	3,092	947,37	957,2	0,26	0,30
255,47	55,22	3,325	3,31	856,31	864	0,18	0,191

Các giá trị thu được từ mô phỏng CFD và tính toán lý thuyết là gần như trùng khớp, như thể hiện trong các hình ở trên, chỉ tồn tại sai khác nhỏ về số Mach, dẫn đến sự sai lệch tương ứng của các đại lượng khác. Ngoài ra, xu hướng biến thiên của các đồ thị cũng tương tự như kết quả đã thảo luận trong các biểu đồ đường đồng mức (contour plots).

Do đó, có thể kết luận rằng kết quả CFD đạt độ chính xác cao đối với các điều kiện nghiên cứu đã cho, khi so sánh với các tính toán lý thuyết dựa trên các quan hệ loa phụt đẳng entropy, với sai số tương đối khoảng 1,36%

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã trình bày các khái niệm cơ bản liên quan đến loa phụt Laval đồng thời phân tích đặc điểm dòng chảy siêu âm trong loa phụt động cơ đạn phản lực ĐPL - 40. Đối với mô hình hình học đã nêu, giá trị số Mach lớn nhất xuất hiện tại vùng có áp suất nhỏ nhất (tại cửa ra loa phụt). Ngoài ra, các kết luận chính rút ra từ nghiên cứu này như sau:

- Loa phụt có thiết kế chưa tối ưu, chất lưu chưa giãn nở hết (áp suất tại cửa ra lớn hơn áp suất môi trường) do phần vượt âm có thiết kế hình cone. Điều này phản ánh đến tối ưu công nghệ và chi phí sản xuất, không phải lúc nào tối ưu toán học cũng được ưu tiên.

- Đường cong số Mach không còn trơn, do sự hình thành sóng xung kích tại cổ họng, nhưng trước khi tới cửa ra của loa phụt, phù hợp với các dự đoán lý thuyết.

- Không có sự sai khác đáng kể giữa các tham số của loa phụt khi so sánh phương pháp lý thuyết (dựa trên các công thức đẳng entropy) và kết quả CFD đối với dòng chảy không nhớt siêu âm nén được.

- Tại cửa ra của loa phụt, nhiệt độ của chất lưu giảm, trong khi vận tốc dòng chảy tăng đáng kể, dẫn đến lực đẩy lớn hơn trong các động cơ phản lực.

- Kết quả tính toán CFD có thể thay đổi khi sử dụng các sơ đồ số, điều kiện khởi tạo, cấu hình lưới, mô hình nhiễu loạn, phương pháp giải và giá trị các tham số khác nhau.

- Hình học loa phụt và áp suất cửa ra có ảnh hưởng đáng kể đến hiệu suất làm việc của loa phụt. Góc phân kỳ nhỏ và tiết diện tới hạn danh trụ sẽ cho tỷ số áp suất tới hạn tối ưu và

mức sụt áp nhỏ. Do đó, việc nghiên cứu chính xác hình học loa phụt và điều kiện làm việc là cần thiết để đạt hiệu suất tối đa của loa phụt.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Thế Phiệt (2006), *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển*, HVKTQS, Hà nội.
2. Phạm Thế Phiệt (1996), *Lý thuyết động cơ tên lửa*, HVKTQS, Hà nội.
3. Phạm Thế Phiệt (2014), *Cơ sở tính toán động cơ tên lửa nhiên liệu rắn*, NXB Quân đội nhân dân, Hà nội.
4. Ерохин В. Б. (2015), *Т. Н. Теория и проектирование ракетных двигателей: учебник*. - СПб.: Издательство «Лань», 608 с.: ил. - (Учебники для вузов. Специальная литература).
5. Дорофеев А. А, *Основы теории тепловых ракетных двигателей: теория, расчет и проектирование*, 3-е изд., перераб. и доп., М.: Машиностроение, 2004. -496 с.
6. Липанов А. М., Алиев А. В (1995), *Проектирование ракетных двигателей твердого топлива: учебник для студентов вузов*, М.: Машиностроение, ISBN 5-217-02650-2.
7. Sutton, G. P., & Biblarz, O. (2016). *Rocket propulsion elements* (9th ed.). John Wiley & Sons.
8. Gautam, K. (2024). *Flow dynamics and thrust generation in De Laval nozzles: A study using ANSYS Fluent,* International Journal of Science and Research (IJSR), 13(7), 1–6. ISSN 2319-7064. https://www.ijsr.net/archive/v13i7/SR24707080829.pdf
9. Author, A. A. (2019), *Modeling and simulation of a supersonic convergent divergent nozzle using computational fluid dynamics (CFD).* In Proceedings of the 5th International Conference on Engineering Research, Innovation and Education (pp. xx–xx). SUST, Sylhet. Retrieved from https://www.researchgate.net/.../Modeling-and-Simulation-of-a-Supersonic-Convergent-Divergent-Nozzle-Using-Computational-Fluid-Dynamics-CFD.pdf.

Study on the aerodynamic characteristics of the flow through the nozzle of the 122 mm DPL-40 rocket motor

Abstract: *The performance and efficiency of the solid rocket motor (SRM) on the 122mm rocket are largely governed by the thermodynamic expansion process of combustion products through the nozzle. This paper presents the results of a numerical analysis regarding the compressible supersonic turbulent flow field within the 122mm rocket motor nozzle. Based on the Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) equations combined with the SST turbulence model, Computational Fluid Dynamics (CFD) methods were employed to analyze the flow structure of the combustion products in detail. Inlet boundary conditions were established based on the actual parameters of the 122mm rocket combustion chamber under steady-state operating conditions. Simulation results clearly demonstrate the variation of thermodynamic state parameters (static pressure, temperature) and kinematic parameters (velocity, Mach number) along the nozzle axis. The study identified the locations of shock wave systems and local flow separation phenomena near the nozzle exit under various ambient pressure conditions. The obtained results serve as a critical scientific basis for evaluating actual thrust, thereby facilitating the optimization of the nozzle structure to enhance the range and trajectory stability of the 122mm rocket.*

Keywords: Solid rocket motor, nozzle, CFD, supersonic aerodynamics, shock wave.

Nghiên cứu tính toán hiệu suất loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000

Nguyễn Văn Huy[1], Nguyễn Văn Dũng[2], Vũ Đức Dũng[3]

[1]Hệ sau Đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[3]Viện Vũ khí, Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng

Email: huymta1312@gmail.com; Tel: 0367856548

Tóm tắt

Bài báo tập trung vào việc nghiên cứu, phân tích và tính toán hiệu suất làm việc của loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000. Trong quá trình thực hiện bài báo, tác giả đã sử dụng phương pháp Orlov để tính toán hiệu suất của loa giảm giật và ứng dụng phần mềm Matlab để giải hệ phương trình vi phân bài toán thuật phóng trong của súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000. Kết quả nghiên cứu, tính toán xác định được hiệu suất năng lượng và hiệu suất xung lượng của loa giảm giật đóng vai trò quan trọng trong việc thiết kế, chế tạo loa giảm giật, nâng cao độ ổn định cho súng trong quá trình hoạt động, tăng hiệu quả sử dụng vũ khí trang bị.

Từ khóa: *súng bắn tỉa; động lực học; loa giảm giật.*

1. Đặt vấn đề

Súng bắn tỉa T-5000 do nhà máy ORSIS thuộc tập đoàn Promtechnologyy của Nga chế tạo, giới thiệu lần đầu năm 2011 và được trang bị rộng rãi trong quân đội Nga. Ưu điểm nổi bật của súng là có tầm bắn trên 2 km, đạt độ chính xác cao ở khoảng cách xa. Trong phạm vi bài báo nhóm tác giả khảo sát đối với mẫu súng bắn tỉa T5000 cỡ nòng 7,62 mm bắn đạn 7,62 x 51 mm. Súng sử dụng nguyên lý bắn phát một, sử dụng cơ cấu tiếp, nạp đạn bằng tay, quay đóng khóa, khóa chắc viên đạn trong buồng đạn bằng 2 tai khóa. Trong quân đội nhân dân Việt Nam súng được trang bị cho lực lượng trinh sát đặc nhiệm của Tổng cục II bắn đạn .308 Win (7,62x51 mm) [1].

Một trong những yêu cầu quan trọng khi thiết kế, chế tạo súng bắn tỉa là giảm tối đa xung lực giật của phát bắn để nâng cao độ chính xác của súng bắn tỉa. Để giảm xung lực giật của phát bắn có rất nhiều phương pháp trong đó loa giảm giảm giật đầu nòng được sử dụng tương đối phổ biến. Nghiên cứu tính toán hiệu suất loa giảm giật nhằm đánh giá chính xác hiệu quả làm việc, từ đó đưa ra phương pháp thiết kế, chế tạo cho phù hợp.

2. Giải bài toán thuật phóng trong

2.1. Một số giả thiết cơ bản

Nhằm đơn giản hóa việc nghiên cứu quá trình cháy và tạo khí của thuốc phóng, ta sử dụng một số giả thiết cơ bản như sau [2]:

- Thuốc phóng cháy theo quy luật cháy hình học, cụ thể là tuân theo quy luật cháy tuyến tính;

- Công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến tỉ lệ với công thứ yếu của khí thuốc và có liên quan đến hệ số tăng nặng φ;

- Vỏ liều phóng gồm phần cháy được và phần không cháy được. Phần vỏ liều có thể cháy được được coi như một thành phần của liều thuốc phóng;

- Sản phẩm cháy có thành phần không đổi, lực thuốc phóng f và lượng cộng tích α là hằng số;

- Thành phần sản phẩm cháy không đổi, các đại lượng f và δ cũng không thay đổi;

- Coi số mũ đoạn nhiệt $k = \theta + 1$ là không đổi và bằng giá trị trung bình của nó trong khoảng từ nhiệt độ cháy của thuốc phóng đến nhiệt độ của khí thuốc tại thời điểm đạn bay ra khỏi nòng;

- Đạn được tính là bắt đầu chuyển động tại thời điểm áp suất khí thuốc đạt tới áp suất tống đạn p_0 và kết thúc quá trình tính toán khi đạn bắt đầu chuyển động ra khỏi miệng nòng.

2.2. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

Để giải bài toán thuật phóng trong của súng ta sử dụng hệ phương trình vi phân như sau [2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = s_1 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi s_1 \left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right) \dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = s_2 \dfrac{gpS}{\varphi q} \\ \dfrac{dl}{dt} = s_2 . v \\ \dfrac{dw}{dt} = \dfrac{1-\alpha\delta}{\delta} \chi\omega \left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right) \dfrac{dz}{dt} + S \dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{w} \left[f \chi\omega \left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right) \dfrac{dz}{dt} - p \dfrac{dw}{dt} - \dfrac{\theta\varphi q v}{g} \dfrac{dv}{dt} \right] \end{cases}$$

Trong đó: I_k - Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc tại thời điểm thuốc phóng cháy hết; z - Bề dày cháy tương đối của lớp thuốc đã cháy tính đến thời điểm đang xét; χ, λ, μ - Đặc trưng hình dạng của thuốc phóng; ω - Trọng lượng của thuốc phóng; f - Lực thuốc phóng; p - Áp suất trong lòng nòng; q - Trọng lượng đầu đạn; S - Tiết diện ngang của lòng nòng; W_o - Thể tích buồng đốt; δ - Mật độ thuốc phóng; α - Lượng cộng tích khí thuốc; g - Gia tốc trọng trường, lấy g = 9,81 m/s^2; v - Vận tốc chuyển động của đạn trong lòng nòng; l - Quãng đường đạn chuyển động; ψ - Lượng thuốc phóng cháy tương đối; φ – Hệ số tính công thứ yếu; s_1 - Hệ số điều khiển, ở thời kỳ sơ bộ và thời kỳ thứ nhất $s_1 = 1$, ở thời kỳ thứ hai $s_1 = 0$; s_2 - Hệ số điều khiển, ở thời kỳ sơ bộ $s_2 = 0$, ở thời kỳ thứ nhất và thời kỳ thứ hai $s_1 = 1$;

Điều kiện ban đầu: Khi $t = 0$ thì $v = 0; l = 0;$(đạn chưa chuyển động);

+ $p = p_{mồi}$; $w = w_0 - \sum_{i=1}^{3} \dfrac{\omega_i}{\delta_i}$;

+ $z = 0$ (thuốc phóng bắt đầu cháy);

+ $\psi_0 = \dfrac{1/\Delta - 1/\delta}{f_{moi}/P_{moi} + \alpha - 1/\delta}$ (có tính đến ảnh hưởng của thuốc mồi);

Giải hệ phương trình trên ta xác định được các thông số cơ bản của bài toán thuật phóng trong súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000.

2.3. Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

Sử dụng thuật toán Runge- Kutta làm cơ sở để giải bài toán thuật phóng trong trên máy tính bằng phương pháp số trên phần mềm Matlab R2018a.

* Thông số đầu vào

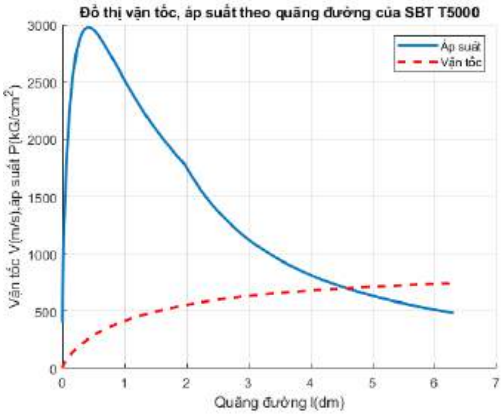
Thông số kĩ thuật của súng và đạn để giải bài toán thuật phóng trong như sau [1,2]: Thể tích buồng đốt: W_0 = 0,00322 dm^3; Diện tích tiết diện lòng nòng: S = 0,00456 dm^2; Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng: $l_đ$ = 6,25 dm; Trọng lượng đầu đạn: q = 0,0109 kG;

Áp suất tống đạn: p_0 = 40000 kG/dm^2; Trọng lượng thuốc phóng: ω = 0,0021 kG; Lượng cộng tích thuốc phóng: α = 1,0 dm^3/kG; Mật độ thuốc phóng: δ = 1,6 kG/dm^3; Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc: I_k = 176 kG.s/dm^2; Lực thuốc phóng: f = 1020000 kG.dm/kG; Các đặc trưng hình học của thuốc phóng: χ = 1,16667, λ =0, μ = 0; Cỡ nòng súng: d = 0,00762 dm; Gia tốc trọng trường: g = 98,1 dm/s^2; Chỉ số mũ đoạn nhiệt: k = 1,2.

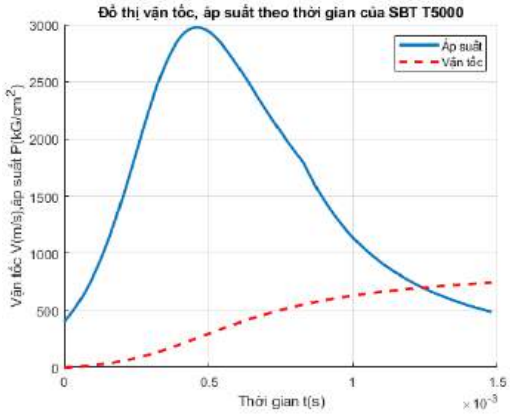
2.4. Kết quả giải bài toán thuật phóng trong

Thực hiện giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong bằng phần mềm Matlab R2018a ta được đồ thị đường bao áp suất và vận tốc chuyển động của đầu đạn trong lòng nòng theo quãng đường đạn chuyển động và theo thời gian như *hình 1* và *hình 2* trong đó:

- Áp suất lớn nhất: P_{max} = 2974 kG/cm^2;
- Áp suất khi đầu đạn chuyển động tại miệng nòng: $P_{đn}$ = 467,4 kG/cm^2;
- Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng: V_d = 782 m/s;
- Thời gian đầu đạn chuyển động trong lòng nòng: t = 0,001471 s.



Hình 1. Đồ thị áp suất, vận tốc chuyển động của đầu đạn theo quãng đường đạn chuyển động trong lòng nòng



Hình 2. Đồ thị áp suất, vận tốc chuyển động của đầu đạn theo thời gian

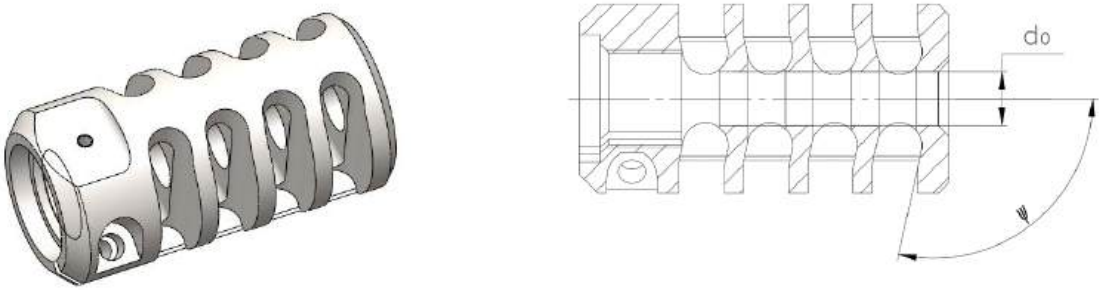
Nhận xét: Ta thấy kết quả giải hệ phương trình vi phân bài toán thuật phóng trong còn thể hiện thời điểm bước nhảy trên đồ thị là thời điểm thuốc phóng cháy hết áp suất đạt 1870 kG/cm^2 tại vị trí X = 180 mm. Kết quả tính toán đảm bảo độ tin cậy, làm cơ sở giải các bài toán tiếp theo.

3. Tính toán hiệu suất của loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62mm kiểu T5000

3.1. Nguyên lí làm việc của loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62mm kiểu T5000

Loa giảm giật có thể coi là một máy nhiệt sinh công từ nguồn năng lượng của khí thuốc ở thời kì tác dụng sau cùng. Sau khi đầu đạn rời khỏi miệng nòng, khí thuốc ở trong lòng nòng có nhiệt độ và áp suất cao chảy vào các khoang của loa. Tại đây dòng khí được giãn nở, tăng tốc và phát sinh tác dụng do quá trình va đập vào các mặt phản xạ phía trước cũng như phụt qua các lỗ phụt khí trên thành bên của loa. Kết quả, tạo ra phản lực có hướng ngược với hướng chuyển động lùi của nòng [3-6].

Loa giảm giật có thể giảm đáng kể cường độ xung giật lùi và cho phép giảm trọng lượng của vũ khí. Cũng như các loại thiết bị đầu nòng khác, ngoài giảm giật, loa giảm giật còn có tác dụng giảm ánh lửa đầu nòng khi bắn.



a. Mô hình 3D của loa giảm giật *b. Mô hình cắt bổ 2D của loa giảm giật*

Hình 3. Loa giảm giật của súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000

3.2. Kết cấu loa giảm giật của súng bắn tỉa 7,6 2mm kiểu T5000

Nhìn chung kết cấu của các loa giảm giật dùng trong súng pháo rất đa dạng và phong phú. Trong nhiều trường hợp kết cấu của loa giảm giật chỉ thay đổi một lượng nhỏ nhưng lại ảnh hưởng rất lớn đến hiệu suất của loa.

Loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000 được chế tạo theo nguyên lý va đập kết hợp lỗ phụt nghiêng như trên Hình 3. Loa giảm giật đầu nòng tuy có kết cấu đơn giản nhưng các quá trình vật lí xảy ra trong nó rất phức tạp. Các yếu tố kết cấu cơ bản ảnh hưởng tới hiệu quả của loa giảm giật như sau [7, 8]:

- Đường kính lỗ thoát đầu đạn d_o: Sự thay đổi kích thước đường kính lỗ thoát đầu đạn d_o ảnh hưởng rất lớn đến lưu lượng tương đối của dòng khí. Do vậy nó ảnh hưởng lớn đến hiệu suất của loa giảm giật. Khi tăng d_o, hiệu suất của loa giảm giật giảm đi rõ rệt. Vì vậy, để đảm bảo hiệu suất của loa giảm giật cao, cần thiết phải giảm d_o. Nhưng d_o phải đủ lớn để đảm bảo không gây ảnh hưởng đến sự chuyển động của đầu đạn, thông thường $d_0 = (1,1 \div 1,2)d$, với d là cỡ đạn.

- Số ngăn của loa giảm giật: Mục đích của việc sử dụng loa giảm giật nhiều ngăn là để lợi dụng triệt để dòng khí phụt qua lỗ thoát đầu đạn của các ngăn trước sang ngăn sau nhằm nâng cao hiệu suất. Quá trình sinh lực cản của dòng khí ở các ngăn tiếp theo cũng tương tự như các ngăn trước, nhưng áp suất và lưu lượng của dòng khí thấp hơn. Do vậy, hiệu suất đạt được ở các ngăn sau cũng thấp hơn các ngăn đầu. Kết cấu loa giảm giật súng bắn tỉa T5000 gồm 4 ngăn như trên Hình 3.

- Diện tích lỗ phụt khí F_c: Diện tích lỗ phụt khí trong các ngăn của loa giảm giật đảm bảo cho dòng khí sau khi va đập vào thành chắn của loa giảm giật được thoát ra và chuyển hướng phụt về phía sau một cách dễ dàng. Chính vì vậy, nó ảnh hưởng trực tiếp đến lưu lượng tương đối của dòng khí, từ đó ảnh hưởng đến hiệu suất của loa giảm giật. Đối với loa giảm giật súng bắn tỉa T5000, lỗ phụt khí có dạng vành khuyên, đều, không mở rộng theo chiều dài lỗ Hình 3.

- Góc nghiêng lỗ phụt khí ψ: Góc nghiêng lỗ phụt khí ψ là thông số chủ yếu quyết định hướng phụt về sau của dòng khí, đồng thời quyết định động lượng phản tác dụng của dòng khí trên hình chiếu trục nòng. Chính vì vậy, góc nghiêng lỗ phụt khí ảnh hưởng lớn đến hiệu suất của loa giảm giật, khi góc nghiêng càng lớn thì hướng phản lực của dòng khí qua lỗ phụt về sau càng nhiều nên hiệu suất của loa giảm giật càng cao. Tuy nhiên, góc nghiêng cũng quyết định tới áp suất dư tác dụng trực tiếp lên xạ thủ bắn, góc nghiêng càng lớn thì áp suất dư càng cao và ngược lại.

Các thông số kết cấu cơ bản của loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm T5000 như sau [1]: Đường kính lỗ thoát đạn: $d_0 = 0,01$ m; Số ngăn của loa giảm giật: n = 4 ngăn; Diện tích lỗ phụt khí: $F_c=0,198.10^{-4}$ m^2; Góc nghiêng lỗ phụt khí: $\psi = 102,5°$.

3.3. Nghiên cứu tính toán hiệu suất loa giảm giật của súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000

Với giả thiết dòng khí ở trạng thái tới hạn và đẳng entrôpi, các phương trình tính toán các tham số đặc trưng của loa giảm giật đầu nòng được xác định như sau:

***) Hệ số đặc trưng kết cấu α.**

Hệ số đặc trưng kết cấu α quan hệ với kích thước và hình dạng của loa theo công thức [3, 5]:

$$\alpha = \overline{K}_B \sigma_1 \sigma_2 .... \sigma_n + \sum_{i=1}^{n} \sigma_1 \sigma_2 ... \sigma_{i-1} (1 - \sigma_i) \overline{K}_i \xi_i \cos\psi_i \qquad (1)$$

Trong đó:

- $\overline{K}_B = \dfrac{K_B}{K_0}$, $\overline{K}_0 = \dfrac{K_i}{K_0}$: Hệ số phản lực tương đối của các lỗ bên. $K_B \approx 1$ do lòng loa không mở rộng đột ngột, $K_i = 1$ do lỗ phụt khí thẳng đều không mở rộng [3];

- *n* là số ngăn của loa giảm giật;

- ψ_i là góc nghiêng của lỗ phụt khí ngăn thứ i;

- ξ_i là hệ số tính đến hiệu quả dẫn khí trong mặt nghiêng, đại lượng ξ_i có ảnh hưởng rất nhiều đến giá trị α và ΔE. Theo tài liệu [3] ξ_i được xác định theo công thức:

$$\xi_i = 1 - \tan\psi_i \tan\Delta\psi_i = \frac{\cos(\psi_i + \Delta\psi_i)}{\cos\psi_i . \cos\Delta\psi_i} \qquad (2)$$

Trong đó:

- $\Delta\psi_i$ là góc giữa pháp tuyến của mặt vát lỗ phụt khí và trục tâm lỗ phụt khí. Giá trị $\Delta\psi_i$ phụ thuộc vào ψ_i và được xác định theo bảng 9.1 trong [3].

- σ_i là tỷ lệ lượng khí trong dòng chính của ngăn thứ i; σ_i được xác định theo công thức:

$$\sigma_i = \frac{1}{1 + \dfrac{F_{ci}}{F_{oi}} . \dfrac{1}{1 + k(1 - \cos\psi_i)}} \qquad (3)$$

Trong đó:

- F_{ci} là diện tích tiết diện ngang lỗ phụt của ngăn thứ i;

- F_{oi} là diện tích tiết diện ngang lỗ thoát đầu đạn qua ngăn thứ i;

Đối với loa giảm giật của súng bắn tỉa T5000, do hình dạng và kích thước của lỗ phụt bên các ngăn của loa giảm giật như nhau, nên $\sigma_i = \sigma$; $\psi_i = \psi$; $\xi_i = \xi$, nên phương trình xác định hệ số kết cấu α (1) được xác định lại theo công thức:

$$\alpha = \overline{K}_B \sigma^n + \overline{K}_G \xi (1 - \sigma^n) \cos\psi \qquad (4)$$

) Hiệu suất năng lượng *ΔE

Hiệu suất năng lượng ΔE của loa giảm giật là hệ số đặc trưng cho độ giảm tương đối động năng do có loa giảm giật. ΔE được xác định bằng công thức [3-5]:

$$\Delta E = \frac{E_{0H} - E_0}{E_0} \qquad (5)$$

Trong đó: E_{0H}, E_0 – động năng của thân súng ở cuối thời kỳ tác dụng sau cùng khi lùi tự do có loa giảm giật (E_{0H}) và không loa giảm giật (E_0), được xác định theo công thức:

$$E_{0H} = \frac{1}{2}.\frac{Q_{0H}}{g}V_{0H}^2 \quad (6)$$

$$E_0 = \frac{1}{2}.\frac{Q_0}{g}V_0^2 \quad (7)$$

Trong đó: V_{0H} , V_0 là vận tốc của thân súng ở cuối thời kỳ tác dụng sau cùng khi lùi tự do có loa giảm giật (V_{0H}) và không loa giảm giật (V_0), được xác định theo công thức:

$$V_{0H} = \frac{q + \alpha\beta\omega}{Q_{0H}}.V_d \quad (8)$$

$$V_0 = \frac{q + \beta\omega}{Q_0}.V_d \quad (9)$$

V_d là vận tốc đầu nòng của đầu đạn;

Q_{0H}, Q_0 là trọng lượng thân súng khi có loa giảm giật và không loa giảm giật;

ω là trọng lượng thuốc phóng;

β là hệ số tác dụng sau cùng của khí thuốc, thông thường đối với súng bộ binh β có thể được xác định theo công thức: $\beta = \frac{1275}{V_d}$;

q là trọng lượng đầu đạn;

Thay các công thức (6), (7), (8) và (9) vào công thức (5) ta được công thức xác định hiệu suất năng lượng ΔE như sau:

$$\Delta E = \frac{Q_0}{Q_{0H}}\left(\frac{q + \alpha\beta\omega}{q + \beta\omega}\right)^2 - 1 \quad (10)$$

***) Hiệu suất xung lượng ΔJ**

Hiệu suất xung lượng ΔJ là hệ số đặc trưng cho độ giảm tương đối của xung lượng khối lùi. ΔJ được xác định như sau [3, 5]:

$$\Delta J = \frac{J_{0H} - J_0}{J_0} \quad (11)$$

Trong đó: J_{0H} , J_0 là tổng xung lượng tác dụng lên đáy nòng khi có loa giảm giật (J_{0H}) và khi không có loa giảm giật (J_0) và được xác định theo công thức [3-5]:

$$J_{0H} = \frac{q + \alpha\beta\omega}{g}V_d \quad (12)$$

$$J_0 = \frac{q + \beta\omega}{g}V_d \quad (13)$$

Thay các công thức (12) và (13) vào công thức (11) ta được công thức xác định đặc trưng xung lượng ΔJ như sau:

$$\Delta J = (\alpha - 1)\frac{\beta\omega}{q + \beta\omega} \quad (14)$$

Ta thấy, ΔE và ΔJ là các đại lượng đặc trưng cho sự biến thiên tương đối động năng lùi tự do của thân súng và xung lượng tăng lùi (tác dụng lên đáy nòng) trong thời gian làm việc của thiết bị đầu nòng.

Khi $\alpha < 1$ giá trị ΔE và ΔJ có dấu âm. Dấu âm thể hiện sự giảm động năng của khối lùi hoặc giảm xung lượng của phát bắn do thiết bị đầu nòng gây ra.

Khi tăng lên ($\alpha \geq 1$) các giá trị ΔE và ΔJ lớn hơn không và đặc trưng cho việc tăng động năng của khối lùi hoặc tăng xung lượng của phát bắn. Thông thường ΔE và ΔJ được viết dưới dạng %.

Từ công thức (10) và (14) ta xác định được mối quan hệ giữa ΔE và ΔJ như sau :

$$\Delta J = \sqrt{1 + \frac{Q_{0H}}{Q_0}.\Delta E} - 1 \tag{15}$$

Từ (4), (10) và (14) ta xây dựng được hệ phương trình mô tả sự phụ thuộc của các đại lượng đặc trưng của loa hãm lùi vào góc nghiêng lỗ phụt khí thuốc ψ như sau:

$$\begin{cases} \alpha = \overline{K}_B \sigma^n + \overline{K}_G \xi (1 - \sigma^n) \cos\psi \\ \Delta E = \dfrac{Q_0}{Q_{0H}} \left(\dfrac{q + \alpha\beta\omega}{q + \beta\omega} \right)^2 - 1 \\ \Delta J = (\alpha - 1) \dfrac{\beta\omega}{q + \beta\omega} \end{cases} \tag{16}$$

Trong đó:

- $\overline{K}_B = \dfrac{K_B}{K_0}$; $\overline{K}_0 = \dfrac{K_i}{K_0}$: Hệ số phản lực tương đối của các lỗ bên. $K_B \approx 1$ do lòng loa không mở rộng đột ngột, $K_i = 1$ do lỗ phụt khí thẳng đều không mở rộng;

- n là số ngăn của loa giảm giật;

- ψ_i là góc nghiêng của lỗ phụt khí ngăn thứ i;

- ξ_i là hệ số tính đến hiệu quả dẫn khí trong mặt nghiêng; ξ_i được xác định theo công thức (2)

- σ_i là tỷ lệ lượng khí trong dòng chính của ngăn thứ i; σ_i được xác định theo công thức (3)

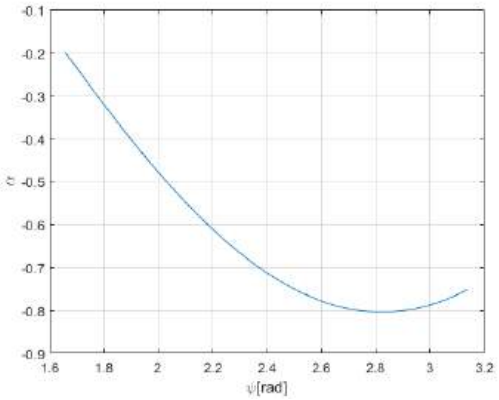
- Q_{0H}, Q_0 là trọng lượng thân súng khi có loa giảm giật và không loa giảm giật;

- ω là trọng lượng thuốc phóng;

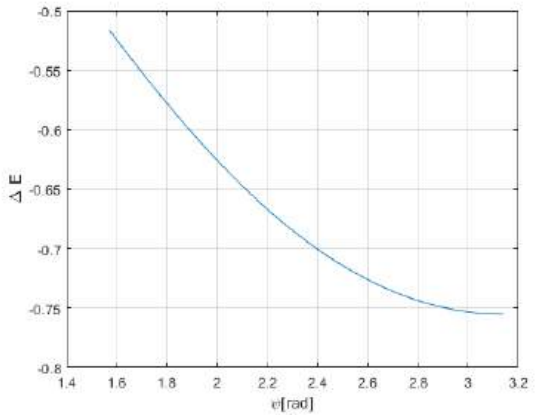
- β là hệ số tác dụng sau cùng của khí thuốc.

Qua tham khảo tài liệu kết hợp với đo thực tế trên trang bị ta xác định được các thông số kết cấu loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000 để làm số liệu đầu vào cho bài toán tính toán hiệu suất loa như sau [1]: Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng: V_d = 782 m/s; Trọng lượng thân súng khi có loa giảm giật: Q_{0H} = 5,80 kg; Trọng lượng thân súng khi không có loa giảm giật: Q_0 = 5,56 kg; Khối lượng thuốc phóng: ω = 0,0021 kg; Khối lượng đầu đạn: q = 0,0109 kg; Đường kính lỗ thoát đạn: d_0 = 0, 01 m; Số ngăn của loa giảm giật: n = 4; Góc nghiêng của lỗ phụt khí: ψ = 102,5°; Diện tích tiết diện ngang của lỗ phụt khí: $F_{ci} = 0{,}198.10^{-3}$ m^2; Diện tích tiết diện ngang của lỗ thoát đầu đạn: $F_{0i} = 0{,}785.10^{-4}$ m^2.

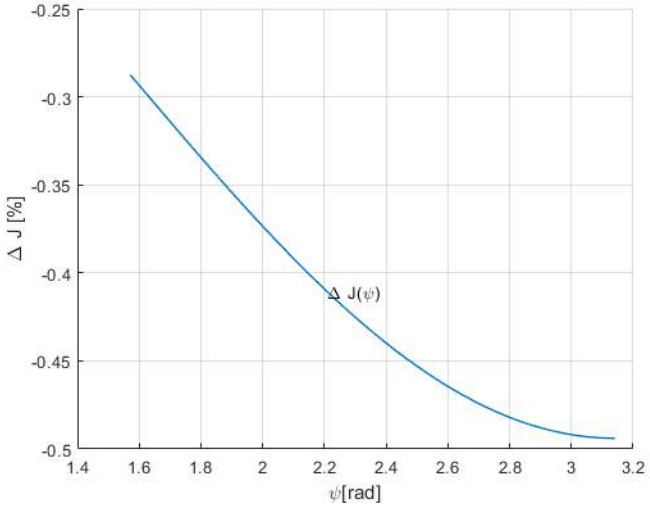
Thực hiện giải hệ phương trình (16) trên phần mềm Matlab R2018a với các thông số đầu vào như trên ta được kết quả như sau:



Hình 4. Đồ thị biểu diễn mối quan hệ của hệ số kết cấu α vào góc nghiêng lỗ phụt khí thuốc ψ



Hình 5. Đồ thị biểu diễn mối quan hệ của hiệu suất năng lượng ΔE vào góc nghiêng lỗ phụt khí thuốc ψ



Hình 6. Đồ thị biểu diễn mối quan hệ của hiệu suất xung lượng ΔJ vào góc nghiêng lỗ phụt khí thuốc ψ

Nhận xét kết quả tính toán:

Từ các đồ thị *hình 4* và *hình 5* với góc nghiêng của lỗ phụt khí: ψ = 102,5° ta xác định được:

- Hiệu suất xung lượng ΔJ = -33,21 %, tức là xung lực giật của súng giảm 33,21 % khi súng lắp loa giảm giật so với khi súng không lắp loa giảm giật;

- Hiệu suất năng lượng ΔE = -56,25 %, tức là năng lượng lùi của súng giảm 56,25 % khi súng lắp loa giảm giật.

- Qua nghiên cứu, tính toán ta nhận thấy hiệu suất xung lượng ΔJ và hiệu suất năng lượng ΔE phụ thuộc rất nhiều vào các tham số: đường kính lỗ thoát đầu đạn d_o, số ngăn của loa giảm giật và góc nghiêng lỗ phụt khí ψ, trong đó góc nghiêng lỗ phụt khí ψ ảnh hưởng lớn đến hiệu suất của loa giảm giật. Khi góc nghiêng ψ càng lớn thì hướng phản lực của dòng khí qua lỗ phụt về sau càng nhiều nên hiệu suất của loa giảm giật càng cao. Tuy nhiên, góc nghiêng ψ cũng quyết định tới áp suất dư tác dụng trực tiếp lên xạ thủ bắn, góc nghiêng càng lớn thì áp suất dư càng cao và ngược lại, bởi vậy khi nghiên cứu tính toán chúng ta cần lựa chọn góc ψ tối ưu nhất có thể để vừa có thể đảm bảo hiệu suất và tránh ảnh hưởng đến an toàn của người sử dụng.

4. Kết luận

Bài báo đã thực hiện thành công việc nghiên cứu, khảo sát, tính toán hiệu suất làm việc của loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000 thông qua việc sử dụng phương pháp Orlov kết hợp với tính toán theo phương pháp số trên phần mềm Matlab R2018a. Các kết quả chính đạt được như sau:

- Xây dựng được mô hình bài toán thuật phóng trong súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000, xác định được các thông số đầu vào cần thiết và giải hệ phương trình bài toán thuật phóng trong trên phần mềm Matlab R2018a.

- Xây dựng được phương pháp xác định các đại lượng đặc trưng của loa hãm lùi bằng phương pháp Orlov, xây dựng được mô hình loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000, xác định các thông số đặc trưng của loa giảm giật và xác định được đồ thị mô tả sự phụ thuộc của các đại lượng đặc trưng của loa hãm lùi vào góc nghiêng lỗ phụt khí thuốc ψ như trên Hình 4, Hình 5 và Hình 6.

Nghiên cứu này cung cấp một cơ sở khoa học và công cụ hữu ích, có độ tin cậy cao cho việc đánh giá hiệu quả hoạt động loa giảm giật của súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000. Kết quả của bài báo làm cơ sở để tính toán, thiết kế, chế tạo loa giảm giật súng bắn tỉa 7,62 mm kiểu T5000 và các loại loa giảm giật của súng bộ binh có kết cấu tương tự, góp phần nâng cao năng lực tự chủ của ngành Công nghiệp Quốc phòng nước nhà.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Đức Dũng, Phạm Đức Khôi, (2024). *Nghiên cứu, thiết kế, chế tạo súng bắn tỉa 7,62x51 mm SBT – M2 theo mẫu súng bắn tỉa T5000*, Đề tài cấp Bộ Quốc phòng, Viện Vũ khí/ Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng.
2. Nguyễn Quang Lượng, (2015), *Thuật phóng trong*, Nhà xuất bản Học viện Kĩ thuật Quân sự.
3. Nguyễn Văn Dũng, (2020), *Tính toán thiết kế thân pháo*, Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân.
4. Phạm Huy Chương, (2002), *Động lực học vũ khí tự động*, Nhà xuất bản Học viện Kĩ thuật Quân sự.
5. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng, (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Nhà xuất bản Học viện Kĩ thuật Quân sự.
6. Vũ Đức Dũng, Phạm Đức Khôi, Đoàn Văn Sang, (2023), *Năng lượng phát hỏa của súng 7,62 mm SBT-M2*, Tạp chí Cơ khí Việt Nam số 307, 9/2023.
7. Trần Xuân Khoa, (2003), *Khảo sát động lực học loa giảm giật đầu nòng súng pháo*, Luận văn cao học, Học viện Kĩ thuật Quân sự.
8. Lê Sỹ Việt, (2012), *Nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số kết cấu loa hãm lùi đến ổn định của pháo khi bắn*, Luận văn cao học, Học viện Kĩ thuật Quân sự.

Study and performance evaluation of a recoil-reducing muzzle device for the 7,62 mm T5000 sniper rifle

Abstract: *This paper focuses on the study, analysis, and calculation of the operating efficiency of a recoil-reducing muzzle device for the 7,62 mm T5000 sniper rifle. In conducting the study, the authors employed the Orlov method to calculate the efficiency of the recoil reducer and applied Matlab software to solve the system of differential equations of the interior ballistics problem of the 7.62mm T5000 sniper rifle. The research and computational results determine the energy efficiency and momentum efficiency of the recoil-reducing device, which play an important role in the design and manufacture of recoil reducers, improving weapon stability during operation and enhancing the effectiveness of weapon utilization.*

Keywords: Sniper rifle, Dynamics, Muzzle brake.

Khảo sát ứng suất và biến dạng của ống phóng bom RBU-6000 khi bắn

Nguyễn Tất Sơn[1]*, Lại Thanh Tuấn[2], Nguyễn Quang Mạnh[3]

[1]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[3]*Viện Công nghệ, Tổng cục CNQP*

**Email: sontatpro1905@gmail.com; Tel: 0986046545*

Tóm tắt

Khi tính toán thiết kế các loại trang bị vũ khí, việc khảo sát ảnh hưởng của các tải trọng tác dụng lên các cơ cấu bộ phận khi bắn là nhiệm vụ cần thiết. Đây sẽ là tiền đề để định hướng quá trình thiết kế, tối ưu hóa các kết cấu của mỗi tổ hợp vũ khí. Đối với hệ thống phóng bom phản lực RBU-6000 cũng vậy, cần tiến hành khảo sát tỉ mỉ trạng thái ứng suất và biến dạng của ống phóng dưới tác dụng của tải áp suất khí thuốc và tải nhiệt. Bài báo này trình bày việc ứng dụng phần mềm chuyên dụng ANSYS WORKBENCH để nghiên cứu ứng suất và biến dạng của ống phóng bom RBU-6000 khi bắn, trong đó tải trọng tác dụng lên thành ống bao gồm đồng thời tải nhiệt độ và tải áp suất. Các kết quả thu được được sử dụng làm cơ sở để đánh giá độ bền và tuổi thọ làm việc của ống phóng trong quá trình khai thác, sử dụng.

Từ khóa: *RBU-6000; ống phóng; ứng suất; biến dạng; nhiệt độ.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống phóng bom phản lực chống ngầm RBU-6000 là một trong những loại vũ khí chống ngầm phổ biến trong biên chế hải quân Nga cũng như nhiều quốc gia khác. Hệ thống RBU-6000 sử dụng bom phản lực chống ngầm RGB-60, được phóng từ các ống phóng bố trí dạng chùm trên boong tàu. Sau khi rời ống phóng, bom tiếp tục chuyển động theo quỹ đạo đạn đạo và được kích nổ khi va chạm với mục tiêu hoặc khi đạt đến độ sâu đặt trước. Sau mỗi loạt bắn, bom được nạp lại tự động nhờ cơ cấu nạp đặt phía dưới boong tàu, bảo đảm khả năng tác chiến liên tục của hệ thống.

Bom phản lực chống ngầm RGB-60 có đường kính 212 mm, chiều dài 1830 mm, khối lượng toàn bom 113,5 kg, trong đó khối lượng thuốc nổ là 23,5 kg. Tầm bắn của bom đạt từ 300 đến 5500 m và độ sâu nổ có thể điều chỉnh trong khoảng 10 đến 320 m. Trong quá trình phóng, động cơ nhiên liệu rắn của bom làm việc trong thời gian ngắn, tạo ra luồng khí phụt có nhiệt độ và vận tốc lớn tác động trực tiếp lên bề mặt trong của ống phóng RBU-6000.

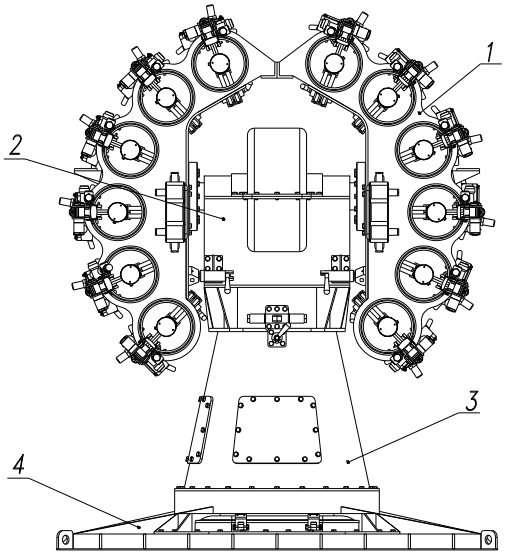
Ống phóng là bộ phận kết cấu chịu tải quan trọng của hệ thống RBU-6000, không chỉ chịu tác dụng của tải trọng cơ học do áp suất luồng phụt mà còn chịu tải nhiệt xung cường độ lớn sinh ra trong quá trình làm việc của động cơ bom RGB-60. Dưới tác dụng đồng thời của áp suất, nhiệt độ cao và chu trình làm việc lặp lại, vật liệu ống phóng có thể xuất hiện các trạng thái ứng suất, biến dạng và suy giảm độ bền, ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy và tuổi thọ của hệ thống vũ khí.

Trong khuôn khổ bài báo này, tác giả tập trung nghiên cứu đánh giá trạng thái ứng suất và biến dạng của ống phóng RBU-6000 dưới tác dụng của luồng phụt động cơ bom RGB-60. Trên cơ sở đó, mô hình phần tử hữu hạn của ống phóng được xây dựng và phân tích bằng phần mềm ANSYS. Kết quả mô phỏng cho phép xác định quy luật phân bố ứng suất và biến dạng, làm cơ sở đánh giá độ bền và đề xuất định hướng tối ưu hóa kết cấu ống phóng RBU-6000, phục vụ cho công tác nghiên cứu, khai thác và chế tạo trong nước.

2. Mô hình nghiên cứu

2.1. Cấu tạo dàn phóng bom RBU-6000

Dàn phóng bao gồm phần cơ khí và trang bị điện. Dàn phóng được cố định trên boong thượng của tàu. Dàn phóng có thể điều khiển các ống phóng trong hai mặt phẳng đứng và ngang (tầm và hướng). Cụm các ống phóng được cố định trên trục của bệ và lắp trong khung. Khung là bệ của dàn phóng và được cố định vào sàn tàu. Phần cơ khí của dàn phóng bom chống ngầm RBU-6000 bao gồm các bộ phận chính sau: Cụm các ống phóng 1, khung giá (cơ cấu dẫn động tầm 2, cơ cấu dẫn động hướng 3, khung bệ cố định 4).





Hình 1. Dàn phóng bom chống ngầm RBU-6000 *Hình 2. Ống phóng bom RBU-6000*

1. Cụm ống phóng 2. Cơ cấu dẫn động tầm

3. Cơ cấu dẫn động hướng 4. Khung bệ cố định

2.2. Tính toán thuật phóng trong

Bài toán cơ bản thuật phóng trong (TPT) của động cơ tên lửa là bài toán xác định quy luật thay đổi của áp suất và lực đẩy theo thời gian: p(t) và P(t).

2.2.1. Các giả thiết

Quá trình làm việc của động cơ được khảo sát trong những điều kiện với các giả thiết cơ bản sau:

- Thời kỳ quá độ vào chế độ làm việc của động cơ xảy ra trong thể tích kín của các buồng đốt có thời gian rất ngắn, ảnh hưởng không đáng kể đến các đặc trưng làm việc của động cơ. Do đó, giả thiết rằng, các bề mặt tự do của mỗi liều nhiên liệu rắn được mồi cháy đồng thời và tức thời tại thời điểm thuốc mồi cháy hết và loa phụt được mở thông (với buồng đốt 1) hoặc thuốc mồi cháy hết và cửa sổ trên vách ngăn được mở thông (với buồng đốt 2);

- Vùng sản phẩm cháy bị nhiễu động do lưu động của khí thuốc qua cửa sổ trên vách ngăn chiếm tỷ trọng nhỏ, có thể bỏ qua so với thể tích tự do của các buồng đốt;

- Các điều kiện nhồi trong hai buồng đốt đều bảo đảm không xuất hiện hoặc xuất hiện với cường độ nhỏ của hiệu ứng cháy xói mòn, sản phẩm cháy trong các buồng đốt gần như có trạng thái tĩnh, có thể áp dụng các thông số trạng thái lấy trung bình theo thể tích tự do của mỗi buồng đốt;

- Sản phẩm cháy trong các buồng đốt và loa phụt của động cơ không chứa các hạt rắn hoặc lỏng, đã thực hiện xong hoàn toàn các phản ứng cháy, có thể xem sản phẩm cháy như là loại khí hoàn thiện có các thuộc tính của khí lý tưởng;

2.2.2. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

Hệ phương trình vi phân mô tả thuật phóng trong của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hai buồng đốt liên hợp như sau [10]:

$$
\begin{cases}
\dfrac{de_{c.1}}{dt} = \delta_1.u_{Lp1} = \delta_1.u_{11}.p_1^{\nu_1}.\varepsilon_1(w).\eta_1(T_0) \\
\dfrac{dm_1^+}{dt} = \delta_1.S_1.u_{Lp1}.\rho_{T1} = \delta_1.\rho_{T1}.S_1(e).u_{11}.p_1^{\nu_1}.\varepsilon_1(w).\eta_1(T_0) \\
\dfrac{dp_1}{dt} = \dfrac{1}{V_1}\left[R.T_{g.1}(\dot{m}_1^+ - \dot{m}_1^- + \delta_3.\dot{m}_{tr.d}) - \delta_1.p_1.S_1.u_{Lp1} + \dfrac{p_1V_1}{T_{g.1}}\dfrac{dT_{g.1}}{dt} \right] \\
\dfrac{dm_1^-}{dt} = \dfrac{\varphi_2.K_0(k).F_{th}.p_1}{\sqrt{R.T_{g.1}}} \\
\dfrac{dm_{tr.d}}{dt} = \dot{m}_{tr.d} \\
\dfrac{dT_{g.1}}{dt} = \dfrac{1}{m_1^+ - m_1^- + \delta_3.m_{tr.d}}\left[\begin{array}{l} \dot{m}_1^+.T_{1.1} - \dot{m}_1^-.k.T_{g.1} - (\dot{m}_1^+ - \dot{m}_1^- + \delta_3.\dot{m}_{tr.d})T_{g.1} + \\ \delta_3\dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dI_{tr.d}}{dt} - \dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dQ_{nh1}}{dt} \end{array} \right] \\
\dfrac{dQ_{nh1}}{dt} = \sum F_{xq1}.\alpha_1.(T_{g.1} - T_{K.1}) \\
\dfrac{de_{c.2}}{dt} = \delta_2.u_{Lp2} = \delta_2.u_{12}.p_2^{\nu_2}.\varepsilon_2(w).\eta_2(T_0) \\
\dfrac{dm_2^+}{dt} = \delta_2.S_2.u_{Lp2}.\rho_{T2} = \delta_2.\rho_{T2}.S_2(e).u_{12}.p_2^{\nu_2}.\varepsilon_2(w).\eta_2(T_0) \\
\dfrac{dp_2}{dt} = \dfrac{1}{V_2}\left[R.T_{g.2}(\dot{m}_2^+ - \delta_3.\dot{m}_{tr.d}) - \delta_2.p_2.S_2.u_{Lp2} + \dfrac{p_2V_2}{T_{g.2}}\dfrac{dT_{g.2}}{dt} \right] \\
\dfrac{dT_{g.2}}{dt} = \dfrac{1}{m_2^+ - \delta_3.m_{tr.d}}\left[\dot{m}_2^+.T_{1.2} - (\dot{m}_2^+ - \delta_3.\dot{m}_{tr.d})T_{g.2} - \delta_3\dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dI_{tr.d}}{dt} - \dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dQ_{nh2}}{dt} \right] \\
\dfrac{dQ_{nh2}}{dt} = \sum F_{xq2}.\alpha_2.(T_{g.2} - T_{K.2})
\end{cases}
\qquad (1)
$$

Trong đó:

$\dot{m}^+$ - tốc độ sinh khí của nhiên liệu;

$S(e)$ - diện tích bề mặt cháy của nhiên liệu;

e - bề dày cháy của nhiên liệu;

u - tốc độ cháy của thuốc phóng;

$\eta(T_0)$ - hàm phụ thuộc nhiệt độ ban đầu của nhiên liệu;

$\varepsilon(w)$ - hàm phụ thuộc vào tốc độ dòng chảy qua bề mặt cháy;

$\dot{m}_1^+$ - lưu lượng sinh khí của liều phóng trong buồng đốt 1;

S_1 - hàm số của diện tích cháy theo bề dày lớp cháy tại từng thời điểm của buồng đốt 1 ;

u_{LP1} - tốc độ cháy của liều phóng trong buồng đốt 1;

u_{11}, ν_1 - hệ số tốc độ cháy và số mũ trong quy luật tốc độ cháy của liều phóng trong buồng 1;

ρ_{T1} - mật độ của thuốc phóng trong buồng đốt 1;

p_1 - áp suất của sản phẩm cháy trong buồng đốt 1;

$\dot{m}_2^+$ - lưu lượng sinh khí của liều phóng trong buồng đốt 2;

S_2 - hàm số của diện tích cháy theo bề dày lớp cháy tại từng thời điểm của buồng đốt 2;

u_{LP2} - tốc độ cháy của liều phóng trong buồng đốt 1;

u_{12}, ν_2 - hệ số tốc độ cháy và số mũ trong quy luật tốc độ cháy của liều phóng trong buồng 1;

ρ_{T2} - mật độ của thuốc phóng trong buồng đốt 1;

p_2 - áp suất của sản phẩm cháy trong buồng đốt 1;

$\dot{m}_1, \dot{m}_2$ - lưu lượng sản phẩm cháy trong buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

$\dot{m}_1^-$ - lưu lượng sản phẩm cháy thoát khỏi loa phụt của động cơ;

$\dot{m}_{tr.d}$ - lưu lượng sản phẩm cháy trao đổi giữa hai buồng đốt qua lỗ thông;

φ_2 - hệ số tổn hao lưu lượng sản phẩm cháy qua loa phụt;

F_{th} - diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt;

R - hằng số khí của hỗn hợp sản phẩm cháy;

$K_0(k)$ - hàm của chỉ số đoạn nhiệt;

k - chỉ số mũ đoạn nhiệt của sản phẩm cháy;

$T_{g.1}, T_{g.2}$ - nhiệt độ của khí trong các buồng đốt 1 và 2;

δ_3 - hệ số xác định chiều chuyển động của dòng khí qua vách ngăn:

$$\delta_3 = \begin{cases} 1, p_2 > p_1 \\ -1, p_2 < p_1 \\ 0, p_2 = p_1 \end{cases}$$

$dI_{tr.d}$ - biến thiên Entalpi của khí trao đổi giữa buồng đốt 2 và buồng đốt 1;

Q_{nh1}, Q_{nh2} - Nhiệt lượng khí thuốc truyền vào thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

$T_{K.1}, T_{K.2}$ - nhiệt độ bề mặt trong của thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

α_1, α_2 - hệ số truyền nhiệt từ sản phẩm cháy vào thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

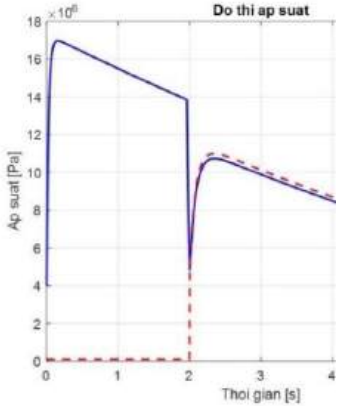
F_{xq1}, F_{xq2} - diện tích bề mặt tiếp xúc với khí thuốc trong buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

2.2.3. Kết quả tính toán thuật phóng trong

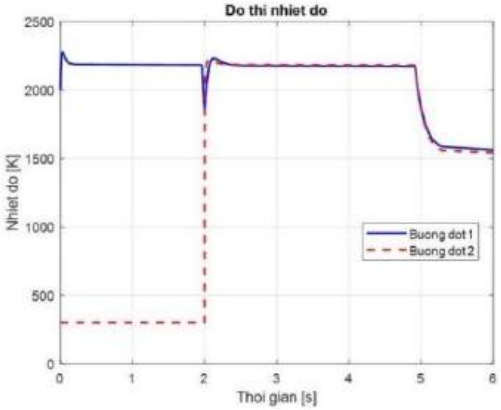
Giá trị các đại lượng áp suất, nhiệt độ, lực đẩy tại các vị trí đặc biệt được thể hiện trong Bảng 1. Đồ thị áp suất, nhiệt độ và lực đẩy được thể hiện trong các Hình 3a, 3b, 3c.

Bảng 1. Giá trị các đại lượng tại vị trí đặc biệt

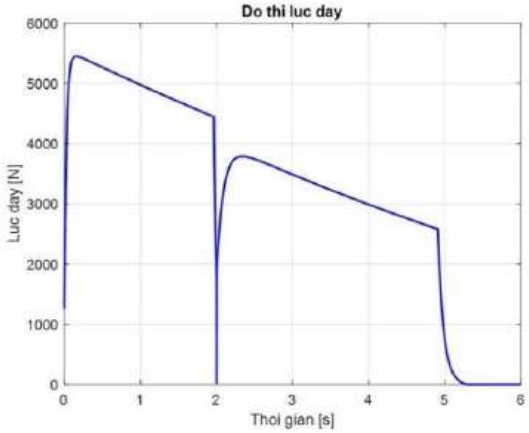
STT	Đại lượng	Giá trị
1	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt 1 *(MPa)*	16,97
2	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt 2 *(MPa)*	10,99
3	Nhiệt độ lớn nhất trong buồng đốt 1 (K)	2258
4	Nhiệt độ lớn nhất trong buồng đốt 2 (K)	2248
5	Lực đẩy lớn nhất *(N)*	5452,8



Hình 3a



Hình 3b



STT	Đại lượng	Giá trị

Hình 3c

Hình 3: Đồ thị áp suất, nhiệt độ và lực đẩy

3. Tính toán áp suất và nhiệt độ tác dụng lên ống phóng

3.1. Tính toán áp suất luồng phụt tác dụng lên ống phóng

* Áp suất hãm dư trên trục luồng phụt mẫu ở tiết diện thứ I [9]:

$$\left(\Delta p_{ht}\right)_i = 130\frac{P_m}{s_i^2} \tag{2}$$

Ở đây, ta xét khi a = 350 (a là hệ số chảy rối)

Ta coi áp suất tác dụng lên thành trong của ống phóng chính là áp suất hãm dư tại tiết diện có bán kính bằng bán kính trong của ống phóng r_k= 10,65 cm

Diện tích tiết diện tại vị trí tính toán:

Từ công thức: $S_k = \frac{r_k}{\sqrt{3/a}}$ (3)

- Áp suất hãm dư trên trục tại vị trí S_k:

$$\left(\Delta p_{hk}\right)_k = \left(\Delta p_{ht}\right)_k .e^{-a\left(\frac{r_k}{S_k}\right)^2} = 130\frac{P_m}{S_k^2}e^{a\left(\frac{r_k}{S_k}\right)^2} \tag{4}$$

Thay các giá trị tính toán, ta nhận được $\left(\Delta p_{hk}\right)_k = 23,6\ KG/cm^2$ hay 2,31 Mpa

3.2. Tính toán nhiệt độ khí thuốc tác dụng lên ống phóng và hệ số tỏa nhiệt đối lưu

Trong quá trình phóng bom phản lực RGB-60, thành ống phóng RBU-6000 chịu tác dụng nhiệt của dòng khí thuốc phụt ra từ động cơ bom. Do khí cháy giãn nở nhanh qua vòi phụt và chuyển động với vận tốc lớn trong thời gian rất ngắn, nhiệt độ và cường độ trao đổi nhiệt giữa khí và thành ống biến thiên theo thời gian.

* Tính toán nhiệt độ khí thuốc tác dụng lên ống phóng

Nhiệt độ khí cháy trong buồng động cơ bom RGB-60 là $T_{kb} = 2000 \div 2500^oC$. Khí cháy được coi là khí lý tưởng, giãn nở đoạn nhiệt và đẳng entropy qua vòi phụt. Quan hệ giữa nhiệt độ toàn phần trong buồng động cơ và nhiệt độ khí tại miệng phụt được xác định theo công thức nhiệt động học dòng chảy đoạn nhiệt [4]:

$$T_e = \frac{T_{kb}}{1+\frac{k-1}{2}M_e^2} \tag{5}$$

Ở đây, *k=1,22* là số mũ đoạn nhiệt của khí thuốc và M_e*=3* là số Mach tại miệng phụt

Nhiệt độ khí phản lực tại bề mặt trong ống phóng được giả thiết suy giảm theo quy luật hàm mũ [4]:

$$T(t) = T_0 + (T_{\max} - T_0)e^{-t/\tau_T} \tag{6}$$

Trong đó: $T_{\max} = 1000^0 C$: Nhiệt độ khí cực đại tác dụng lên thành ống phóng, $T_0 = 25^oC$: Nhiệt độ môi trường ban đầu, $\tau_T = 0{,}1\text{s}$: hằng số suy giảm nhiệt

*Tính toán hệ số tỏa nhiệt đối lưu

Dòng khí phản lực trong ống phóng được coi là dòng chảy rối cưỡng bức trong ống tròn đường kính D. Hệ số tỏa nhiệt đối lưu được xác định thông qua số Nusselt [4]:

$$N_u = \frac{hD}{k} \tag{7}$$

với quan hệ Dittus–Boelter cho dòng chảy rối:

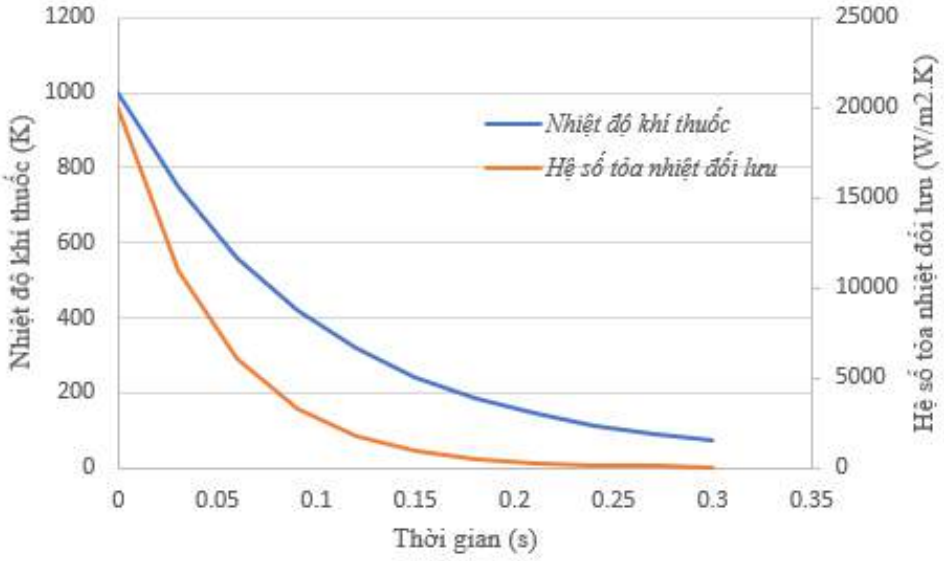
$$N_u = 0{,}023\,\text{Re}^{0.8}\,\text{Pr}^{0.4} \tag{8}$$

Trong điều kiện Reynolds rất lớn ($\text{Re} \sim 10^5 \div 10^6$) đặc trưng cho dòng khí phản lực, hệ số tỏa nhiệt đối lưu đạt giá trị lớn tại thời điểm bắt đầu phóng và giảm nhanh theo thời gian. Do đó, hệ số tỏa nhiệt đối lưu được mô hình hóa:

$$h(t) = h_{\max} e^{-t/\tau_h} \tag{9}$$

Trong đó: $h_{\max} = 2\times10^4 W/m^2K$: Hệ số tỏa nhiệt cực đại; $\tau_h = 0{,}05s$

Từ (6) và (9) ta xác định được sự biến thiên của nhiệt độ khí thuốc tác dụng lên ống phóng và hệ số tỏa nhiệt đối lưu theo thời gian (Hình 4).



Hình 4: Đồ thị nhiệt độ khí thuốc và hệ số tỏa nhiệt đối lưu

4. Kết quả mô phỏng trong ANSYS

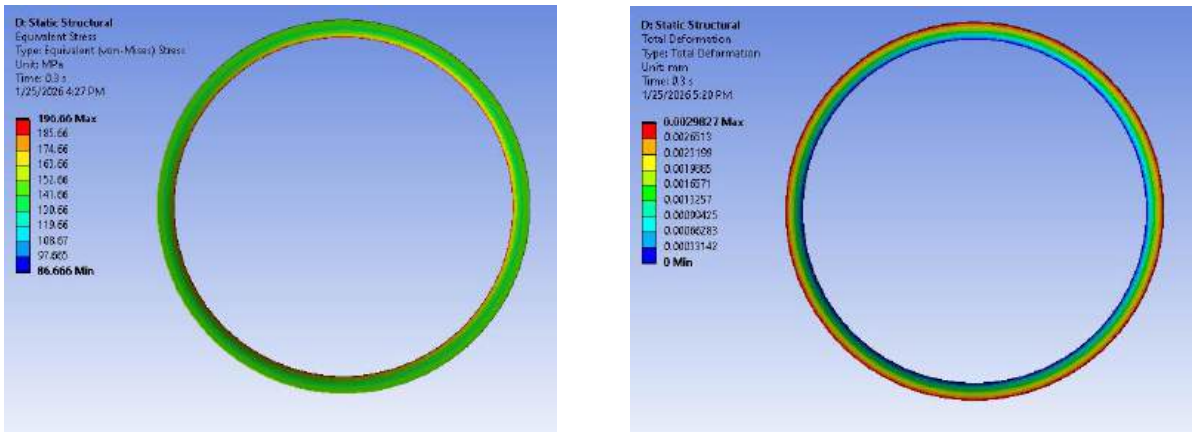
Để tính trường nhiệt độ, ứng suất và biến dạng nòng pháo, tác giả sử dụng phần mềm ANSYS Workbench với ba mô đun Static Structural, Transient Thermal và Transient Structural.

Do ống phóng có dạng hình trụ tròn đối xứng trục, chịu tải trọng áp suất như nhau về mọi hướng nên để đơn giản tác giả chỉ sử dụng mô hình mặt cắt tiết diện ống phóng ở vị trí nguy hiểm.

Vị trí nguy hiểm là vị trí mỏng nhất của ống phóng có D = 21 cm cách miệng ống phóng 30 cm.

4.1. Kết quả trường ứng suất biến dạng trong thành ống phóng do áp suất

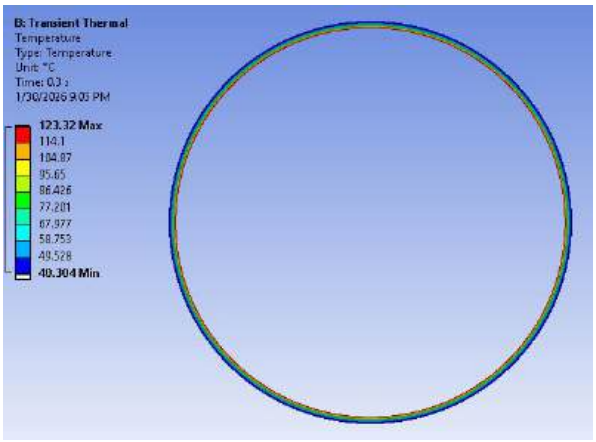
Khi phóng bom chỉ chịu áp lực luồng phụt với áp suất nhỏ 2,31 Mpa nên trong điều kiện kỹ thuật để đảm bảo bền, tăng độ tin cậy khi sử dụng, tránh bẹp méo, công vênh đã xác định tải trọng ống phóng phải chịu áp suất 10,5 MPa do đó ta tiến hành nghiệm bền ống phóng với tải trọng áp suất 10,5 Mpa. Phân bổ ứng suất tương đương (Von-Miss) và biến dạng tổng của ống phóng do áp suất được thể hiện trên Hình 5.



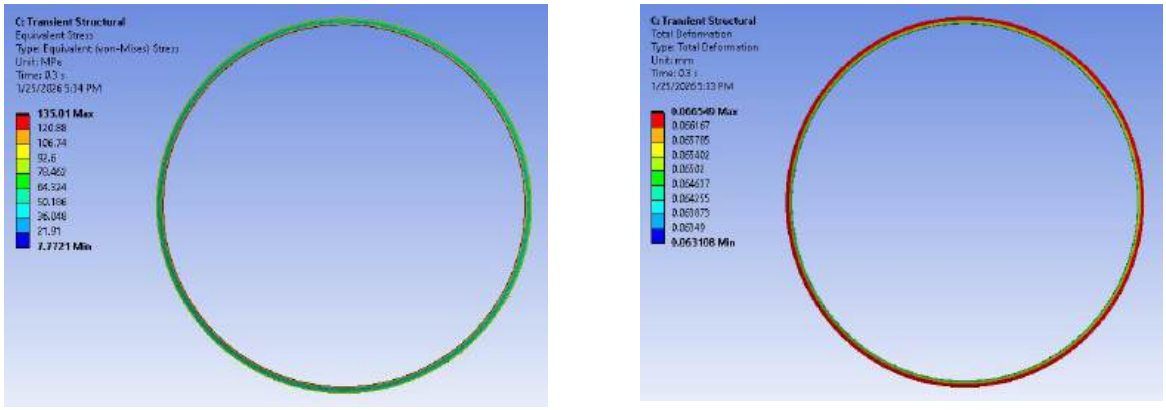
Hình 5. Phân bố ứng suất Von-Mises và biến dạng tổng do áp suất tại mặt cắt ở thời điểm 0,3s

4.2. Kết quả trường ứng suất biến dạng trong thành ống phóng do nhiệt độ

Trường nhiệt độ và ứng suất biến dạng tác dụng lên mặt cắt ở thời điểm 0,3 s được thể hiện trên các Hình 6 và 7.

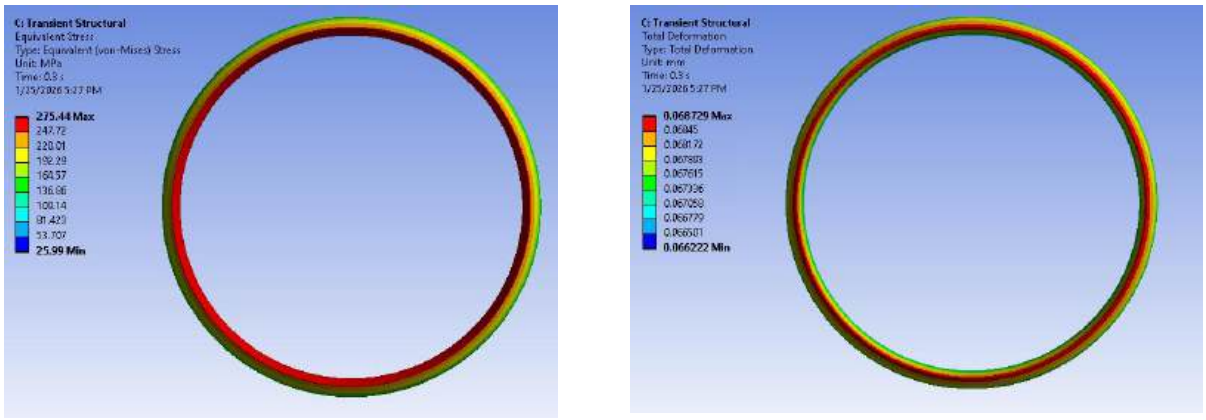


Hình 6. Trường nhiệt độ tác dụng lên mặt cắt ở thời điểm 0,3s



Hình 7. Phân bố ứng suất Von-Mises và biến dạng tổng do nhiệt độ tại mặt cắt ở thời điểm 0,3s

4.3. Kết quả trường ứng suất biến dạng trong thành ống phóng do nhiệt độ và áp suất



Hình 8. Phân bố ứng suất Von-Mises và biến dạng tổng do tải tổng hợp tại mặt cắt ở thời điểm 0,3s

Bảng 2. Giá trị ứng suất và biến dạng theo tải trọng

Tải tác dụng lên ống phóng	Ứng suất Von-Mises (Mpa)	Biến dạng tổng (mm)
Áp suất	196.66	2.98E-03
Nhiệt độ	135.02	6.65E-02
Tổng hợp	275.44	6.89E-02

4.4. Nhận xét các kết quả tính toán

Kết quả khảo sát về ứng suất và biến dạng của ống phóng khi bắn rút ra một số nhận xét sau:

Đánh giá độ bền: Ứng suất sinh ra trong ống phóng dưới tác động của áp suất và nhiệt độ khí thuốc ($\sigma_{max} \leq 275{,}44$ MPa) nhỏ hơn so với giới hạn bền của vật liệu thép C45 có $\sigma_{max} = 610$ Mpa. Chứng tỏ thiết kế ống phóng hiện tại đảm bảo an toàn về độ bền tĩnh trong điều kiện làm việc đã cho.

Kết quả nghiên cứu chỉ ra vùng chịu ứng suất cao nhất, cung cấp cơ sở để tối ưu hóa thiết kế nếu cần thiết cho các phiên bản cải tiến hoặc khi thay đổi thông số công tác. Đây là dữ liệu đầu vào quan trọng cho việc đánh giá tuổi thọ mỏi và độ tin cậy của chi tiết.

5. Kết luận

Bài báo đã thực hiện thành công việc khảo sát trạng thái ứng suất và biến dạng của ống phóng thông qua phương pháp mô phỏng số kết hợp với phần mềm ANSYS. Kết quả chính thu được bao gồm:

- Đã xây dựng được mô hình bài toán nội thuật phóng và xác định được quy luật thay đổi áp suất theo thời gian bên trong buồng đốt, với áp suất cực đại p_{max} = 17 Mpa và nhiệt độ cực đại 2500°K. Đây là cơ sở để tính áp suất luồng phụt và nhiệt độ khí thuốc tác dụng lên ống phóng.

- Đã xây dựng mô hình 3D và mô phỏng số để xác định phân bố ứng suất, biến dạng ống phóng dưới tác động của tải trọng áp suất và nhiệt độ. Kết quả chỉ ra ứng suất tương đương lớn nhất đạt khoảng 275.44 MPa, thấp hơn nhiều so với giới hạn bền của vật liệu chế tạo.

Nghiên cứu này cung cấp một cơ sở khoa học có độ tin cậy cao cho việc đánh giá độ bền, dự báo khả năng làm việc, là nền tảng cho việc tối ưu hóa thiết kế ống phóng. Kết quả phục vụ trực tiếp cho mục tiêu nghiên cứu làm chủ công nghệ, chế tạo và cải tiến hệ thống phóng bom RBU-6000.

Tài liệu tham khảo

1. Hoàng Hữu Nguyện (2017). *Nghiên cứu trường nhiệt, ứng suất, biến dạng của nòng pháo phòng không 37mm K65-2 khi bắn liên thanh*, Luận văn Cao học, Học viện KTQS.
2. Hà Duy Hải (2011). *Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của nòng súng đại liên PKMS do Việt Nam sản xuất*, Luận văn cao học, Học viện KTQS.
3. Bùi Đức Qúy (2016). *Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của nòng súng AKM do Việt Nam sản xuất*, Luận văn cao học, Học viện KTQS.
4. Nguyễn Chiến Hạm (2007). *Nghiên cứu tải trọng xung, nhiệt đến độ bền của ống phóng composite cốt sợi sử dụng trong các tổ hợp phóng loạt*, LATS, HVKTQS.
5. Nguyễn Xuân Kông (2022). *Nghiên cứu bài toán ứng suất và biến dạng của nòng pháo phòng không 37mm - K65 khi bắn liên thanh*, Luận văn cao học, Học viện KTQS
6. Nguyễn Hồng Lanh, Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Quang Thuấn (2006). Quá trình xung nhiệt của nòng súng pháo, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.
7. Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng (2003). Thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
8. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010). Số liệu vũ khí - đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
9. Nguyễn Đình Phúc (2023). Tính toán thiết kế ống phóng dàn phóng bom chống ngầm RBU-2500 trên tàu Hải quân.
10. Nguyễn Thế Dũng (2021). *Khảo sát chế độ làm việc ổn định của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn có sơ đồ liên hợp với liều phóng cơ bản làm từ thuốc phóng keo*, Luận án Tiến sỹ kỹ thuật, Viện KHCNQS.

Investigation of the Stress and Strain State of the Launch Tube of the RBU-6000 Under Firing Conditions

Abstract: *For weapons designed and manufactured domestically in Vietnam, investigating the loads acting on the launch tube and the structural components of the weapon system during firing is of vital importance. The RBU-6000 rocket depth charge launching system is no exception; therefore, a detailed investigation of the stresses and deformations of the launch tube under firing conditions is required, considering the combined effects of propellant gas pressure and thermal loads. This paper applies the specialized software ANSYS WORKBENCH to analyze the stresses and deformations of the RBU-6000 launch tube during firing, in which the loads acting on the tube wall simultaneously include thermal load and internal pressure load. The obtained results are used as a basis for evaluating the structural strength and service life of the launch tube throughout its operational use.*

Keywords: RBU-6000; launch tube; stress; strain; temperature.

Nghiên cứu cơ sở thiết kế và xây dựng phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu Hải quân

Trương Nho Cường[1*], Nguyễn Thế Lực[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Cuongloctan@gmail.com; Tel: 0383784379

Tóm tắt

Bài báo tập trung nghiên cứu thiết lập và giải bài toán thuật phóng trong, tính toán xác định quy luật biến thiên lực tác dụng của luồng phụt lên dàn phóng, làm cơ sở cho tính toán thiết kế dàn phóng của hệ thống mồi bẫy sử dụng đạn mồi bẫy ngư lôi MN.VN-1 do Học viện KTQS nghiên cứu, chế tạo. Trên cơ sở đó xây dựng và kiểm tra điều kiện bền phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu Hải quân.

Từ khóa: *Mồi bẫy ngư lôi; thuật phóng trong; luồng phụt; lực đẩy.*

1. Mở đầu

Trong chiến tranh hải quân hiện đại, ngư lôi được xem là một trong những mối đe dọa nguy hiểm nhất đối với tàu mặt nước nhờ khả năng tấn công bí mật, độ chính xác cao và sức công phá lớn. Trước nguy cơ đó, hệ thống mồi bẫy ngư lôi đóng vai trò đặc biệt quan trọng trong việc nâng cao khả năng sống còn của tàu. Bằng cách đánh lừa hoặc làm nhiễu hệ thống dẫn đường của ngư lôi, mồi bẫy giúp chuyển hướng mục tiêu tấn công, tạo điều kiện cho tàu cơ động né tránh. Trước tình hình đó, việc nghiên cứu, thiết kế, chế tạo hệ thống mồi bẫy ngư lôi trong nước là hết sức cần thiết và có ý nghĩa trong tác chiến chống ngầm.

Trên cơ sở đó, Học viện KTQS đã đăng ký và chủ trì đề tài "*Nghiên cứu, thiết kế, chế tạo đạn mồi bẫy ngư lôi cho tàu Hải quân MN.VN-1*". Đây là một nội dung có ý nghĩa khoa học và thực tiễn cao nhằm đáp ứng yêu cầu xây dựng quân đội nói chung và Hải quân nói riêng tiến thẳng lên hiện đại trong giai đoạn mới.

Trong bài báo này, sẽ trình bày nghiên cứu cơ sở thiết kế và xây dựng phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu Hải quân. Đối tượng nghiên cứu là hệ thống mồi bẫy ngư lôi do Học viện KTQS nghiên cứu, chế tạo.

2. Tổng quan hệ thống mồi bẫy ngư lôi do Học viện KTQS nghiên cứu, chế tạo

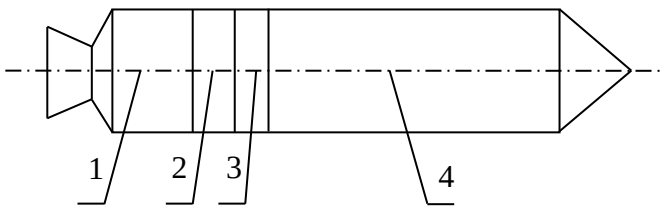
Nhiệm vụ của hệ thống mồi bẫy ngư lôi là tạo ra các mục tiêu giả tín hiệu thủy âm của tàu chiến nhằm tác động vào hệ thống điều khiển (đầu tự dẫn) trên ngư lôi đối phương, làm cho đầu tự dẫn của ngư lôi chuyển sang mục tiêu giả.

Tổ hợp hệ thống mồi bẫy ngư lôi gồm các thành phần cấu tạo như sau:

- Đạn mồi bẫy ngư lôi;
- Dàn phóng mồi bẫy ngư lôi;
- Hệ thống điều khiển bắn.

2.1. Đạn mồi bẫy ngư lôi

Đạn mồi bẫy ngư lôi được trang bị trên lực lượng tàu chiến mặt nước nhằm mục đích hướng các loại ngư lôi của đối phương sử dụng đầu tự dẫn thủy âm (active/passive acoustic homing) vào mồi bẫy để thu hút đầu tự dẫn của ngư lôi bám vào mục tiêu giả, bảo vệ tàu ta.



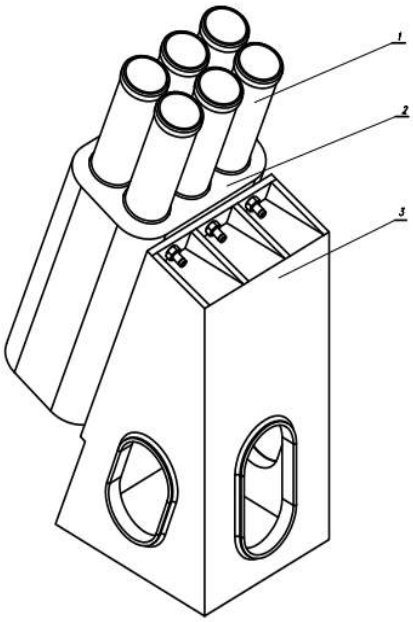
1. Khối động cơ phóng;
2. Cơ cấu tách khối thu phát tín hiệu thủy âm;
3. Cơ cấu giảm tốc và giữ nổi cho khối thu phát tín hiệu thủy âm;
4. Khối thu phát tín hiệu thủy âm

Hình 1. Sơ đồ nguyên lý cấu tạo đạn mồi bẫy ngư lôi MN.VN-1

Bảng 1. Các thông số kết cấu đạn mồi bẫy

Tham số kỹ thuật	Giá trị tham số
Đường kính ngoài của đạn	0,12 m
Khối lượng đạn	15 kg
Trọng lượng thuốc phóng	1,4886 kg
Đường kính tới hạn loa phụt	0,034 m
Đường kính trong buồng đốt	0,025 m
Chiều dài buồng đốt	0,0125 m
Số thanh thuốc phóng	13

2.2. Dàn phóng mồi bẫy ngư lôi



- Dàn phóng gồm 3 cụm: ống phóng, bệ phóng, và chân bệ.
- Dàn phóng gồm 6 ống phóng, xếp thành 2 hàng ngang, mỗi hàng 3 ống.
- Ống phóng có dạng ống thành mỏng, mặt trong trơn nhẵn, mặt ngoài có 3 gờ tăng cứng, đồng thời giúp đạn ổn định khi ra khỏi ống phóng.
- Bệ phóng có kết cấu hàn dạng hộp, để liên kết các bộ phận định hướng thành một khối.
- Chân bệ có kết cấu hàn dạng hộp, để đỡ bệ phóng và liên kết dàn phóng với sàn tàu.
- Chân bệ liên kết với bệ phóng bằng nhóm 6 bu lông M 24. Đảm bảo chắc chắn khi bắn.

Hình 2. Dàn phóng mồi bẫy ngư lôi

Bảng 2. Các thông số kết cấu dàn phóng

Tham số kỹ thuật bệ phóng	Giá trị tham số
Đường kính ống phóng	120 mm
Số lượng ống phóng	6
Giá trị góc tầm dàn phóng	$+70^0$

Tham số kỹ thuật bệ phóng	Giá trị tham số
Phương pháp nạp và tháo đạn	Bằng tay
Kích thước cơ bản: - Chiều dài toàn bộ bệ phóng (khi chưa lắp đạn):	1000 mm
- Chiều rộng bệ phóng:	600 mm
- Chiều cao bệ phóng (khi chưa lắp đạn):	1600 mm
Trọng lượng toàn bộ bệ khi chưa lắp đạn:	210 kg

3. Bài toán thuật phóng trong khi phóng đạn mồi bẫy ngư lôi

Bài toán thuật phóng trong của động cơ đạn [1] là bài toán xác định các quy luật thay đổi của áp suất khí thuốc theo thời gian p(t). Để làm cơ sở tính toán thiết kế các đặc trưng kết cấu dàn phóng.

3.1. Hệ thống các giả thiết

- Thuốc mồi cháy tức thời, áp suất khí thuốc trong buồng đốt tại thời điểm t=0 bằng áp suất mồi p_0.

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học.

3.2. Hệ phương trình giải bài toán cơ bản thuật phóng trong

Hệ phương trình cơ bản thuật phóng trong của ĐCP được thiết lập trên cơ sở các mối quan hệ về mặt nhiệt động và khí động, mô tả trạng thái của môi chất trong buồng đốt và loa phụt, các đặc trưng kích thước hình dạng của thuốc phóng.

Phương trình tạo khí:

$$\frac{d\psi}{dt} = \frac{\chi.\sigma}{I_k}.p \tag{1}$$

Phương trình phụt khí:

$$\frac{d\eta}{dt} = \frac{\phi_2.K_0(k).(F_{th} + S_{lo})}{\omega_0.\sqrt{\chi_n \cdot f_0}}.p \tag{2}$$

Phương trình chuyển động của đạn:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{S_{\ln}.p}{\varphi.m};\ \frac{dl}{dt} = v \tag{3}$$

Phương trình trạng thái khí thuốc trong lòng nòng:

$$p = \frac{\omega.\psi.R.T}{W_0 - \frac{\omega}{\delta}(1-\psi) - \alpha.\omega.\psi + S_{\ln}.l} \tag{4}$$

Phương trình biến đổi năng lượng:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{(1-\tau).\frac{d\psi}{dt} - (k-1).\tau.\frac{d\eta}{dt} - c.v.\frac{dv}{dt}}{\psi - \eta} \tag{5}$$

Từ các phương trình đã thiết lập ở trên ta viết lại chúng về các phương trình vi phân bậc nhất theo thời gian t được hệ phương trình vi phân (6).

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{p}{I_k \xi_1} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{\chi \sigma dz}{dt} \\ \dfrac{d\eta}{dt} = \dfrac{\phi_2 . K_0(k).(F_{th} + S_{lo})}{\omega_0 . \sqrt{\chi_n . f_0}} . p \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S_{ln} . p}{\phi . m} \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dW}{dt} = \dfrac{\omega d\psi}{\delta dt} - \alpha\omega\left(\dfrac{d\psi}{dt} - \dfrac{d\eta}{dt}\right) + Sv \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{f\omega\tau\left(\dfrac{d\psi}{dt} - \dfrac{d\eta}{dt}\right) + \dfrac{(\psi - \eta)d\tau}{dt} - \dfrac{pdW}{dt}}{W} \\ \dfrac{d\tau}{dt} = \dfrac{\dfrac{(1-\tau)d\psi}{dt} - \dfrac{(k-1)\tau d\eta}{dt} - \dfrac{cvdv}{dt}}{\psi - \eta} \end{cases} \quad (6)$$

Giải hệ phương trình thuật phóng trên với điều kiện đầu:

Tại t=0, z=0,

$\eta = 0$; *l=0; v=0;* $\tau = \dfrac{f_0}{\xi_2 f}$; $\psi_0 = \dfrac{p_0\left(W_0 - \dfrac{\omega}{\delta}\right)}{\xi_2 f \omega - p_0\left(\dfrac{\omega}{\delta} - \alpha\omega(1-\Delta)\right)}$

p0=pmoi;

Sử dụng phương pháp tích phân số với thuật toán Runge-Kutta và sự trợ giúp của phần mềm matlab.

Kết quả chính:

- Áp suất lớn nhất: 13,25 MPa
- Thời gian cháy của thuốc phóng: 0,2291 s
- Thời gian làm việc của động cơ: 0,2493 s

4. Tính toán xác định qui luật biến thiên lực tác dụng của lên thiết bị phóng

4.1. Tính toán luồng phụt khí thuốc của động cơ đạn mồi bẫy

Việc xác định các thông số của luồng phụt chính là nhằm mục đích tính ảnh hưởng của tác động động lực lên thiết bị phóng. Từ đó đưa ra những đánh giá chính xác về tính bền cũng như tính ổn định của thiết bị phóng. Cơ sở tính toán luồng phụt đạn mồi bẫy dựa trên cơ sở tính toán luồng phụt mẫu.

Trình tự tính toán luồng phụt như sau:

- Xác định áp suất khí thuốc trong buồng đốt của động cơ ở nhiệt độ $t_o = 40^oC$.

$$p_o(40^oC) = p_o(15^oC).\ K_t \quad (7)$$

Trong đó: $K_t = 1,34$ là hệ số nhiệt độ. Tra theo bảng 2.7 trang 54 [2]

$$p_o(40^oC) = 132,52 \times 1,34 = 177,57\ KG/cm^2 \quad (8)$$

- Xác định lực đẩy của luồng phụt phải tìm ở nhiệt độ 40°C

$$P_t = 0,88.p_o(40^oC).F_{th}.F_r(\xi,k) \quad (9)$$

Diện tích tới hạn của loa phụt. $F_{th} = \frac{\pi.d_{th}^{\ 2}}{4} = \frac{\pi.34^2}{4} = 907,9 \text{ cm}^2$

$F_r(\xi,k)$- Hàm số phụ thuộc vào tham số $\xi = \frac{d_a}{d_{th}} = \frac{68}{34} = 2$ và hệ số đoạn nhiệt k.

Tra bảng 2.8 trang 54 [2], ta tìm được giá trị $F_r(\xi, k) = 1,616$

Ta được: $P_t = 0,88 \times 177,57 \times 907,9 \times 1,616 = 229261$ KG (10)

- Xác định áp suất ở miệng ra loa phụt. $p_a = p_o(40^oC).\chi_a$

Trong đó: $\chi a = 0,0394$. Tra bảng 2.10 trang 55 [2]

Thay số: $p_a = 177,57 \times 0,0394 = 7,00$ KG/cm^2 (11)

- Xác định bậc không tính toán $n = \frac{p_a}{p_n} = \frac{7,00}{1,033} = 6,77$

Trong đó: p_n là áp suất khí quyển, $p_n = 1,033$ KG/cm^2

- Xác định hệ số đồng dạng của hai luồng phụt:

$$K = \frac{1}{67}\sqrt{P_t} = \frac{1}{67}\sqrt{229261} = 7,14 \quad (12)$$

- Xác định chiều dài tính toán luồng phụt:

$S_{tx} = S_{tm} \times K = 1000 \times K = 7146$ cm (13)

- Xác định chiều dài đoạn ban đầu S_{nb}:

$$S_{nb} = 5d_a\sqrt{n} = 5.68.\sqrt{6,77} = 884 \text{ cm} \quad (14)$$

- Xác định diện tích của các vòng trong mỗi tiết diện của luồng phụt:

$\Delta F_k = \Delta F_{km}.K^2$ (15)

- Xác định lực của luồng phụt phải tìm tác dụng lên diện tích bằng diện tích vòng thứ k bất kỳ (k = 1, 2,.5): $\Delta\bar{R}_k = \Delta\bar{R}_{km}.K^2$ (16)

4.2. Tính toán xác định qui luật biến thiên lực tác dụng của lên thiết bị phóng

- Xác định diện tích ΔF_{KR} của bệ chịu tác dụng của lực luồng phụt trong từng thời điểm tại mỗi tiết diện ngang của luồng phụt.

ΔF_{KR} là phần diện tích của bệ chịu tác dụng lực của luồng phụt ở vòng thứ k nào đó k =1...5. Xét trường hợp phóng đạn từ ống phóng 2 và giàn phóng được lắp đủ đạn.

- Xác định hệ số điền đầy η_i diện tích các vành tại mỗi tiết diện của luồng phụt.

* Trên đoạn ban đầu: $\eta_i = \frac{\Delta F_R}{F_{li}}$

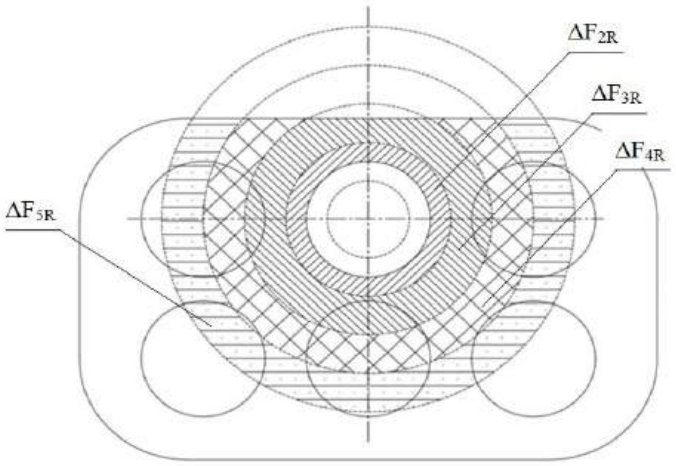
* Trên đoạn cơ bản: $\eta_i = \frac{\Delta F_{KR}}{F_{ki}}$

ΔF_{ki} là diện tích từng vòng thứ k ở tiết diện i đã tính từ sơ đồ tính toán luồng phụt.

- Xác định lực ΔR tác dụng lên kết cấu bệ phóng đối với từng vòng trong tiết diện thứ i.

* Trên đoạn ban đầu: $\Delta R_i = \eta_i.P$

* Trên đoạn cơ bản: $\Delta R_k = \eta_i.\Delta R_i$



Hình 3. Xác định diện tích chịu lực của bệ

$\Delta \bar{R}_{kx}$ là lực tác dụng lên cả tiết diện vành thứ k bất kỳ không có vật cản.

- Xác định hợp lực tác dụng lên bệ trong mỗi tiết diện.

$$R_{xi} = \sum_k \left(\Delta R_{kx}\right) \quad (17)$$

Kết quả:

Quy luật hàm biến thiên R(t) khi phóng, lực tác dụng lên tiết diện bệ tăng nhanh và đạt giá trị R_{max} = 149,056 kG, R_{tb} = 69,502 kG và sau đó giảm xuống.

5. Phân tích, lựa chọn phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu hải quân

Việc lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu hải quân đòi hỏi đồng thời đáp ứng các yêu cầu về độ chính xác hình học, độ bền kết cấu và khả năng chịu tải động. Trong điều kiện khai thác thực tế, hệ thống chịu tác động của tải trọng tĩnh, tải trọng động của phát bắn, rung lắc của thân tàu và sự ăn mòn của môi trường biển. Do đó, phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy lên tàu cần được nghiên cứu theo hướng chuẩn hóa hình học, dễ dàng lắp đặt và đảm bảo tuổi thọ hệ thống.

5.1. Lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi theo mặt chuẩn của tàu hải quân

Mặt chuẩn của tàu được hiểu là các mặt hình học tham chiếu đã được xác lập trong thiết kế và đóng tàu, thường bao gồm mặt phẳng dọc chuẩn, mặt phẳng ngang chuẩn và mặt phẳng kết cấu chính của boong.

- Mặt phẳng ngang chuẩn (OXY) là mặt phẳng chuẩn cơ sở quan trọng nhất, có phương song song với mặt nước biển ở trạng thái tĩnh, được sử dụng làm mốc xác định cao độ (trục OZ) của mọi thiết bị trên tàu.

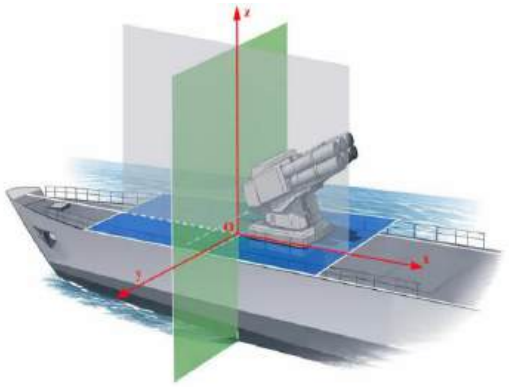
- Mặt phẳng dọc chuẩn (OXZ) là mặt phẳng thẳng đứng đi qua đường tâm dọc của thân tàu, chia tàu thành hai mạn trái và mạn phải đối xứng, xác định vị trí ngang của giàn phóng so với tâm tàu (trục OY).

- Mặt chuẩn ngang (OYZ) là các mặt phẳng vuông góc với trục dọc tàu, xác định vị trí giàn phóng dọc trục tàu (trục OX)

- Cơ sở xác định chính xác hướng và góc phóng

+ Góc phóng được xác định so với mặt phẳng ngang chuẩn

+ Hướng phóng được xác định so với mặt phẳng dọc chuẩn



Hình 4. Sơ đồ mặt phẳng chuẩn của tàu hải quân

- Nguyên tắc lắp đặt:

Lắp đặt hệ thống mồi bẫy phải được định vị sao cho mặt phẳng đối xứng chính của giàn phóng trùng hoặc song song với mặt phẳng dọc chuẩn (OXZ), đồng thời đảm bảo mặt phẳng lắp đặt song song với mặt phẳng ngang chuẩn (OXY).

5.2. Phương án lắp đặt giàn phóng thông qua đế trung gian lưỡng kim Fe-Al

Trong thực tế đóng mới và hoán cải tàu, sàn tàu có thể được chế tạo bằng thép hoặc nhôm. Việc lắp đặt trực tiếp giàn phóng (chân giàn thép AH36) lên sàn tàu nhôm hoặc thép không đồng nhất vật liệu có thể gây ra các vấn đề như:

+ Ăn mòn điện hóa;

+ Ứng suất nhiệt do chênh lệch hệ số giãn nở;

+ Khó khăn trong thi công liên kết hàn trực tiếp.

Để khắc phục các nhược điểm trên, nghiên cứu đề xuất sử dụng đế trung gian được chế tạo bằng vật liệu lưỡng kim Fe-Al, đóng vai trò là lớp trung gian giữa giàn phóng và sàn tàu.

Theo thiết kế kết cấu chịu tải xung lực, diện tích đế trung gian nên lớn hơn diện tích chân giàn phóng từ 1,3–1,5 lần**.** Do vậy, đế trung gian dạng hình chữ nhật với kích thước 800x600 mm. Chiều dày 20 mm.

Liên kết chân giàn phóng với đế trung gian: sử dụng liên kết bulông gồm nhóm 6 bu lông M24; liên kết đế trung gian với boong tàu: sử dụng liên kết hàn.

5.3. Kiểm nghiệm bền liên kết tại đế trung gian khi phóng đạn

5.3.1. Các giả thiết

- Xem các mối ghép của các bộ phận, chi tiết trong bệ phóng là hoàn toàn chính xác.

- Coi sàn tàu là cứng tuyệt đối.

- Kiểm nghiệm bền với R_{max}.

5.3.2. Kiểm tra điều kiện bền của bu lông liên kết chân giàn phóng với đế trung gian

Xét phát bắn từ ống phóng số 2. Nhóm bu lông sẽ chịu lực lớn nhất.

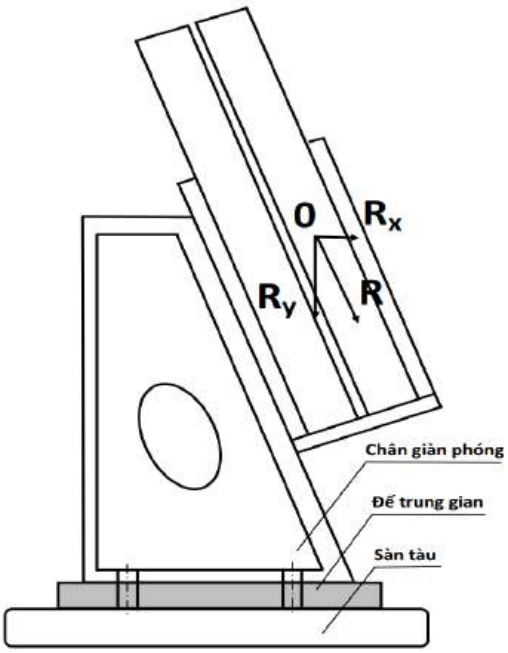
Dời lực $R_X = R_{\max}.cos\gamma = 149,05.cos70^O = 50,99$ kG về tâm mối ghép 0, được một lực F bằng lực R_x và một momen $M=R_x.a = 50,99.\ 0,79 = 40,27$ kGm

Trong đó: a= 0,79m là khoảng cách tâm ống phóng 2 đến bề mặt mối ghép.

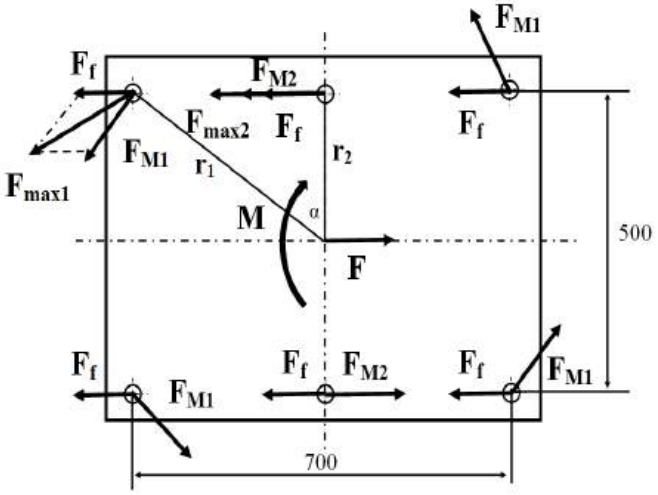
$$r_2 = \frac{500}{2} = 0,25\,m, r_1 = \sqrt{250^2 + 350^2} = 0,43\,m, \alpha = \arctan\frac{350}{250} = 54,4^0$$

Lực F phân bố đều lên các bu lông nên mỗi bu lông chịu một lực có độ lớn $F_f = \frac{F}{z} = \frac{50,99}{6} = 8,51\,KG$ ngược chiều với lực F.

Dưới tác dụng của mô men M, các bu lông 1, 3, 4, 6 chịu tác dụng của lực F_{M1} như nhau. (Do các bu lông có khoảng cách đến tâm O của mối ghép như nhau).



Hình 5. Mô hình tính toán



Hình 6. Sơ đồ tính F_{max}

$$F_{M1} = \frac{M.r_1}{\sum Z_i.r_i^2} = \frac{40,27.0,43}{4.0,43^2 + 2.0,25^2} = 20,03\,KG \quad (18)$$

$$F_{\max 1} = \sqrt{F_f^2 + F_{M1}^2 + 2.F_f.F_{M1}.\cos\alpha} = \sqrt{8,51^2 + 20,03^2 + 2.8,51.20,03.\cos 54,4^0} = 25,92\,KG \quad (19)$$

Các bu lông 2, 5 chịu tác dụng của lực F_{M2} như nhau.

$$F_{M2} = \frac{M.r_2}{\sum Z_i.r_i^2} = \frac{40,27.0,25}{4.0,43^2 + 2.0,25^2} = 11,64\,KG \quad (20)$$

$$F_{\max 2} = F_f + F_{M2} = 8,51 + 11,64 = 20,15\,KG \quad (21)$$

Nhận thấy $F_{max1} > F_{max2}$ do vậy ta phải tính bền cho bu lông 1.

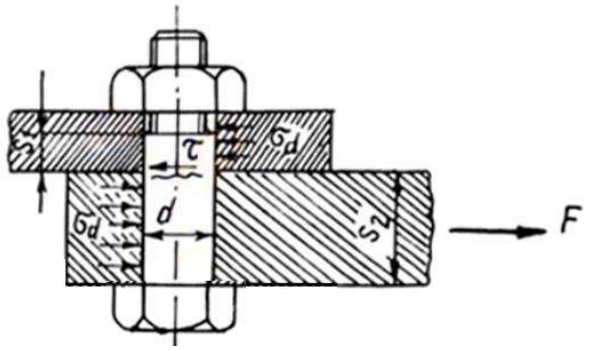
Do mối ghép không có khe hở, lực F_{max} truyền trực tiếp qua thân bu lông

Thông số kết cấu:

S_1= 0,01 m

S_2= 0,02 m

d= 0,024 m



Hình 7. Mối ghép bu lông

Điều kiện bền cắt của bu lông:

$$\tau_c = \frac{4.F_{\max}}{\pi d^2} = \frac{4.25,92}{\pi.0,024^2} = 57296\ KG/m^2 = 0,99\ \text{MPa} \quad (22)$$

Với bu lông thép C45 [6], tra bảng $\sigma_{ch} = 80\ MPa$, $\left[\tau\right] = 0,3\sigma_{ch} = 24$ MPa

Nhận thấy $\tau_c \le \left[\tau\right]$ như vậy bu lông đảm bảo điều kiện bền cắt.

Do $S_1<S_2$ nên phải kiểm tra điều kiện bền dập của thân bu lông tiếp xúc với chân giàn phóng.

$$\sigma_d = \frac{F_{\max}}{d.S_1} = \frac{25,92}{0,024.0,01} = 108000\ KG/m^2 = 10,8\ MPa \quad (23)$$

Ta có $\left[\sigma_d\right] = 0,8\sigma_{ch} = 0,8.80 = 64\ MPa$

Nhận thấy $\sigma_d \le \left[\sigma_d\right]$ như vậy bu lông đảm bảo điều kiện bền dập.

Do vậy, nhóm 6 bu lông đảm bảo bền khi chịu lực của phát bắn.

6. Kết luận

Bài báo đã thiết lập và giải bài toán thuật phóng trong của động cơ đạn mồi bẫy ngư lôi. Trên cơ sở kết quả tính toán áp suất buồng đốt và quy luật biến thiên lực của luồng phụt, nghiên cứu đã xác định được tải trọng tác dụng lên kết cấu giàn phóng. Từ đó, đưa ra phương án lắp đặt hệ thống mồi bẫy ngư lôi lên tàu hải quân dựa trên hệ mặt chuẩn của tàu, bảo đảm độ chính xác hình học và tính đồng bộ với các hệ thống khác. Việc sử dụng đế trung gian lưỡng kim Fe–Al cho phép khắc phục hiệu quả các vấn đề về tương thích vật liệu và lắp đặt theo mặt chuẩn của tàu. Kết quả kiểm nghiệm bền cho thấy các liên kết bu lông và kết cấu đế trung gian đều thỏa mãn điều kiện bền khi chịu tải trọng lớn nhất của phát bắn. Các kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học và thực tiễn quan trọng cho thiết kế, lắp đặt và hoán cải hệ thống mồi bẫy ngư lôi trên tàu hải quân.

Tài liệu tham khảo

1. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Nguyễn Thái Dũng, Lại Thanh Tuấn, Dương Hải Sơn (2018), *Giáo trình tính toán thiết kế bệ phóng tên lửa*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.

3. Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Thái Dũng, Võ Văn Biên (2016), *Trang bị vũ khí phản lực*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.
4. Nguyễn Xuân Anh (2000), *Động lực học bệ phóng tên lửa*, NXB Quân đội nhân dân, Hà Nội.
5. Nguyễn Thái Dũng (2018), *Nghiên cứu, thiết kế, chế tạo đạn mồi bẫy ngư lôi cho tàu Hải quân MN.VN-1*, Báo cáo tổng hợp đề tài, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
6. Hoàng Xuân Lượng, Trần Minh (2003), *Sức bền vật liệu*, Học viện kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

Research on the Design Basis and Development of an Installation Scheme for a Torpedo Decoy System on Naval Vessels

Abstract: *This paper focuses on the formulation and solution of the internal launch dynamics problem, and on determining the variation law of the jet-induced force acting on the launcher structure. The results provide a fundamental basis for the structural design and calculation of the torpedo decoy launching system. On this basis, an installation scheme for integrating the torpedo decoy system onto naval vessels is developed, and the corresponding structural strength conditions are established and verified.*

Keywords: Torpedo decoy; Internal dynamics; Jet flow; Thrust force.

Nghiên cứu chuyển động của vật thể mũi phẳng khi chuyển động từ không khí vào nước

Lê Xuân Long[1*], Đào Văn Đoan[2]

[1]Hệ Quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: lexuanlong@lqdtu.edu.vn; Tel: 0978324098

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp xây dựng mô hình để nghiên cứu chuyển động của một vật thể có mũi phẳng khi đi từ không khí vào nước, có kể đến chuyển động quay quanh trục dọc của vật. Bằng cách sử dụng công thức áp suất của Rayleigh, các tác giả đã tính lực và moment thủy động tác dụng lên vật, kết hợp với lý thuyết động lực học vật rắn để thiết lập hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của vật, từ đó tìm ra các quy luật chuyển động của vật. Việc kết hợp lý thuyết thủy động lực học và động lực học vật rắn, cùng với tính đến chuyển động quay quanh trục dọc là các điểm mới của mô hình so với các mô hình trước đó. Kết quả tính toán trong bài báo là cơ sở thiết kế đạn hai môi trường.

Từ khóa: *vật thể mũi phẳng, Rayleigh, thia lia, đạn hai môi trường.*

1. Đặt vấn đề

Sự tương tác của một vật thể với mặt nước có thể được bắt gặp ở các hiện tượng vật lý như hiện tượng thia lia của viên đá mảnh trên mặt nước hoặc sự xâm nhập nước của các phương tiện lặn. Trong lĩnh vực quân sự, nhiều phương tiện khi hoạt động chúng sẽ đi từ không khí vào nước như ngư lôi, bom phóng và gần đây nhất là đạn hai môi trường.

Các mô tả đầu tiên của quá trình tương tác của một vật thể tốc độ cao với mặt nước có thể kể đến các công trình của M.Hutching khi tác giả nghiên cứu về hiện tượng nảy lại của các quả bom hàng không khi phi công muốn đánh trúng vào một con đập [5]. Trong nghiên cứu của mình, M.Hutching đã sử dụng công thức áp suất do Rayleigh đề xuất [8] và công thức này đã được sử dụng rộng rãi trong nhiều nghiên cứu của các tác giả sau này.

Các công trình tiếp theo của W.Johnson cũng đã mô tả về hiện tượng nảy lại của các quả bom hàng không[12] và đã tính toán được quỹ đạo nảy lại của một vật thể Figure cầu khi tương tác với mặt nước[13].

Một cách tiếp cận khác để tính toán quỹ đạo của vật thể hình cầu là sử dụng phương trình Kelvin-Kirchoff-Lagrange do tác giả T.Miloh và Y.Shukron đề xuất[9]. Trong công trình này, tác giả cũng đã đưa ra dự đoán về các điều kiện để hiện tượng nảy lại có thể xảy ra.

Hiện tượng thia lia của một vật có dạng phẳng khi ném vào mặt nước cũng được nhiều tác giả nghiên cứu. Nổi bật là các công trình của tác giả L. Bocquet L[6] và nhóm tác giả Rosellini L, Hersen F, Clanet C[7]. Ở các các công trình này, các tác giả đã tính toán quỹ đạo của vật và cũng đã đưa ra các điều kiện để hiện tượng thia lia có thể xảy ra đối với một vật có dạng phẳng.

Nhiều nghiên cứu thực nghiệm cũng đã được tiến hành. Đáng chú ý là công trình của các tác giả Chenggong Zhao, Cong Wang, Yingjie Wei, Xiaoshi Zhang và Tiezhi Sun[14]. Trong công trình này, các tác giả đã chế tạo các loại vật thể có chiều dài và kết cấu đầu mũi khác nhau (mũi phẳng, mũi côn) và được bắn với tốc độ cao vào nước. Kết quả đo đạc cho

thấy vận tốc của vật thể giảm đi nhanh chóng khi tương tác với mặt nước. Tuy nhiên vì góc bắn lớn nên hiện tượng thia lia chưa thể quan sát.

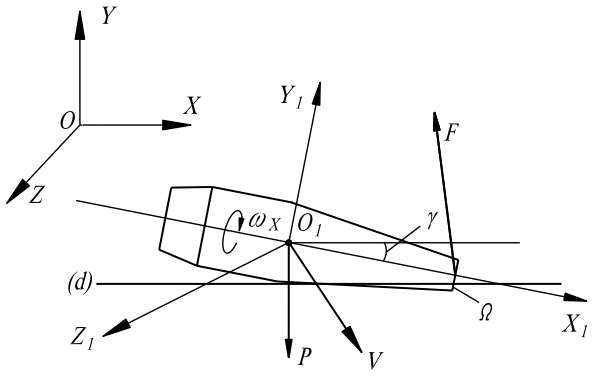
Một công trình nổi bật khác là công trình của các tác giả Yves Baillargeon, M.Eng và Guy Bergeron[4]. Các tác giả đã bắn các loại đầu đạn khác nhau vào nước, vận tốc của các đầu đạn này rất lớn khi tương tác với mặt nước (700…900 *m*/*s*). Nhóm tác giả đã đo đạc sự sụt giảm vận tốc, quan sát hiện tượng thia lia và đã đưa ra dự đoán để hiện tượng thia lia có thể xảy ra.

Nhóm tác giả Tadd T. Truscott, David N. Beal và Alexandra H. Techet đã chỉnh sửa các loại đầu đạn thành mũi phẳng để tiến hành thử nghiệm bắn vào nước[11]. Ở mô hình thử nghiệm này, các tác giả đã quan sát được quá trình hình thành siêu khoang, sự thay đổi hệ số cản và vận tốc của vật. Từ đó so sánh với các mô hình lý thuyết trước đó.

Nhìn chung, các mô hình trước đó tập trung nghiên cứu chuyển động của vật thể có biên dạng cụ thể và đơn giản (như hình cầu, đĩa tròn...). Một số nghiên cứu về vật thể mũi phẳng khi tương tác với mặt phân cách hai môi trường thì chưa kể đến hiện tượng siêu khoang cũng như chuyển động quay quanh trục dọc của vật.

2. Xây dựng mô hình và thành lập hệ phương trình vi phân

2.1. Mô hình tương tác giữa vật thể mũi phẳng với mặt nước



Hình 1. Mô hình tương tác giữa vật với mặt nước

Các giả thiết:

- Bỏ qua tính nén được và tính nhớt của nước;

- Bỏ qua chuyển động tiến động của vật trước khi tương tác với mặt nước;

- Bỏ qua lực cản của không khí trong quá trình tương tác của vật với mặt nước;

- Vận tốc dài tại một điểm bất kỳ trên bề mặt do vật quay quanh trục O_1Y_G, O_1Z_G không đáng kể so với vận tốc chuyển động tịnh tiến và vận tốc dài do vật quay quanh trục O_1X_1. Khi đó, vận tốc tuyệt đối của một điểm bất kỳ trên bề mặt vật là:

$$\overrightarrow{V'} = \vec{V} + \overrightarrow{V_R} \tag{1}$$

Trong đó, $\vec{V}_R$ là vector vận tốc tại điểm đang xét do chuyển động quay quanh trục O_1X_1.

- Vector vận tốc tại thời điểm ban đầu có phương trùng với trục dọc O_1X_1 (trục đối xứng của vật thể).

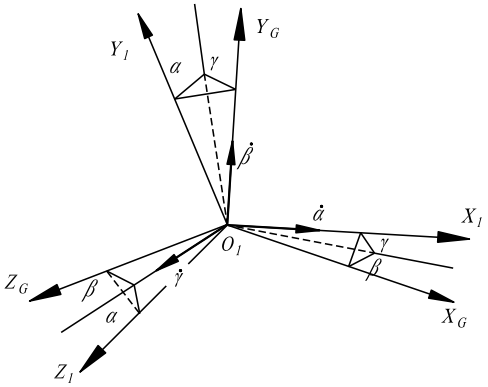
- Phần mũi vật thể luôn tiếp xúc với nước trước. Với giả thiết này, trong quá trình tương tác, chỉ có phần mũi phẳng tiếp xúc trực tiếp với nước;

- Bỏ qua lực cắt của siêu khoang [10]tác dụng lên đuôi vật thể.

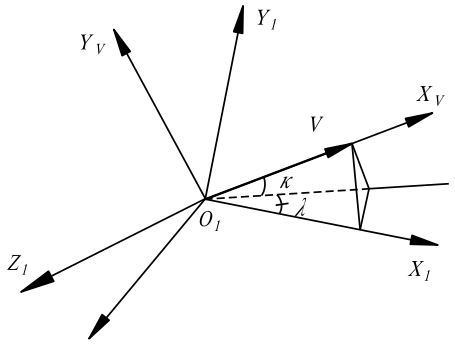
Với các giả thiết như trên, mô hình tương tác giữa vật thể với mặt nước được thể hiện trên Hình 1. Trong đó: *OXYZ*: Hệ tọa độ cố định; $O_1X_1Y_1Z_1$: Hệ tọa độ liên kết (Đặc điểm các hệ tọa độ được mô tả kỹ ở phần 2.1.1); O_1: Khối tâm của vật; *V*: Vận tốc khối tâm của vật; *Ω*: Phần

bề mặt bị ngập nước; γ: Góc tạo bởi trục của vật thể so với mặt phẳng nằm ngang; ω_X: Vận tốc góc quay của vật quanh trục dọc O_1X_1; P: Trọng lực; F: Lực thủy động tác dụng lên vật.

** Các hệ trục tọa độ*



Hình 2. Hệ trục tọa độ giữ hướng và hệ trục tọa độ liên kết



Hình 3. Hệ trục tọa độ vận tốc $O_1X_VY_VZ_V$

- Hệ trục tọa độ cố định $OXYZ$: Là hệ trục tọa độ cố định trong không gian, là hệ tọa độ chuẩn để xác định các đặc trưng chuyển động của vật. Gốc tọa độ O trùng với khối tâm của vật ở thời điểm ban đầu (thời điểm vật bắt đầu tiếp xúc với mặt nước). Trục OX theo phương nằm ngang, trục OY theo phương thẳng đứng.

- Hệ trục tọa độ giữ hướng $O_1X_GY_GZ_G$: Là một trong các hệ tọa độ động, có gốc đặt tại khối tâm của vật. Các trục tọa độ song song với các trục tọa độ của hệ trục tọa độ cố định: O_1X_G // OX, O_1Y_G // OY, O_1Z_G // OZ.

- Hệ trục tọa độ liên kết $O_1X_1Y_1Z_1$: Đây là hệ trục tọa độ gắn chặt với vật, gốc đặt tại khối tâm của vật, các trục tọa độ trùng với các trục quán tính chính tâm của vật. Trục O_1X_1 trùng với trục dọc (trục đối xứng) của vật, các trục O_1Y_1, O_1Z_1 hướng pháp tuyến với trục của vật.

- Hệ trục tọa độ vận tốc: Có gốc đặt tại khối tâm của vật, trục O_1X_V có hướng trùng với hướng của vector vận tốc.

Liên quan đến vị trí của các hệ trục tọa độ, đặt tên các góc như sau:

- Góc tấn κ: Góc tạo giữa hình chiếu của trục O_1X_V trên mặt phẳng $O_1X_1Y_1$ và trục O_1X_1;
- Góc lệch λ: Góc giữa trục O_1X_V và mặt phẳng $O_1X_1Y_1$;
- Góc lắc β: Góc giữa hình chiếu của trục O_1X_1 trên mặt phẳng nằm ngang và trục O_1X_g;
- Góc nảy γ : Góc giữa hình chiếu của trục O_1X_1 và mặt phẳng nằm ngang;
- Góc quay α: Góc giữa hình chiếu của trục O_1Y_1 và trục O_1X_g khi $\gamma = 0$.

2.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động

2.2.1. Hệ phương trình chuyển động của khối tâm

Phương trình chuyển động Newton-Euler viết cho chuyển động tịnh tiến của khối tâm[1]:

$$\begin{cases} m\left(\dfrac{dV_{X1}}{dt} + \omega_Y V_{Z1} - \omega_Z V_{Y1}\right) = F_{TX1} \\ m\left(\dfrac{dV_{Y1}}{dt} + \omega_Z V_{X1} - \omega_X V_{Z1}\right) = F_{TY1} \\ m\left(\dfrac{dV_{Z1}}{dt} + \omega_X V_{Y1} - \omega_Y V_{X1}\right) = F_{TY1} \end{cases} \quad (2)$$

Trong đó, V_{X1}, V_{Y1}, V_{Z1}: Hình chiếu của vector vận tốc lên các trục của hệ tọa độ liên kết; $F_{TX1}, F_{TY1}, F_{TZ1},$: Tổng hình chiếu các ngoại lực lên các trục của hệ tọa độ liên kết.

2.2.2. Hệ phương trình chuyển động quay của vật

Phương trình chuyển động Newton-Euler viết cho chuyển động quay của vật[1]:

$$\begin{cases} J_{XX}\dfrac{d\omega_X}{dt} + \omega_Y\omega_Z(J_{ZZ} - J_{YY}) = M_{TX1} \\ J_{YY}\dfrac{d\omega_Y}{dt} + \omega_Z\omega_X(J_{XX} - J_{ZZ}) = M_{TY1} \\ J_{ZZ}\dfrac{d\omega_Z}{dt} + \omega_X\omega_Y(J_{YY} - J_{XX}) = M_{TZ1} \end{cases} \quad (3)$$

Trong đó, $M_{TX1}, M_{TY1}, M_{TZ1}$: Tổng hình chiếu các moment đối với các trục của hệ tọa độ liên kết.

2.2.3. Hệ phương trình vi phân động học

Hệ phương trình vi phân động học được xác định từ phép quay Cardan[2]:

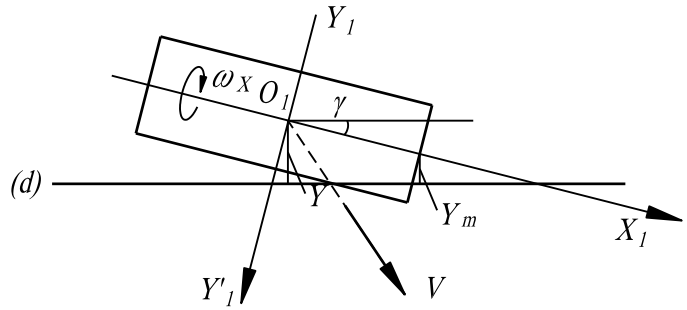
$$\begin{cases} \dfrac{d\alpha}{dt} = \omega_X - \tan\gamma\left(\omega_Y\cos\alpha - \omega_Z\sin\alpha\right) \\ \dfrac{d\beta}{dt} = \dfrac{1}{\cos\gamma}\left(\omega_Y\cos\alpha - \omega_Z\sin\alpha\right) \\ \dfrac{d\gamma}{dt} = \omega_Y\sin\alpha + \omega_Z\cos\alpha \end{cases} \quad (4)$$

2.2.4. Hệ phương trình vận tốc khối tâm

Chiếu vector vận tốc khối tâm lên các trục của hệ tọa độ cố định, nhận được:

$$\begin{cases} \dfrac{dX}{dt} = V\cos(\gamma - \kappa)\cos(\beta - \lambda) \\ \dfrac{dY}{dt} = V\sin(\gamma - \kappa) \\ \dfrac{dZ}{dt} = -V\cos(\gamma - \kappa)\sin(\beta - \lambda) \end{cases} \quad (5)$$

Trong đó, $V = \sqrt{V_{1X}^2 + V_{1Y}^2 + V_{1Z}^2}$ và $\kappa = -\arctan\dfrac{V_{Y1}}{V}; \lambda = \arctan\dfrac{V_{Z1}}{V}$.



Hình 4. Mô hình tính lực và moment thủy động tác dụng lên phần mũi phẳng.

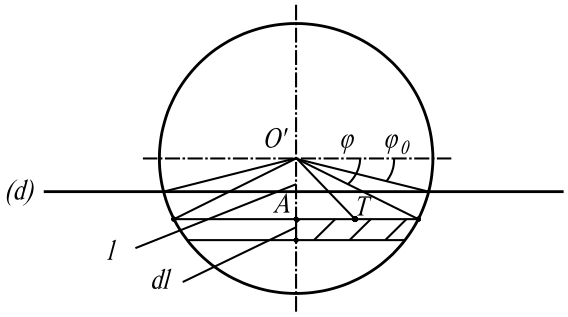
Kết hợp (2), (3), (4) và (5) ta thu được hệ phương trình vi phân cấp 1 mô tả chuyển động của vật trong không gian.

2.3. Tính lực thủy động và momen thủy động

Đặt hệ trục tọa độ $O_1X_1Y_1Z_1$ như Hình 4. Giả sử vật mũi phẳng chuyển động với vận tốc $\vec{V}$ và quay quanh trục O_1X_1 với vận tốc góc ω_X.

Trong đó, đường thẳng (*d*) biểu thị mặt phân cách giữa nước và không khí.

Trong giai đoạn đầu của quá trình tương tác giữa vật thể có mũi phẳng tương tác với mặt phân cách, do phần đầu mũi chưa ngập nước hoàn toàn nên sẽ hình thành moment thủy động đối với trục O_1Z_1. Khi phần mũi ngập hoàn toàn, moment này bị triệt tiêu, khi này siêu khoang cũng sẽ hình thành đầy đủ.



Hình 5. Vi phân diện tích hình tròn.

Ngoài ra, do có chuyển động quay quanh trục O_1X_1 nên vector vận tốc tuyệt đối tại hai điểm trên mũi phẳng đối xứng nhau qua mặt $O_1X_1Y_1$ khác nhau về cả hướng và độ lớn. Do đó lực thủy động phân bố hai bên qua mặt đối xứng $O_1X_1Y_1$ cũng khác nhau, do đó sinh ra moment đối với trục quay O_1Y_1.

Xét vật thể có mũi phẳng hình tròn, bán kính mũi R_m. Gọi Y_m là độ cao (và độ sâu) của tâm mũi vật thể so với mặt nước. Từ Hình 4:

$$Y_m = Y + H\sin\gamma \tag{15}$$

Trong đó:

- *Y*: Độ cao của khối tâm của vật so với mặt nước;
- *H*: Khoảng cách từ mũi đến khối tâm của vật.

Từ hình 5, dễ thấy:

$$\varphi_0 = \arcsin\frac{\overline{O'A}}{R} = \arcsin\frac{Y_m}{R} = \arcsin\frac{Y + H\sin\gamma}{R} \tag{6}$$

Xét phân tố có diện tích *dS* (phần gạch chéo) cách tâm mũi đoạn $\overline{O'A} = l$ (Hình 5). Dễ thấy: $dS = (R\cos\varphi).dl = (R\cos\varphi).(R\cos\varphi d\varphi) = R^2\cos^2\varphi d\varphi$ (7)

Áp suất thủy động tác dụng lên bề mặt *dS*[8]:

$$p = \frac{\pi\cos\beta_{V'}}{4+\pi\cos\beta_{V'}}\rho V'^2 \simeq \frac{\pi}{5}\rho V'^2\cos\beta_{V'} = \frac{\pi}{5}\rho V\cos\beta_V(V + r\omega_X\cos\chi) \tag{8}$$

Trong đó:

- β_V: Góc tạo bởi vector pháp tuyến của bề mặt *dS* với vector vận tốc $\vec{V}$;
- χ: Góc giữa hai vector $\vec{V}$ và $\overrightarrow{V_R}$;
- *r*: Bán kính quay của điểm đang xét.

Khi đó, lực thủy động tác dụng lên bề mặt *dS* là:

$$dH = pdS = \frac{\pi}{5}\rho R^2 V\cos^2\varphi.\cos\beta_V(V + r\omega_X\cos\chi)d\varphi \tag{9}$$

Để tính đại lượng cosβ_V và cosχ, gọi $\overrightarrow{n_S}, \overrightarrow{n_V}, \overrightarrow{n_r}$ lần lượt là cosin chỉ hướng của vector pháp tuyến bề mặt *dS*, vector vận tốc $\vec{V}$ và vector $\overrightarrow{V_R}$, tính được:

$$\begin{aligned}&\overrightarrow{n_S} = (1,0,0);\\ &\overrightarrow{n_V} = (n_1, n_2, n_3);\\ &\overrightarrow{n_r} = (0, \frac{R\sin\varphi}{r}, \frac{-R\cos\varphi}{2r})\end{aligned} \tag{10}$$

Do đó:

$$\begin{aligned}&\cos\beta_V = \overrightarrow{n_S}.\overrightarrow{n_V} = n_1;\\ &\cos\chi = \overrightarrow{n_V}.\overrightarrow{n_r} = \frac{n_2 R\sin\varphi}{r} - \frac{n_3 R\cos\varphi}{2r}\end{aligned} \tag{11}$$

Từ đó suy ra:

$$dH = \frac{\pi}{10}\rho R^2 V\cos^2\varphi.n_1(2V + \omega_X(2n_2 R\sin\varphi - n_3 R\cos\varphi))d\varphi \tag{12}$$

Lực thủy động *dH* theo các trục của hệ tọa độ $O_1X_1Y_1Z_1$ là:

$$\begin{aligned}&dH_{X1} = -dH;\\ &dH_{Y1} = 0;\\ &dH_{Z1} = 0\end{aligned} \tag{13}$$

Hai phân tố đối xứng nhau qua mặt $O_1X_1Y_1$ có chung biểu thức vi phân lực thủy động *dH*, chỉ khác nhau cận lấy tính phân. Do đó, lực thủy động tác dụng lên toàn bộ phần mũi ngập nước:

$$H_{X1} = \int_{-\pi-\varphi_0}^{-\pi/2} dH_{X1} + \int_{-\pi/2}^{\varphi_0} dH_{X1} = \int_{-\pi-\varphi_0}^{\varphi_0} dH_{X1}; \tag{14}$$

Trong đó: Số hạng đầu tiên là lực thủy động tác dụng lên phần mũi ngập nước bên trái (khi đứng ở gốc tọa độ và nhìn theo hướng trục O_1X_1) và số hạng thứ hai là lực thủy động tác dụng lên phần mũi ngập nước bên phải.

Tiếp tục biến đổi:

$$H_{X1} = -\frac{\pi}{10}\pi\rho R^2 V n_1 \int_{-\pi-\varphi_0}^{\varphi_0} \cos^2\varphi.(2V + \omega_X(2n_2 R\sin\varphi - n_3 R\cos\varphi))d\varphi \tag{15}$$

Hay:

$$H_{X1} = -\frac{1}{30}\pi\rho R^2 V n_1\left[3V(\pi + \sin 2\varphi_0 + 2\varphi_0) - 4\omega_X R n_2\cos^3\varphi_0\right] \tag{16}$$

Khi không có chuyển động quay quanh trục O_1X_1, tức $\omega_X = 0$, biểu thức của lực thủy động có dạng đơn giản:

$$H_{X1} = -\frac{1}{10}\pi\rho R^2 V^2 n_1(\pi + \sin 2\varphi_0 + 2\varphi_0) \tag{17}$$

Khi phần mũi ngập nước hoàn toàn, tức $\varphi_0 = \pi/2$, biểu thức của lực thủy động:

$$H_{X1} = -\frac{1}{5}\pi^2\rho R^2 V^2 n_1 \tag{18}$$

** Tính moment thủy động*

Tọa độ của vi phân diện tích được xác định bởi vector:

$$\overrightarrow{O'T} = (H, R\cos\varphi, \frac{R\cos\varphi}{2}) = (X_T, Y_T, Z_T) \tag{19}$$

Do áp suất thủy động có phương song song với trục O_1X_1 nên moment đối với trục này: $P_{X1} = 0$. Vi phân moment thủy động đối với trục quay là các trục tọa độ còn lại là[3]:

$$\begin{aligned} dP_{Y1} &= \begin{vmatrix} Z_T & X_T \\ dH_{Z1} & dH_{X1} \end{vmatrix} = Z_T.dH_{X1}; \\ dP_{Z1} &= \begin{vmatrix} X_T & Y_T \\ dH_{X1} & dH_{Y1} \end{vmatrix} = Y_T.dH_{X1}. \end{aligned} \tag{20}$$

Hai phân tố đối xứng nhau qua mặt $O_1X_1Y_1$ có chung biểu thức vi phân moment thủy động dP, chỉ khác nhau cận lấy tính phân. Do đó, moment thủy động đối với các trục O_1Y_1 và O_1Z_1:

$$\begin{aligned} P_{Y1} &= \int_{-\pi-\varphi_0}^{-\pi/2} dP_{Y1} + \int_{-\pi/2}^{\varphi_0} dP_{Y1} = \int_{-\pi-\varphi_0}^{\varphi_0} Z_T.dH_{X1}; \\ P_{Z1} &= \int_{-\pi-\varphi_0}^{-\pi/2} dP_{Z1} + \int_{-\pi/2}^{\varphi_0} dP_{Z1} = \int_{-\pi-\varphi_0}^{\varphi_0} Y_T.dH_{X1}. \end{aligned} \tag{21}$$

Tính các tích phân trên thu được biểu thức của moment thủy động đối với các trục O_1Y_1 và O_1Z_1:

$$\begin{aligned} P_{Y1} &= \frac{1}{160}\pi\rho R^4 V n_1 \omega_X n_3 \left(3\pi + 4\sin\varphi_0\cos^3\varphi_0 + 3\sin 2\varphi_0 + 6\varphi_0\right); \\ P_{Z1} &= \frac{1}{120}\pi\rho R^3 V n_1 \left[R\omega_X n_2 \left(3\pi - 4\sin\varphi_0\cos^3\varphi_0 + 3\sin 2\varphi_0 + 6\varphi_0\right) - 16V\cos^3\varphi_0\right] \end{aligned} \tag{22}$$

Khi không có chuyển động quay quanh trục O_1X_1, tức $\omega_X = 0$, biểu thức của moment thủy động được viết lại:

$$P_{Y1} = 0; P_{Z1} = \frac{2}{15}\pi\rho R^3 V^2 n_1 \cos^3\varphi_0 \tag{23}$$

Khi phần mũi ngập nước hoàn toàn, tức $\varphi_0 = \pi/2$, biểu thức của moment thủy động:

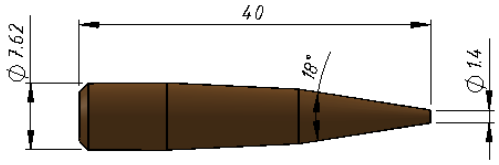
$$P_{Y1} = \frac{9}{160}\pi^2\rho R^4 V n_1 n_3 \omega_X; P_{Z1} = \frac{9}{120}\pi^2\rho R^4 V n_1 n_2 \omega_X. \tag{24}$$

Hợp các lực và moment này trên hệ tọa độ liên kết:

$$\left.\begin{aligned} &\sum F_{TX1} = H_{X1} - mg\sin\gamma; \\ &\sum F_{TY1} = -mg\cos\gamma\cos\alpha; \\ &\sum F_{TZ1} = mg\cos\gamma\sin\alpha; \\ &\sum M_{TY1} = P_{Y1}; \\ &\sum M_{TZ1} = P_{Z1}. \end{aligned}\right\} \tag{25}$$

3. Kết quả và thảo luận

Khảo sát chuyển động của vật thể mũi phẳng có hình dạng như Hình 6.



Hình 6. Hình dạng vật thể mũi phẳng

Các thông số kết cấu và thuật phóng thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Các thông số kết cấu và thuật phóng đối với vật thể mũi phẳng

TT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Chiều dài của vật thể	H_0	40.10^{-3}	m
2	Khoảng cách từ khối tâm đến mũi vật thể	H	24.10^{-3}	m
3	Bán kính mũi vật thể	R	$0{,}75.10^{-3}$	m
4	Khối lượng vật	m	$8{,}85.10^{-3}$	kg
5	Moment quán tính	J_{XX} $J_{YY}=J_{ZZ}$	52.10^{-9} 2671.10^{-9}	$kg.m^2$
6	Vận tốc ban đầu	V_0	200	m/s
7	Vận tốc quay quanh trục dọc O_1X_1	ω_{X0}	50π	rad/s
8	Khối lượng riêng của nước	ρ	1000	kg/m^3
9	Góc chạm	γ_0	$-10\times\pi/180$	rad

Thời điểm ban đầu là khi mũi vật thể bắt đầu tiếp xúc với mặt nước. Do đó, độ cao ban đầu của khối tâm:

$$Y(0) = R\cos\gamma_0 + H\sin\gamma_0 \tag{26}$$

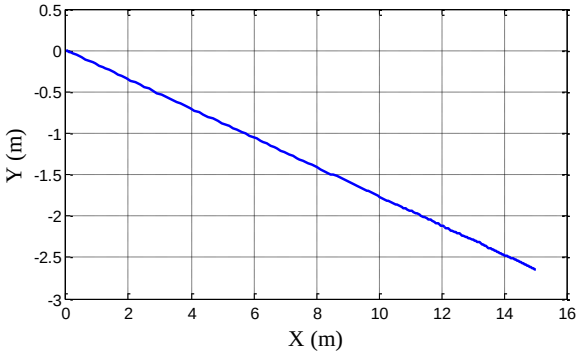
Giải hệ phương trình (16) với các thông số đầu vào như trên và các giá trị ban đầu:

$$\begin{aligned} &V_{X1}(0) = V_0; V_{Y1}(0) = V_{Z1}(0) = 0; \\ &\omega_X(0) = \omega_{X0}; \omega_Y(0) = \omega_Z(0) = 0; \\ &X(0) = Z(0) = 0; Y(0) = R\cos\gamma_0 + H\sin\gamma_0; \\ &\alpha(0) = \beta(0) = 0; \gamma(0) = \gamma_0 . \end{aligned} \tag{27}$$

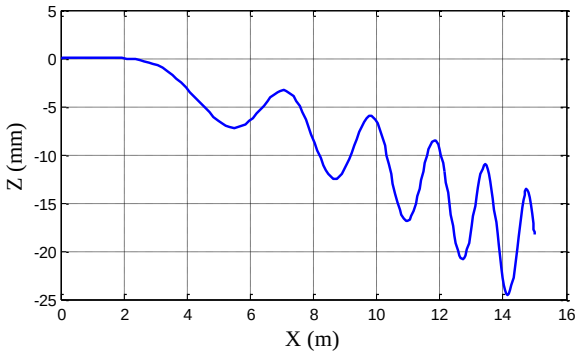
Điều kiện dừng tính toán là khi cự ly đạt 15 m.

3.1. Quỹ đạo của vật

- Quỹ đạo của vật trong mặt phẳng *OXY* và *OXZ*:



Hình 7. Quỹ đạo của vật trong mặt phẳng OXY

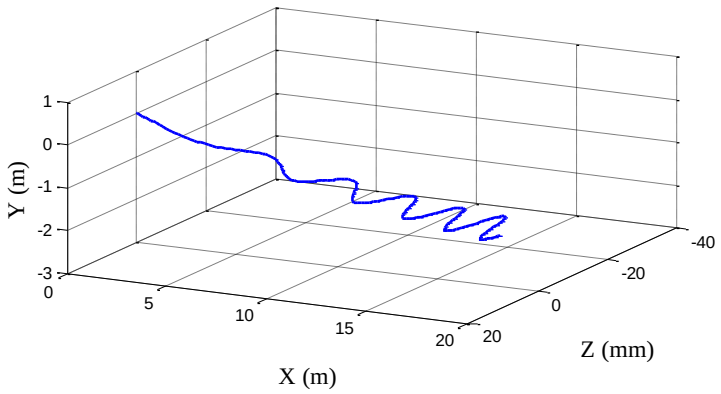


Hình 8. Quỹ đạo của vật trong mặt phẳng OXZ

Từ Hình 7 và 8, quỹ đạo trong mặt phẳng *OXY* gần như tuyến tính, không có nhiều khác biệt so với phương chuyển động trước khi tương tác với mặt nước. Ngược lại, trong mặt phẳng *OXZ*, độ dạt thay đổi liên tục và có xu hướng chung là tăng dần, ngược với hướng quay

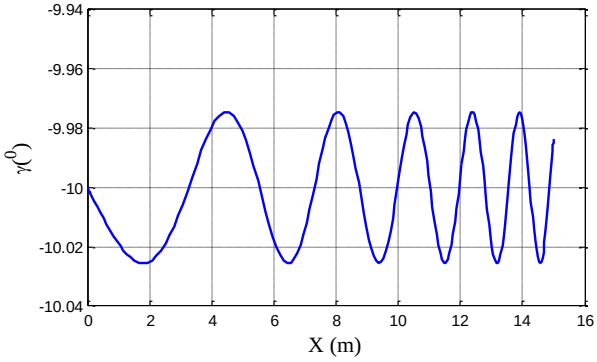
của vật. Trong trường hợp đang khảo sát thì vật có xu hướng dạt sang trái. Với cự ly ngang X_{max} = 14 m thì độ dạt lớn nhất $Z_{max} \simeq 25$ mm.

- Quỹ đạo của vật trong không gian:

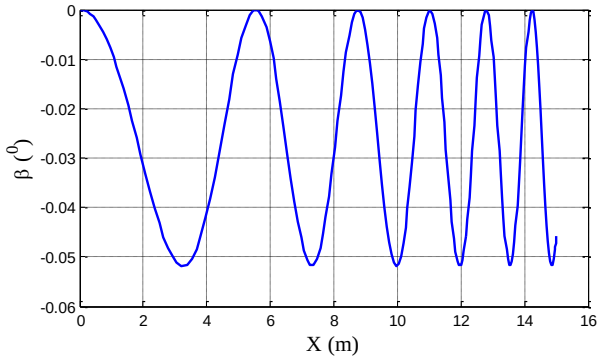


Hình 9. Quỹ đạo của vật trong không gian

3.2. Góc quay của vật



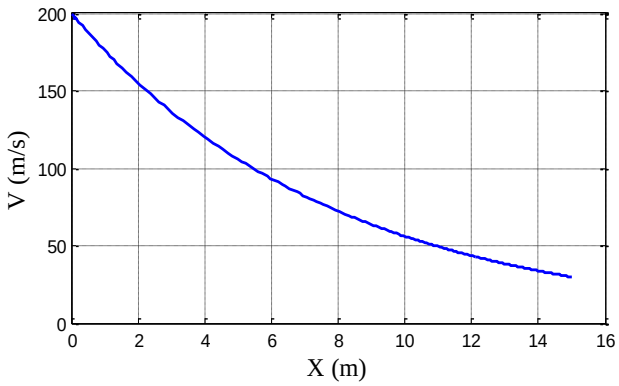
Hình 10. Đồ thị góc nảy theo cự ly



Hình 11. Đồ thị góc lắc theo cự ly

Hình 10 và 11 cho thấy góc nảy và góc lắc dao động liên tục với biên độ nhỏ và không đổi. Tần số dao động có xu hướng tăng dần. Từ biểu thức (24) cho thấy các giá trị moment P_{Y1}, P_{Z1} tỷ lệ với vận tốc góc quay ω_X . Do đó, các dao động trên là do chuyển động quay quanh trục dọc của vật sinh ra.

3.3. Vận tốc của vật



Hình 12. Đồ thị vận tốc theo cự ly

Hình 12 cho thấy vận tốc của vật giảm đi nhanh chóng và có xu hướng dần về 0. Nguyên nhân của việc giảm vận tốc là do lực H_{X1} theo (18). Khi phần mũi ngập hoàn toàn vào nước, giá trị lực này tỷ lệ với bình phương vận tốc, do đó vận tốc bị sụt giảm rất nhanh. Khi này, vận tốc góc quay ω_X không ảnh hưởng đến vận tốc của vật.

4. Kết luận

Với các vật có vận tốc cao như đạn hai môi trường, nếu phần mũi phẳng chạm nước trước thì không gây ra hiện tượng thia lia, đồng thời quỹ đạo trong mặt phẳng bắn không bị

ảnh hưởng nhiều. Tuy nhiên, nếu vận tốc góc quay quanh trục dọc đủ lớn sẽ gây ra mất ổn định ở mặt phẳng ngang, vật sẽ bị dạt đáng kể ở cự ly xa. Cần có các khảo sát cụ thể ảnh hưởng của vận tốc góc quay đến ổn định của vật ở các nghiên cứu tiếp theo.

Để kiểm chứng và đánh giá các kết quả tính toán cần mô phỏng trên các phần mềm chuyên dụng hoặc tiến hành các thử nghiệm.

Tài liệu tham khảo

1. J.Wittenburg (1999), *Động lực học hệ vật rắn*, NXB Xây dựng, Hà Nội, Dịch: Nguyễn Đông Anh.
2. Nguyễn Văn Khang (2007), *Động lực học hệ nhiều vật*, NXB Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
3. Đỗ Sanh, Nguyễn Văn Đình and Nguyễn Văn Khang (2005), *Cơ học (Tập một: Tĩnh học và động học)*, NXB Giáo dục, Hà Nội.
4. Yves Baillargeon, M.Eng and Guy Bergeron (2012), "Prediction of projectile ricochet behavior after water impact", *J Forensic Sci*, doi: 10.1111/j.1556-4029.2012.02170.x.
5. Hutchings I (1976), "The ricochet of spheres and cylinders from the surface of water", *Int J Mech Sci*, vol 18, pp 243–247.
6. Bocquet L (2003), "The physics of stone skipping", *Am J Phys*, vol 71, pp 150–155.
7. Rosellini L, Hersen F and Clanet C (2005), "Skipping stones", *J Fluid Mech*, vol 543, pp 137–146.
8. Rayleigh (1876), *Phil.Mag*.
9. T.Miloh and Y.Shukron (1991), "Ricochet off water of spherical projectiles", *Journal of Ship Research*, vol 35, pp 91-100.
10. Nguyen Huu Thang, Nguyen Hai Minh and Dao Van Doan (2019), "Study on the spatial motion model of underwater projectile", *Journal of Military Science and Technology*.
11. Tadd T. Truscott, David N. Beal and Alexandra H. Techet (2009), "Shallow angle water entry of ballistic projectiles", *Proceedings of the 7th International Symposium on Cavitation*.
12. Johnson W (1998), "Ricochet of non-spinning projectiles, mainly from water", *Int J Impact Eng*, vol 21, pp 15–24.
13. Johnson W (1998), "The ricochet of spinning and non-spinning spherical projectiles, mainly from water", *Int J Impact Eng*, vol 21, pp 25–34.
14. Chenggong Zhao, Cong Wang, Yingjie Wei, Xiaoshi Zhang and Tiezhi Sun (2016), "Experimental study on oblique water entry of projectiles", *World Scientific*, doi: 10.1142/S0217984916503486.

Research on the motion of a flat-nosed body during water entry from air

Abstract: *The paper presents a method for constructing a model to study the motion of a flat-nosed object as it transitions from air into water, taking into account its rotational motion about the longitudinal axis. By using Rayleigh's pressure formula, the authors calculate the hydrodynamic forces and moments acting on the object. These are then combined with rigid body dynamics theory to establish a system of differential equations describing the motion, from which the governing motion characteristics are derived. The integration of hydrodynamic theory with rigid body dynamics, along with the inclusion of rotation about the longitudinal axis, represents the novelty of the proposed model compared to previous models. The findings provide a theoretical foundation for the design multi-environment ammunition.*

Keywords: flat-nosed body, Rayleigh, ricochet, multi-environment ammunition.

Khảo sát ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động giàn phóng xe chiến đấu BM - 21

Nguyễn Thế Thường[1*], Nguyễn Thanh Hải[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*]Email:thethuong96@gmail.com; Tel:0968425855

Tóm tắt

Bài báo dựa trên mô hình, hoạt động của hệ thống pháo phản lực phóng loạt BM - 21, khảo sát ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động giàn phóng trong quá trình bắn. Trên cơ sở nghiên cứu lý thuyết, mô hình cơ học hệ nhiều vật được xây dựng, từ đó thiết lập hệ phương trình vi phân mô tả dao động giàn phóng theo phương pháp Lagrange loại II. Hệ phương trình được giải bằng phần mềm Maple để xác định quy luật dao động tương ứng với các tổ hợp phóng khác nhau, từ đó lựa chọn được phương án phóng phù hợp, đảm bảo yêu cầu nhiệm vụ đặt ra. Kết quả thu được là căn cứ khoa học, cơ sở quan trọng phục vụ bài toán tính toán, thiết kế, khai thác và cải tiến giàn phóng xe chiến đấu BM - 21.

Từ khóa: *BM - 21; giàn phóng; dao động ; thứ tự phóng.*

1. Đặt vấn đề

Pháo phản lực phóng loạt BM - 21 là hệ thống hỏa lực tầm xa do Liên Xô nghiên cứu, chế tạo và đưa vào trang bị từ những năm 1960 [1]. Với khả năng phóng đồng thời nhiều đạn phản lực trong thời gian ngắn, BM - 21 được sử dụng để tiêu diệt sinh lực địch, phương tiện chiến đấu, công sự, trận địa pháo và các mục tiêu diện rộng khác. Hiện nay, hệ thống BM - 21 cùng đạn phản lực 9M22Y đang được Quân đội nhân dân Việt Nam khai thác, sử dụng rộng rãi trong các đơn vị pháo binh và tham gia thường xuyên trong các nhiệm vụ huấn luyện, diễn tập và sẵn sàng chiến đấu.

Trong quá trình khai thác, một trong những vấn đề kỹ thuật ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu quả chiến đấu của pháo phản lực không điều khiển là dao động giàn phóng trong thời điểm phóng loạt. Đối với BM - 21, thứ tự phóng của các ống phóng có tác động đáng kể đến độ ổn định của giàn phóng, đặc biệt là biên độ dao động và đặc tính dao động của hệ thống, từ đó ảnh hưởng đến độ chính xác của đạn phản lực.

Trong bối cảnh yêu cầu nâng cao hiệu quả chiến đấu, tăng độ chính xác và tối ưu hóa khả năng khai thác các hệ thống vũ khí hiện có, việc nghiên cứu ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động giàn phóng BM - 21 có ý nghĩa khoa học và thực tiễn quan trọng. Xuất phát từ yêu cầu đó, bài báo trình bày nội dung khảo sát ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động giàn phóng, dựa trên việc xây dựng mô hình động lực học của hệ thống và giải phương trình dao động bằng phương pháp số. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học phục vụ thiết kế, cải tiến và nâng cao hiệu quả sử dụng pháo phản lực phóng loạt trong điều kiện tác chiến hiện đại.

2. Mô hình động lực học và phương pháp nghiên cứu

2.1. Xây dựng mô hình cơ hệ

2.1.1. Giả thiết xây dựng mô hình

Giả thiết 1: Các chi tiết và cụm chi tiết được coi là vật rắn tuyệt đối cứng

Ngoại trừ các phần tử được coi là đàn hồi như các bánh xe, các nhíp trước, toàn bộ các

chi tiết và các cụm chi tiết được coi là vật rắn tuyệt đối cứng.

Giả thiết 2: Các bánh xe không nghiêng theo chiều trục

Bánh xe được thay thế bằng các cụm lực đàn hồi có cản theo chiều thẳng đứng và chiều dọc thân xe. Thân xe không chuyển vị theo chiều trục bánh xe.

Giả thiết 3: Nền đất bằng phẳng và có tính chất đều khắp

Giả thiết này đảm bảo tính đơn giản cho bài toán. Nền đất có tính đàn hồi, cản và ma sát sẽ tác dụng đều lên các bánh xe;

Giả thiết 4: Quả đạn khi chuyển động

Chỉ tác dụng lên ống phóng thông qua chốt dẫn hướng và ba đai định tâm, không có va chạm và không bị gục ở giai đoạn bán liên kết.

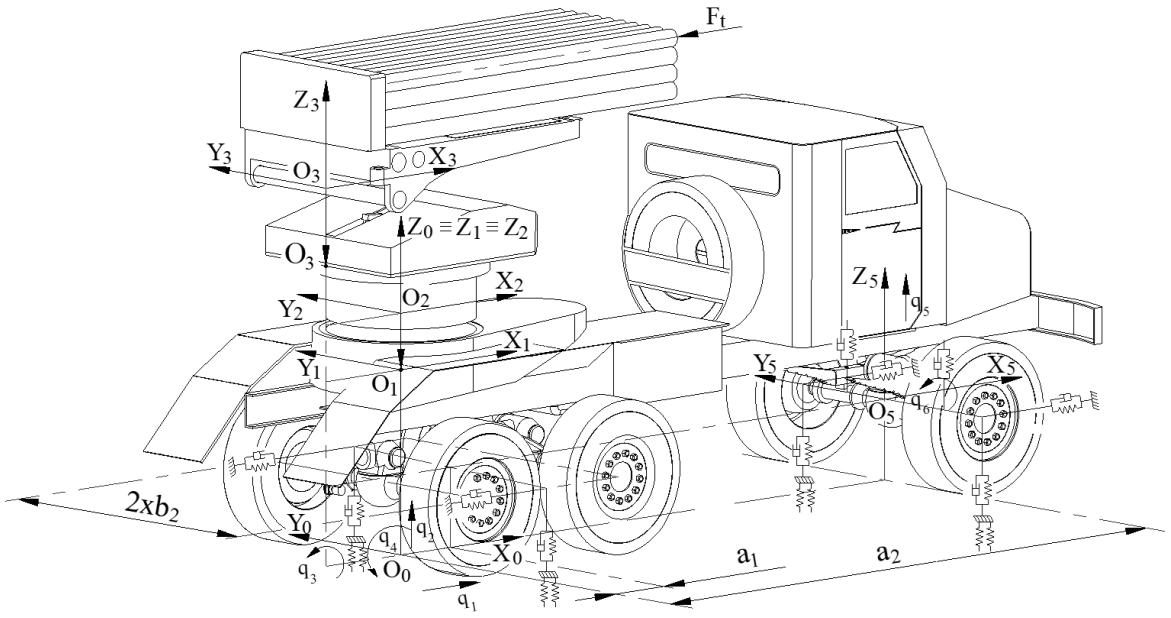
Giả thiết 5: Các phần tử liên kết "mềm"

Các nhíp trước được giả thiết là đàn hồi tuyến tính và có cản nhớt và chỉ theo chiều thẳng đứng. Các nhíp sau bị bỏ qua vì khi chiến đấu chúng được khóa cứng.

Các bánh xe được giả thiết là đàn hồi có cản nhớt theo chiều thẳng đứng và chiều dọc trục xe. Chiều dọc cầu xe cứng tuyệt đối.

Giả thiết 6: *Thân xe, các cầu xe được coi là các vật đối xứng. Các trục đối xứng đều đi qua khối tâm của từng vật.*

2.1.2. Mô hình cơ hệ



Hình 1. Mô hình xe chiến đấu BM - 21 [2]

Với các giả thiết trên, mô hình xe chiến đấu gồm 5 vật sau:

- Thân xe: bao gồm thân xe và toàn bộ các khối cụm, chi tiết gắn cứng với thân xe bao gồm cả cụm hai cầu sau cùng khối 4 bánh xe sau là toàn bộ khối treo gồm buồng lái, khung xe, bánh xe. Có khối lượng là m_1. Khối tâm T_1 của vật nằm trên giao điểm của 2 trục đối xứng ngang và đối xứng dọc.

- Bệ trên: là chi tiết liên kết khối lên xuống và thân xe tạo thành khối quay, có khối lượng m_2, khối tâm là T_2 được xác định bằng tính toán.

- Khối lên xuống: gồm toàn bộ phận lên xuống khi bỏ đi tất cả các quả đạn, gồm khối các ống phóng, máng giàn, một phần cơ cấu cân bằng, có khối lượng là m_3, khối tâm T_3 được xác định bằng tính toán.

- Khối các quả đạn chưa bắn: Khối các quả đạn khi chưa phát hỏa được gắn cứng trong ống phóng. Có khối lượng m_4. Khối lượng và vị trí trọng tâm thay đổi sau mỗi phát bắn.

- Cầu trước: gồm cầu trước và các bộ phận, cụm chi tiết gắn trên cầu trước. Có khối lượng là m_5. Khối tâm T_5 nằm tại các giao điểm tại các trục đối xứng dọc và ngang.

2.2. Hệ trục tọa độ và tọa độ suy rộng

2.2.1. Các hệ trục tọa độ

Khi khảo sát cơ hệ xe chiến đấu ta sử dụng hệ tọa độ sau:

- Hệ tọa độ cố định

- Hệ tọa độ cố định $O_0X_0Y_0Z_0$ có gốc O_0 là giao điểm của trục quay hướng với mặt phẳng nền đất.

- Hệ tọa độ động

- Hệ $O_1X_1Y_1Z_1$ gắn với thân xe, có gốc O_1 là giao điểm của trục quay hướng với mặt phẳng vòng lắn cố định gắn trên bệ dưới;

- Hệ $O_2X_2Y_2Z_2$ gắn với bệ trên, có gốc O_2 trùng với O_1;

- Hệ $O_3X_3Y_3Z_3$ gắn với khối lên xuống, có gốc O_3 trùng với giao điểm của mặt phẳng đối xứng dọc của khối lên xuống với đường tâm trục quay khối lên xuống;

- Hệ $O_4X_4Y_4Z_4$ gắn với khối quả đạn chưa bắn, trùng với hệ $O_3X_3Y_3Z_3$;

- Hệ $O_5X_5Y_5Z_5$ gắn với cầu trước, có gốc O_5 trùng với khối tâm của cầu trước.

2.2.2. Các tọa độ suy rộng

Trong hệ tọa độ cố định $O_0X_0Y_0Z_0$ chuyển động của mỗi vật được mô tả bởi 6 thành phần, gồm 3 thành phần chuyển động tịnh tiến dọc theo 3 trục và 3 thành phần chuyển động quay quanh 3 trục.

Do giữa các vật tồn tại các ràng buộc động học, nên số bậc tự do trong cơ hệ là không độc lập, có một số bậc tự do được biểu diễn qua bậc tự do khác. Từ giả thiết, cách chọn các hệ tọa độ và sự phân tích mối quan hệ động học của các vật, mô hình xe chiến đấu nghiên cứu gồm các tọa độ suy rộng sau:

- q_1: Tịnh tiến dọc trục $\vec{X}_0$ của thân xe; - q_4: Quay quanh trục $\vec{Y}_0$ của thân xe;

- q_2: Tịnh tiến dọc trục $\vec{Z}_0$ của thân xe; - q_5: Tịnh tiến dọc trục $\vec{Z}_5$ của cầu trước;

- q_3: Quay quanh trục $\vec{X}_0$ của thân xe; - q_6: Quay quanh trục $\vec{X}_5$ của cầu trước.

3. Xây dựng bài toán động lực học

Với mô hình bắn loạt BM-21, cơ hệ gồm nhiều vật rắn liên kết với nhau, có nhiều lò xo liên kết và có các phần tử cản. Do đó ta sử dụng phương pháp Lagrăng loại II để thiết lập

phương trình vi phân dao động của cơ hệ [3, 4, 5]. Đối với cơ hệ có cản nhớt thì phương trình vi phân đạo hàm riêng Lagrăng bậc hai trong tọa độ suy rộng sẽ có dạng:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}}\right)-\frac{\partial T}{\partial q}+\frac{\partial \Pi}{\partial q}+\frac{\partial D}{\partial \dot{q}}=Q \tag{1}$$

Trong đó: T: Động năng của toàn hệ; Π: Thế năng của phần tử lực có thế năng; Φ: Hàm hao tán do cản nhớt gây ra; q: Tọa độ suy rộng đang xét; $\dot{q}$: Tốc độ suy rộng đang xét; Q: Hợp lực suy rộng thành phần lực không thế, không cản theo tọa độ suy rộng thứ i.

3.1. Thiết lập các thành phần trong phương trình Lagrange

3.1.1. Động năng của cơ hệ

Cơ hệ giàn phóng được mô hình hoá gồm 5 vật rắn . Mỗi vật có vận tốc tịnh tiến và vận tốc quay, được biểu diễn thông qua các ma trận Jacobi tịnh tiến J_{Ti} và Jacobi quay J_{Ri}. Khi đó, ma trận khối lượng suy rộng của cơ hệ là đại lượng:

$$M_q=\sum_{i=1}^{5}(m_i J_{Ti}^T J_{Ti}+J_{Ri}^T I_{i0} J_{Ri}) \tag{2}$$

Trong đó: m_i - là khối lượng vật rắn thứ *i*, I_{i0}- là ten xơ mô men quán tính đối với trọng tâm mỗi vật trong hệ O_0. Khi sử dụng các ten xơ mô men quán tính trong hệ tọa độ gắn với vật I_i phải dùng công thức chuyển đổi: $I_{i0}=A_i I_i A_i^T$ (3)

Do vậy động năng của cơ hệ sẽ là: $T=\frac{1}{2}\dot{q}^T M_q \dot{q}$ (4)

3.1.2. Thế năng cơ hệ

Thế năng của hệ bao gồm thế năng trọng lực và thế năng đàn hồi trong các phần tử thay thế nhíp trước và các phần tử đàn nhớt mô tả độ cứng nền đất, bánh xe.

Thế năng trọng lực: $\Pi_G=\sum_{i=1}^{5} m_i g z_i$ (5)

Thế năng đàn hồi của các phần tử liên kết được xác định theo:

$$\Pi_K=\frac{1}{2}\sum_j K_j\left(\Delta l_j\right)^2 \tag{6}$$

Trong đó: Π_K – Thế năng đàn hồi của các phần tử đàn hồi trong cơ hệ;

K_j – Độ cứng của phần tử đàn hồi thứ *j;*

Δl_j – biến dạng (độ dãn, nén) của phần tử đàn hồi thứ j.

Thế năng tổng cộng của hệ: $\Pi=\Pi_G+\Pi_K$ (7)

3.1.3. Hàm hao tán do cản nhớt

Các phần tử đàn-nhớt trong mô hình (nhíp trước và các lốp xe) có đóng góp lực cản tuyến tính theo Rayleigh: $D=\frac{1}{2}\sum_j c_j\left(\Delta i_j\right)^2$ (8)

Trong đó: c_j – hệ số cản nhớt của phần tử đàn nhớt thứ j;

Δi_j – tốc độ biến dạng của phần tử đàn nhớt thứ j.

3.1.4. Lực suy rộng của các thành phần ngoại lực không thế, không cản

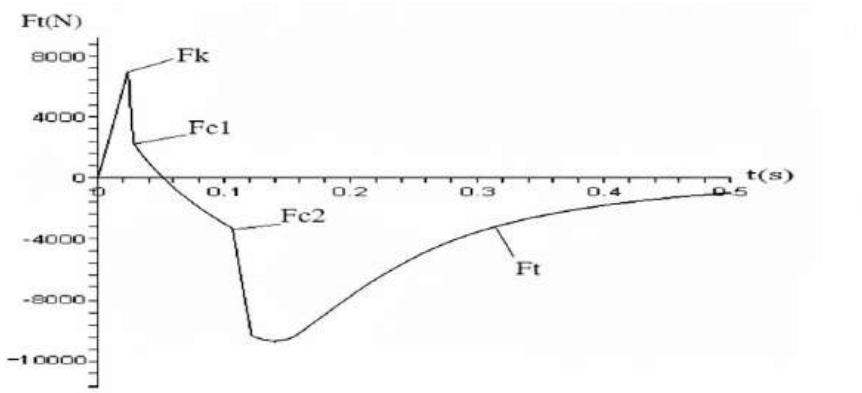
Ngoại lực tác dụng lên giàn phóng bao gồm: Lực thuật phóng và trọng lực của viên đạn. Lực viên đạn sẽ có 3 giai đoạn đặc trưng tính theo chu kỳ của một phát bắn:

Giai đoạn khóa hãm: $$F_t = F_{kh}\frac{t}{t_k} \qquad 0 \le t \le t_k \tag{9}$$

Giai đoạn dẫn hướng: F_t tuyến tính từ 2100 N → –3300 N (từ t_k đến t_c)

Giai đoạn luồng phụt: Lực luồng phụt được tính từ áp suất hãm dư *p(ρ,t)* trong bài toán thuật phóng [6]: $$F_t = -\int_{(S)} \xi\, p(\rho,t)ds \tag{10}$$

Trong đó: *S* - là diện tích giàn phóng, *ds* - vi phân diện tích điểm xét, *p(ρ,t)* - áp suất thuốc phóng, ξ - là mật độ phủ kín của nó.



Hình 2. Lược đồ mô tả lực phát bắn

3.2. Hệ phương trình vi phân dao động của cơ hệ

Sau khi xác định được các thành phần động năng, thế năng, hàm hao tán và lực suy rộng của cơ hệ, ta tiến hành lấy các đạo hàm theo tọa độ suy rộng và tốc độ suy rộng, sau đó thay vào phương trình Lagrange loại II . Khi đó, hệ phương trình vi phân dao động của cơ hệ thu được có dạng: $$M(q)\ddot{q} + C\left(q,\dot{q}\right) + K(q) = Q(q,t) \tag{11}$$

Trong đó:

$M(q)$ – ma trận khối lượng suy rộng của cơ hệ;

$C\left(q,\dot{q}\right)$ – véc tơ các thành phần lực quán tính phi tuyến;

$K(q)$ – véc tơ lực đàn hồi tương đương;

$Q(q,t)$ – véc tơ lực suy rộng của các ngoại lực tác dụng.

Hệ phương trình trên gồm 6 phương trình vi phân phi tuyến, mô tả đầy đủ dao động của giàn phóng và xe cơ sở trong từng giai đoạn phóng

4. Kết quả khảo sát

***4.1.* Xây dựng các phương án bắn**

4.1.1. Cơ sở xây dựng các phương án bắn

Trong quá trình khảo sát ảnh hưởng của thứ tự bắn đến dao động giàn phóng, số lượng các hoán vị thứ tự bắn là rất lớn ($40! \approx 8{,}159 \times 10^{47}$). Việc khảo sát toàn bộ các phương án là không khả thi. Xuất phát từ yêu cầu khai thác thực tế, đặc biệt là khi hướng tới nạp đạn nhanh hoặc nạp đạn tự động, nghiên cứu này chỉ xét các phương án bắn loạt 10 phát trong cùng một hàng. Việc bắn theo một hàng được đánh giá là hợp lý vì thao tác nạp đạn theo một hướng, ít thay đổi cao độ và tư thế, đồng thời dễ tiêu chuẩn hóa thành chu trình cho các cơ cấu cấp đạn tự động.

Với phương án bắn loạt 10 phát cùng 1 hàng, số lượng các thứ tự bắn khác nhau là $10! \approx 3628800$ phương án. Số lượng này vẫn quá lớn để có thể khảo sát toàn bộ. Vì vậy để giảm tải việc khảo sát ta xây dựng các phương án bắn dựa trên cơ sở các ràng buộc và nguyên tắc sau:

- Chỉ xét các quy luật bắn có ý nghĩa khai thác, loại bỏ các thứ tự ngẫu nhiên;
- Cố định phát bắn khởi đầu nhằm tạo cùng mốc kích thích ban đầu và tránh trùng lặp hoán vị;
- Hai phát bắn liên tiếp tránh bắn vào các ống kề nhau;
- Các thứ tự bắn chỉ khác nhau bởi hoán đổi trong cùng một vùng vị trí tương đương sẽ tạo ra đáp ứng dao động không sai khác đáng kể và chỉ cần chọn một phương án đại diện.

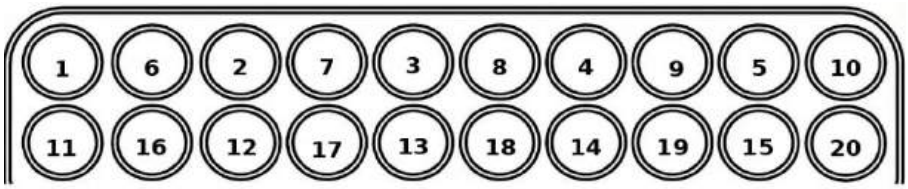
4.1.2. Các phương án bắn

Xây dựng các nhóm phương án nhằm bao phủ đầy đủ các cơ chế kích thích dao động độc lập có thể phát sinh khi bắn loạt 10 phát trong cùng một hàng dựa trên các đặc trưng sau:

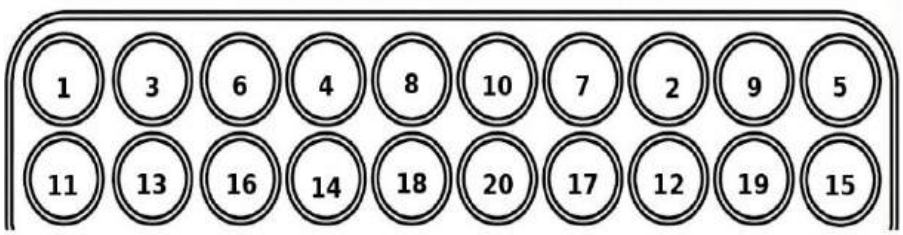
- Mức độ phân tán hay tập trung của vị trí bắn theo phương ngang;
- Tính chu kỳ của chuỗi kích thích và khả năng phá pha dao động;
- Khả năng triệt tiêu hoặc tích lũy năng lượng dao động giữa các phát bắn liên tiếp.

Theo các tiêu chí trên, các phương án được chia thành các nhóm chính: nhóm bắn phân tán đều, nhóm bắn có bước nhảy xa, nhóm bắn bất đối xứng, nhóm bắn biên trung tâm xen kẽ và nhóm bắn trái – giữa – phải có phát đệm trung tâm.

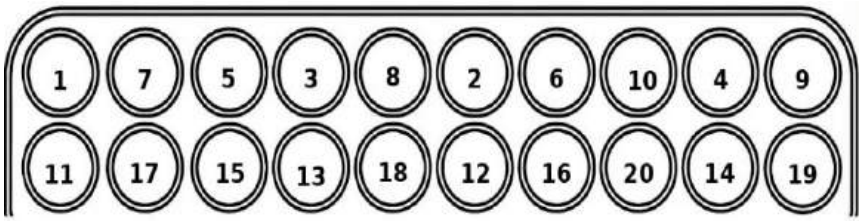
Bắn phân tán đều (PA1):



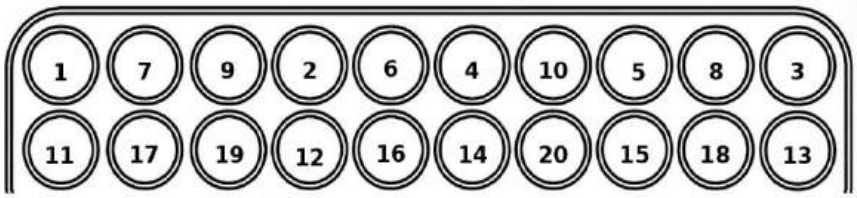
Bắn có bước nhảy xa (PA2):



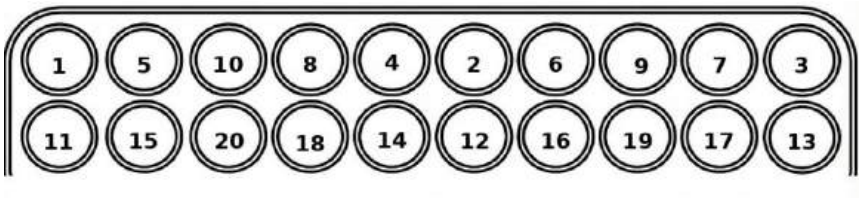
Bắn bất đối xứng (PA3):



Bắn biên trung tâm xen kẽ (PA4):

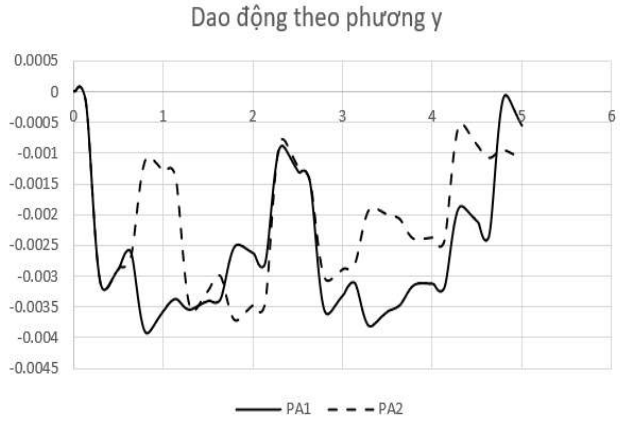


Bắn trái-giữa-phải có phát đệm trung tâm (PA5):

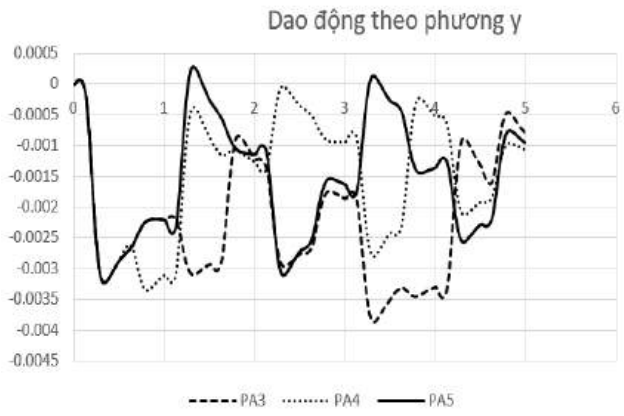


4.1.3. Đồ thị dao động của các phương án

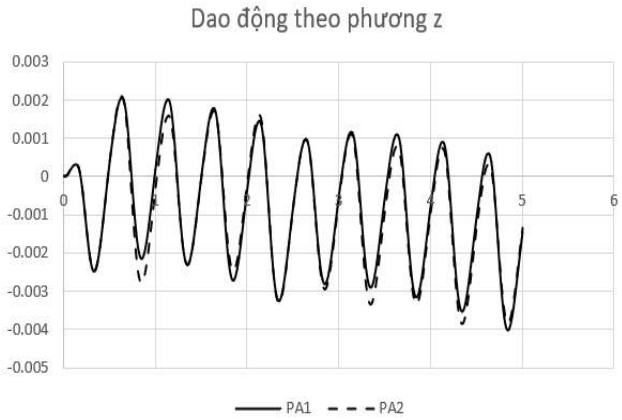
Thứ tự bắn của các phương án khảo sát chỉ thay đổi theo phương ngang của giàn phóng, trong khi vị trí trọng tâm của các ống phóng theo phương dọc (x) và phương thẳng đứng (z) gần như không thay đổi. Do đó, khoảng cách từ các ống phóng đến các trục chính của hệ theo hai phương này là gần như tương đương giữa các phương án. Vì vậy, các thành phần lực và mô men kích thích theo phương dọc (x) và phương thẳng đứng (z) có giá trị gần giống nhau đối với các phương án bắn khác nhau. Ngược lại, sự thay đổi vị trí phát bắn theo phương ngang làm thay đổi đáng kể cánh tay đòn của lực thuật phóng đối với trục dọc của giàn phóng, từ đó dẫn đến sự khác biệt rõ rệt về mô men kích thích và dao động theo phương ngang (y). Vì lý do đó, dao động theo phương y được lựa chọn làm tiêu chí đánh giá chính trong nghiên cứu này. Ngoài ra, dao động theo phương thẳng đứng (z) cũng được khảo sát bổ sung nhằm kiểm chứng ảnh hưởng của thứ tự phóng đến dao động của hệ.



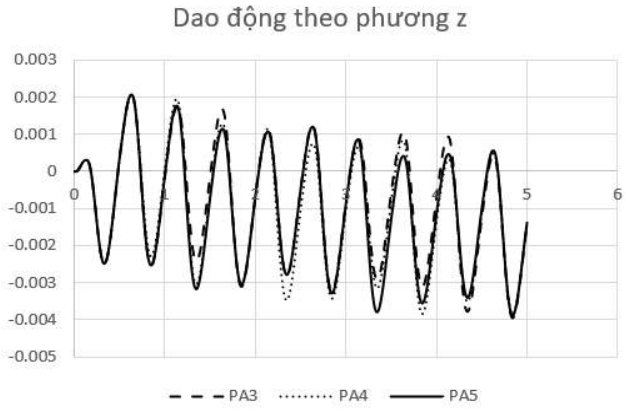
Hình 3. Đồ thị dao động theo phương y của phương án 1 và 2



Hình 4. Đồ thị dao động theo phương y của phương án 3,4 và 5



Hình 5. Đồ thị dao động theo phương z của phương án 1 và 2

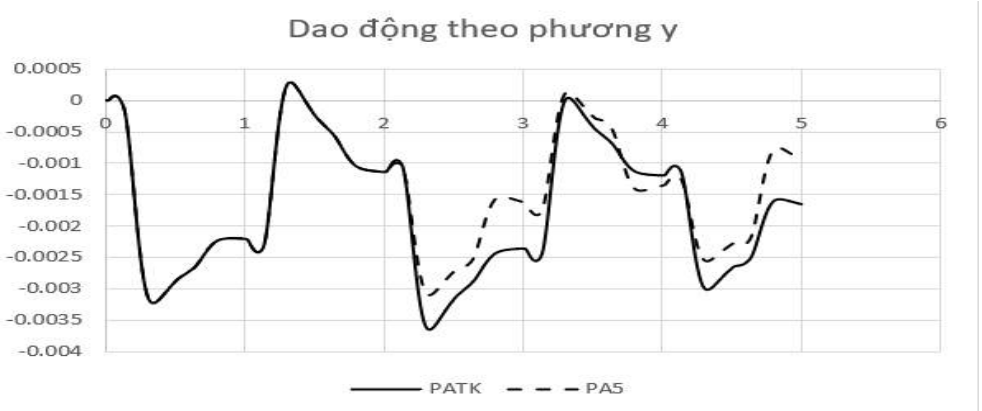


Hình 6. Đồ thị dao động theo phương z của phương án 3,4 và 5

4.2. So sánh dao động của các nhóm phương án

Trên cơ sở các đồ thị dao động theo phương y thu được từ mô phỏng, tiến hành so sánh dao động của các phương án bắn.

Kết quả cho thấy các phương án PA1 – PA4 đều tồn tại những đặc điểm bất lợi về mặt động lực học. Một số phương án gây ra biên độ dao động lớn (PA1, PA3), trong khi một số phương án khác xuất hiện xu hướng tích lũy dao động hoặc tần số dao động cao, làm gia tăng gia tốc và tải động tác dụng lên kết cấu giàn phóng (PA3, PA4). Phương án PA5 được xây dựng theo quy luật xen kẽ trái → giữa → phải → giữa, trong đó vị trí giữa đóng vai trò phát đệm trung tâm. Phương án này giúp giảm sự thay đổi đột ngột của mô men kích thích, phá pha dao động hiệu quả và hạn chế tích lũy năng lượng dao động trong suốt loạt bắn. Do đó, đáp ứng dao động của PA5 có biên độ nhỏ, dạng dao động êm và không xuất hiện xu hướng tích lũy về cuối loạt bắn. Ngoài ra, dao động theo phương thẳng đứng (z) cũng được khảo sát bổ sung. Kết quả mô phỏng cho thấy dạng và biên độ dao động theo phương z của các phương án PA1 – PA5 là tương đối giống nhau và không xuất hiện sự khác biệt đáng kể giữa các phương án.



Hình 7. Đồ thị dao động theo phương y của phương án thiết kế (PATK) và phương án 5

So sánh giữa PA5 với phương án bắn theo thiết kế cho thấy dao động theo phương y của PA5 có dạng dao động êm và đều pha, với biên độ nằm trong cùng mức so sánh với phương án bắn theo thiết kế trong suốt quá trình bắn loạt. Điều này cho thấy quy luật bắn trái – giữa –

phải xen kẽ có phát đệm trung tâm cho phép đạt được mức ổn định dao động tương đương phương án thiết kế, ngay cả trong điều kiện bắn loạt 10 phát trong cùng một hàng phục vụ nạp đạn nhanh, nạp đạn tự động.

5. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng mô hình động lực học giàn phóng BM - 21. Sử dụng phần mềm Maple giải hệ phương trình và khảo sát ảnh hưởng của thứ tự bắn đến dao động trong trường hợp bắn loạt 10 phát trong cùng một hàng, phục vụ yêu cầu nạp đạn nhanh, nạp đạn tự động. Kết quả tính toán đã đưa ra phương án bắn tối ưu, so sánh đối chiếu với phương án thiết kế của nhà sản xuất cho thấy phương án đạt mức ổn định dao động tương đương, khẳng định tính hợp lý và khả năng áp dụng của quy luật bắn. Nội dung nghiên cứu là cơ sở để tính toán, thiết kế, lựa chọn và cải tiến quy luật bắn phù hợp với điều kiện khai thác sử dụng.

Tài liệu tham khảo

1. Cục quân khí (2001). *Pháo phản lực BM-21*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.

2. Phạm Hồng Sinh (2010), *Nghiên cứu động lực học giàn phóng đặt trên xe bánh lốp*, Luận án tiến sĩ khoa học kỹ thuật. Viện khoa học và công nghệ Quân sự.

3. Nguyễn Xuân Anh, Nguyễn Lạc Hồng (1994). *Giáo trình tính toán bệ phóng và động lực học khi phóng*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

4. Nguyễn Văn Khang (2007). *Động lực học hệ nhiều vật*. Nhà xuất bản Khoa học và kỹ thuật.

5. Nguyễn Xuân Anh (2000). *Động lực học bệ tên lửa*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.

6. Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ (1976). *Thuật phóng trong của súng, pháo*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Investigating the influence of the launch order on the oscillation of the BM - 21 combat vehicle system

Abstract: *This paper is based on the model and operation of the BM - 21 multiple rocket launcher system and investigates the influence of the launch sequence on the oscillation of the launcher during firing. Based on theoretical research, a mechanical model of a multibody system is constructed, from which a system of differential equations describing the oscillation of the launcher is established using the Lagrange method of type II. The system of equations is solved using Maple software to determine the oscillation laws corresponding to different launch combinations, thereby selecting a suitable launch option that meets the mission requirements. The obtained results provide a scientific basis and an important foundation for the calculation, design, operation, and improvement of the BM - 21 combat vehicle launcher.*

Keywords: BM-21; launcher; oscillation; launch sequence.

Thiết kế và kiểm bền nòng súng SPG-9 dạng thép–composite chịu áp suất trong dựa trên tương thích biến dạng và tiêu chuẩn phá hủy Tsai–Wu

Chu Văn Kiên[1*], Nguyễn Thanh Hải[2]

[1]Hệ 2, Trường Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Trường Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*]Email: kienchu2022@gmail.com; Tel: 0968135693

Tóm tắt

Khả năng chiến đấu của một vũ khí được đánh giá thông qua các yếu tố như hỏa lực, độ chính xác, độ tin cậy, khả năng tích hợp và tính cơ động. Nâng cao tính cơ động cho vũ khí là xu hướng của thế giới trong tác chiến hiện nay. Không nằm ngoài xu hướng chung, bài báo này tập trung nghiên cứu về vật liệu chế tạo nòng súng SPG-9 nhằm chọn ra nòng mới có khối lượng nhẹ hơn mà vẫn đảm bảo bền. Thông qua việc sử dụng lý thuyết thành mỏng, lý thuyết đàn hồi vật liệu trực hướng và phép biến đổi ứng suất theo góc quấn từng ply composite, lý thuyết laminate để phân tích kết cấu nhiều lớp; tiêu chuẩn von Mises để kiểm bền lớp thép và tiêu chuẩn Tsai–Wu để đánh giá phá hủy từng ply composite. Từ đó kiểm bền được nòng lai làm cơ sở thiết kế sơ bộ ban đầu để xây dựng phương pháp tính toán, thiết kế toàn bộ mô hình nòng lai mới.

Từ khóa: *Nòng súng SPG-9; lý thuyết laminate; tiêu chuẩn phá hủy Tsai–Wu.*

1. Đặt vấn đề

Súng chống tăng SPG-9 là vũ khí có lịch sử sử dụng lâu dài nhờ tính cơ động, cấu trúc đơn giản và khả năng tác chiến tin cậy. Tuy nhiên, nòng súng chế tạo từ thép truyền thống đang dần bộc lộ hạn chế trước yêu cầu tác chiến hiện đại: khối lượng lớn ảnh hưởng tới cơ động, khả năng tản nhiệt kém trong chu kỳ khai hỏa liên tục, mài mòn bề mặt và nguy cơ suy giảm tuổi thọ do tải nhiệt - cơ. Những yếu tố này ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy và hiệu suất bắn của hệ thống trong điều kiện thực tế.

Việc nghiên cứu ứng dụng vật liệu composite cho nòng SPG-9 nhằm mục tiêu giảm khối lượng, cải thiện cách nhiệt và tối ưu đặc tính cơ - nhiệt là hướng tiếp cận đầy tiềm năng. Bài toán sử dụng lý thuyết thành mỏng kết hợp điều kiện tương thích biến dạng giữa thép và composite, cùng với đàn hồi vật liệu trực hướng và lý thuyết tấm nhiều lớp cổ điển để xác định ứng suất trong từng ply để phân tích mô hình. Việc kiểm bền được thực hiện bằng tiêu chuẩn Von Mises cho vật liệu thép và Tsai-Wu cho vật liệu composite, đảm bảo kết cấu an toàn dưới áp suất khí thuốc tác dụng thay thế thí nghiệm thực tế tốn kém.

Kết quả của bài báo là tính toán thiết kế sơ bộ ban đầu để tính toán chế tạo nòng súng cải tiến có những đặc tính ưu việt hơn nòng súng truyền thống cũ.

2. Mô hình và đặc trưng cơ tính của vật liệu

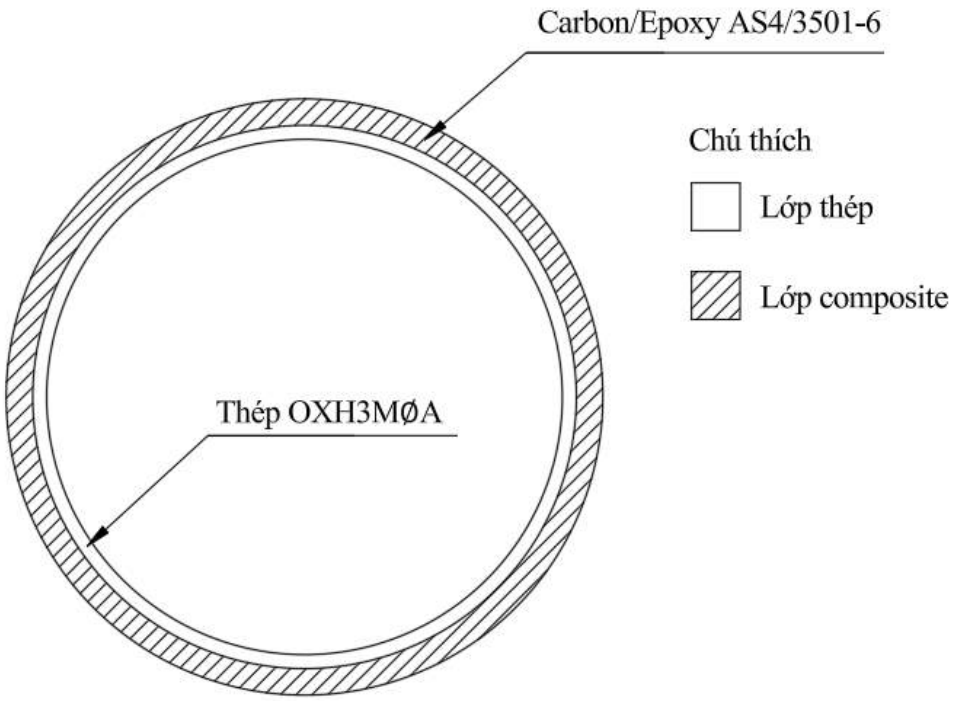
2.1. Mô hình ống nòng

Nòng là chi tiết làm việc với một chế độ khắc nghiệt. Nòng phải chịu các tác động của quá trình bắn như nhiệt độ cao, khí thuốc, ma sát, áp suất lớn cùng với ảnh hưởng của môi trường bên ngoài như điều kiện thời tiết, khí hậu. Cấu tạo của nòng bao gồm: ống nòng, buồng đốt và loa phụt. [1, 2]

Nội dung bài báo sẽ tập trung nghiên cứu đề xuất mô hình ống nòng gồm 2 lớp vật liệu là thép và composite (khi đạn chuyển động trong lòng nòng):

- Lớp trong: được làm bằng vật liệu thép OXH3MΦA, chiều dày không đổi (2 mm), có chức năng chịu áp suất trực tiếp, kín khí và tạo hình dạng cho nòng, đồng thời là bề mặt cơ sở để quấn composite bên ngoài;

- Lớp ngoài: được làm bằng vật liệu composite Carbon/Epoxy AS4/3501-6 gồm nhiều ply xếp chồng với góc cuốn khác nhau, có chức năng là lớp chịu lực chính. Nó được thiết kế với chiều dày biến đổi để ứng phó với sự thay đổi của áp suất bên trong, từ đó tối ưu hóa trọng lượng.



Hình 1. Mặt cắt mô hình nòng lai

2.2. Đặc trưng cơ tính của vật liệu

Nòng truyền thống hiện nay chế tạo từ thép OXH3MØA là thép hoá tốt Crôm - Nicken - Molipden có tính công nghệ và cơ tính tốt, có tính gia công cắt gọt cao. (Crôm nâng cao độ thấm tôi và độ bền, đồng thời nâng cao tính chống mài mòn cho nòng).

Nòng mới (nòng lai) có cấu trúc dạng lớp thép bên trong (chế tạo từ thép OXH3MØA) và lớp composite gia cường bên ngoài (chế tạo từ Carbon/Epoxy AS4/3501-6). Carbon/Epoxy AS4/3501-6 có ưu điểm nổi bật là độ bền kéo, độ cứng và mô đun đàn hồi cao trong khi khối lượng rất nhẹ. Vật liệu này có khả năng chịu mỏi, chịu nhiệt và kháng hóa chất tốt, ổn định kích thước cao, dễ tạo hình, được ứng dụng rộng rãi trong hàng không, quốc phòng, ô tô và các kết cấu chịu tải trọng lớn.

Thông số cơ tính của các loại vật liệu được thể hiện trong Bảng 1:

Bảng 1. Thông số cơ tính của các loại vật liệu

Tên vật liệu	**Thép OXH3MØA**	**Carbon/Epoxy AS4/3501-6**
Mật độ	7 850 kg/m³	1 580 kg/m³

Hệ số Poisson	0,30	0,27 (dọc sợi) / 0,35 (ngang sợi)
Modul đàn hồi	$2{,}1 \times 10^5$ MPa	144 000 MPa (dọc sợi) / 9 700 MPa (ngang sợi)
Modul cắt trong mặt phẳng G_{12}		5 000 MPa
Ứng suất kéo phá hủy dọc trục sợi X_t		1 500 MPa
Ứng suất nén phá hủy theo sợi X_C		1 200 MPa
Ứng suất kéo phá hủy vuông sợi Y_t		40 MPa
Ứng suất nén phá hủy vuông sợi Y_C		246 MPa
Ứng suất cắt phá hủy trong mặt phẳng S		68 MPa
Giới hạn bền σ_b	890 MPa	
Giới hạn chảy σ_s	700 MPa	

3. Tính toán

3.1. Mô hình bài toán và giả thiết

Ta có thể coi ống nòng như một ống trụ tròn hai lớp, hai đầu hở chịu áp suất trong $p = p(z)$, trục dọc trùng với trục z:

Bán kính trong: $a = 36{,}5$ mm

Lớp thép (lớp trong) có chiều dày ts và bán kính ngoài b:

$$t_s = 2\,\text{mm}$$

$$b = a + t_s = 38{,}5 \text{ mm}$$

Lớp composite (lớp ngoài) có chiều dày biến thiên theo trục:

$$t_c(z) = n(z).t_{ply} \qquad t_{ply} = 0{,}125\,\text{mm}$$

Composite được cuốn sợi với layup đối xứng: $\left[\pm 85°\right]_{n/2}$ trong đó n là số ply chẵn.

3.2. Phân tích lớp thép theo lý thuyết Lamé ống dày

3.2.1 Trường ứng suất trong ống dày

Lớp thép được xem là ống dày chịu áp suất trong p tại $r = a$ và áp suất tiếp xúc p_c tại $r = b$. Theo lý thuyết Lamé, ứng suất hướng kính và ứng suất vòng được xác định như sau:

$$\sigma_r(r) = C_1 - \frac{C_2}{r^2} \quad ; \quad \sigma_\theta(r) = C_1 + \frac{C_2}{r^2}$$

Với điều kiện biên: $\sigma_r(a) = -p$ và $\sigma_r(b) = -p_c$

Các hằng số C1 và C2 được xác định từ điều kiện biên:

$$C_1 = \frac{a^2 p - b^2 p_c}{b^2 - a^2} \text{ và } C_1 = \frac{a^2 p - b^2 p_c}{b^2 - a^2}$$

3.2.2 Chuyển vị tại mặt ghép

Do $\sigma_z = 0$ bài toán được xem là ứng suất phẳng. Biến dạng vòng tại bán kính r:

$$\varepsilon_\theta(r) = \frac{\sigma_\theta(r) - \nu_s \sigma_r(r)}{E_s}$$

trong đó E_s và ν_s lần lượt là mô đun đàn hồi và hệ số Poisson của thép.

Chuyển vị hướng kính tại mặt ghép $r = b$ được xấp xỉ theo quan hệ hình học:

$$u_s(b) \approx \varepsilon_\theta(b).b$$

3.2.3 Điều kiện bền thép

Ta sử dụng tiêu chuẩn Von Mises để kiểm tra điều kiện bền cho vật liệu thép. Ứng suất tương đương Von Mises tại mỗi vị trí z được xác định từ các thành phần ứng suất chính.

Ứng suất tương đương Von Mises:

$$\sigma_{vm}(r) = \sqrt{\sigma_\theta^2 + \sigma_r^2 - \sigma_\theta \sigma_r}$$

3.3. Phân tích lớp composite theo lý thuyết tấm nhiều lớp cổ điển dạng màng

3.3.1 Tải màng tương đương

Lớp composite được mô hình theo lý thuyết tấm nhiều lớp cổ điển dạng màng, bỏ qua uốn. Lực màng theo trục z bị triệt tiêu do 2 đầu hở, lực màng dọc trục tổng quát:

$$N_z = 0$$

Áp suất tiếp xúc p_c tạo nên lực màng vòng trong lớp composite:

$$N_\theta = p_c.b$$

Không xét lực cắt màng tổng quát: $N_z = 0$

Do đó:

$$N = \begin{bmatrix} 0 \\ p_c b \\ 0 \end{bmatrix}$$

3.3.2 Quan hệ lực – biến dạng màng

Quan hệ theo lý thuyết tấm nhiều lớp cổ điển:

$$N = A\varepsilon^0$$

Trong đó:

$$\varepsilon^0 = \begin{bmatrix} \varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta \\ \gamma_{z\theta} \end{bmatrix}$$

3.3.3 Chuyển vị composite tại mặt ghép

Biến dạng vòng màng:

$$\varepsilon_\theta^0 = \left[A^{-1} N \right]_2$$

Biến dạng vòng màng của lớp composite được suy ra từ lý thuyết tấm nhiều lớp cổ điển. Chuyển vị hướng kính tại mặt ghép sẽ được xác định: [3]

$$u_c(b) \approx \varepsilon_\theta^0 b$$

3.3.4 Điều kiện bền composite – tiêu chuẩn Tsai–Wu

Ta sử dụng tiêu chuẩn phá hủy Tsai Wu để kiểm tra bền cho vật liệu composite. Tại mỗi ply, trong hệ trục vật liệu (1–2), chỉ số hư hỏng Tsai–Wu: [4]

$$FI = F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{66}\tau_{12}^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2$$

Điều kiện bền:

$$FI \le 1$$

Giá trị kiểm tra là:

$$FI_{\max} = \max_k FI^{(k)}$$

3.4. Điều kiện tương thích và xác định áp suất tiếp xúc

Do hai lớp bám dính hoàn toàn, chuyển vị hướng kính tại mặt ghép sẽ thỏa mãn điều kiện tương thích: $u_s(b) = u_c(b)$

Phương trình trên phi tuyến theo p_c và được giải bằng phương pháp chia đôi trong khoảng: $0 \le p_c \le p$

3.5. Thuật toán thiết kế

Tại mỗi vị trí z, ta thực hiện theo quy trình sau:

1. Xác định áp suất $p(z)$.

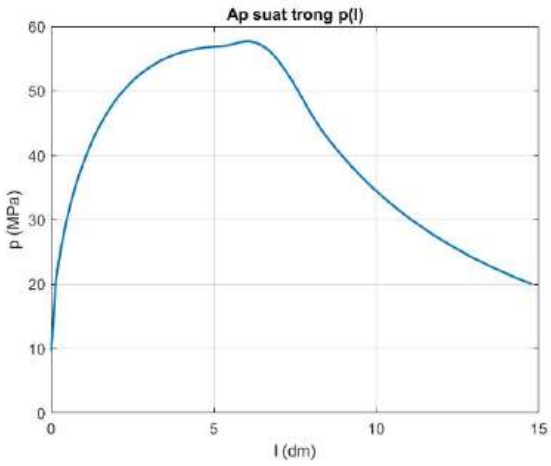
2. Quét số ply chẵn $n = 2, 4, 6, \ldots$.

3. Với mỗi n:

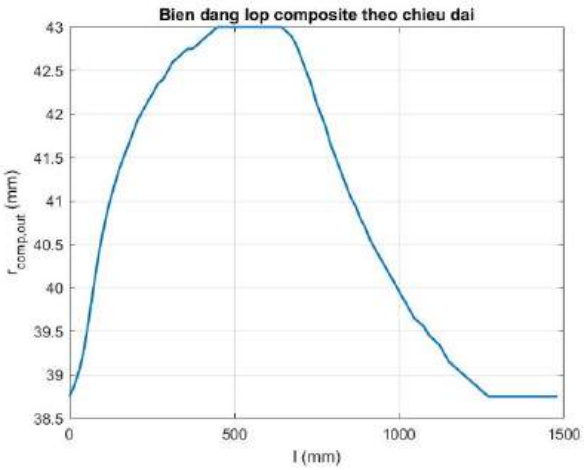
- Lập ma trận A.
- Giải p_c từ điều kiện tương thích.
- Kiểm Von Mises cho thép.
- Kiểm Tsai–Wu cho composite.

4. Chọn n nhỏ nhất thỏa đồng thời hai điều kiện bền.

Trên cơ sở mô hình cơ học đã được thiết lập ở các mục trước, việc xác định phân bố ứng suất, áp suất tiếp xúc và chiều dày composite yêu cầu giải lặp phương trình tương thích tại nhiều vị trí dọc theo trục ống, đồng thời kiểm tra điều kiện bền cho nhiều phương án cấu hình laminate. Do đó, để triển khai nhất quán mô hình lý thuyết và đảm bảo hiệu quả tính toán, căn cứ theo [5, 6], một chương trình tính toán số được xây dựng trên phần mềm Matlab. Kết quả trả về ta sẽ nhận được các đồ thị số ply composite theo chiều dài trục nòng và biên dạng nòng mới sau khi đã làm mềm.



Hình 2. Đồ thị áp suất trong p theo chiều dài l

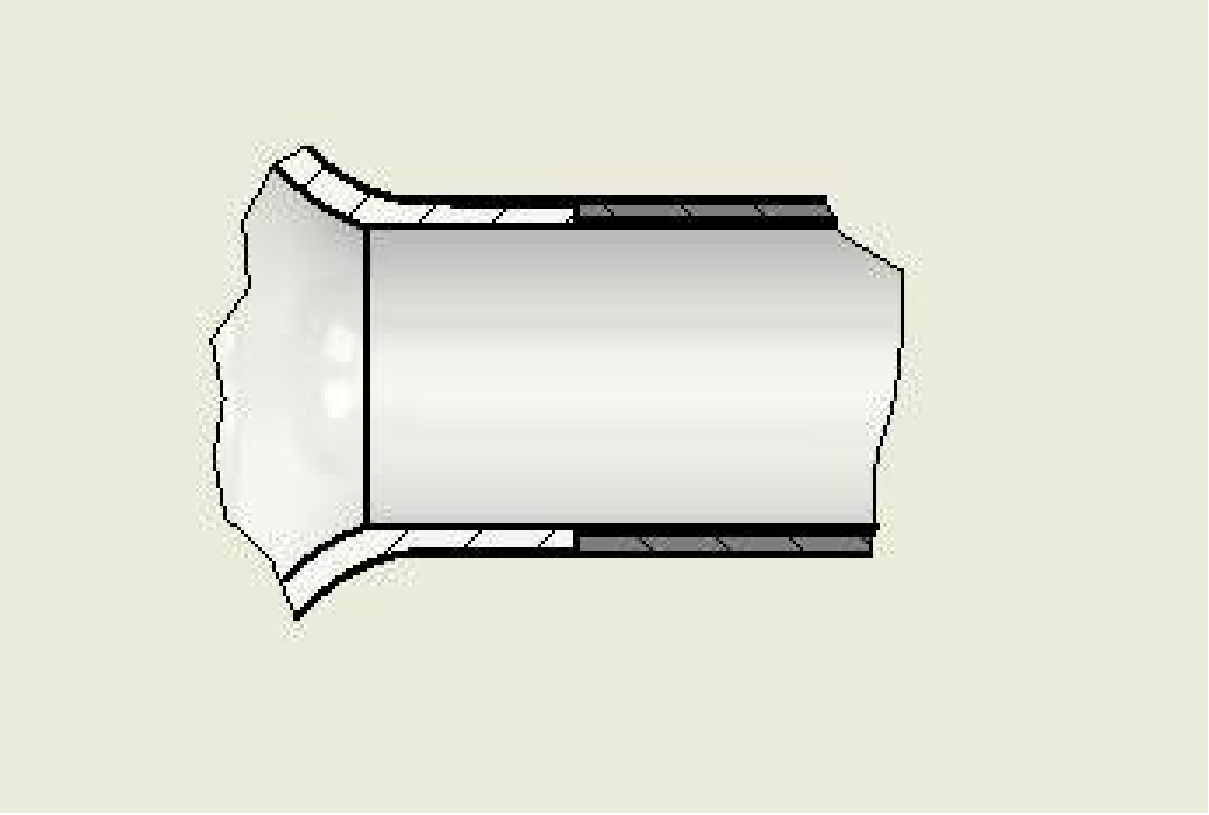


Hình 3. Đồ thị biên dạng lớp composite theo chiều dài l

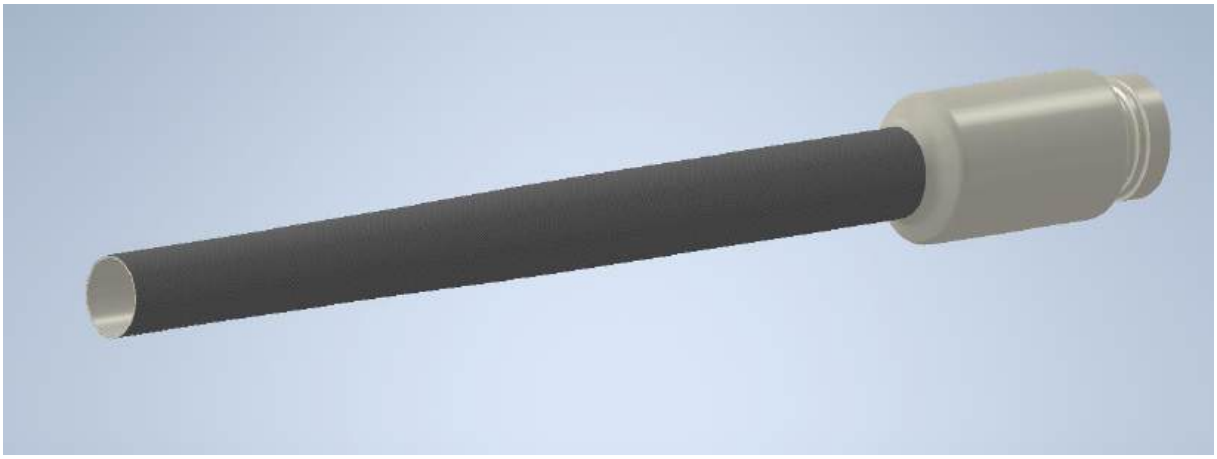
3.6. Xây dựng mô hình nòng mới

Đồ thị áp suất trong p theo chiều dài l và biên dạng lớp ngoài composite theo chiều dài l đồng dạng nhau, từ đó ta có thể đưa ra nhận xét rằng kết quả của thuật toán là chính xác.

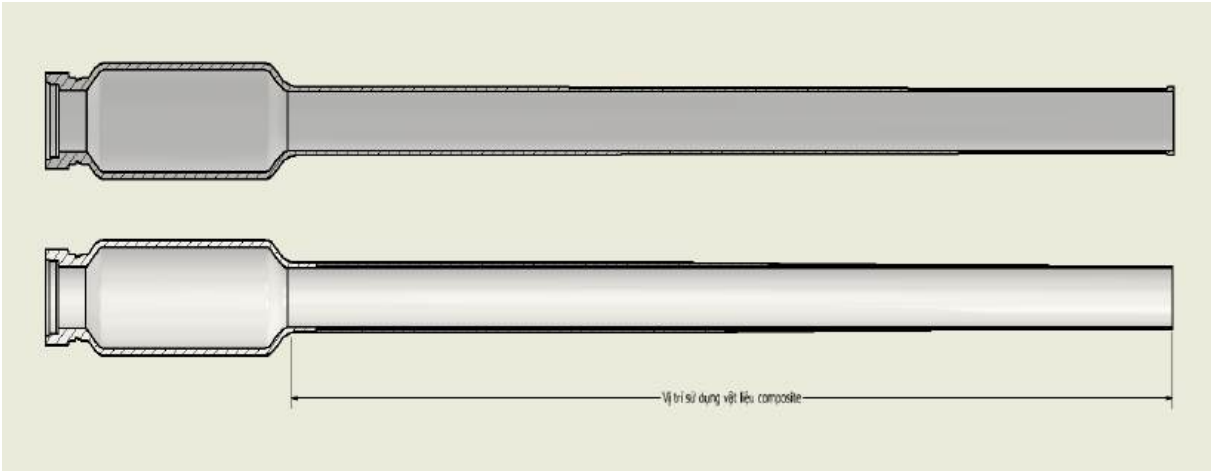
Trên cơ sở đường biên dạng ngoài lớp composite ta đưa vào phần mềm Inventor sử dụng lệnh Revolve, sẽ mô phỏng và tính toán được khối lượng của nòng mới. Tuy nhiên để thuận tiện cho việc chế tạo, giảm chi phí gia công, tăng dự trữ bền, ta sẽ lấy chiều dày của ống nòng từ vị trí áp suất trong p lớn nhất cho đến vị trí tiếp xúc với buồng đốt là như nhau.



Hình 4. Ống nòng tại vị trị tiếp xúc với buồng đốt



Hình 5. Mô hình nòng mới



Hình 6. So sánh mặt cắt của 2 mô hình nòng

Bảng 2: So sánh nòng truyền thống và nòng mới

	Chiều dày ống nòng tại vị trí			**Khối lượng (kg)**
	Đầu ống nòng (mm)	**Áp suất trong p đạt giá trị lớn nhất (mm)**	**Điểm cuối của ống nòng (mm)**	
Nòng truyền thống	5,7	4,5	3,2	24,97
Nòng mới	6,5	6,5	2,25	20,28

Ta có thể thấy rằng chiều dày của ống nòng trên đoạn từ đầu ống nòng đến vị trị áp suất trong p đạt giá trị lớn nhất lớn hơn chiều dày ống nòng thép truyền thống, tuy nhiên khối lượng riêng của vật liệu composite chỉ 1580 Kg/m^3 do đó khối lượng của nòng súng mới giảm được 18,78% khối lượng so với nòng cũ.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và trình bày một phương pháp tính toán lý thuyết để đánh giá khả năng chịu tải của nòng hai lớp gồm thép OXH3MØA và composite Carbon/Epoxy AS4/3501-6, tối ưu khối lượng giảm được khoảng 18,78% so với truyền thống mà vẫn đảm bảo độ bền.

Kết quả của bài báo góp phần khẳng định hiệu quả của việc kết hợp thép và composite trong các kết cấu chịu áp lực cao, đồng thời cung cấp một quy trình tính toán có thể mở rộng cho nhiều loại vật liệu và cấu hình ply khác nhau. Nội dung bài báo là cơ sở để xây dựng phương

pháp tính toán, thiết kế toàn bộ mô hình nòng lai mới có khối lượng tối ưu hơn so với nòng truyền thống ban đầu./.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Thái Dũng, Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Văn Hưng (2018), *Trang bị điển hình vũ khí phản lực*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

2. Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Thái Dũng, Võ Văn Biên (2016), *Trang bị điển hình vũ khí phản lực*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

3. Robert M. Jones (1999), *Mechanics of Composite Materials*, Taylor & Francis.

4. Stephen W. Tsai và Edward M. Wu (1971), *A General Theory of Strength for Anisotropic Materials*, Journal of Composite Materials.

5. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng (2015), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

6. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010), *Số liệu vũ khí - đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Design and strength assessment of a steel–composite hybrid SPG-9 barrel subjected to internal pressure based on strain compatibility and the Tsai–Wu failure criterion

Abstract: *The combat effectiveness of a weapon system is evaluated based on parameters such as firepower, accuracy, reliability, integrability, and mobility. Enhancing weapon mobility has become a prevailing trend in modern warfare. In alignment with this trend, the present study investigates materials for the SPG-9 barrel with the objective of selecting a new barrel configuration of reduced mass while maintaining structural integrity and strength requirements.The analysis employs thin-walled cylinder theory, the elasticity theory of orthotropic materials, and stress transformation with respect to ply winding angles in composite laminates. Classical laminate theory is applied for multilayer structural analysis. The von Mises yield criterion is utilized to assess the strength of the steel layer, while the Tsai–Wu failure criterion is adopted to evaluate the failure behavior of individual composite plies. Based on these theoretical foundations, the structural integrity of the hybrid barrel is verified, serving as the basis for preliminary design and the development of a comprehensive calculation and design methodology for the new hybrid barrel model.*

Keywords: SPG-9 barrel; laminate theory; Tsai–Wu failure criterion.

Nghiên cứu tính toán bộ phận phát hỏa cơ khí của súng SPG-9C-2

Lâm Hải Sơn[1], Bùi Trọng Tuấn[1], Trần Thanh Hải[2], Nguyễn Văn Nam[2]

[1]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Vũ khí, Tổng cục Công nghiệp quốc phòng

**Email: lamsonomon@gmail.com*

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán cho cơ cấu phát hỏa của súng SPG-9C-2 phát hỏa cơ, dựa trên việc kế thừa mẫu súng SPG-9 nhưng thay đổi phương thức phát hỏa từ điện sang cơ khí. Thiết lập mô hình động lực học 4 khâu hoàn chỉnh, cho phép tính chính xác lực tác dụng lên cần đẩy và các khâu then giữ, then hãm. Từ mô hình toán học, tính toán xác định định mômen giương kim hỏa, hành trình phát hỏa và lực bóp cò phù hợp bảo đảm năng lượng kích nổ hạt lửa KBM-3SK với hệ số an toàn hợp lý. Kết quả tính toán là cơ sở xây dựng bản vẽ thiết kế và chế tạo súng chống tăng 73 mm phát hỏa cơ khí.

Từ khóa: *Cơ cấu phát hỏa cơ khí, lực bóp cò, súng SPG-9C-2.*

1. Mở đầu

Súng chống tăng cỡ 73 mm SPG-9 "Kopye" là một trong những loại vũ khí huyền thoại bậc nhất của Liên Xô trong quá khứ. Tới nay, loại vũ khí này vẫn đang tiếp tục được sử dụng tại nhiều quốc gia trên thế giới. Súng có hỏa lực mạnh, tiêu diệt được nhiều loại xe tăng, xe bọc thép, pháo tự hành hiện đại bằng đạn chống tăng xuyên lõm, loại đạn này có sức xuyên thép lớn với hiệu ứng nổ lõm. Ngoài ra, súng còn được sử dụng để tiêu diệt sinh lực, các hoả điểm của đối phương trong và ngoài công sự [1]. Mặc dù SPG-9 là loại vũ khí không giật có độ tin cậy cao và được sử dụng rộng rãi trên thế giới, nhưng phiên bản SPG-9 nguyên bản sử dụng cơ cấu phát hỏa bằng điện lại bộc lộ một số hạn chế khi khai thác trong điều kiện khí hậu và môi trường Việt Nam [4]. Những nhược điểm này dẫn đến yêu cầu cấp thiết phải nghiên cứu chuyển đổi hoặc thiết kế mới cơ cấu phát hỏa cơ khí, tăng độ tin cậy và phù hợp với điều kiện khí hậu của Việt Nam.

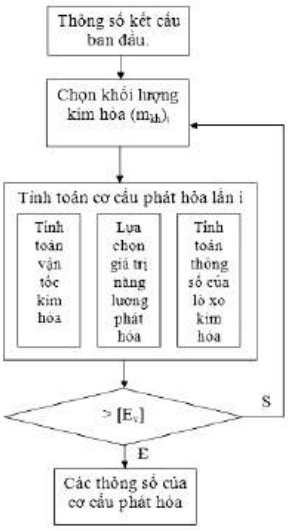
Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán toàn diện cho cơ cấu phát hỏa cho súng SPG-9C-2 phát hỏa cơ, dựa trên việc kế thừa mẫu súng SPG-9 nhưng thay đổi phương thức phát hỏa từ điện sang cơ khí. Hệ vũ khí không giật cỡ 73 mm phát hỏa cơ khí có thể khắc phục được những hạn chế hiện có mà vận giữ nguyên được uy lực, các tính năng chiến kỹ thuật vốn có của hệ súng và đạn SPG-9, PG-9. Khi nghiên cứu, chế tạo thành công hệ súng và đạn chống tăng cỡ 73 mm phát hỏa cơ khí, chúng ta có thể chủ động lựa chọn và trang bị cho các đơn vị chiến đấu, đặc biệt là các đơn vị ở địa hình sông nước, duyên hải, trên biển, hải đảo.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

Để thiết kế, tính toán cơ cấu phát hỏa cơ khí làm việc tin cậy, tức là cần xác định năng lượng phát hỏa cần thiết để phát hỏa cho hạt lửa KBM-3SK của bộ phận liều mồi của đạn, chính vì vậy quá trình tính toán được thực hiện theo sơ đồ sau (Hình 1).

Với các thông số kết cấu của bộ phận phát hỏa súng SPG-9C-2 đã thiết kế và trên cơ sở tham khảo kết cấu trên súng ĐKZ-82B10LX [2], cần xác định khối lượng kim hỏa ban đầu làm số liệu đầu vào cho bài toán tính toán cơ cấu phát hỏa, lựa chọn độ nhô kim hỏa, vận tốc kim hỏa và năng lượng phát hỏa thỏa mãn các yêu cầu kỹ thuật của bộ phận phát hỏa cơ khí, đảm bảo phát hỏa tin cậy, an toàn. Sau đó tiến hành tính toán các thông số của lò xo kim hỏa. Việc

tính toàn này sẽ buộc phải lựa chọn sơ bộ đường kính dây lò xo, sau đó tính toán các thông số của lò xo phù hợp với thông số kết cấu cụm phát hỏa và thông số yêu cầu của cơ cấu phát hỏa.



Hình 1. Sơ đồ thuật toán tính toán các thông số của cơ cấu phát hỏa cơ khí

2.1 Tính toán thiết kế kim hỏa và lò xo kim hỏa.

Trong quá trình thiết kế, sau nhiều lần lựa chọn khối lượng kim hỏa (Như sơ đồ tính toán trên Hình 1), tại bước tính i = n ta chọn khối lượng kim hỏa $(m_{kh})_n$ = 103,2 g. Đặc điểm của cơ cấu phát hoả dọc súng SPG-9C-2 phát hoả cơ là sử dụng năng lượng lò xo kim hoả, tức năng lượng phát hoả là động năng của kim hoả sinh ra. Chỉ tiêu nghiệm thu hạt lửa KBM-3SK [4] hiện đang sử dụng là: Kim hỏa được cố định với quả dọi có tổng khối lượng m_{qd} = 307 ± 1 g thả rơi ở độ cao h = 8 cm đập vài hạt lửa, yêu cầu hạt lửa nổ 100%. Từ đó ta tính được động năng và vận tốc của mũi kim hỏa ngay trước khi đập vào hạt lửa là:

$$W_{qd} = 0,5.m_{qd}.v_{qd}^2 = mgh = 0,32 \text{ (J)}$$

Như vậy năng lượng tác dụng vào kim hỏa gồm:

$$W = W_{qd} + W_{lxdv} + A_{ms} = 0,32 + 2,18e-5 + 0,036 = 0,356 \text{ (J)}$$

Trong đó: Lực và năng lượng của lò xo đẩy về: $F_{lxdv} = -l_{lxdv}.k_{lxdv}$; $W_{lxdv} = 0,5.k_{lxdv}.l_{lxdv}{}^2$; Công của lực ma sát: $A_{ms} = l.m_{kh}.g.k$. Động năng của kim hỏa sẽ là:

$$W_{kh} = 0,5m_{kh}.v_{kh}{}^2 = 1,5W \text{ (Trong đó 1,5 là hệ số an toàn)}$$

Suy ra, xác định được vận tốc cần thiết của kim hỏa: $V_{kh} = \sqrt{\frac{3W}{m_{kh}}} = 3,22$ (m/s)

Từ đó, xác định được năng lượng phát hỏa cần thiết, lựa chọn đường kính dây, số vòng làm việc của lò xo, tính toán xác định chiều dài ban đầu của lò xo kim hỏa. Kết quả tính toán được trình bày trong Bảng 1:

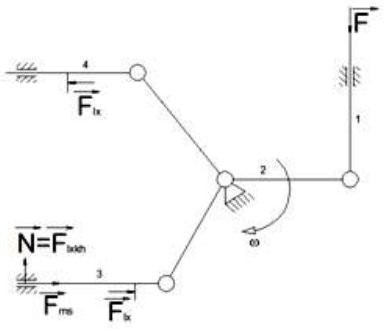
Bảng 1. Kết quả tính toán các thông số cơ bản của bộ phận phát hỏa của súng SPG-9C-2 [4]

TT	Thông số	Giá trị
	Kim hỏa:	
1	Khối lượng kim hỏa, m_{kh} (g)	103,2

2	Hành trình làm việc kim hỏa, l_λ (mm)	7
3	Đường kính lỗ ống bọc lò xo kim hỏa, D_ϕ (mm)	20
	Lò xo kim hỏa:	
4	Đường kính dây lò xo, d (mm)	3
5	Đường kính ngoài, D (mm)	18
6	Chiều dài nén sơ bộ, H_1 (mm)	67
7	Bước lò xo, t (mm)	4,4
8	Số vòng làm việc, n (vòng)	16,5
9	Hướng xoắn:	Phải
10	Chiều dài khai triển, L (mm)	865

2.2. Tính toán lực giải phóng kim hỏa tại đầu cần đẩy.

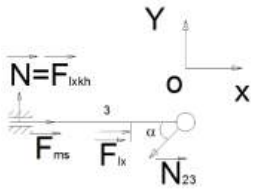
Sau khi xây dựng được kết cấu, tính toán các thông số của lò xo kim hỏa, bài toán đặt ra như sau: với lực làm việc của lò xo như vậy cần một lực bao nhiêu tác động vào cần đẩy để phát hỏa. Ta có sơ đồ lực khi phát hỏa như sau:



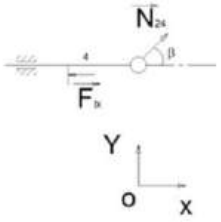
Hình 2. Sơ đồ lực khi phát hỏa

Trong đó 1, 2, 3, 4 lần lượt là các khâu: cần đẩy, lẫy 3 chạc, then hãm kim hỏa, then giữ kim hỏa. Các khớp đều là khớp cam loại cam quay cần đẩy đáy bằng. Lực ma sát sinh ra trên khâu 3 chính là do áp lực của kim hỏa tác dụng vào gờ chặn trên then hãm kim hỏa tại vị trí kim hỏa bị giữ lại khi lẫy 3 chạc quay làm lẫy 3 chạc chuyển động. Chính lực ma sát này cản trở chuyển động của toàn cơ cấu khi có lực đẩy vào cần đẩy. Giả thiết ở bài toán này chúng ta không tính cụ thể tất cả các lực ma sát tại các khâu mà nhân hệ số cho lực ma sát chính như sơ đồ nguyên lý. Mặt khác, do trọng lực vuông góc với mặt phẳng làm việc nên trọng lực cũng chỉ tạo ra lực ma sát cản trở chuyển động, không xem là ngoại lực tác dụng vào cơ cấu khi hoạt động. Một số khâu có chuyển động song phẳng, nhưng do dịch chuyển quay nhỏ nên coi khâu đó chuyển động tịnh tiến.

Như vậy ngoại lực tác dụng vào cơ cấu bao gồm: Lực lò xo (F_{lx}) tác dụng đồng thời vào then hãm kim hỏa và then giữ kim hỏa; Lực ma sát (F_{ms}); Lực đẩy vào cần đẩy (F). Bài toán có một ẩn số là lực F. Vì vậy dựa vào phương của lực trên hệ tọa độ đề các vuông góc Oxy ta sẽ xác định được hính chiếu của các ngoại lực, từ đó tính được lực F cần thiết. Đây là bài toán phân tích lực trên sơ đồ nguyên lý phẳng, bài toán gồm 4 khâu và 4 khớp. Trong đó khâu dẫn là khâu 1, các khâu còn lại là khâu bị dẫn. Để giải bài toán này, tiến hành tách từng khâu, phân tích nội lực tại các khớp quay, viết phương trình cân bằng lực cho từng khâu.



Hình 3. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 3



Hình 4. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 4

Trong Sơ đồ các lực tác dụng trên khâu 4: N_{24} là áp lực của khâu 2 tác dụng vào khâu 4 tại khớp quay; góc $\beta = 38^0$. Ta có: $\overrightarrow{F_{lx}} + \overrightarrow{F_{24}} = 0$. Chiếu lên Ox ta có: $F_{lx} - cos(\beta).N_{24} = 0$

$$N_{24} = \frac{F_{lx}}{cos(\beta)} \quad (1)$$

Trong Sơ đồ các lực tác dụng trên khâu 3: N_{23} là phản lực của khâu 2 tác dụng lên khâu 3 tại khớp quay; góc $\alpha = 21^o$. Ta có: $\overrightarrow{F_{lx}} + \overrightarrow{F_{ms}} + \overrightarrow{F_{23}} + \overrightarrow{N} = 0$

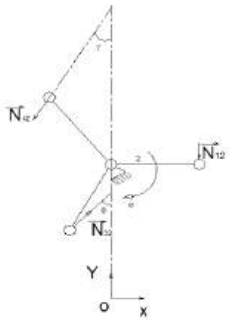
Chiếu lên Ox ta có: $F_{lx} + F_{ms} - cos(\alpha).N_{23} = 0$

$$N_{23} = \frac{F_{lx} + F_{ms}}{cos(\alpha)} \quad (2)$$

Sơ đồ các lực tác dụng trên khâu 1 và khâu 2:



Hình 5. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 1



Hình 6. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 2

Trong đó: N_{32}, N_{12} và N_{42} là các phản lực của khâu 3, 1 và khâu 4 tác dụng vào khâu 2 tại các khớp quay; góc $\gamma = 52^o$, $\phi = 69^o$.

Ta có: $\overrightarrow{N_{42}} + \overrightarrow{N_{32}} + \overrightarrow{N_{12}} = 0$. Chiếu lên Oy ta có: $cos(\phi).N_{32} - cos(\gamma).N_{42} - N_{12} = 0$

$$N_{12} = cos(\phi).N_{32} - cos(\gamma).N_{42} \quad (3)$$

Ta có: $\overrightarrow{N_{21}} + \overrightarrow{F} = 0$. Chiếu lên Oy suy ra: $N_{21} = F$ (4)

Mặt khác ta có: $N_{23} = N_{32}; N_{24} = N_{42}; N_{21} = N_{12}$ (5)

Từ các phương trình (1), (2), (3), (4), (5) ta tính được lực F cần thiết:

$$F = cos(\phi)\frac{F_{lx} + F_{ms}}{cos(\alpha)} - cos(\gamma)\frac{F_{lx}}{cos(\beta)} \quad (6)$$

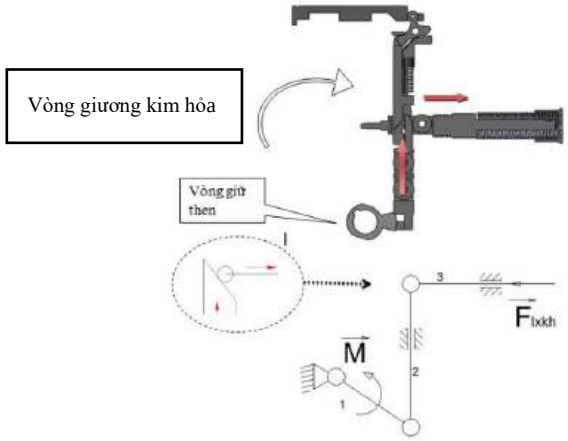
Bảng 2. Kết quả tính toán các lực giải phóng kim hỏa tại đầu cần đẩy

TT	Tham số	Giá trị
1	Lực lò xo, F_{lx} (N)	3,25

2	Lực ma sát : F_{ms} (N)	120,41
3	Lực đẩy vào cần đẩy, F (KN)	4,61

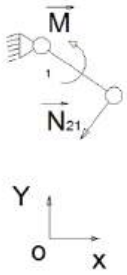
2.3. Tính toán mômen quay vòng giương kim hỏa

Sau khi có các thông số về lực làm việc của lò xo kim hỏa, chúng ta cần tiến hành xác định mômen quay cần thiết để vòng giương kim hỏa có thể giương được kim hỏa. Ở bài toán này chúng ta bỏ qua các lực ma sát lăn và trượt. Khi quay khóa nòng sang trái, vòng giương kim hỏa do cố định nên sẽ tác dụng vào then gạt kim hỏa làm nó chuyển động sang phải, mặt vát trên then gạt kim hỏa tác dụng vào con lăn trên kim hỏa đẩy kim hỏa lùi về sau.

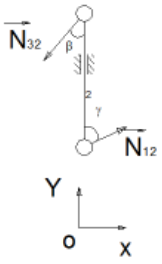


Hình 7. Sơ đồ hoạt động và sơ đồ lực khi giương kim hỏa

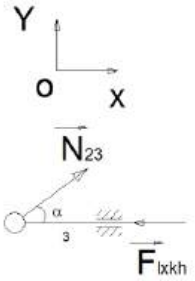
Ngoại lực tác dụng vào cụm chi tiết này bao gồm: Mômen quay (M), lực lò xo kim hỏa (F_{lxkh}), lực ma sát giữa các khâu, trọng lực tác dụng lên mỗi khâu. Vì trọng lực vuông góc với mặt phẳng chuyển động của các khâu nên thành phần trọng lực chỉ tạo nên lực ma sát của các khâu với bề mặt tiếp xúc. Mặt khác, lực ma sát ở đây là rất nhỏ do được bôi trơn tốt và chuyển động rất nhỏ nên có thể bỏ qua. Như vậy, ngoại lực tác dụng vào cơ cấu chỉ gồm lực lò xo kim hỏa và mômen quay. Phân tích các nội lực tác dụng vào từng khâu ta có:



Hình 8. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 1



Hình 9. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 2



Hình 10. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 3

Các lực tác dụng lên khâu 3 (Hình 10) bao gồm: N_{23} áp lực của khâu 2 tác dụng vào khâu 3; F_{lxkh} lực của lò xo kim hỏa; $\alpha = 43^o$. Ta có : $\overrightarrow{N_{23}} + \overrightarrow{F_{lxkh}} = 0$

Chiếu lên Ox ta được: $cos(\alpha).N_{23} - F_{lxkh} = 0$

$$N_{23} = \frac{F_{lxkh}}{cos(\alpha)} \tag{7}$$

Các lực tác dụng lên khâu 2 (*Hình 9*) bao gồm: N_{32} áp lực của khâu 3 tác dụng vào khâu 2; N_{12} áp lực khâu 1 tác dụng vào khâu 2; $\beta = 47^o$; $\gamma = 53{,}5^o$.

Ta có : $\overrightarrow{N_{32}} + \overrightarrow{F_{12}} = 0$

Chiếu lên Oy ta được: $cos(\gamma).N_{12} - cos(\beta).N_{32} = 0 \Rightarrow N_{12} = \dfrac{cos(\beta).N_{32}}{cos(\gamma)}$ (8)

Sơ đồ các lực tác dụng trên khâu 1:

Các lực tác dụng lên khâu 1 (Hình 8) bao gồm: Mômen quay M; N_{21} áp lực khâu 2 tác dụng vào khâu 1.

Ta có : $\overrightarrow{M} + \overrightarrow{N_{21}} = 0$ suy ra : $M = l.N_{21}$ (9)

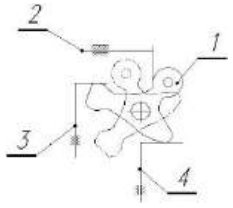
Mặt khác ta có: $N_{21} = N_{12}$; $N_{23} = N_{32}$ (10)

Từ các phương trình (7), (8), (9), (10) ta có: $M = l\dfrac{cos(\beta)}{cos(\gamma)}.\dfrac{F_{lxkh}}{cos(\alpha)}$

Suy ra mômen quay: M = 0,935 KGm.

2.4. Tính toán hành trình phát hỏa của cần đẩy

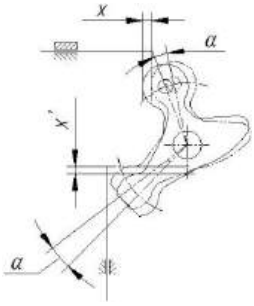
Để xác định được hành trình bóp cò ta cần xác định hành trình của cần đẩy trong cụm phát hỏa. Sơ đồ tính toán được trình bày như Hình 11.



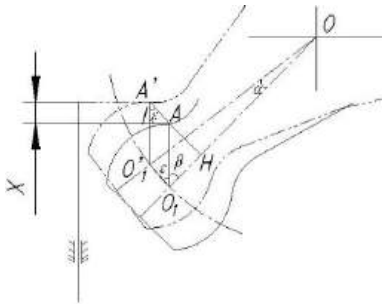
Hình 11. Sơ đồ tính toán hành trình cần đẩy

1. Lẫy ba chạc; 2. Cần đẩy; 3. Then giữ kim hỏa; 4.Then hãm kim hỏa.

Xét riêng từng liên kết giữa khâu 1 và các khâu còn lại ta thấy đây là các liên kết bậc cao (Cam quay cần đẩy đáy bằng). Như vậy ta sẽ tách từng liên kết một để tiến hành tính dịch chuyển và góc quay. Theo điều kiện làm việc ta có; ban đầu liên kết giữa khâu 2 và khâu 4 chưa có. Chỉ hai liên kết 1 - 2 và 1 - 3. Xét hai liên kết này ta có sơ đồ:



Hình 12. Sơ đồ liên kết các khâu 1-2 và 1-3



Hình 13. Sơ đồ liên kết các khâu 1-3

Theo nguyên lý hoạt động của cơ cấu phát hỏa, dưới tác dụng của lực bóp cò cần đẩy dịch chuyển một đoạn Δl_2 tác dụng vào lẫy ba chạc làm lẫy này quay theo chiều kim đồng hồ một góc $\Delta\omega$, lẫy ba chạc quay tác động vào then hãm kim hỏa làm nó chuyển động tịnh tiến một khoảng Δl_3. Chính Δl_3 là quãng đường mở khóa an toàn trước khi phát hỏa. Như vậy ta có

Δl_3 là thông số đầu vào cho bài toán của 3 khâu 1 - 2 - 3. Xét liên kết 1 - 3, biên dạng cam tiếp xúc trong quá trình làm việc là cung tròn có bán kính r = 3,75 (r = O_1A) và khoảng cách từ tâm cung tròn tới tâm quay là R = OO_1 = 12,5 mm.

Ta thấy khi hoạt động dưới tác dụng của lò xo cụm then giữ kim hỏa then hãm him hỏa luôn tiếp xúc với lẫy ba chạc. Vị trí tiếp xúc luôn là cung tròn nêu ở trên. Tiến hành xác định mối liên hệ giữa góc quay của khâu 1 và khoảng dịch chuyển của khâu 3. Giả sử khâu 1 quay đi 1 góc α quanh trục của nó, tâm O_1 dịch chuyển một khoảng O_1O_1', điểm tiếp xúc A dịch chuyển tới A' và khâu 3 dịch chuyển tính tiến một khoảng Δx.

Ta có tứ diện $AA'O_1'O_1$ là hình bình hành nên:

$$r = O_1A;\ AA' = O_1'O_1 \tag{11}$$

Theo hình ta có:

$$\Delta x = A'I = AA'\cos(\varepsilon) \tag{12}$$

Xét $\Delta OO_1'O_1$:

$$\varepsilon + \beta = arccos\left(\frac{O_1O_1'}{2.OO_1}\right) = arccos\left(sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)\right) \tag{13}$$

Lại có : $\beta = ac\sin\left(\frac{AH}{O_1A}\right)$ (14)

Do vị trí tiếp xúc ban đầu luôn xác định nên AH luôn tính được.

Từ các phương trình (11), (12), (13), (14) ta tính được:

$$\Delta x = 2Rsin\left(\frac{\alpha}{2}\right).cos\left[arccos\left(sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)\right) - arcsin\left(\frac{AH}{r}\right)\right] \tag{15}$$

Như vậy ta tìm được mối liên hệ giữa góc quay và khoảng dịch chuyển của then hãm kim hỏa theo biểu thức (15). Bài toán tiếp theo là tìm mối liên hệ giữa khâu 1 và khâu 2. Tương tự như bài toán trên ta có hình bình hành $BB'O_2'O_2$

Ta có: $x = BD = BB'\cos(\phi)$

$$\delta = arcsin\left(\frac{BE}{BO_2}\right) = arcsin\left(\frac{BE}{r'}\right)$$

$$\phi = arccos\left(sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)\right) - arcsin\left(\frac{BE}{r'}\right)$$

$$x = 2R'sin\left(\frac{\alpha}{2}\right).cos\left[arccos\left(sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)\right) - arcsin\left(\frac{BE}{r'}\right)\right] \tag{16}$$

Từ (15) và (16) ta có mối liên hệ giữ x và Δx như sau:

$$x = \Delta x.\frac{R'.cos\left[arccos\left(sin\left(\alpha/2\right)\right) - arcsin\left(BE/r'\right)\right]}{R.cos\left[arccos\left(sin\left(\alpha/2\right)\right) - arcsin\left(AH/r\right)\right]} \tag{17}$$

Như vậy theo điều kiện làm việc của cơ cấu ta có khoảng dịch chuyển của then hãm kim hỏa $\Delta x = 10,03$ mm, tương ứng góc quay $\alpha = 64,04^o$. AH = 2,5 mm; BE = 3,75 mm; R = 12,5 mm; R' =11 mm; r = 3,75 mm; r' = 4. Thay các số liệu vào (17) ta được: x = 9 mm.

2.5. Tính lực bóp cò

Lò xo đẩy về và lò xo trục cò có nhiệm vụ là đưa cơ cấu cò về vị trí ban đầu sau khi thực hiện phát bắn. Theo mô hình thiết kế cơ cấu ta thấy, hai lò xo này phải thắng được lực ma sát giữa các khâu, thắng được mômen cản do trọng lực của các khâu gây ra. Mặt khác, với kết cấu đã được xác định trước thì kích thước lò xo sẽ phụ thuộc vào đường kính lỗ và đường kính trục lắp chúng.

2.5.1. Với lò xo đẩy về:

Đường kính ống bọc lò xo $D_o = 12$ mm; đường kính trục lắp lò xo $D_{tr} = 8$ mm; chọn khe hở giữa đường kính ngoài lò xo và đường kính lỗ z/2 = 1 mm [3]; đường kính trục và đường kính trong của lò xo z/2 = 1 mm [3], như vậy xác định được thông số của lò xo đẩy về:

Đường kính ngoài của lò xo: $D = D_o - z = 12\text{-}1 = 11$ mm; Đường kính trong của lò xo: $D_t = D_{tr} + z = 8+1 = 9$ mm; Đường kính dây lò xo: d = 1 mm; Chọn được lò xo có độ cứng 1 vòng $z_1 = 10$ N/mm, $f_3 = 2,5$ mm (Biến dạng lớn nhất của một vòng lò xo); Bước lò xo : $t = d+ f_3 = 1+2,5 = 3$ mm ; Chiều dài ban đầu của lò xo: Chọn $H_o = 115$ mm; Số vòng của lò xo : n = 32 vòng ; Độ cứng của lò xo : $k = z_1/n = 10/32 = 0,3125$ N/mm.

Với hành trình làm việc của cần đẩy được tính ở trên là x = 9 mm, tuy nhiên giữa cần đẩy cán đẩy phải có khe hở 1 mm, do đó ta có lực khi làm việc của lò xo đẩy về:

$$P_2 = k.(x+1) = 0,3125.10 = 3,125 \text{ N}.$$

Xét đến ma sát khi làm việc giữa các chi tiết, chọn hệ số cho lực thực tế của lò xo đẩy về khi làm việc là £ = 1.5. Ta có $P_2 = 2,8125.1.5 \approx 5$ N

2.5.2. Với lò xo trục cò:

Đường kính ống bọc lò xo $D_o = 14$ mm; đường kính trục lắp lò xo $D_{tr} = 10$ mm; chọn khe hở giữa đường kính ngoài lò xo và đường kính lỗ z/2 = 1 mm; đường kính trục và đường kính trong của lò xo z/2 = 1 mm, như vậy xác định được thông số lò xo trục cò:

Đường kính ngoài của lò xo: $D = D_o - z = 14 - 1 = 13$ mm; Đường kính trong của lò xo: $D_t = D_{tr} + z = 10 + 1 = 11$ mm. Từ đây ta có đường kính dây lò xo: d = 1 mm; Độ cứng 1 vòng: $z_1 = 5,79$ N/mm, $f_3 = 3,661$ mm; Bước lò xo: t = 4,7 mm.

Theo thiết kế chiều dài vị trí lắp lò xo là 33 mm, để đảm bảo cần đẩy luôn được đẩy về sau hết cỡ và lò xo không ở trạng thái tự do thì chiều dài ban đầu của lò xo phải lớn hơn 33 mm [3]. Chọn $H_o = 37$ mm. Tổng số vòng của lò xo: n = 5 vòng. Độ cứng của lò xo: $k = z_1/n = 5,79/5 = 1,158$ N/mm. Với hành trình làm việc của trục cò là x = 10,5 mm, ta có lực khi làm việc của lò xo trục cò: $P_2' = k.x = 1,158.10,5 = 12,2$ N. Xét đến ma sát khi làm việc giữa các chi tiết, chọn hệ số cho lực thực tế của lò xo đẩy về khi làm việc là £ = 1.5.

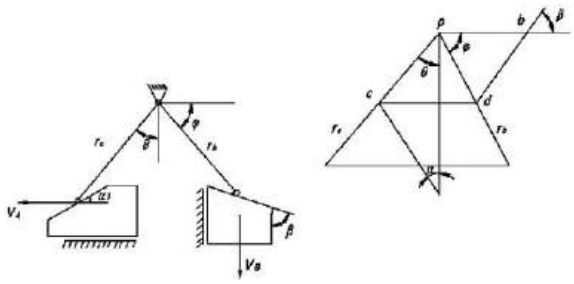
Suy ra : $P_2' = 12,2.1.5 \approx 18,3$ N

2.5.3. Tính toán lực bóp cò:

Sau khi tính toán được lực cần thiết giải phóng kim hỏa tại cần đẩy của cụm phát hỏa, lực làm việc của các lò xo ta tiến hành tính toán lực bóp cò tại tay cò. Ta thấy đây là sơ đồ không gian của các khâu tách cơ cấu cò thành từng cơ cấu phẳng tương ứng (Hình 14):



Hình 14. Sơ đồ không gian của các khâu cơ cấu cò



Hình 15. Sơ đồ kiên kết các khâu 4-5 và 7-8

Trong đó F_{gpkh} là lực giải phóng kim hỏa tác động vào đầu cần đẩy, F_{lxdv} là lực của lò đẩy về tác dụng vào cần đẩy, F_{lxtc} là lực lò xo trục cò tác dụng vào trục cò, F_{bc} là lực bóp cò tác dụng vào tay cò. Toàn bộ cơ cấu cò được phân tích thành 8 khâu liên kết bởi các khớp động như Hình 14. Trong đó khớp giữa khâu 6 và hai khâu 5, 7 là khớp cứng; khớp giữa khâu 2 và hai khâu 1, 3 là khớp cầu. Bài toán này ta giả thiết:

- Các lực được bảo toàn khi truyền qua các khớp động; Bỏ qua lực ma sát tại các khâu khi chuyển động, tính đến hệ số bù ma sát cho lực bóp cò; Bỏ qua trọng lực tác dụng vào các khâu; Khâu 5, 6, 7 được liên kết cứng với nhau.

Như vậy với các giả thiết trên, bài toán được đưa về tính tỉ số truyền từ khâu 1 đến khâu 8; Xét liên kết giữa khâu 4 - 5 và 7 - 8. Đây là cam loại 4 có sơ đồ như Hình 15. Tỷ số truyền của cam này là:

$$K_{48} = \frac{r_b}{r_c}\frac{\sin\alpha}{\sin(\alpha+\theta)}\cdot\frac{\sin(\beta+\varphi)}{\sin\beta} \tag{18}$$

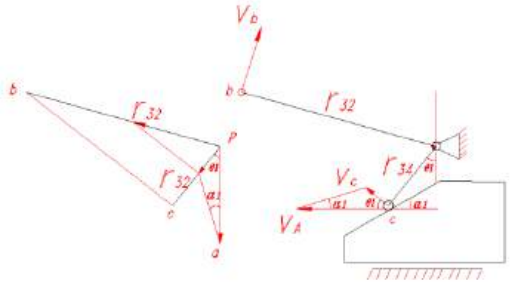
Trong đó $r_b = r_7$; $r_c = r_5$. Các góc được xác định từ kết cấu cụ thể.

Tỷ số truyền từ khâu 4 tới khâu 3. Mô hình của liên kết này là cam loại 3. Tỷ số truyền của mô hình này là:

$$K = \frac{r_{32}}{r_{34}}\frac{\mathrm{Sin}\,\alpha_1}{\mathrm{Sin}(\alpha_1+\theta_1)}.$$

Theo kết cấu cơ cấu cò ta có $\alpha_1 = 90^o$ nên ta có:

$$K_{34} = \frac{r_{34}}{r_{32}}\cos\theta_1 \tag{19}$$



Hình 16. Sơ đồ mô hình liên kết các khâu 3-4

Theo định nghĩa hiệu suất ta có:

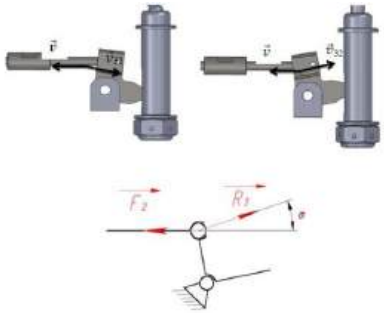
$$\eta = \frac{R'_B}{R'_A}\cdot K$$

Trong đó: R_B', R_A' là hợp các lực cản tác dụng lên các khâu. Như vậy xét từ khâu 8 tới khâu 3 ta có:

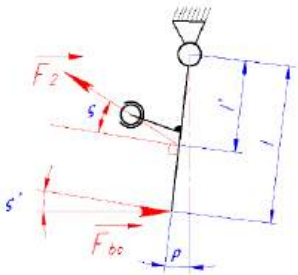
$$R_8 = \frac{h_1.R_4}{K_{48}};\ R_4 = \frac{h_2.R_3}{K_{34}}; R_3 = \frac{R_8 K_{48} K_{34}}{h_1.h_2} \quad (20)$$

Ở đây R_3 là hợp lực cản tại vị trí tiếp xúc với khâu 2. Xét mối liên kết giữa khâu 3 và khâu 2, mối ghép là liên kết cầu, xét trong mặt phẳng giữa khâu 2 và 3 ta thấy phương của véc tơ vận tốc của khâu 2 không đổi khi khâu 3 quay quanh trục của nó. Với góc quay của khâu 3 xác định trước ta xác định được vận tốc của khâu 2.

Xét mối liên kết giữa khâu 2 và khâu 1:



Hình 17. Sơ đồ mô hình liên kết các khâu 1-2



Hình 18. Sơ đồ lực tác dụng lên khâu 1

Ta có: $F_2 = R_3 . \cos\sigma$ (21)

Xét khâu 1 khi có lực F_2 tác dụng vào như Hình 18. Ta có: $F_{bc}.cos(\zeta').l = F_2.cos(\zeta).l'$

$$F_{bc} = \frac{F_2.cos(\zeta).l'}{l.cos(\zeta')} \quad (22)$$

Tính đến ma sát giữa các khâu ta nhân F_{bc} với hệ số ξ =1,5. Từ phương trình (18), (19), (20), (21), (22) ta có: $F_{bc} = \frac{\xi.\cos\sigma.R_8.K_{48}.K_{34}.\cos(\zeta).l'}{l.\cos(\zeta').\eta_1.\eta_2)}$

Với các thông số của bài toán như sau: $\rho = 9{,}65^o$; l' = 30; l = 94mm; $\sigma = 9{,}56^o$; η_1= 0,9; η_2 = 0,9; r_{32} = 20mm ;r_{34} = 35mm; r_5 = 28,2; r_7 = 24; $\alpha = 21{,}71^o$; $\beta = 90^o$; $\theta = 27{,}97^o$; $\alpha_1 = 90^o$; $\theta_1 = 9{,}42^o$; $\varsigma = 5{,}94^o$; $\varsigma' = 7{,}22^o$.

Suy ra lực bóp cò tác dụng vào tay cò: F_{bc} = 7,296 kG = 71,57 N.

3. Kết quả nghiên cứu và đánh giá

Dựa trên mô hình động lực học và các tính toán được trình bày, bài báo đã xác định đầy đủ các tham số chính của cơ cấu phát hỏa cơ khí cho súng chống tăng 73 mm. Kết quả tính toán cho thấy năng lượng yêu cầu để kích nổ hạt lửa KBM-3SK là 0,356 J khi xét thêm tổn thất ma sát và lực lò xo.

Trên cơ sở đó, bộ phận phát hỏa được thiết kế với khối lượng kim hỏa 103,2 g, hành trình 7 mm và lò xo 16,5 vòng làm việc, bảo đảm vận tốc kim hỏa 3,22 m/s và đáp ứng hệ số an toàn 1,5. Mô hình phân tích lực 4 khâu cho phép xác định lực cần thiết tại cần đẩy để mở then hãm kim hỏa là 4,61 kN. Mômen giương kim hỏa được tính là 0,935 KGm, phù hợp với thao tác thực tế của xạ thủ.

Quan hệ hình học giữa góc quay và chuyển vị tịnh tiến của lẫy và then cho thấy hành trình cần đẩy cần thiết để phát hỏa là x = 9 mm. Từ mô hình truyền lực không gian của cơ cấu cò phát hỏa cơ khí, lực bóp cò (F_{bc} = 71,57 N) đang lớn hơn so với của súng SPG-9 phát hỏa điện (30 ÷ 60 N), tuy nhiên lại nằm trong vùng chỉ tiêu lực bóp cò súng ĐKZ-82B10 (50 ÷ 110 N) [2]. Nên lực bóp cò của cơ cấu phát hỏa cơ khí (F_{bc} = 71,57 N) là hoàn toàn phù hợp. Kết quả tổng hợp cho thấy cơ cấu phát hỏa cơ khí được thiết kế đáp ứng đầy đủ yêu cầu kích nổ, đảm bảo an toàn và phù hợp với vận hành thực tế. Mô hình tính toán là cơ sở tin cậy cho thiết kế chế tạo cơ cấu phát hỏa cơ khí của súng chống tăng 73 mm.

4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu bước đầu khẳng định cơ cấu phát hỏa cơ khí của súng chống tăng 73 mm SPG-9C-2 được thiết kế có đủ khả năng làm việc tin cậy, thỏa mãn yêu cầu năng lượng kích nổ và đáp ứng các điều kiện vận hành thực tế. Đây là cơ sở quan trọng để tiếp tục hoàn thiện thiết kế và triển khai chế tạo và thử nghiệm. Đồng thời, các mô hình tính toán trong bài báo có thể được sử dụng như công cụ tham chiếu cho việc nghiên cứu, thiết kế và tối ưu hóa các cơ cấu phát hỏa cơ khí mới dành cho đạn dược và vũ khí không giật trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. Phan Nguyên Thiệu, Khổng Đình Tuy (2004), Nguyên lý thiết kế vũ khí có nòng, HVKTQS, Hà Nội.

2. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010), Số liệu Vũ khí – Đạn, HVKTQS, Hà Nội.

3. Ninh Đức Tốn (1994), Dung sai và lắp ghép, Nhà xuất bản giáo dục, Hà Nội.

4. Nguyễn Văn Nam (2024), *Báo cáo tổng hợp kết quả nghiên cứu đề tài "Nghiên cứu thiết kế, chế thử hệ vũ khí không giật cỡ 73 mm phát hỏa cơ khí trên cơ sở súng và đạn chống tăng 73 mm kiểu SPG-9, PG-9",* Tổng cục Công nghiệp quốc phòng, Hà Nội.

Research on the calculation and design of the mechanical firing mechanism of SPG-9C-2 recoiless gun

Abstract: *This paper presents the research results on developing a computational model for the firing mechanism of the mechanically initiated SPG-9C-2 recoiless gun, derived from the SPG-9 system with the firing method modified from electrical initiation to mechanical initiation. A complete four-link dynamic model was established, enabling accurate determination of the forces acting on the actuating lever as well as on the sear and locking components. Based on the developed mathematical model, the cocking torque of the firing pin, firing travel, and trigger pull force were calculated to ensure sufficient initiation energy for reliable ignition of the KBM-3SK primer while maintaining an appropriate safety factor. The obtained calculation results provide the fundamental basis for design drafting and manufacturing of the 73 mm mechanically fired anti-tank recoiless weapon system.*

Keywords: Mechanical firing mechanism; trigger pull force; SPG-9C-2 recoiless gun.

Ảnh hưởng của dung sai chế tạo đến độ tin cậy tham số thuật phóng trong của nòng súng PKMS

Ngô Đức Tuấn[1*], Bùi Quý Việt[2]

[1]Hệ sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: ngoductuan311092@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của dung sai chế tạo đến độ tin cậy các tham số thuật phóng trong của súng đại liên PKMS, với sự hỗ trợ của phần mềm MATLAB. Cơ sở lý thuyết được xây dựng từ mô hình thuật phóng trong, kết hợp phương pháp đánh giá độ tin cậy của vũ khí trang bị. Trong nghiên cứu, MATLAB được sử dụng để xây dựng mô hình toán mô phỏng bài toán TPT, trong đó dung sai kích thước buồng đạn, tiết diện phần rãnh xoắn, chiều dài nòng súng được xem như các biến ngẫu nhiên. Phương pháp mô phỏng và các công cụ thống kê trong MATLAB cho phép đánh giá sự phân tán của các tham số quan trọng như áp suất khí thuốc, vận tốc đầu đạn. Phân bố Weibull và các chỉ tiêu độ tin cậy được áp dụng để định lượng xác suất làm việc ổn định của hệ thống khi dung sai thay đổi trong giới hạn cho phép. Kết quả mô phỏng cho thấy một số dung sai then chốt có ảnh hưởng mạnh đến độ tin cậy của thông số thuật phóng, đặc biệt là các tham số liên quan đến buồng đạn. Trên cơ sở đó, khuyến nghị lựa chọn các biện pháp công nghệ để nâng cao năng suất chế tạo nòng súng PKMS mà vẫn đảm bảo độ tin cậy của nó.

Từ khoá: *Súng đại liên; dung sai chế tạo; tham số thuật phóng; độ tin cậy.*

1. Đặt vấn đề

Súng đại liên PKMS là loại vũ khí bộ binh tự động có hỏa lực mạnh, được sử dụng nhiều trong chiến đấu. Hiệu quả và độ an toàn trong khai thác của súng phụ thuộc chặt chẽ vào sự ổn định của các tham số thuật phóng trong như áp suất khí thuốc trong lòng nòng, tốc độ đầu đạn, đặc tính cháy của thuốc phóng và chuyển động của các bộ phận tự động. Các tham số này ảnh hưởng trực tiếp đến độ bền và độ tin cậy khi làm việc của vũ khí.

Trong quá trình chế tạo, các chi tiết chủ yếu của súng PKMS được gia công với những dung sai nhất định phụ thuộc vào công nghệ chế tạo. Sự sai lệch kích thước và hình học của các chi tiết như buồng đạn, tiết diện lòng nòng súng, có thể làm ảnh hưởng đến các tham số thuật phóng trong, dẫn đến làm giảm độ ổn định của súng. Đặc biệt, khi súng được sản xuất ở các cơ sở khác nhau hoặc với các quy trình công nghệ khác nhau thì ảnh hưởng của dung sai chế tạo càng trở nên rõ rệt.

Trong những năm gần đây, nhiều công trình nghiên cứu đã tập trung phân tích ảnh hưởng của sai số chế tạo, dung sai hình học và điều kiện công nghệ đến các tham số thuật phóng trong và độ tin cậy làm việc của vũ khí bộ binh. Các nghiên cứu trong và ngoài nước đã chỉ ra rằng sự biến thiên kích thước buồng đạn và lòng nòng có thể làm thay đổi đáng kể áp suất khí thuốc cực đại, vận tốc đầu nòng cũng như chế độ làm việc của cơ cấu tự động [1–5]. Một số tác giả đã áp dụng phương pháp mô phỏng số và phân tích thống kê để đánh giá độ nhạy của các tham số thuật phóng trong đối với dung sai chế tạo, qua đó đề xuất các giải pháp tối ưu dung sai nhằm nâng cao độ ổn định và độ tin cậy của hệ thống [6–8]. Tuy nhiên, đối với súng đại liên PKMS, các nghiên cứu định lượng ảnh hưởng của dung sai chế tạo đến độ tin cậy các tham số thuật phóng trong còn hạn chế, đặc biệt là các nghiên cứu dựa trên mô phỏng số kết hợp đánh

giá độ tin cậy. Vì vậy, việc thực hiện nghiên cứu này là cần thiết và có ý nghĩa khoa học cũng như thực tiễn.

Thông qua chương trình phần mềm MATLAB, các tham số kích thước hình học của nòng súng được mô hình hóa dưới dạng biến ngẫu nhiên trong giới hạn dung sai chế tạo cho phép. Trên cơ sở đó, bài toán được giải bằng phương pháp số và mô phỏng thống kê, cho phép đánh giá sự phân tán của các tham số thuật phóng trong như áp suất khí thuốc lớn nhất, vận tốc đầu nòng của đầu đạn và thời gian đầu đạn chuyển động trong nòng... Kết quả mô phỏng là cơ sở để phân tích định lượng ảnh hưởng của dung sai chế tạo đến độ tin cậy của các tham số thuật phóng trong.

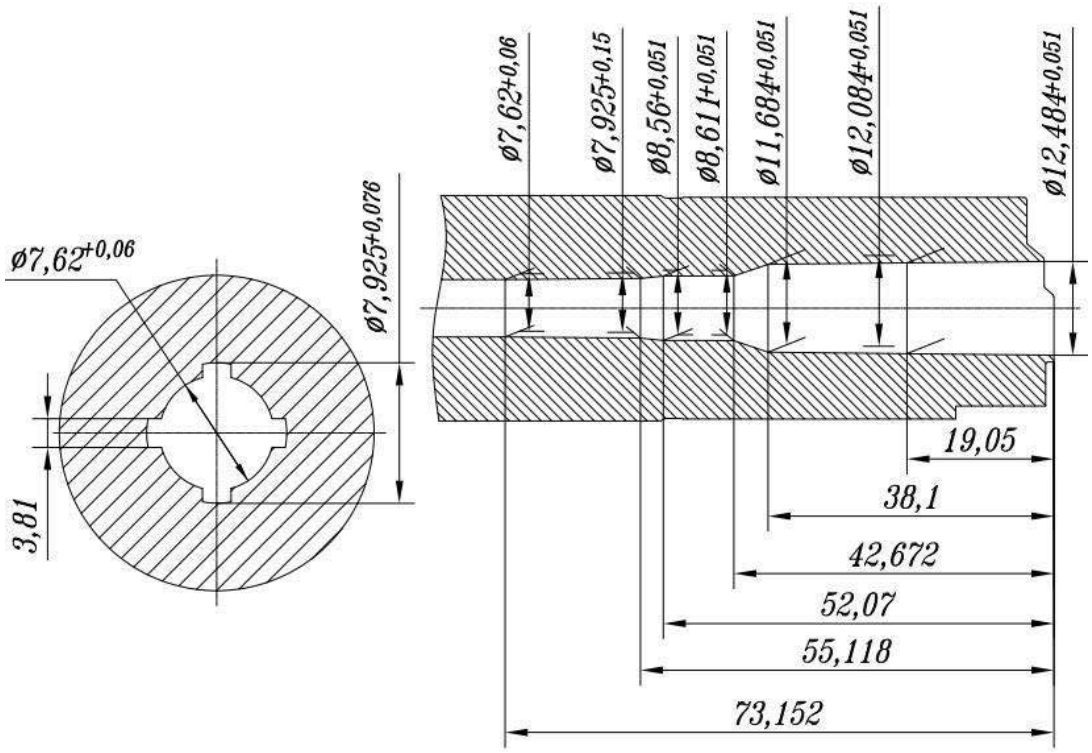
2. Cơ sở tính toán

Các giả thiết được sử dụng để xây dựng mô hình tính toán:

- Dung sai chế tạo của các tham số chính (S, l, W_0) được coi là các biến ngẫu nhiên độc lập, có phân bố chuẩn quanh giá trị danh nghĩa.

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học, toàn bộ liều thuốc cháy trong cùng điều kiện môi trường với áp suất thuật phóng p; thuốc phóng cháy theo quy luật tốc độ cháy tuyến tính $u = u_1 \cdot p$; thành phần sản phẩm cháy không đổi; các đặc trưng f, α, k là hằng số; tại thời điểm $p = p_0$, đai dẫn được cắt tức thời vào rãnh nòng, đạn bắt đầu chuyển động [2].

- Độ tin cậy của các tham số thuật phóng trong được đánh giá thông qua độ phân tán và xác suất thỏa mãn giới hạn cho phép, xác định từ kết quả mô phỏng bằng phần mềm MATLAB.



Hình 1. Buồng đạn và tiết diện lòng nòng súng PKMS

Bảng 1. Thông số nòng súng đại liên PKMS

TT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Dung sai
1	Chiều dài nòng súng (dm)	l	5,5	±0,005
2	Đường kính trong lòng nòng (dm)	D_1	0,0762	+0,00060
3	Chiều rộng rãnh xoắn (dm)	a	0,0381	±0,00004
4	Đường kính phần rãnh xoắn (dm)	D	0,07925	+0,00076
5	Chiều dài buồng đốt (dm)	l_2	0,42672	±0,00008
6	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng (dm^2)	S	0,004825	0,000012
7	Thể tích ban đầu của buồng đốt (dm^3)	W_0	0,003830	0,000007

Dung sai của diện tích tiết diện ngang lòng nòng và thể tích ban đầu của buồng đốt được xác định từ dung sai các kích thước (l, D_1, a) lấy trong bản vẽ chế tạo súng PKMS của nhà máy Z/ TCCNQP theo nguyên lý truyền sai số.

3. Tính toán mô phỏng

3.1. Tính toán thuật phóng trong

Trên cơ sở phương pháp tích phân số, bài toán thuật phóng trong của súng đại liên 7,62 mm PKMS được giải bằng cách biến đổi hệ phương trình thuật phóng trong đối với súng làm việc theo nguyên lý trích khí, thành hệ phương trình vi phân bậc nhất. Hệ phương trình vi phân bao gồm các phương trình [1].

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \xi_1\xi_3 \dfrac{p.S}{\varphi.q} \\ \dfrac{dl}{dt} = \xi_1\xi_3.v \\ \dfrac{dz}{dt} = \xi_2 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\omega_k}{dt} = \xi_2\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{p}{I_k} - G_{bi}.\xi_4 - \left(1-\xi_3\right)G_d \\ \dfrac{dW}{dt} = \xi_2 \dfrac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{P}{I_k} + Sv\xi_3 \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{W}\left[\xi_2.f.\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{p}{I_k} - k_t.p - k_p.\dfrac{dW}{dt} - k_p.\left(1-\xi_3\right)G_d - k_p.G_{bi}.\xi_4\right] \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: *v*- Vận tốc đầu đạn $[dm^2/kG]$; p - Áp suất khí thuốc $[kG/dm^2]$;

S- Diện tích ngang lòng nòng $[dm^2]$; φ - Hệ số tăng nặng đầu đạn; α- Cộng tích khí thuốc $[dm^3/kG]$; δ - Mật độ nhồi của thuốc phóng $[kG/dm^3]$; *f* - Lực thuốc phóng $[kG.dm/kcal]$;

W - Thể tích không gian sau đáy đạn:

$$W = W_o + S.l \ [dm^3]; \quad (2)$$

Với: W_o - Thể tích ban đầu buồng đạn $[dm^3]$; q - Trọng lượng đầu đạn $[kg]$; ω - Trọng lượng thuốc phóng $[kG]$; I_k - Xung lượng áp suất khí thuốc $[kG.s/dm^2]$; χ,λ - Các đặc trưng

hình dạng thuốc phóng; z - Độ dày tương đối của hạt thuốc; k_t - là hàm xác định tổn thất nhiệt do truyền nhiệt, được xác định:

$$k_t = \frac{(k-1)Av_T\sigma_T\left(F_k + \pi.d.l\right)}{R}; \quad (3)$$

Với: A - Tương đương cơ nhiệt [kG.dm/k.cal]; F_k - Diện tích bề mặt ban đầu của buồng đạn $[dm^2]$; d - Cỡ nòng [dm]; l - Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng [dm];

R - Hằng số khí [kG.dm/(kG.độ)]; σ_T - Hệ số truyền nhiệt không đổi [kcal/dm/(kG.độ.s)];

v_T - Độ chênh lệch nhiệt độ tương đối giữa nhiệt độ thành nòng và nhiệt độ khí thuốc.

$$v_T = 1 - \frac{T_{tb}}{T_o}; \quad (4)$$

Với: T_{tb} - Nhiệt độ bề mặt trong nòng $[K^o]$; T_o - Nhiệt độ khí thuốc:

$$T_0 = \frac{p.W}{\omega.R}\ [K^o]; \quad (5)$$

k_p - Hàm xác định tổn thất do thoát khí vào thiết bị trích khí:

$$k_p = \frac{k.p.W}{\omega} \quad (6)$$

G_{bi} - Lưu lượng khí chảy vào buồng khí [kG / s]; G_d - Lưu lượng khí phụt qua miệng nòng [kG / s];

$$- G_{bi} = \mu_\phi . S_{\phi i} . \sqrt{\frac{p\omega_c}{w}.\left[\xi_4 A_1 + (1-\xi_4)A_2 A_2(\beta)\right]} \quad (7)$$

$$- G_d = \mu . S \sqrt{\frac{p\omega_c}{w}\left[\xi_d A_1 + (1-\xi_d)A_2 A_2(\beta)\right]} \quad (8)$$

Các biến điều khiển ξ được lấy theo bảng sau:

ξ	ξ_1		ξ_2		ξ_3		ξ_4	
Giá trị	1	0	1	0	1	0	1	0
Điều kiện	$p > p_c$	$p < p_c$	$z < l$	$z \geq l$	$l < l_d$	$l \geq l_d$	$l \geq l_\phi$	$l < l_\phi$

Trong đó: p_c - Áp suất cắt đai đạn $[kG / dm^2]$; l_d - Chiều dài nòng kể từ phần có rãnh xoắn đến đầu nòng [dm]; l_ϕ - Chiều dài nòng kể từ phần có rãnh xoắn đến vị trí lỗ trích khí nòng [dm];

Trên cơ sở mô hình thuật phóng trong đã thiết lập, tiến hành giải số để xác định các tham số đặc trưng của quá trình chuyển động đầu đạn trong nòng súng. Bằng cách thay đổi các tham số S, l và W_0 trong phạm vi dung sai chế tạo, xây dựng tập dữ liệu mô phỏng phục vụ phân tích mức độ ảnh hưởng của từng tham số đến vận tốc đầu nòng và áp suất lớn nhất trong buồng đạn. Từ tập hợp số liệu mô phỏng này, thực hiện phân tích định lượng nhằm đánh giá mức độ ảnh hưởng tương đối của từng tham số đầu vào đến các đại lượng khảo sát.

Mô hình hồi quy tuyến tính đa biến được thiết lập dưới dạng [8]:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 S + \beta_2 l + \beta_3 W_0 \quad (9)$$

Trong đó Y là V_0 hoặc P_{max}. Các biến đầu vào (S, l, W_0) được chuẩn hóa nhằm loại bỏ ảnh hưởng đơn vị và cho phép so sánh trực tiếp hệ số hồi quy. β_0 là hệ số tự do, biểu thị giá trị trung bình của đại lượng đầu ra; β_i (i = 1 - 3) là các hệ số hồi quy chuẩn hóa, phản ánh mức độ và chiều tác động của từng tham số đầu vào đến đại lượng khảo sát.

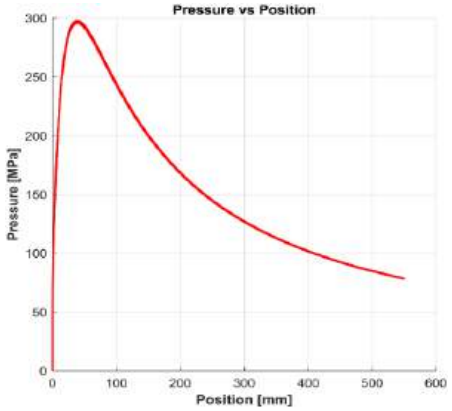
Để đánh giá mức độ ảnh hưởng tương đối của các tham số trong mô hình hồi quy tuyến tính, các hệ số được chuẩn hóa theo giá trị tuyệt đối và biểu diễn dưới dạng tỷ lệ phần trăm đóng góp:

$$\eta_i = \frac{|\beta_i|}{\sum|\beta_i|} \times 100\% \quad (10)$$

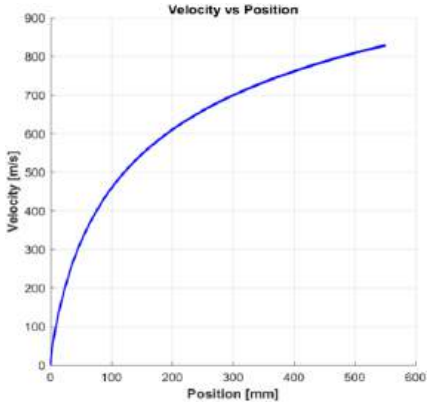
- η_i là mức độ ảnh hưởng (độ nhạy tương đối) của tham số thứ i (%).
- β_i là hệ số hồi quy chuẩn hóa của tham số thứ i.

3.2 Kết quả mô phỏng

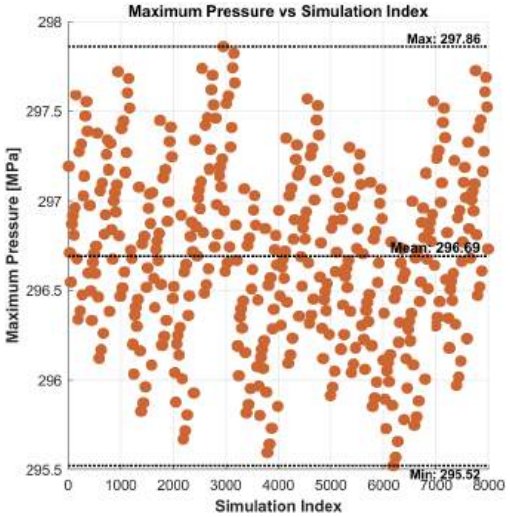
Kết quả mô phỏng được thể hiện qua các đồ thị dưới đây:



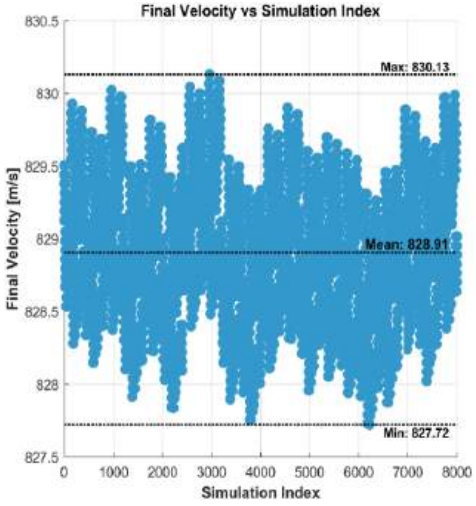
Hình 2. Đồ thị áp suất khí thuốc theo chiều dài nòng



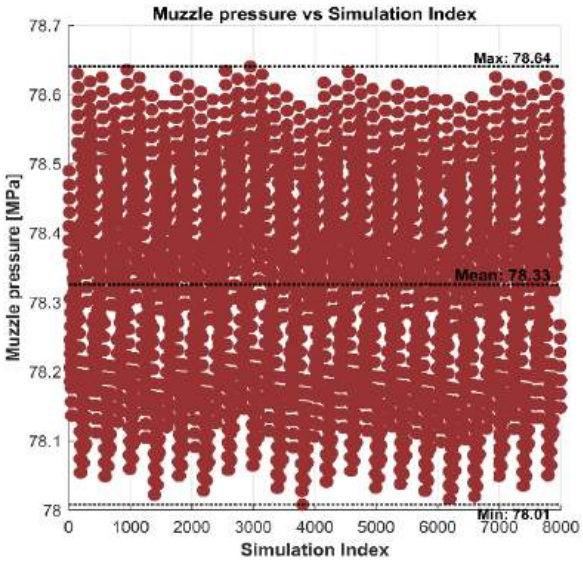
Hình 3. Đồ thị vận tốc đầu đạn theo chiều dài nòng



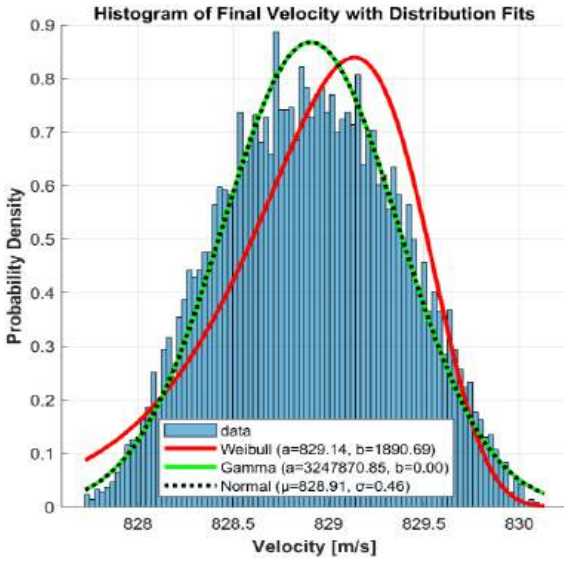
Hình 4. Biểu đồ giá trị áp suất cực đại p_{max} theo các lần mô phỏng



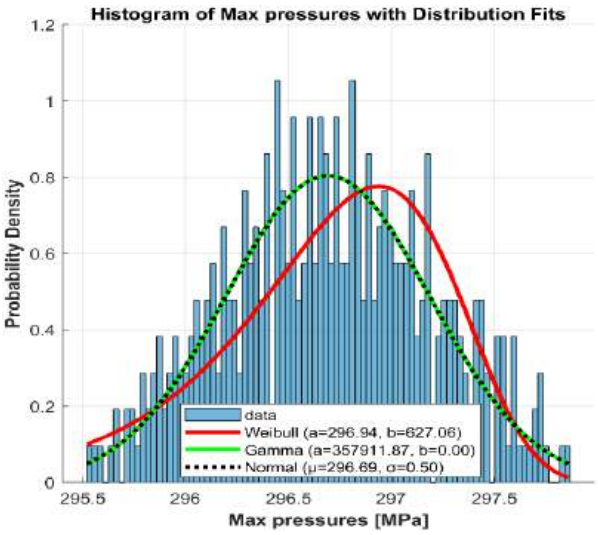
Hình 5. Biểu đồ giá trị vận tốc đầu nòng v_d theo các lần mô phỏng



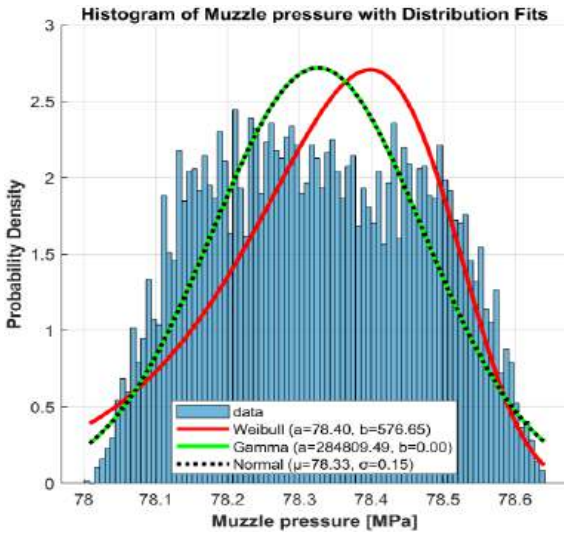
Hình 6. Biểu đồ giá trị áp suất đầu nòng p_d theo các lần mô phỏng



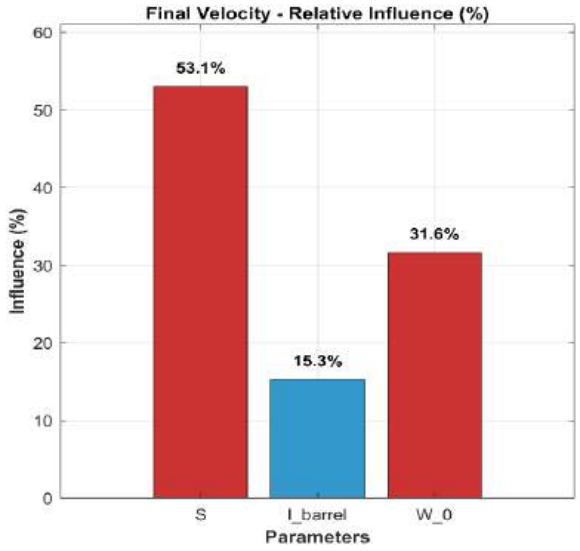
Hình 7. Biểu đồ phân bố vận tốc đầu nòng



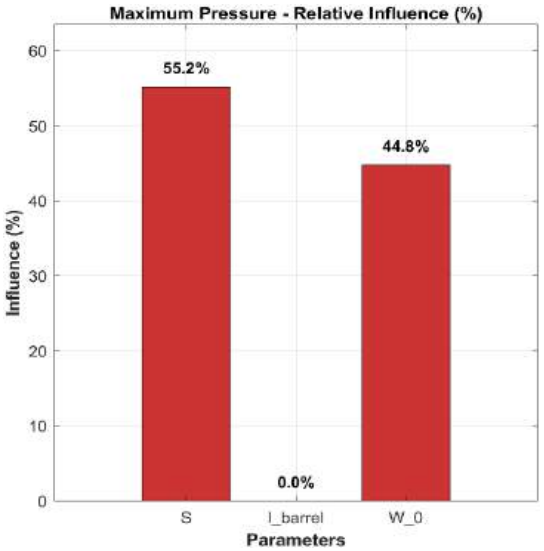
Hình 8. Biểu đồ phân bố áp suất lớn nhất



Hình 9. Biểu đồ phân bố áp suất đầu nòng



Hình 10. Ảnh hưởng của các tham số đối với vận tốc đầu nòng



Hình 11. Ảnh hưởng của các tham số đối với áp suất lớn nhất

Từ kết quả trên ta thấy:

Theo mô hình thuật phóng trong được xây dựng bởi hệ phương trình (1 - 8), các tham số hình học của nòng súng và buồng đạn tham gia trực tiếp vào phương trình chuyển động của đầu đạn và phương trình cân bằng năng lượng của hệ khí thuốc – đầu đạn. Trong đó, diện tích tiết diện lòng nòng S xuất hiện trực tiếp trong phương trình lực tác dụng lên đầu đạn ($F = p \cdot S$) và trong biểu thức xác định thể tích không gian sau đáy đạn ($W = W_0 + S \cdot l$, công thức (2)). Vì vậy, khi dung sai chế tạo làm thay đổi S, không chỉ lực tác dụng của khí thuốc lên đầu đạn thay đổi mà tốc độ biến thiên thể tích (dW/dt) cũng thay đổi do phụ thuộc trực tiếp vào S và vận tốc đầu đạn, dẫn đến sự thay đổi đồng thời của áp suất khí thuốc và gia tốc của đầu đạn. Điều này lý giải vì sao S có mức độ ảnh hưởng chi phối đến cả vận tốc đầu nòng và áp suất khí thuốc lớn nhất.

Thể tích ban đầu buồng đạn W_0 là tham số đặc trưng cho điều kiện ban đầu của quá trình thuật phóng trong và xuất hiện trực tiếp trong phương trình trạng thái khí thuốc và phương trình năng lượng (2 - 4). Dung sai của W_0 làm thay đổi mật độ nhồi thuốc phóng và tốc độ hình thành áp suất khí thuốc ở giai đoạn đầu của quá trình cháy.

Tuy nhiên, trong phạm vi dung sai chế tạo cho phép, sự biến thiên của tham số l hầu như không ảnh hưởng đáng kể đến áp suất khí thuốc lớn nhất, trong khi ảnh hưởng đến vận tốc đầu nòng vẫn tồn tại nhưng ở mức thấp**.**

Sử dụng phân tích độ nhạy bằng phương pháp hồi quy tuyến tính đã chuẩn hóa trên phần mềm MATLAB trên cơ sở phương trình (9 - 10) xác định được:

- Mức độ ảnh hưởng của các tham số đối với vận tốc đầu nòng:

S = 53,1 %, l = 15,3 %, W_0= 31,6 %.

- Mức độ ảnh hưởng của các tham số đối với áp suất lớn nhất:

S = 55,2 %, l = 0 %, W_0 = 44,8 %.

Từ các kết quả trên có thể khẳng định rằng ảnh hưởng của dung sai chế tạo là không đồng đều giữa các tham số, trong đó S và W_0 là hai yếu tố cần được ưu tiên kiểm soát nhằm giảm độ phân tán của vận tốc đầu nòng và áp suất lớn nhất. Việc tập trung tối ưu các dung sai tương ứng với hai tham số này khi chế tạo sẽ góp phần nâng cao độ tin cậy và tính ổn định và cải thiện hiệu năng làm việc của súng PKMS**.**

4. Kết luận

Kết quả mô phỏng cho thấy dung sai chế tạo của các tham số hình học nòng súng gây ra sự phân tán đáng kể của các tham số thuật phóng trong, đặc biệt là vận tốc đầu nòng và áp suất khí thuốc cực đại. Phân tích độ nhạy bằng mô hình hồi quy tuyến tính chuẩn hóa cho thấy diện tích tiết diện lòng nòng S và thể tích ban đầu buồng đốt W_0 là hai tham số có ảnh hưởng chi phối, với mức đóng góp lần lượt đạt 53,1 % và 31,6 % đối với vận tốc đầu nòng, và 55,2 % và 44,8 % đối với áp suất cực đại.

Mặc dù các tỷ lệ này không trực tiếp biểu diễn độ tin cậy, nhưng chúng phản ánh mức độ nhạy của các tham số đầu ra đối với sai lệch dung sai đầu vào. Các tham số có độ nhạy cao sẽ làm gia tăng độ phân tán của đại lượng đầu ra khi dung sai chế tạo biến thiên trong giới hạn cho phép, từ đó làm giảm xác suất các tham số thuật phóng nằm trong miền giá trị làm việc an toàn. Ngược lại, các tham số có độ nhạy thấp (như chiều dài nòng l) có ảnh hưởng không đáng kể đến độ phân tán và do đó ít tác động đến độ tin cậy.

Kết hợp với kết quả phân bố xác suất của vận tốc đầu nòng và áp suất khí thuốc, có thể nhận thấy rằng việc kiểm soát chặt chẽ dung sai của các tham số S và W_0 sẽ góp phần làm giảm độ phân tán của các đại lượng đầu ra, qua đó nâng cao xác suất làm việc ổn định của hệ thống.

Các kết quả thu được từ MATLAB cho thấy việc ưu tiên kiểm soát và tối ưu dung sai của các tham số S và W_0 sẽ góp phần nâng cao độ tin cậy của các tham số thuật phóng trong, nâng cao tính ổn định và an toàn làm việc của súng PKMS. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học quan trọng cho thiết kế bền vững, tối ưu dung sai chế tạo và nâng cao chất lượng khai thác sử dụng vũ khí trong thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010). *Số liệu vũ khí - đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015). *Thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
3. Carlucci, D.E., Jacobson, S.S. (2018). *Ballistics: Theory and Design of Guns and Ammunition*. 3rd ed., CRC Press.
4. Mishra, A., Gupta, N.K. (2019). "*Sensitivity analysis of interior ballistic parameters with respect to chamber and barrel geometry tolerances*", *Defence Technology*. Vol. 15, No. 6, pp. 945 - 954.
5. Zhang, Y., Li, X., Wang, J. (2020). "*Numerical simulation and reliability analysis of interior ballistics considering manufacturing uncertainties*", *Journal of Applied Mechanics*. Vol. 87, No. 4, 041004.
6. Lee, J.H., Kim, S.Y. (2021). "*Effect of barrel geometry variation on muzzle velocity and peak pressure of small-caliber weapons*", *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*. Vol. 46, No. 7, pp. 1089–1098.
7. Ivanov, A., Petrov, V. (2022). "*Reliability-based assessment of interior ballistic performance under manufacturing tolerances*", *Applied Mechanics and Materials*. Vol. 894, pp. 112 - 120.
8. D. C. Montgomery, E. A. Peck, and G. G. Vining. *Introduction to Linear Regression Analysis*. 5th ed. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, 2012.

Influence of Manufacturing Tolerances on the Reliability of Internal Ballistic Parameters of the PKMS Machine Gun

Abstract: *This paper investigates the influence of manufacturing tolerances on the reliability of the interior ballistic parameters of the PKMS general-purpose machine gun, utilizing MATLAB software. The theoretical framework is established based on the interior ballistics model, integrated with reliability assessment methodologies for weaponry. In this study, MATLAB is employed to develop the mathematical model and simulate the interior ballistics problem, where tolerances in chamber dimensions, rifling cross-sectional area, and barrel length are treated as random variables. Statistical tools within MATLAB facilitate the evaluation of the dispersion of critical parameters, such as propellant gas pressure and muzzle velocity. The Weibull distribution and reliability metrics are applied to quantify the probability of stable system operation when tolerances vary within permissible limits. Simulation results demonstrate that certain key tolerances significantly impact the reliability of ballistic parameters, particularly those associated with the cartridge chamber. On this basis, technological measures can be recommended to enhance the manufacturing productivity of PKMS gun barrels while ensuring their operational reliability.*

Keywords: Machine gun (PKMS); manufacturing tolerances; internal ballistics parameters; reliability.

Nghiên cứu bài toán động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1

Nguyễn Văn Quang[1], Mai Quốc Chiên[2]

[1]Hệ QLHV sau đại học/HVKTQS; [2]Học viện Phòng không Không quân

Email: quang1411997@gmail; Tel: 0946750217

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp xây dựng mô hình động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1. Kết quả tính toán xác định được quy luật áp suất, vận tốc đầu đạn khi chuyển động trong nòng, xác định được quy luật chuyển động của nòng, khoá nòng và bệ khoá nòng. Các kết quả của bài báo phù hợp với tài liệu thiết kế chứng tỏ mô hình tính toán động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 là phù hợp làm cơ sở cho việc nghiên cứu, thiết kế, chế tạo cải tiến súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ mới trong quân đội.

***Từ khóa*:** *Động lực học; súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1; máy tự động; Matlab.*

1. Đặt vấn đề

Súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 là một trong những loại vũ khí hỏa lực mạnh, cơ động cao, được sử dụng để tiêu diệt các mục tiêu trên không tầm thấp như máy bay, trực thăng, UAV, đồng thời có khả năng tiêu diệt mục tiêu hạng nhẹ trên mặt đất. Trong hệ thống vũ khí hỏa lực tầm thấp, súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 vẫn đóng vai trò quan trọng và được cất giữ tại nhiều kho vũ khí chiến lược của Bộ Quốc phòng với số lượng lớn. Do vậy, việc nghiên cứu bài toán động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 có ý nghĩa thiết thực, làm cơ sở để đánh giá độ tin cậy, nâng cao hiệu suất bắn và cải tiến súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ mới trong quân đội.

Bài báo tập trung nghiên cứu bài toán động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1, đây là hướng tiếp cận khoa học nhằm mô hình hóa các quy luật làm việc của cơ cấu vũ khí (Nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng). Trên cơ sở mô hình toán học của quá trình thuật phóng trong và các giả thiết hợp lý về cơ cấu, thiết lập hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của các khâu chính trong máy tự động. Hệ phương trình được giải bằng các phương pháp số hiện đại (Runge–Kutta bậc 4, Newmark-β) trên phần mềm lập trình Matlab, qua đó xác định các quy luật biến thiên áp suất, hành trình, vận tốc các khâu. Kết quả tính toán được so sánh với số liệu thiết kế cho thấy độ phù hợp cao, sai số dưới 5%.

2. Xây dựng mô hình

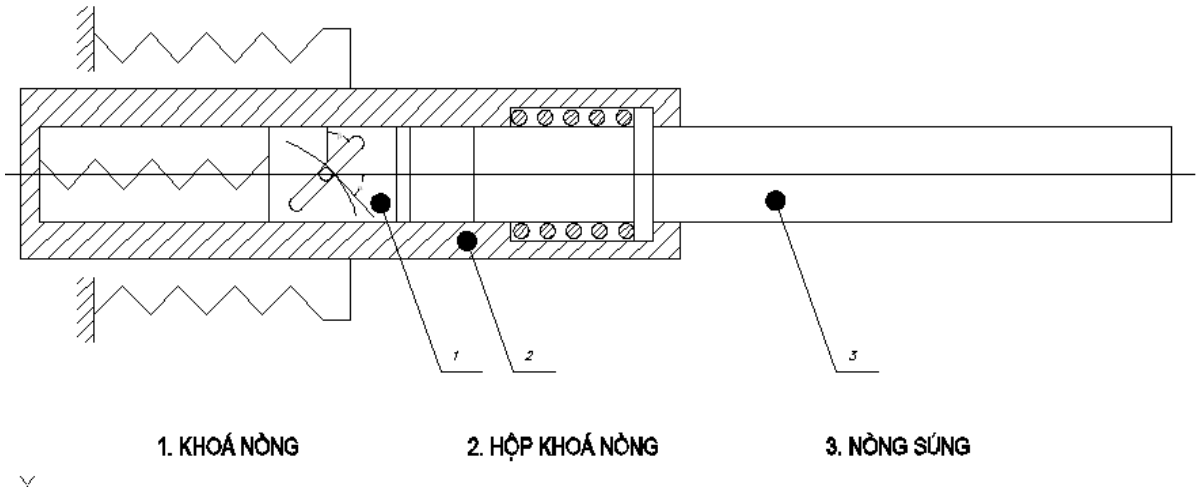
2.1. Nguyên lý hoạt động của máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1

Súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1 hoạt động theo nguyên lý nòng lùi ngắn, cơ cấu gia tốc không gian, tiếp đạn bằng băng mắt kín (Hình 1). Sau khi đạn ra khỏi nòng do tác dụng khí thuốc piston tăng lùi làm cho nòng tăng tốc lùi ra sau. Do tác dụng của cơ cấu cam, làm đầu khóa quay để mở khóa và gia tốc cho bệ khóa nòng lùi ra sau để tống đạn.

Mắt băng tiếp đạn mắt kín, vì vậy khi lùi ra sau khóa nòng tiến hành rút vỏ đạn, đẩy móng kéo băng ra ngoài và đưa đạn vào đường tống đạn, sau khi giảm va khóa nòng tống đạn, kéo băng đạn để đưa viên đạn vào vị trí mới để chờ, cuối cùng đóng khóa và phát hỏa.

Năng lượng hoạt động của cơ cấu tự động là sử dụng năng lượng lùi của nòng cung cấp cho các cơ cấu tự động. Mô hình động lực học này cũng được áp dụng chung cho các loại vũ khí hoạt động trên nguyên tắc nòng lùi ngắn, có nghĩa rằng dựa vào mô hình này, ta

lập được phương trình vi phân chuyển động của máy tự động và giải ra được các thông số cần thiết cho hệ vũ khí hoạt động theo nguyên lý nòng lùi ngắn[1-2].



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1

2.2. Giả thiết

2.2.1. Giả thiết bài toán thuật phóng trong

- Thuốc phóng cháy tuân theo qui luật hình học, tốc độ cháy tuân theo quy luật tuyến tính;

- Nhiệt độ cháy của khí thuốc coi như là không thay đổi trong quá trình thuốc phóng cháy;

- Chỉ số đoạn nhiệt K bằng hằng số và bằng giá trị trung bình trong khoảng thay đổi nhiệt độ của khí thuốc;

- Công thứ yếu được tính qua hệ số tăng nặng đầu đạn φ.

2.2.2. Giả thiết xây dựng hệ phương trình vi phân bài toán máy tự động

- Trừ lò xo là một chi tiết đàn hồi, các khâu trong máy tự động đều được coi là vật rắn tuyệt đối, liên kết động với nhau. Khối lượng của lò xo phân bố đều theo chiều dài, biến dạng của lò xo là tuyến tính;

- Các khâu trong máy tự động đều chuyển động song phẳng;

- Bỏ qua yếu tố ma sát giữa các khâu trong quá trình tính toán;

- Hộp khóa nòng là đứng yên tuyệt đối;

- Dùng khối lượng thu gọn thay cho khối lượng phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể chọn tuỳ ý, thường là điểm tiếp xúc của hai khâu hoặc điểm đặt của ngoại lực tác dụng.

2.3. Hệ phương trình thuật phóng trong [3]

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = s_1 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = s_1.\chi\left(1+2\lambda.z+3\mu.z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S.p.g}{\varphi.q} \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ p = \dfrac{f.\omega.\psi - \dfrac{\theta}{2g}\varphi.q.v^2}{W_0 - (1-\psi)\dfrac{\omega}{\delta} - \alpha.\omega.\psi + S.l} \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó:

+ p, v: Áp suất khí thuốc trong lòng nòng và vận tốc đầu đạn tại thời điểm t;

+ z: Bề dày cháy tương đối của thuốc phóng, thay đổi từ $0 \div 1$;

+ s_1: Hệ số điều khiển, ở thời kỳ sơ bộ và thời kỳ thứ nhất $s_1 = 1$, ở và thứ hai $s_1 = 0$;

+ I_k: xung lượng của áp suất khí thuốc;

+ v: Vận tốc chuyển động của đầu đạn tại thời điểm t;

+ s: diện tích tiết diện ngang lòng nòng;

+ Ψ: Quy luật sinh khí của thuốc phóng thay đổi từ $0 \div 1$;

+ χ, λ: các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng;

+ ω: Trọng lượng của thuốc phóng;

+ q: Trọng lượng của đầu đạn;

+ φ: Hệ số tính công thứ yếu: $\varphi = K + \frac{1}{3}.\frac{\omega}{q}$ [3].

2.4. Phương trình động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1

Áp dụng phương trình Lagrange loại II, ta có phương trình chuyển động các khâu liên kết có dạng tổng quát:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial L}{\partial \dot{x}_i}\right) - \frac{\partial L}{\partial x_i} = Q_{x_i} \quad (2)$$

Trong đó:

+ L = T-V: Hàm Lagrange;

+ T: Động năng;

+ V: Thế năng;

+ x_i: Tọa độ suy rộng;

+ Qx_i: Lực suy rộng của cơ hệ.

Ta tiến hành lập phương trình chuyển động theo từng giai đoạn khảo sát, quy ước chiều dương là chiều chuyển động của viên đạn (11 giai đoạn) [1]:

Giai đoạn 1: Hệ lùi tự do (0 ≥ x₁ ≥ -0,1 dm)

$$(m_n + m_{dkn} + m_{bkn} + m_v + \frac{m_{lxn} + m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_1 + (k_n + k_{kn})x_1 = \\ = -p(t).S - k_n \Delta x_n - k_{kn} \Delta x_{kn} \quad (3)$$

Giai đoạn 2: Gia tốc mở khóa nòng (-0,1 ≥ x₁ ≥ -0,25 dm)

$$\left(m_n + m_{dkn} + m_v + \frac{m_{lxn}}{3} + J_{dkn}\left(\frac{tg\alpha_1}{R_1}\right)^2 + \left(m_{bkn} + \frac{m_{lxkn}}{3}\right)\left(1 + \frac{R_2}{R_1} tg\alpha_1 \cot g\alpha_2\right)^2 \right)\ddot{x}_1 \\ + (k_n + k_{kn}(1 + \frac{R_2.\mathrm{tg}\alpha_1.\cot g\alpha_2}{R_1}))x_1 = \quad (4) \\ = -p(t).S - k_n \Delta x_n - k_{kn}(-x_{1c}\frac{R_2.\mathrm{tg}\alpha_1.\cot g\alpha_2}{R_1} + \Delta x_{kn})$$

Giai đoạn 3: Nòng lùi quán tính (-0,25 ≥ x₁ ≥ -0,3 dm)

$$(m_n + \frac{m_{lxn}}{3})\ddot{x}_1 + k_n x_1 = -k_n \Delta x_n \quad (5)$$

Giai đoạn 4: Nòng được đẩy lên trên cùng (0 ≥ x₁ ≥ -0,3 dm)

$$(m_n + \frac{m_{lxn}}{3})\ddot{x}_1 + k_n x_1 = -k_n \Delta x_n \quad (6)$$

Giai đoạn 5: Đầu khóa và bệ khóa nòng lùi quán tính, rút vỏ đạn (-0,25 ≥ x₂ ≥ -0,35 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + m_v + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_2 + k_{kn}x_2 = -k_{kn}(-0,1 + \Delta x_{kn}) + F_r \quad (7)$$

Giai đoạn 6: Đầu khoá nòng và bệ khoá nòng lùi quán tính, đẩy móng kéo băng ra (-0,35 ≥ x₂ ≥ -1,7 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + m_v + \tan\gamma.m_m + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_2 + k_{kn}x_2 = -k_{kn}(-0,1 + \Delta x_{kn}) \quad (8)$$

Giai đoạn 7: Khóa nòng lùi ấn đạn (-1,7 ≥ x₂ ≥ -2,03 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + m_v + \tan\gamma.m_m + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_2 + k_{kn}x_2 = -k_{kn}(-0,1 + \Delta x_{kn}) + F_a \quad (9)$$

Giai đoạn 8: Khóa nòng lùi giảm va (-2,03 ≥ x₂ ≥ -2,22 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + \tan\gamma.m_m + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_2 + k_{kn}x_2 = -k_{kn}(-0,1 + \Delta x_{kn}) \quad (10)$$

Giai đoạn 9: Khóa nòng được đẩy lên, kéo băng đạn để đưa viên đạn vào trị trí chờ tống đạn (-0,7 ≥ x₃ ≥ -2,32 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + (m_m + m_{vi}).\tan\gamma + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_3 + k_{kn}x_3 = -k_{kn}\Delta x_{kn} + F_b \quad (11)$$

Giai đoạn 10: Khóa nòng được đẩy lên, tống viên đạn vào buồng đạn (-0,1 ≥ x₃ ≥ -0,7 dm)

$$(m_{dkn} + m_{bkn} + m_{vi} + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_3 + k_{kn}x_3 = -k_{kn}\Delta x_{kn} \quad (12)$$

Giai đoạn 11: Đóng khóa (0 ≥ x₃ ≥ -0,1 dm)

$$(J_{dkn}\left(\frac{\cos\alpha_2}{R_2}\right)^2 + m_{bkn} + \frac{m_{lxkn}}{3})\ddot{x}_3 + k_{kn}x_3 = -k_{kn}\Delta x_{kn} \quad (13)$$

Trong đó:

+ x_1, x_2, x_3: tọa độ suy rộng của nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng;

+ m_n, m_{dkn}, m_{bkn}: khối lượng của nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng;

+ m_{lxn}, m_{lxkn}: khối lượng của lò xo nòng, lò xo khoá nòng;

+ k_n, k_{kn}: độ cứng của lò xo nòng, lò xo khoá nòng;

+ Δx_n , Δx_{kn} : độ nén ban đầu của lò xo nòng, lò xo khoá nòng;

+ J_{dkn} : momen quán tính của đầu khoá nòng đối với trục đầu nòng;

+ R_1, R_2: khoảng cách từ trục quay của đầu khoá nòng đến hộp khoá nòng và bệ khoá nòng;

+ α_1 , α_2 : góc của rãnh gia tốc trên hộp khoá nòng và trên bệ khoá nòng;

+ γ : góc nghiêng trên bàn trượt;

+ m_v, m_{vi}, m_m: khối lượng 01 vỏ đạn, 01 viên đạn, bàn móng kéo băng;

+ F_r: lực cản rút vỏ đạn;

+ F_a: lực ấn đạn;

+ F_b: lực cản kéo băng.

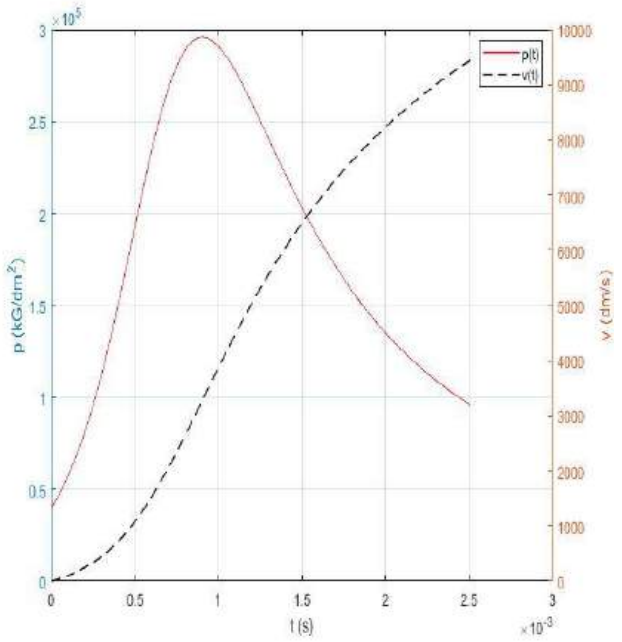
3. Giải bài toán và kết quả

Nhập các thông số đầu vào tiến hành giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong theo phương pháp số Runge-Kutta và giải bài toán động lực học máy tự động theo phương pháp Newmark-β ta được kết quả là quy luật biến thiên áp suất, vận tốc chuyển động của đạn trong lòng nòng theo thời gian (Hình 2), quy luật chuyển động của nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng (Hình 3) và quy luật biến thiên vận tốc nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng theo thời gian (Hình 4).

Bảng 1. Thông số đầu vào giải bài toán thuật phóng trong và máy tự động [1]

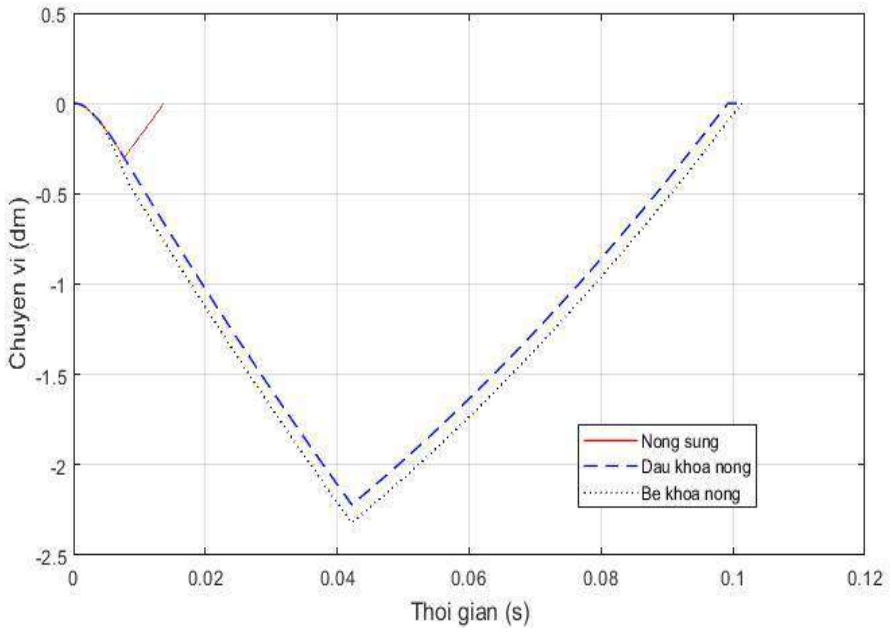
STT	Tên chi tiết	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Cỡ nòng	d	0,145	dm
2	Diện tích tiết diện nòng	S	0,0172	dm^2
3	Thể tích buồng đốt	W_0	0,036	dm^3
4	Chiều dài buồng đốt	l_d	12,25	dm
5	Áp suất tống đạn	p_0	40000	kG/dm^2
6	Trọng lượng đầu đạn xuyên cháy	q	0,064	kG

STT	Tên chi tiết	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
7	Trọng lượng thuốc phóng	ω	0,030	kG
8	Gia tốc trọng trường	g	98,1	dm/s^2
9	Lực thuốc phóng	f	102000	kG.dm/kG
10	Lượng cộng tích	α	1	dm^3/kG
11	Đặc trưng hình dạng thuốc phóng	χ; χ^{λ}	1,06; -0,0566	
12	Mật độ nhồi của thuốc	δ	1,6	kG/dm^3
13	Hệ số mũ đoạn nhiệt	k	1,2	k= θ+1
14	Xung lượng thuốc phóng	I_k	529,92	$kG.s/dm^2$
15	Khối lượng thân súng	m_t	49,4	kg
16	Khối lượng hộp khóa nòng	m_{hkn}	20	kg
17	Khối lượng nòng súng	m_n	19,5	kg
18	Khối lượng đầu khóa nòng	m_{dkn}	4,3	kg
19	Khối lượng bệ khoá nòng	m_{bkn}	2,4	kg
20	Khối lượng lò xo nòng	m_{lxn}	0,843	kg
21	Khối lượng lò xo khóa nòng	m_{lxkn}	0,35	kg
22	Độ cứng lò xo nòng	k_n	168,4	kG/dm^2
23	Độ cứng lò xo khóa nòng	k_{kn}	5,1	kG/dm^2
24	Momen quán tính của đầu khóa	J_{dkn}	0,47	$kG.dm^2$
25	Độ nén ban đầu của lò xo nòng	Δx_n	-0,75	dm
26	Độ nén ban đầu của lò xo khoá nòng	Δx_{kn}	-3,45	dm

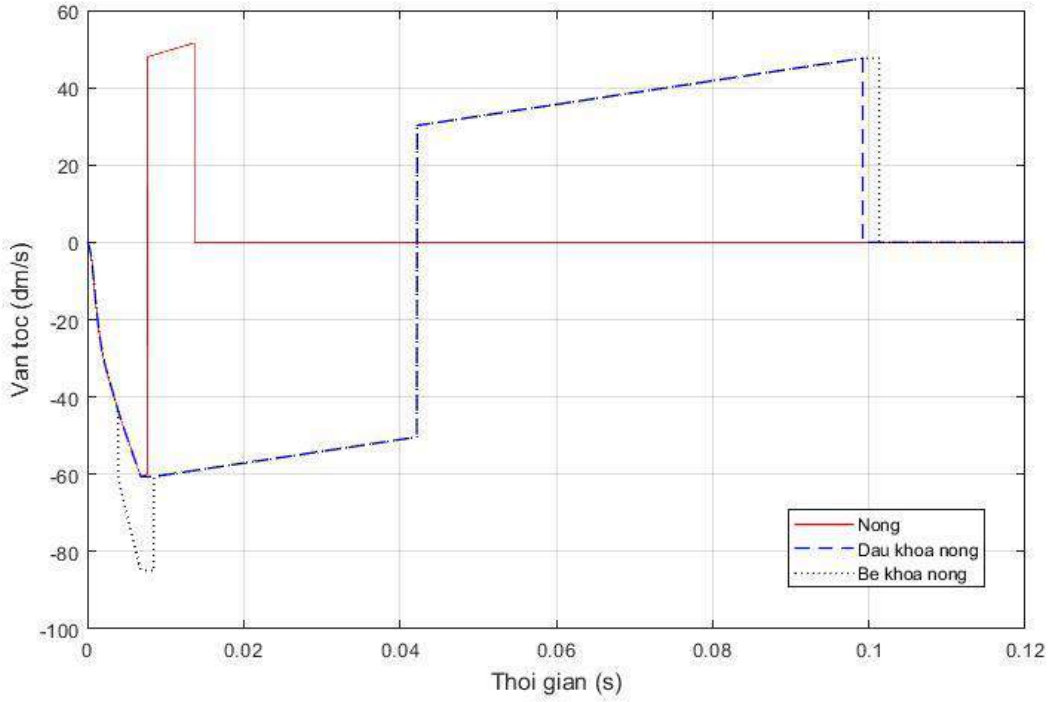


Hình 2. Đồ thị quy luật biến thiên áp suất, vận tốc chuyển động đạn trong lòng nòng theo thời gian

Nhận xét: Từ kết quả thuật phóng (Hình 2) so sánh với số liệu thông số chiến kỹ thuật của súng do nhà sản xuất đưa ra là $v_{max} = 10^4$ (dm/s); $p_{max} = 3.10^5$ (kG/dm^2) nhận thấy kết quả có sự chênh lệch không đáng kể, sai số không quá 5 %.



Hình 3. Đồ thị quy luật chuyển động của nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng theo thời gian



Hình 4. Đồ thị vận tốc nòng, đầu khoá nòng, bệ khoá nòng theo thời gian

Nhận xét:

- Thời gian thực hiện xong một phát bắn t = 0,1013 s (Tính ra tốc độ bắn bằng 592 phát/phút phù hợp với thông số chiến kỹ thuật nhà sản xuất cung cấp 550-650 phát/phút, đáp ứng yêu cầu bài toán);

- Vận tốc lớn nhất của nòng, bệ khoá nòng lần lượt là: v_{n_max}= 59,95 dm/s, v_{bkn_max}= 84,88 dm/s;

- Vận tốc nòng, bệ khoá nòng tại thời điểm va chạm với hộp khóa nòng khi lùi còn khá lớn gây rung lắc, khó khăn cho pháo thủ trong quá trình bắn.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình toán học động lực học máy tự động súng máy phòng không 14,5 mm ZGU-1. Hệ phương trình vi phân được thiết lập và giải bằng phương pháp số Runge–Kutta và Newmark-β. Kết quả mô phỏng đã xác định quy luật biến thiên áp suất, hành trình và vận tốc các khâu, cho kết quả phù hợp với số liệu thiết kế. Mô hình có thể sử dụng để phân tích ảnh hưởng của các tham số thiết kế, hỗ trợ công tác bảo dưỡng và cải tiến kỹ thuật. Trong nghiên cứu tiếp theo, cần mở rộng mô hình để xét đến ma sát, biến dạng vật liệu và ảnh hưởng nhiệt động học chi tiết hơn.

Tài liệu tham khảo

1. *Tài liệu kỹ thuật súng máy phòng không 14,5 mm* (1997), Bộ Quốc phòng, 15-40.

2. Phạm Huy Chương (2012), *Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 10-40.

3. Nghiêm Xuân Trường, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), *Thuật phóng trong, Bài tập thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 40 - 80.

Dynamic analysis of the automatic mechanism of the 14.5 mm ZGU-1 anti-aircraft machine gun

Abstract: *This paper presents a methodology for developing a dynamic model of the automatic mechanism of the 14.5 mm ZGU-1 anti-aircraft machine gun. The computational results determine the pressure evolution and the projectile muzzle velocity during its motion inside the barrel, as well as the motion laws of the barrel, the breechblock, and the breechblock carrier. The results obtained are in good agreement with the design documentation, demonstrating that the proposed dynamic model of the automatic mechanism of the 14.5 mm ZGU-1 anti-aircraft machine gun is suitable as a basis for research, design, and improvement of the weapon to meet new operational requirements of the armed forces.*

Keywords: Dynamics; 14,5 mm ZGU-1 anti-aircraft machine gun; automatic firing system; Matlab.

Khảo sát ảnh hưởng của tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo trên hệ giảm giật của ZU-23-2 (23 mm)

Phạm Quang Thịnh[1*], Nguyễn Văn Dung[2]

Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: Quangthinh168@gmail.com; Tel: 0969.993.882

Tóm tắt

Trong bài báo này, chúng tôi trình bày mô hình để tính toán và thiết lập phương trình vi phân chuyển động của máy tự động hoạt động theo nguyên lý trích khí trên giá có giảm giật. Từ đó xác định tác động của lực – xung lực của vũ khí tác dụng lên giá trong một chu kỳ hoạt động, được biểu diễn bằng sơ đồ lực – xung lực. Đồng thời nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo trên hệ giảm giật pháo phòng không ZU-23-2 (23 mm).

Từ khóa: *Pháo phòng không ZU-23-2 (23 mm); Lực – xung lực; Tham số kết cấu; Chuyển vị thân pháo.*

1. Đặt vấn đề

Để giảm xung lực phát bắn lên giá, các loại vũ khí tự động cỡ nòng từ 12,7mm đến 23 mm thường sử dụng thiết bị giảm giật. Giảm giật là cơ cấu tiêu tán năng lượng dư của phát bắn, có tác dụng làm giảm đáng kể lực tác dụng lên giá, đảm bảo độ ổn định của vũ khí khi bắn. Dựa vào cơ chế làm việc của giảm giật có thể giảm khối lượng và kích thước của giá, từ đó làm cho vũ khí gọn nhẹ hơn nhưng vẫn đảm bảo độ chính xác khi bắn. Nội dung của bài báo là xây dựng mô hình, thiết lập hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động hoạt động theo nguyên lý trích khí trên giá có giảm giật. Xác định tác động của lực – xung lực của vũ khí lên giá. Từ đó nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo trên giảm giật pháo phòng không ZU-23-2 (23 mm).

2. Xây dựng mô hình

2.1. Mô hình toán học

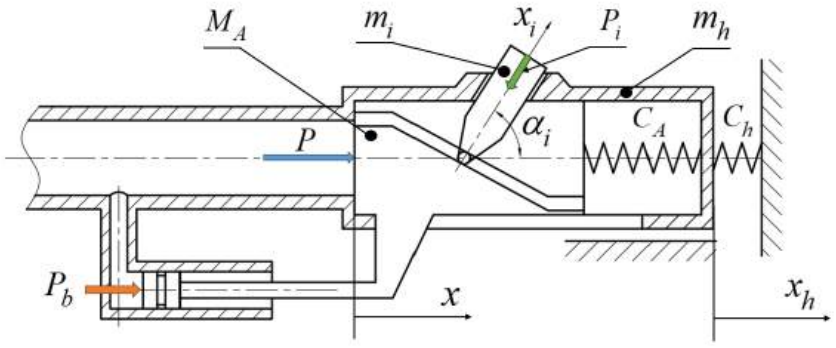
2.1.1. Các giả thiết

- Trừ lò xo là chi tiết đàn hồi, các khâu khác coi là vật rắn tuyệt đối, liên kết động với nhau, có tỷ số truyền biến thiên hoặc không đổi;

- Các khâu trong máy tự động đều chuyển động song phẳng;

- Dùng khối lượng thu gọn thay thế khối lượng phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể tùy chọn, thường là điểm tiếp xúc của hai khâu hoặc điểm đặt của ngoại lực tác dụng;

2.1.2. Mô hình tính toán



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý làm việc của máy tự động trích khí có giảm giật

m_i – Khối lượng khâu làm việc của máy tự động;

M_A – Khối lượng bệ khoá;

m_h – Khối lượng thân pháo;

C_A, C_h – Độ cứng của lò xo đẩy về, lò giảm giật;

x, x_h – Toạ độ bệ khoá nòng có khối lượng M_A, toạ độ thân pháo có khối lượng m_h.

Cơ cấu tự động gồm khâu cơ sở có khối lượng M_A và các khâu làm việc có khối lượng m_i. Hướng chuyển động của các khâu làm việc m_i hợp với hướng chuyển động của khâu cơ sở theo một góc α_i. Tỷ số truyền và hiệu suất truyền từ khâu cơ sở đến các khâu làm việc lần lượt là K_i và η_i.

2.2. Hệ phương trình vi phân tổng quát

Để thiết lập phương trình vi phân chuyển động của máy tự động và thân pháo khi bắn có nhiều phương pháp. Ta có thể dùng phương pháp của cơ học giải tích như dựa vào định luật II Niutơn hoặc dùng phương pháp Lagrăng. Do các liên kết trong cơ hệ nghiên cứu không phụ thuộc vào thời gian nên thuận tiện và hiệu quả ta dùng phương pháp Lagrăng trong hệ toạ độ suy rộng độc lập để thành lập phương trình vi phân chuyển động của máy tự động.

Dùng phương trình Lagrăng loại II theo [1]:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_j}\right) - \frac{\partial T}{\partial q_j} + \frac{\partial \Pi}{\partial q_j} = Q_j \qquad \left(j = 1, 2, ...\right) \tag{1}$$

Trong đó:

T, Π – động năng và thế năng của hệ;

Q_j – lực suy rộng;

q_j, $\dot{q}_j$ – tọa độ và tốc độ suy rộng;

j – số bậc tự do. Xét hệ có 2 bậc tự do là: $q_1 = x$ và $q_2 = x_h$.

Động năng của cơ hệ:

$$T = \frac{M_A V_A^2}{2} + \frac{m_h V_h^2}{2} + \sum_{i=1}^{n} \frac{m_i V_i^2}{2} \tag{2}$$

Trong đó:

V_A – vận tốc tuyệt đối của khâu cơ sở: $V_A^2 = \left(\dot{x} + \dot{x}_h\right)^2$;

V_i – vận tốc tuyệt đối khâu làm việc thứ i: $V_i^2 = K_i^2 \dot{x}^2 + \dot{x}_h^2 + 2K_i \dot{x}.\dot{x}_h \cos\alpha_i$;

m_h, m_i – khối lượng thân pháo và khâu làm việc thứ i.

Biểu thức (2) được viết lại thành:

$$T = \frac{1}{2}\left[\left(M_A + \sum_{i=1}^{n} K_i^2 m_i\right)\dot{x}^2 + \left(M_A + m_h + \sum_{i=1}^{n} m_i\right)\dot{x}_h^2 + 2\left(M_A + \sum_{i=1}^{n} K_i m_i \cos\alpha_i\right)\dot{x}\dot{x}_h\right] \tag{3}$$

Thế năng của hệ: $\Pi = \frac{1}{2}\left(\Pi_o + C_A x\right)^2 + \frac{1}{2}\left(\Pi_{ho} + C_h x_h\right)^2$ (4)

Lực suy rộng: $Q_A = P_A - \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} P_i;\ \ Q_h = P_h - F \sin \dot{x}_h$ (5)

Lấy đạo hàm của T theo (3), Π theo (4) thay vào (1) ta được:

$$\left(M_A + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i^2}{\eta_i} m_i\right)\ddot{x} + \dot{x}^2 \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} m_i \frac{dK_i}{dx} + \left(M_A + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} m_i \cos\alpha_i\right)\ddot{x}_h + C_A x = P_A - \Pi_{A0} - \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} P_i$$

$$\left(M_A + m_h + \sum_{i=1}^{n} m_i\right)\ddot{x}_h + \left(m_A + \sum_{i=1}^{n} K_i m_i \cos\alpha_i\right)\ddot{x} + \dot{x}^2 \sum_{i=1}^{n} K_i m_i \cos\alpha_i \frac{dK_i}{dx} + C_h x_h = P_h - \Pi_{ho} signx_h - F sign\dot{x}_h$$

Phương trình vi phân chuyển động của máy tự động:

$$\begin{cases} M'_A \ddot{x} + \dot{x}^2 M_{qt} + M_\eta \ddot{x}_h = P'_A - C_A x \\ M_K \ddot{x} + \dot{x}^2 M_i + M_h \ddot{x}_h = P'_h - C_h x_h \end{cases} \quad (6)$$

Trong đó:

$$M'_A = M_A + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i^2}{\eta_i} m_i; \qquad M_{qt} = \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} m_i \frac{dK_i}{dx};$$

$$M_\eta = M_A + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} m_i \cos\alpha_i; \qquad M_h = M_A + m_h + \sum_{i=1}^{n} m_i;$$

$$M_K = M_A + \sum_{i=1}^{n} K_i m_i \cos\alpha_i; \qquad M_i = \sum_{i=1}^{n} K_i m_i \cos\alpha_i \frac{dK_i}{dx};$$

$$P'_A = P_A - \Pi_{Ao} - \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} P_i; \qquad P'_h = P_h - \Pi_{ho} signx_h - F sign\dot{x}_h$$

$$signx_h = \begin{cases} 0 \\ -1 \\ 1 \end{cases} \text{ nếu } \begin{cases} x_h = 0 \\ x_h < 0 \\ x_h > 0 \end{cases} \qquad sign\dot{x}_h = \begin{cases} 0 \\ -1 \\ 1 \end{cases} \text{ nếu } \begin{cases} \dot{x}_h = 0 \\ \dot{x}_h < 0 \\ \dot{x}_h > 0 \end{cases}$$

Việc tính toán chuyển động của máy tự động và thân pháo khi khai hỏa được thực hiện bằng cách giải đồng thời: hệ phương trình vi phân (6), hệ phương trình thuật phóng trong theo tài liệu [2] và hệ phương trình nhiệt động buồng khí theo tài liệu [2] và [3], theo biến khoảng cách x hoặc theo thời gian t. Sau khi giải hệ, xác định các quy luật chuyển động *V=V(x), t=t(x)* hoặc *V=V(t), x=x(t)* của bệ khoá nòng, thân pháo và một số cơ cấu làm việc.

2.3. Xác định các lực - xung lực tác dụng lên thân pháo trong một phát bắn

Các loại vũ khí tự động hoạt động theo nguyên lý trích khí được trang bị bộ giảm giật nhằm làm giảm ảnh hưởng của lực giật lên giá pháo, từ đó tăng độ ổn định khi bắn. Để đánh giá độ ổn định của pháo, cần xác định lực va đập tác dụng lên giá pháo. Trước hết, ta xác định các xung lực và các lực tác dụng trong quá trình bắn.

Đối với pháo ZU-23-2 (23 mm) lắp trên giá, cần biết các lực tác dụng lên các phần khác nhau của thân pháo trong quá trình bắn. Bỏ qua các lực quán tính và ly tâm do người bắn tác

dụng, các lực sau đây tác dụng lên pháo trong quá trình bắn, theo [1]:

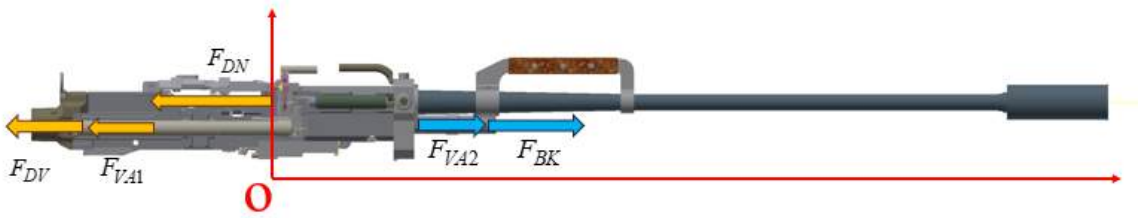
F_{DN} – lực áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng,

F_{BK} – lực áp suất khí thuốc tác dụng vào thành trước buồng khí,

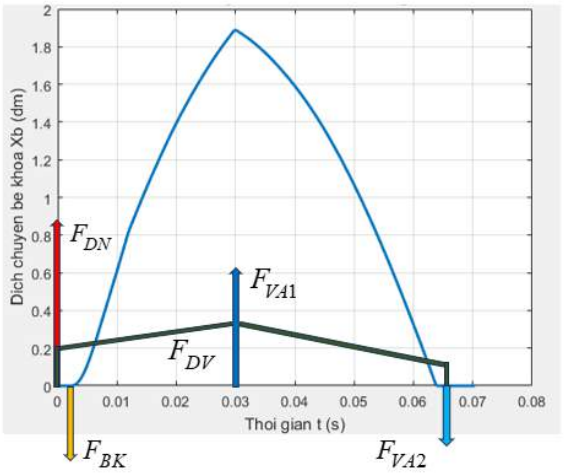
F_{VA1} – lực va chạm của bệ khoá tác dụng lên thân pháo ở vị trí sau cùng,

F_{VA2} – lực va chạm của bệ khoá tác dụng lên thân pháo ở vị trí trước cùng,

F_{DV} – lực lò xo đẩy về.



Hình 2. Các lực tác dụng lên giá của pháo ZU-23-2



Hình 3. Sơ đồ các lực tác dụng lên giá của pháo ZU-23-2

Trong đó, các lực thành phần được tính như sau:

* Lực khí thuốc tác dụng lên đáy nòng F_{DN}: $F_{DN} = P.S$

* Lực khí thuốc tác dụng vào thành trước buồng khí F_{BK}: $F_{BK} = P_b.S_b$

* Lực va chạm của của bệ khoá tại vị trí sau cùng:

$$F_{VA1} = I_1 / dt_{VA1} = M_{VA1}.(V_{VA_after_1} - V_{VA_before_1}) / dt_{VA1}$$

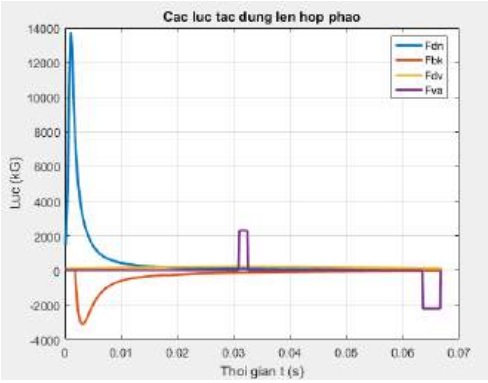
* Lực va chạm của của bệ khoá tại vị trí trước cùng:

$$F_{VA2} = I_2 / dt_{VA2} = M_{VA2}.(V_{VA_after_2} - V_{VA_before_2}) / dt_{VA2}$$

* Lực lò xo đẩy về F_{DV}: $F_{DV} = P_{0DV} + K_{DV}.X_b$

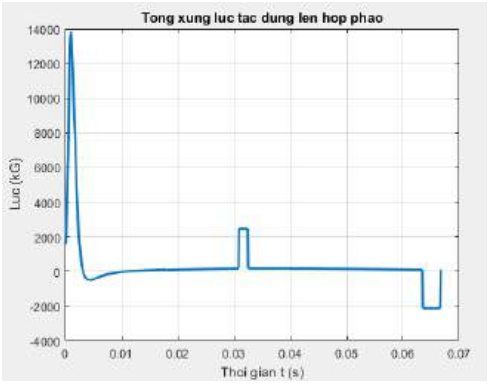
Các lực tác dụng trong một chu kỳ hoạt động và tổng các lực đó truyền từ thân pháo đến giá được gọi là tác động lực - xung lực của vũ khí lên giá. Khi bắn loạt, các lực này có tính chất tuần hoàn.

$$F_{\Sigma} = F_{DN} - F_{BK} + F_{DV} - F_{VA2} + F_{VA1} \quad (7)$$



Hình 4. Các lực tác dụng lên thân pháo khi bắn trong 1 chu kỳ

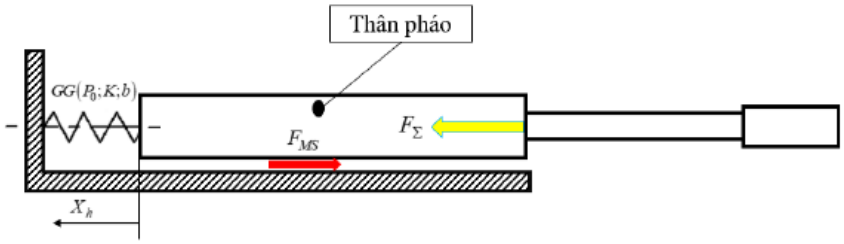
Hình 5 thể hiển quá trình lực tác dụng lên thân pháo ZU-23-2 trong một chu kỳ hoạt động (thời gian của chu kỳ hoạt động là 0,0666 s). Tốc độ bắn xấp xỉ 901 phát/phút.



Hình 5. Sơ đồ tổng xung lực tác dụng lên thân pháo ZU-23-2 trong 1 chu kỳ

3. Ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo

Để khảo sát ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến chuyển vị thân pháo, xét mô hình tính toán chuyển động của pháo ZU-23-2 trên giảm giật được thể hiện trong Hình 6.



Hình 6. Mô hình tính toán chuyển vị thân pháo

Phương trình vi phân tính chuyển vị thân pháo:

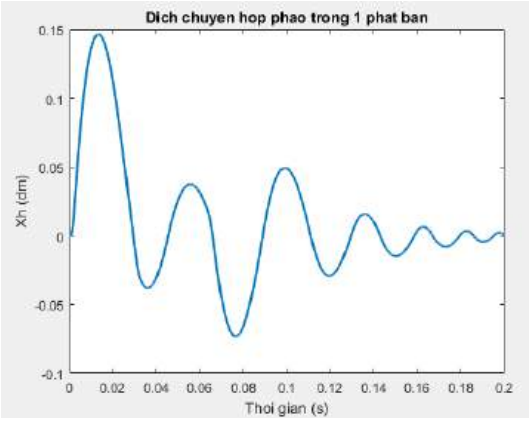
$$M.\ddot{X}_h = F_\Sigma - \left(P_0 + K.X_h + b.\dot{X}_h\right) - F_{MS}.\dot{X}_h.Sign\left(X_h\right) \quad (8)$$

Sử dụng phần mềm Matlab để tính toán, xác định chuyển vị thân pháo theo Hình 6 dựa trên phương trình (8), trong đó các tham số đầu vào của bộ giảm giật được cho trong Bảng 1:

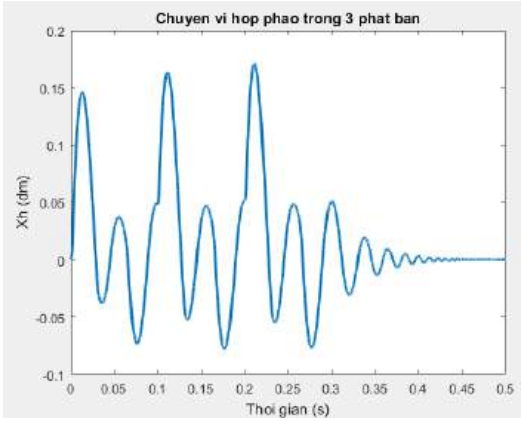
Bảng 1. Các tham số bộ giảm giật pháo phòng không ZU-23-2 (23 mm)

THAM SỐ KẾT CẤU	**Độ cứng LXGG K_{gg} (kG/dm)**	**Độ nén ban đầu LXGG P_0 (kG)**	**Hệ số cản nhớt GG b_{gg} (kG.s/dm)**
GIÁ TRỊ	6800	385	30

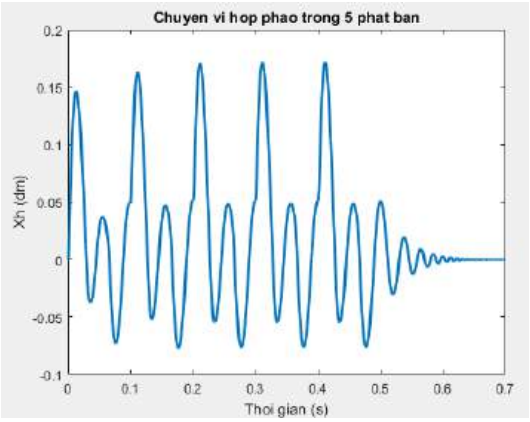
Kết quả tính toán chuyển vị của thân pháo trong 1 phát bắn, loạt 3 viên, 5 viên và 7 viên:



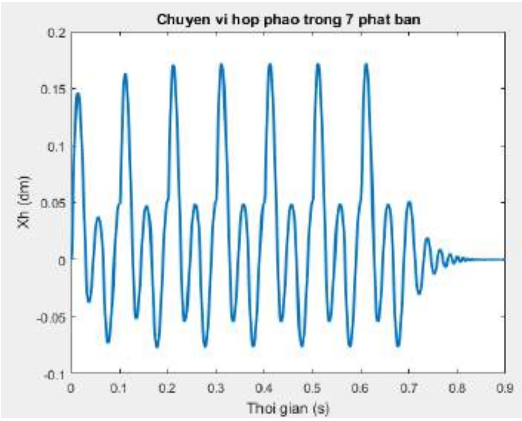
Hình 7. Chuyển vị thân pháo trong 1 phát bắn



Hình 8. Chuyển vị thân pháo trong loạt 3 viên



Hình 9. Chuyển vị thân pháo trong loạt 5 viên

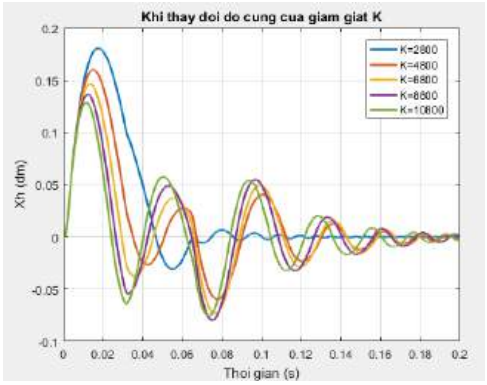


Hình 10. Chuyển vị thân pháo trong loạt 7 viên

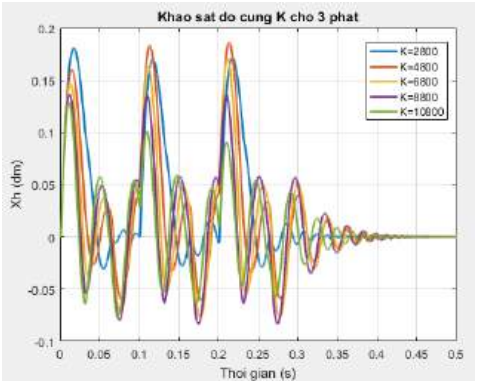
Qua khảo sát cho thấy, độ dịch chuyển lớn nhất của thân pháo trong phát bắn đầu tiên là X_h^{Max} = 0.1464 dm, khi bắn loạt 3 viên thì X_h^{Max} = 0.1708 dm, khi bắn loạt 5 viên thì X_h^{Max} = 0.172 dm và khi bắn loạt 7 viên thì X_h^{Max} = 0.1721 dm. Như vậy kết quả khảo sát phù hợp với yêu cầu 0.14 dm ≤ X_h ≤ 0.18 dm theo tài liệu [4].

3.1. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật

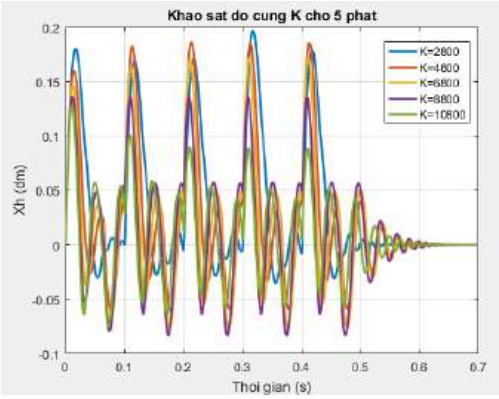
Hình 11, 12, 13, 14 thể hiện biểu đồ chuyển vị của thân pháo khi thay đổi độ cứng lò xo giảm giật trong 1 phát bắn và khi bắn loạt 3, 5, 7 viên.



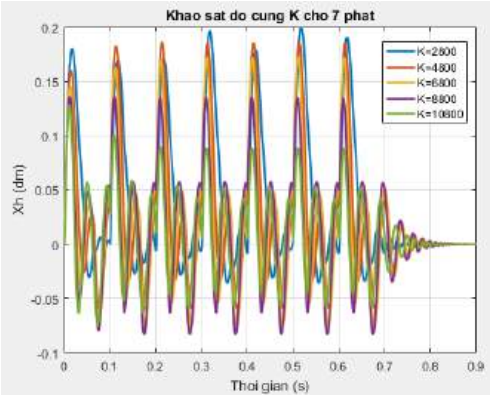
Hình 11. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến chuyển vị thân pháo (1 phát bắn)



Hình 12. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến chuyển vị thân pháo (loạt 3 viên)



Hình 13. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến chuyển vị thân pháo (loạt 5 viên)

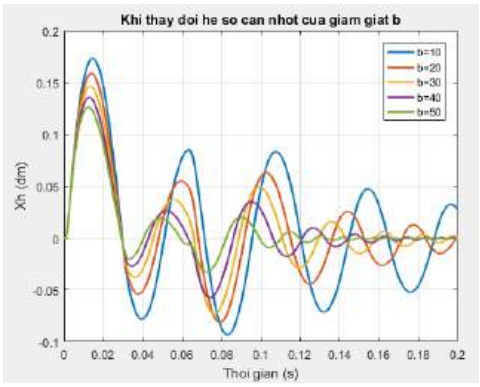


Hình 14. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến chuyển vị thân pháo (loạt 7 viên)

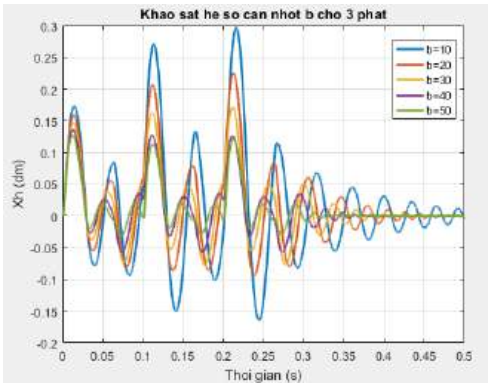
Khi độ cứng của lò xo giảm giật lớn thì chuyển vị của thân pháo nhỏ, trong khi khi độ cứng lò xo giảm giật nhỏ thì chuyển vị của thân pháo lớn hơn. Trong trường hợp độ cứng lò xo giảm giật quá lớn (K_{gg} = 10800 kG/dm, khi đó X_h^{Max} = 0.1284 dm) hoặc độ cứng lò xo giảm giật quá nhỏ (K_{gg} = 2800 kG/dm, khi đó X_h^{Max} = 0.1966 dm) thì X_h đều nằm ngoài khoảng giới hạn cho phép. Để 0.14 dm ≤ X_h ≤ 0.18 dm, khi đó 5690.05 kG/dm ≤ K_{gg} ≤ 8595.37 kG/dm.

3.2. Ảnh hưởng của hệ số cản nhớt

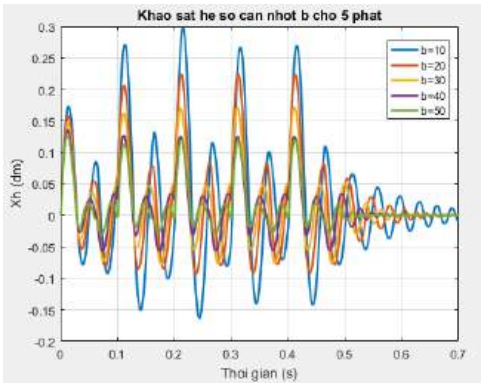
Hình 15, 16, 17, 18 thể hiện biểu đồ chuyển vị của thân pháo khi thay đổi hệ số cản nhớt giảm giật trong 1 phát bắn và khi bắn loạt 3, 5, 7 viên.



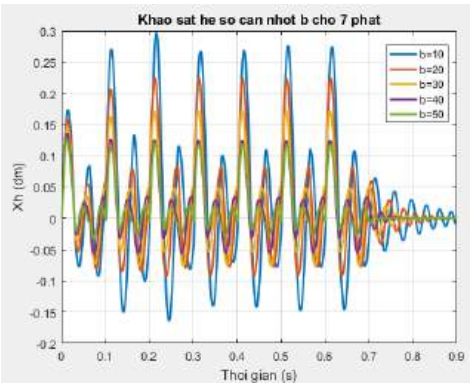
Hình 15. Ảnh hưởng của hệ số cản nhớt đến chuyển vị thân pháo (1 phát bắn)



Hình 16. Ảnh hưởng của hệ số cản nhớt đến chuyển vị thân pháo (loạt 3 viên)



Hình 17. Ảnh hưởng của hệ số cản nhớt đến chuyển vị thân pháo (loạt 5 viên)

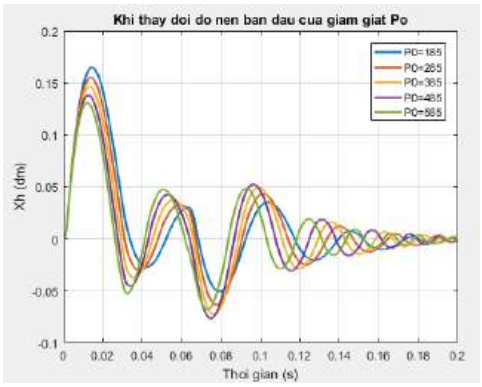


Hình 18. Ảnh hưởng của hệ số cản nhớt đến chuyển vị thân pháo (loạt 7 viên)

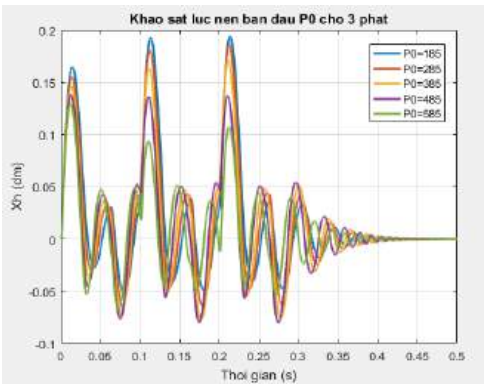
Khi hệ số cản nhớt giảm giật lớn thì chuyển vị của thân pháo nhỏ, trong khi hệ số cản nhớt giảm giật nhỏ thì chuyển vị của thân pháo lớn hơn. Trong trường hợp hệ số cản nhớt giảm giật quá lớn (b_{gg} = 50 kG.s/dm, khi đó X_h^{Max} = 0.1265 dm) hoặc hệ số cản nhớt giảm giật quá nhỏ (b_{gg} = 10 kG.s/dm, khi đó X_h^{Max} = 0.2981 dm) thì X_h đều nằm ngoài khoảng giới hạn cho phép. Để đảm bảo 0.14 dm ≤ X_h ≤ 0.18 dm, khi đó 28.517 kG.s/dm ≤ b_{gg} ≤ 38.838 kG.s/dm.

3.3. Ảnh hưởng của độ nén ban đầu lò xo giảm giật

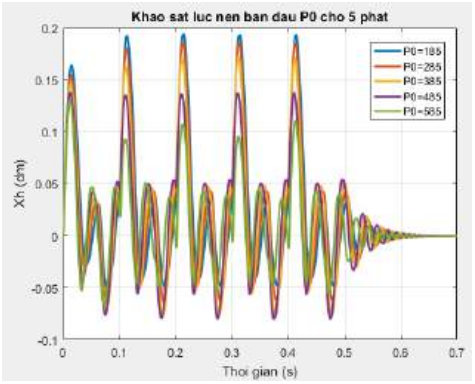
Hình 19, 20, 21, 22 thể hiện biểu đồ chuyển vị của thân pháo khi thay đổi độ nén ban đầu lò xo giảm giật trong 1 phát bắn và khi bắn loạt 3, 5, 7 viên.



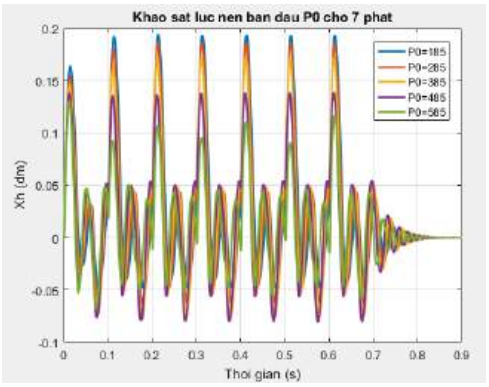
Hình 19. Ảnh hưởng của độ nén ban đầu LXGG đến chuyển vị thân pháo (1 phát bắn)



Hình 20. Ảnh hưởng của độ nén ban đầu LXGG đến chuyển vị thân pháo (loạt 3 viên)



Hình 21. Ảnh hưởng của độ nén ban đầu LXGG đến chuyển vị thân pháo (loạt 5 viên)



Hình 22. Ảnh hưởng của độ nén ban đầu LXGG đến chuyển vị thân pháo (loạt 7 vi)

Khi độ nén ban đầu của lò xo giảm giật lớn thì chuyển vị của thân pháo nhỏ, trong khi khi độ nén ban đầu lò xo giảm giật nhỏ thì chuyển vị của thân pháo lớn hơn. Trong trường hợp độ nén ban đầu của lò xo giảm giật quá lớn (P_0 = 585 kG, khi đó X_h^{Max} = 0.1307 dm) hoặc độ nén ban đầu của lò xo giảm giật quá nhỏ (P_0 = 185 kG, khi đó X_h^{Max} = 0.1943 dm) thì X_h đều nằm ngoài khoảng giới hạn cho phép. Để đảm bảo 0.14 dm ≤ X_h ≤ 0.18 dm, khi đó 330.06 kG ≤ P_0 ≤ 480.73 kG.

4. Kết luận và kiến nghị

Bài báo đã trình bày tác động của các lực khi bắn đến chuyển vị của thân pháo phòng không ZU-23-2 (23 mm) trong một chu kỳ bắn, khảo sát chuyển vị thân pháo khi thay đổi các thông số giảm giật trong trường hợp bắn phát một, bắn loạt 3 viên, 5 viên và 7 viên. Kết quả

tương đối gần với kết quả của các công bố khoa học trước đây, điều này chứng tỏ rằng mô hình tính, hệ thống phương trình, phương pháp tính toán và tham số đầu vào tương đối đáng tin cậy.

Kết quả tính toán trên có thể áp dụng cho các loại vũ khí tương tự trong quá trình thiết kế, chế tạo, cải tiến hoặc khai thác vũ khí tại đơn vị.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Huy Chương (2014). *Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*. NXB Học viện KTQS.
2. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015). *Giáo trình thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
3. Phạm Huy Chương (2002). *Động lực học vũ khí tự động*. Nhà xuất bản Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
4. Khoa Vũ khí – HVKTQS (2000). *Trang bị điển hình vũ khí tổng hợp, phần IV: Trang bị điển hình pháo phòng không*. NXB Học viện KTQS.
5. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2012). *Số liệu Vũ khí đạn*. NXB Học viện KTQS.
6. J. Balla, D. Nguyen Van, Z. Krist, H. Truong Tu, L. Le Xuan and B. Vo Van. *Study Effects of Structural Parameters Shock Absorbers to Operations of Gas-operated Weapon with Fixed Barrel*. Faculty of Military Technology, University of Defence in Brno, Czech Republic
7. Vũ Công Hàm (2013). *Cơ học hệ nhiều vật*. Nhà xuất bản quân đội nhân dân, Hà Nội.
8. Ing. Van Dung Nguyen (2022). Disertační Práce: *Analýza vzájemného vlivu funkce automatické zbraně a pružné lafety*. Fakulta Vojenských Technologií, Univerzita Obrany, Brno.
9. Cục Quân khí (1971). *Tập bản vẽ kèm hướng dẫn sử dụng pháo cao xạ 23 mm – 2 nòng kiểu 3V-23-2*. Nhà xuất bản Tổng cục Kỹ thuật, Hà Nội.
10. Trần Minh Toàn, Lê Trọng Vinh (2019). *Giáo trình phương pháp tính và Matlab*. Nhà xuất bản bách khoa Hà Nội.

Investigation of the Influence of Structural Parameters on the Displacement of the Gun Body in the Recoil System of the ZU-23-2 (23 mm)

Abstract: *In this paper, we present a model for calculating and establishing the differential equations of motion of an automatic weapon operating on a gas-operated mechanism mounted on a recoil-mitigating support. Based on this model, the force–impulse interaction exerted by the weapon on the mount during one operating cycle is determined and represented through a force–impulse diagram. In addition, the influence of structural parameters on the displacement of the gun body within the recoil system of the ZU-23-2 (23 mm) anti-aircraft artillery system is investigated.*

Keywords: ZU-23-2 anti-aircraft gun (23 mm); Force–impulse; Structural parameters; Gun body displacement.

Khảo sát ảnh hưởng của các xung lực chính gây mất ổn định cho súng tiểu liên khi bắn liên thanh

Phùng Văn Huyên[1], Bùi Quý Việt[2]

[1]Hệ quản lý sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: huyenphung4496@gmail.com; Tel: 0989158461

Tóm tắt

Bài báo khảo sát định lượng ảnh hưởng của các xung lực đến tính ổn định súng tiểu liên khi bắn liên thanh. Hệ thống "súng - xạ thủ" được mô hình hóa thành cơ hệ nhiều vật; trong đó, các bộ phận cơ khí là vật rắn tuyệt đối, còn liên kết tỳ vai, tay giữ là liên kết đàn hồi - nhớt theo không gian 3 chiều. Thông qua giải số hệ phương trình vi phân, bài báo phân tích quy luật dao động đầu nòng dưới tác động của các nguồn xung lực. Kết quả giúp xác định chính xác thời điểm và lực gây lệch đường ngắm lớn nhất, làm cơ sở lý thuyết để tối ưu hóa kết cấu súng nhằm nâng cao độ chính xác.

Từ khóa: *Lực giật lùi; ổn định súng tiểu liên; phương trình Lagrange; xung lực; dao động đầu nòng.*

1. Mở đầu

Trong thiết kế vũ khí tự động, đặc biệt là súng tiểu liên, bài toán ổn định khi bắn loạt đóng vai trò quyết định đến hiệu quả chiến đấu. Thực tế, sự tác động đồng thời của nhiều xung lực phức tạp (áp suất khí thuốc, phản lực trích khí, va đập cơ khí) đã gây ra dao động đầu nòng, làm sai lệch đường ngắm và giảm đáng kể độ chính xác [1, 2].

Để giải quyết vấn đề này, các nghiên cứu hiện nay thường ứng dụng cơ học hệ nhiều vật nhằm mô phỏng động lực học hệ "súng - xạ thủ" [3, 4], hoặc kết hợp thực nghiệm camera tốc độ cao để đánh giá vai trò của cụm khóa nòng [5]. Các kết quả đã chỉ ra sự mất cân bằng chuyển động của cụm khóa nòng là nguyên nhân cốt lõi gây mất ổn định [2], từ đó đề xuất các giải pháp tối ưu như sử dụng thiết bị đầu nòng để bù mô-men lật [6].

Mặc dù vậy, các công trình nghiên cứu trên vẫn chủ yếu khảo sát xung kích thích dưới dạng tổng hợp mà chưa đi sâu tách bạch ảnh hưởng cụ thể của từng thành phần. Do đó, việc xây dựng một mô hình toán học chi tiết để phân tích định lượng riêng biệt các nguồn xung lực (như lực trích khí, lực va đập khóa nòng) là một đòi hỏi rất cấp thiết hiện nay. Đây chính là cơ sở khoa học nền tảng để hiểu rõ bản chất động lực học và đưa ra các biện pháp thiết kế tối ưu nhằm nâng cao độ ổn định cho súng.

2. Xây dựng mô hình tính toán

2.1. Các giả thiết ban đầu

- Coi cơ hệ là hệ nhiều vật, mỗi vật được coi là vật rắn tuyệt đối. Các vật liệu là đồng chất, khối lượng phân bố của vật được thay thế bằng khối lượng tập trung và mô men quán tính đặt tại khối tâm các vật thuộc hệ.

- Hệ vũ khí - xạ thủ là một hệ cơ sinh [7].

- Các khâu làm việc được coi như các chất điểm có khối lượng đặt tại điểm tiếp xúc, chuyển động tương đối với súng là các chuyển động song phẳng.

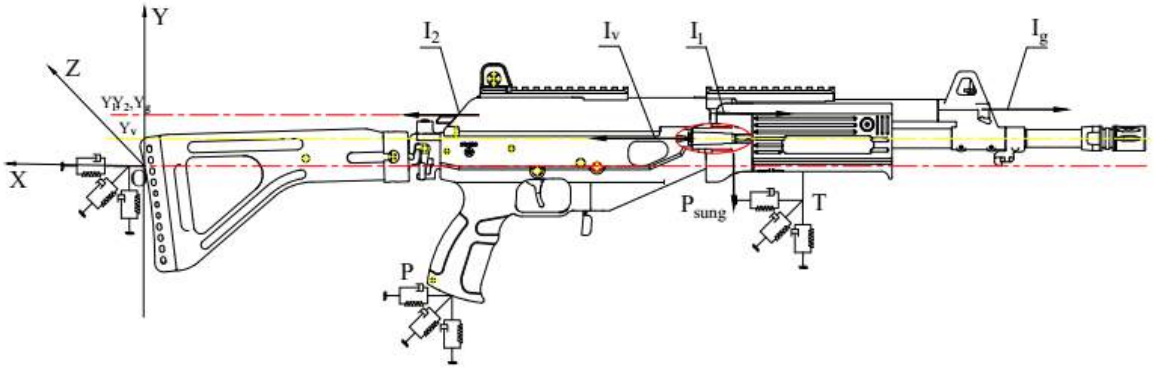
- Do xét trong trường hợp bắn loạt ngắn, nên coi sự thay đổi khối lượng và tọa độ trọng tâm của thân súng khi bắn phát tiếp theo là không đáng kể.

- Khi bắn một phần khối lượng của vai xạ thủ tham gia chuyển động tịnh tiến cùng với thân súng.

- Bỏ qua dao động riêng của các chi tiết.

2.2 Mô hình tính toán

Theo tài liệu số [7-9] xét mô hình cơ hệ như hình



Hình 1. Mô hình cơ hệ

Trong đó:

- Vị trí O, P, T theo thứ tự lần lượt là vị trí của điểm tỳ vai, tay phải và tay trái xạ thủ.

- P_{sung}: Trọng lượng súng.

- $I_{v:}$ Xung lực của áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng;

- I_g: Xung lực của áp suất khí thuốc lên thành trước buồng khí;

- I_2: Xung va chạm bệ khóa ở vị trí sau cùng;

- I_1: Xung va chạm bệ khóa ở vị trí trước cùng;

Ngoài ra còn có lực lò xo đẩy về, các phản lực liên kết với súng tại 3 điểm đặt vai, tay trái và tay phải.

2.3 Thiết lập hệ phương trình vi phân dao động của súng tiểu liên

** Theo [10], áp dụng phương trình Lagrange loại II:*

$$\frac{d}{d_t}(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i}) - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} + \frac{\partial C}{\partial \dot{q}_i} = Q_i \qquad (1)$$

Với $q_i \in \{x, \varphi, \psi\}$

- x : quãng đường lùi của súng theo trục nòng;

- φ : góc quay của súng trong mặt phẳng đứng (góc nảy);

- ψ : góc quay của súng trong mặt phẳng ngang (góc lắc).

Gốc tọa độ được chọn tại điểm tỳ vai O của súng trong trạng thái ban đầu chưa dao động.

** Động năng của hệ*

Động năng toàn phần của hệ gồm động năng tịnh tiến và động năng quay quanh điểm tỳ vai:

$$T = \frac{1}{2} M_K \dot{x}^2 + \frac{1}{2} J_z \dot{\varphi}^2 + \frac{1}{2} J_y \dot{\psi}^2 \qquad (2)$$

Trong đó:

- Khối lượng tương đương M_K được xác định:

$$M_K = m_{sung} + \sum m_i + \alpha.m_{vai} \qquad \alpha = 0,1 \div 0,3$$

- Mô men quán tính J_z, J_y được xác định theo định lý Stây-nơ [11]:

$$\begin{aligned} J_y &= J_{Cy} + M_{Ky} d_z^{\,2} \\ J_z &= J_{Cz} + M_{Kz} d_y^{\,2} \end{aligned} \tag{3}$$

Với d_y, d_z là khoảng cách từ khối tâm súng đến điểm tỳ vai theo trục z, y.

** Thế năng đàn hồi của hệ*

Thế năng đàn hồi phát sinh do biến dạng của vai và tay xạ thủ:

$$V = \frac{1}{2} K_x x^2 + \frac{1}{2} K_\varphi \varphi^2 + \frac{1}{2} K_\psi \psi^2 \tag{4}$$

Trong đó:

- Độ cứng lò xo theo phương tọa độ suy rộng x: $K_x = K_{vx} + K_{tx} + K_{px}$; Độ cứng lò xo theo phương tọa độ suy rộng φ: $K_\varphi = \sum_i K_i l_i^2$; Độ cứng lò xo theo phương tọa độ suy rộng ψ: $K_\psi = \sum_i K_i b_i^2$; Với K_i là độ cứng tuyến tính tại các điểm tiếp xúc, l_i, b_i là các cánh tay đòn tương ứng.

** Hàm hao tán*

Ảnh hưởng của lực cản nhớt được mô tả bởi hàm hao tán:

$$C = \frac{1}{2} C_x \dot{x}^2 + C_\varphi \dot{\varphi}^2 + \frac{1}{2} C_\psi \dot{\psi}^2 \tag{5}$$

Trong đó: Hệ số cản nhớt theo tọa độ suy rộng x: $C_x = C_{vx} + C_{tx} + C_{px}$; Hệ số cản nhớt theo tọa độ suy rộng φ: $C_\varphi = \sum_i C_i l_i^{\,2}$; Hệ số cản nhớt theo tọa độ suy rộng ψ : $C_\psi = \sum_i C_i b_i^{\,2}$; Với C_i là hệ số cản nhớt tuyến tính tại các điểm tiếp xúc, l_i, b_i là các cánh tay đòn tương ứng.

** Lực suy rộng tác dụng lên hệ*

Các tải trọng động trong quá trình bắn được đưa vào mô hình dưới dạng lực suy rộng:

$$Q = \begin{bmatrix} Q_x \\ Q_\varphi \\ Q_\psi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum F_x(t) \\ \sum M_{Oz}(t) \\ \sum M_{Oy}(t) \end{bmatrix} \tag{6}$$

Trong đó: - Lực suy rộng theo x: $Fx(t)d_t = I_v(t) - I_g(t) - I_1(t) + I_2(t) + I_{Lx}(t)$ (7)

+ $I_v = \int_0^{t_b} p(t) S dt$ xung lực khí thuốc tác dụng lên đáy nòng, với p(t) áp suất nòng nòng, theo [11] được xác định theo hệ phương trình:

$$\begin{cases} \dot{l} = v\xi_1\xi_3; \\ \dot{v} = \dfrac{gps}{\varphi q}\xi_1\xi_3; \\ \dot{z} = \dfrac{p}{I_k}\xi_2; \\ \dot{\omega}_k = \chi\omega\left(1+2\lambda z+3\mu z^2\right)\dot{z}\xi_2 - G\left(1-\xi_3\right) - G_n\xi_4; \\ \dot{W} = \dfrac{1-\alpha^*\delta}{\delta}\chi\omega\left(1+2\lambda z+3\mu z^2\right)\dot{z}\xi_2 + sv\xi_3; \\ \dot{p} = \dfrac{1}{W}\left[f\chi\omega\left(1+2\lambda z+3\mu z^2\right)\dot{z}\xi_2 - k_t p - kp\dot{W} - k_p G\left(1-\xi_3\right) - k_p G_n\xi_4 \right]; \end{cases} \quad (8)$$

+ $I_g = \int_{t_g}^{t_b} p_b(t)S_g dt$ xung lực khí thuốc tại buồng trích khí, với p_b áp suất buồng khí, theo [12] được xác định bằng hệ phương trình:

$$\begin{cases} \dot{w}_b = \left(G_n - G_{Dk}\right)x_4 - x_{10}G_{D1x} - x_{11}G_{D2x}; \\ A\dot{W}_b = s_p V x_4; \\ \dot{p}_b = \dfrac{1}{W_b}\left[k_{pb}G_n - k_{pb}\left(G_{Dk} + x_{10}G_{D1x} + x_{11}G_{D2x}\right) - k_{tb}p_b - kp_b\dot{W}_b \right]x_4; \end{cases} \quad (9)$$

Với t_g là thời điểm đạn đi qua lỗ trích khí.

+ Xung va chạm của bệ khóa ở vị trí sau cùng: $I_2 = m_{bk}(v_{t1} - v_{s1})$ (10)

+ Xung va chạm của bệ khóa ở vị trí trước cùng: $I_1 = m_{bk}(v_{t2} - v_{s2})$ (11)

+ Vận tốc bệ khóa v theo [12] được xác định theo công thức : $m_{11}\ddot{X} + m_{12}\dot{X}^2 = Q_1$ (12)

- Mô men lực suy rộng theo φ : $\sum M_{oz}(t) = \sum F_i(t)l_i$ (13)

- Mô men lực suy rộng theo ψ : $\sum M_{oy}(t) = \sum F_i(t)b_i$ (14)

- Xung lực lò xo: $I_{Lx} = F_{Lx}d_t$ (15)

+ Trong đó: $F_{Lx} = K_{Lx}d_x$ (16)

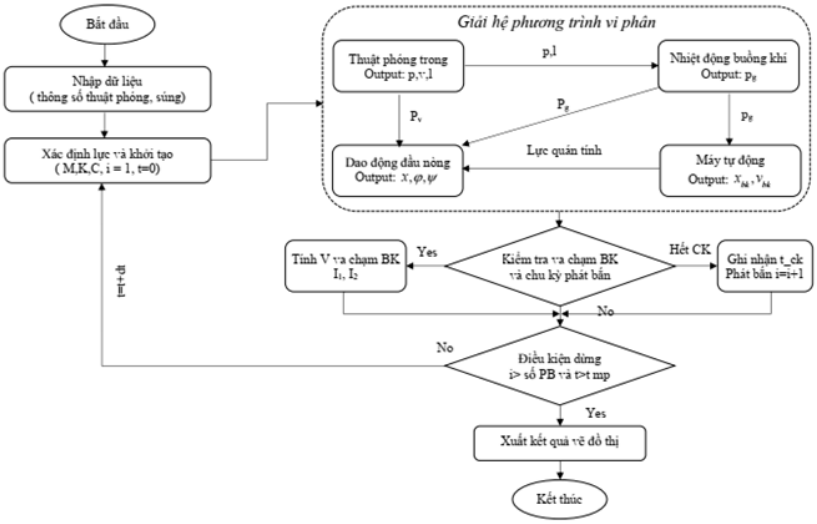
Thay các biểu thức tương ứng, thu được hệ phương trình vi phân dao động:

$$\begin{cases} M_K x^{\cdot\cdot} + C_x x^{\cdot} + K_x x = Q_x(t); \\ J_z\varphi^{\cdot\cdot} + C_\varphi\varphi^{\cdot} + K_\varphi\varphi = Q_\varphi(t); \\ J_y\psi^{\cdot\cdot} + C_\psi\psi^{\cdot} + K_\psi\psi = Q_\psi(t). \end{cases} \quad (17)$$

3. Phương pháp giải, kết quả tính toán và thảo luận

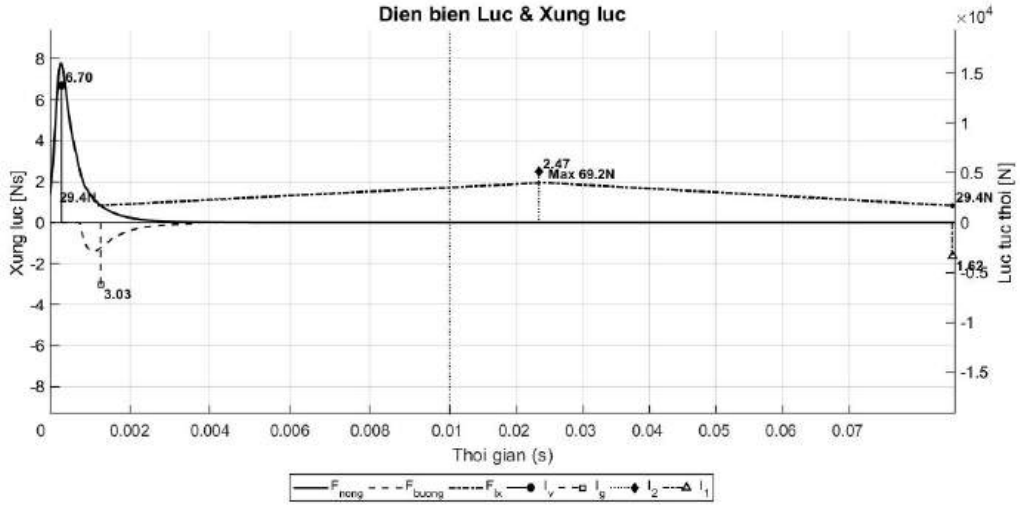
3.1 Phương pháp giải và kết quả dao động

Bài toán dao động của súng nhằm đánh giá độ ổn định của nó được giải bằng phần mềm Matlab. Dựa trên việc giải hệ phương trình máy tự động để xác định các lực tác dụng, hệ phương trình dao động của súng được giải theo như sơ đồ thuật toán bên dưới, từ đó có thể xác định vị trí đầu nòng tại các thời điểm của phát bắn và đánh giá được ảnh hưởng của các xung lực đến ổn định phát bắn.



Hình 2. Sơ đồ thuật toán

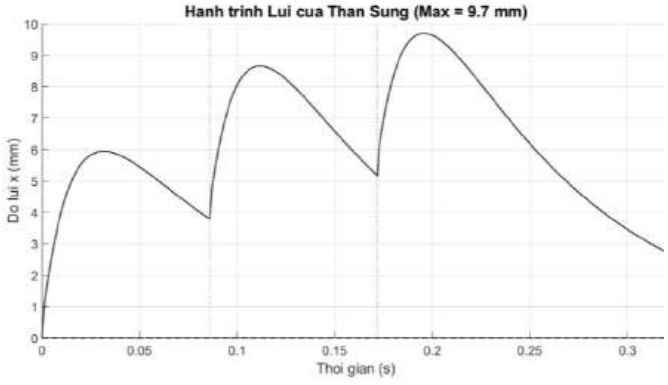
Giải hệ phương trình dao động của súng với số liệu của súng tiểu liên STV-380 ta thu được kết quả các lực tác dụng lên phát bắn như hình:



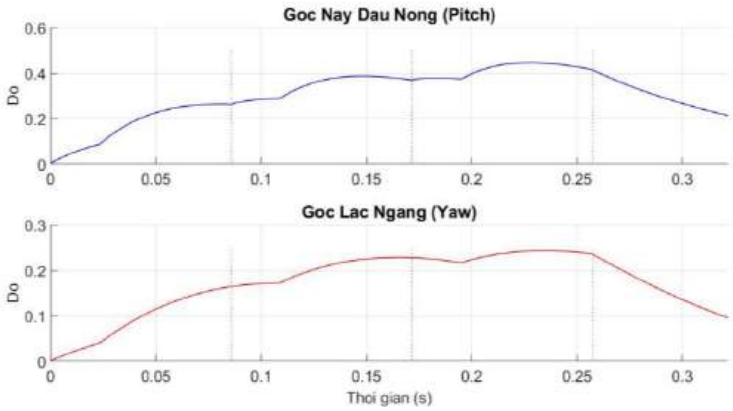
Hình 3. Xung lực phát bắn

Xung lực I_v = 6,7 Ns; Xung lực I_g = 3,03 Ns; Xung lực va chạm I_2 = 2,47 Ns; Xung lực va chạm I_1 = 1,62 Ns. Xung lực lò xo giai đoạn lùi: 1,371 Ns; giai đoạn tiến lên: 2,587 Ns.

Và kết quả dao động của súng tiểu liên STV-380 khi bắn loạt 3 phát 1



Hình 4. Độ lùi thân súng của súng STV-380



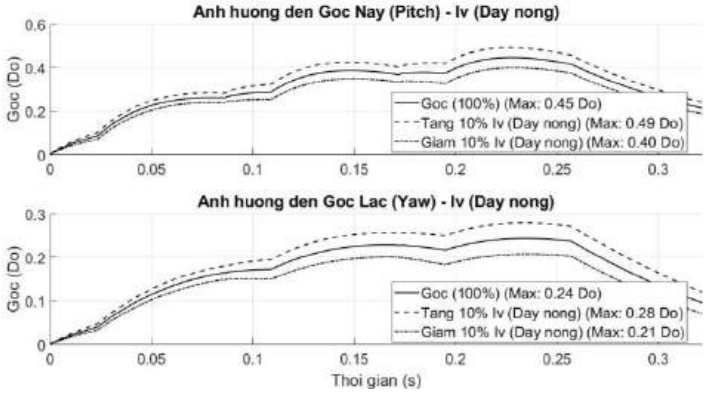
Hình 5. Dao động góc nảy thẳng đứng và góc lắc ngang của súng STV-380

Bảng 1. Kết quả dao động tại thời điểm đạn ra khỏi nòng

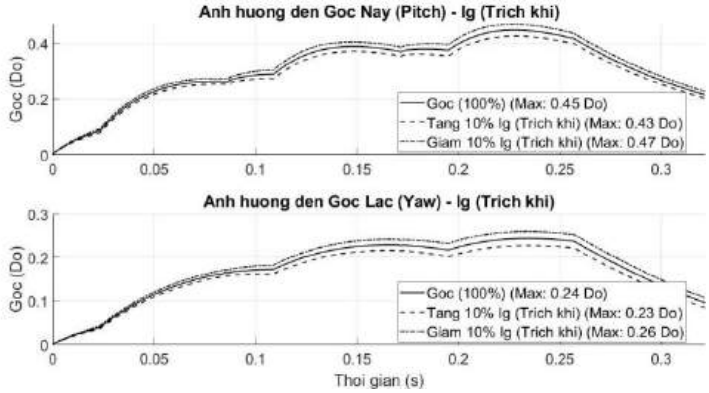
Phát bắn	Thời điểm (s)	Góc nảy (độ)	Góc lắc (độ)
1	0,00087	0,0076	0,0029
2	0,08672	0,2655	0,1652
3	0,17257	0,3716	0,2281

3.2 Thảo luận

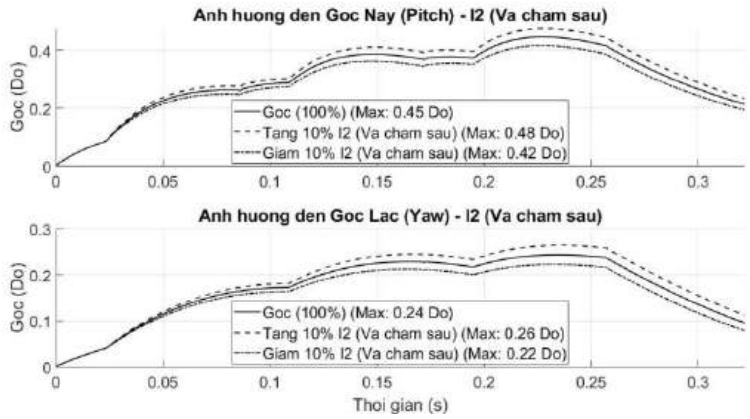
Để làm sáng tỏ đóng góp động lực học của từng thành phần xung lực đối với độ ổn định của súng STV-380 khi bắn loạt, nghiên cứu đã tiến hành phân tách và khảo sát độ nhạy của 4 nguồn xung lực chính trong phạm vi điều chỉnh (±10 %). Đây là biên độ thay đổi chủ đích bám sát thực tế, đủ để đánh giá hiệu quả của các biện pháp cải tiến kết cấu súng mà không làm phá vỡ nguyên lý vận hành của súng. Thu được kết quả bên dưới:



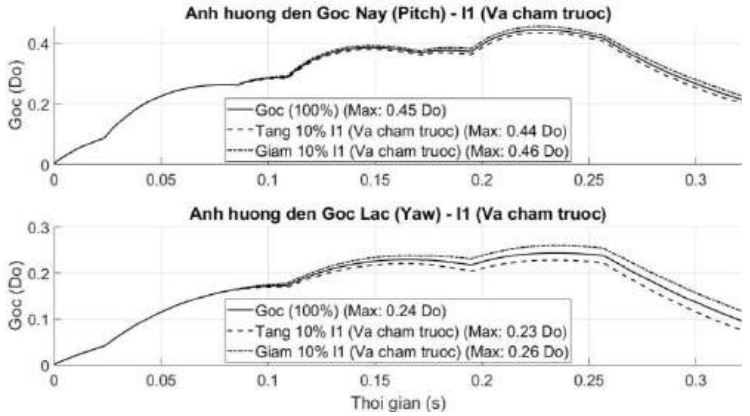
Hình 6. Dao động góc nảy khi thay đổi xung lực I_v



Hình 7. Dao động góc nảy khi thay đổi xung lực I_g



Hình 8. Dao động góc nảy khi thay đổi xung lực I_2



Hình 9. Dao động góc nảy khi thay đổi xung lực I_1

Từ dữ liệu thu được, ta có các nhận định sau:

Kết quả khảo sát độ nhạy cho thấy xung lực khí thuốc đáy nòng *(I_v)* là yếu tố chi phối lớn nhất đến độ ổn định của súng, với biên độ dao động tỷ lệ thuận mạnh mẽ với cường độ xung lực. Kế đến là xung lực trích khí *(I_g)* và va chạm sau (I_2) với mức độ ảnh hưởng đáng kể nhưng theo hai chiều hướng đối lập: trong khi việc tăng I_g có tác dụng ổn định đường ngắm, thì tăng I_2 lại làm trầm trọng thêm góc nảy và góc lắc. Riêng xung lực va chạm trước cùng (I_1) có tác động không đáng kể đến độ ổn định của súng.

Dựa trên kết quả phân tích độ nhạy và quy luật tương tác giữa các xung lực, bài báo đề xuất giải pháp giúp nâng cao độ ổn định của súng như sau:

- Do I_v được xác định là nguyên nhân chủ yếu gây sai lệch góc nảy, giải pháp thiết kế là tích hợp thiết bị đầu nòng kiểu phản lực. Thiết bị này có chức năng định hướng dòng khí thuốc để tạo ra các vector phản lực khí động học ngược chiều, triệt tiêu mô-men ngay tại đầu nòng.

- Việc tăng I_g để ổn định súng bằng cách tăng tiết diện lỗ trích khí lại làm gia tăng I_2 gây mất ổn định, bài báo đề xuất giải pháp phối hợp kép: Điều chỉnh tăng tiết diện trích khí - nhằm tận dụng tối đa hiệu ứng ổn định đường ngắm của thành phần lực I_g và tích hợp cơ cấu giảm chấn - cơ cấu này sẽ hấp thụ năng lượng dư thừa phát sinh do vận tốc lùi tăng lên, từ đó triệt tiêu xung lực I_2.

4. Kết luận

Trên cơ sở vận dụng mô hình động hệ vũ khí – xạ thủ vào đối tượng cụ thể là súng tiểu liên STV-380, nghiên cứu đã phân tách và định lượng mức độ ảnh hưởng của từng thành phần xung lực đến độ ổn định khi bắn liên thanh. Kết quả tính toán không chỉ khẳng định I_v là nguyên

nhân chủ yếu gây sai lệch góc nảy, mà quan trọng hơn, đã làm sáng tỏ mâu thuẫn động lực học nội tại giữa I_g và I_2. Việc tăng cường I_g giúp ổn định súng nhưng đồng thời làm gia tăng vận tốc lùi và trầm trọng thêm va đập I_2 ở pha sau.

Từ các quy luật biến thiên đặc thù đã xác lập, bài báo đề xuất chiến lược tối ưu hóa kết cấu đồng bộ bao gồm việc tích hợp thiết bị đầu nòng phản lực để triệt tiêu mô-men lật do I_v, phối hợp với việc tăng tiết diện trích khí và bổ sung cơ cấu giảm chấn đàn hồi nhằm giải quyết bài toán cân bằng năng lượng giữa I_g và I_2. Những kết quả định lượng này tạo cơ sở khoa học tin cậy để giải quyết bài toán rung động nhằm nâng cao mật độ chụm cho súng STV-380.

Tài liệu tham khảo

1. Jiri Balla, et al (2011), *Firing stability of mounted small arms*, Journal of Military Technology.
2. Ranko Babic (2025), *Critical survey of methods and systems for muzzle climb reduction*, Mechanical Engineering Review.
3. Võ Văn Biên, et al (2021), *Mô hình động lực học hệ "súng – xạ thủ" khi bắn*, Tạp chí Khoa học Kỹ thuật Quân sự.
4. Võ Văn Biên, et al.(2021), *Ứng dụng phương trình Lagrange trong mô hình súng bộ binh*, Hội nghị Cơ học Toàn quốc.
5. Dziopa, et al (2017), *Empirical research of human-weapon system*, Journal of Weapon Systems.
6. Thomas D.Hutchings (1975), *Study on muzzle device effects on firing stability*, Defence Science Journal.
7. Uông Sỹ Quyền (2009), *Nghiên cứu một số biện pháp nâng cao độ chính xác khi bắn của súng tự động cầm tay*, Luận án Tiến sỹ Kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự.
8. Tạ Văn Phúc, Uông Sỹ Quyền, Phạm Huy Chương (2010), *"Xây dựng mô hình nghiên cứu chuyển động không gian của súng tự động cầm tay"*, Tạp chí Khoa học và kỹ thuật, Học viện kỹ thuật quân sự, số 133, tr.81-88.
9. Tạ Văn Phúc (2010), *Đánh giá các mô hình nghiên cứu chuyển động không gian của vũ khí tự động cầm tay khi bắn*, Luận văn thạc sỹ kỹ thuật, Học viện kỹ thuật quân sự.
10. Nguyễn Văn Khang (2000), *Dao động trong kỹ thuật*, Nhà xuất bản khoa học kỹ thuật.
11. Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ (1976), *Thuật phóng trong của súng pháo*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
12. Phạm Huy Chương (2002), *Động lực học vũ khí tự động*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

Investigation of the influence of primary impulses on the instability of submachine guns during automatic firing

Abstract: *This paper quantitatively investigates the effects of impulse forces on the stability of a submachine gun during automatic fire. The 'weapon-shooter' system is modeled as a multi-body system, wherein the mechanical components are treated as rigid bodies, while the shoulder and hand supports are represented by three-dimensional visco-elastic joints. By numerically solving the system of differential equations, this study analyzes the muzzle oscillation behavior under the influence of various impulse sources. The results facilitate the precise identification of the timing and the specific forces causing the maximum line-of-sight deviation, serving as a theoretical basis for optimizing the weapon's structural design to enhance firing accuracy.*

Keywords: Recoil force; submachine gun stability; Lagrange's equations; impulse; muzzle oscillation.

Nghiên cứu thiết kế kết cấu liều nhiên liệu tạo hai chế độ lực đẩy cho động cơ hành trình tên lửa chống tăng CT21

Bùi Quốc Vũ[1], Võ Văn Biên[1], Bùi Đình Tân[2]

[1]Học viện KTQS; [2]Viện Tên lửa, Viện KH-CN quân sự

Email: buiquocvuxm123@gmail.com; Tel: 0398142404

Tóm tắt

Động cơ hành trình tên lửa chống tăng CT21 sử dụng liều nhiên liệu có kết cấu phức tạp tạo ra hai chế độ lực đẩy (tăng tốc và hành trình). Việc làm chủ tính toán thiết kế dạng liều phóng này là cơ sở làm chủ thiết kế động cơ hành trình tạo ra hai chế độ lực đẩy theo nguyên lý CT21. Bài báo sử dụng các công cụ toán học xây dựng được mối quan hệ giữa tham số kết cấu với diện tích bề mặt cháy theo các chế độ cháy, trên cơ sở đó xác định bộ tham số thiết kế liều phù hợp với yêu cầu đặt ra.

Từ khóa: *Động cơ; Nhiên liệu; Hai chế độ; Hành trình.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống động lực của tên lửa chống tăng CT21 gồm động cơ phóng và động cơ hành trình (ĐCHT) [3]. Sau khi ra khỏi ống phóng một khoảng cách nhất định sẽ khởi động ĐCHT. ĐCHT tiếp tục tăng tốc cho đạn, sau đó duy trì lực đẩy cho đến khi tiếp cận mục tiêu [3-5].

Kết cấu loa phụt của ĐCHT tên lửa chống tăng CT21 (gọi tắt ĐCHT CT21) có dạng cố định, không thay đổi trong quá trình động cơ làm việc, vì vậy, việc tạo ra hai chế độ lực đẩy (chế độ tăng tốc và hành trình) của động cơ hoàn toàn nhờ sự tự động thay đổi diện tích bề mặt cháy ngay trong quá trình động cơ làm việc [2]. Với phương pháp tạo hai chế độ lực đẩy dạng này, các thông số kết cấu liều nhiên liệu có vai trò quyết định đến giá trị và thời gian của mỗi chế độ lực đẩy. Việc làm chủ tính toán xác định diện tích bề mặt cháy của liều phóng phức tạp ĐCHT CT21 là cơ sở làm chủ thiết kế, chế tạo ĐCHT hai chế độ lực đẩy dạng này.

2. Xây dựng mô hình và tính toán

ĐCHT CT21 có nguyên lý kết cấu và làm việc tương tự ĐCHT tên lửa chống tăng Fagot (gọi tắt ĐCHT Fargot). Để có cơ sở thiết kế kết cấu liều nhiên liệu ĐCHT CT21, bài báo tiến hành nghiên cứu nguyên lý kết cấu động cơ, phương pháp xác định diện tích bề mặt cháy liều nhiên liệu và mô hình tính toán các tham số làm việc của ĐCHT Fagot.

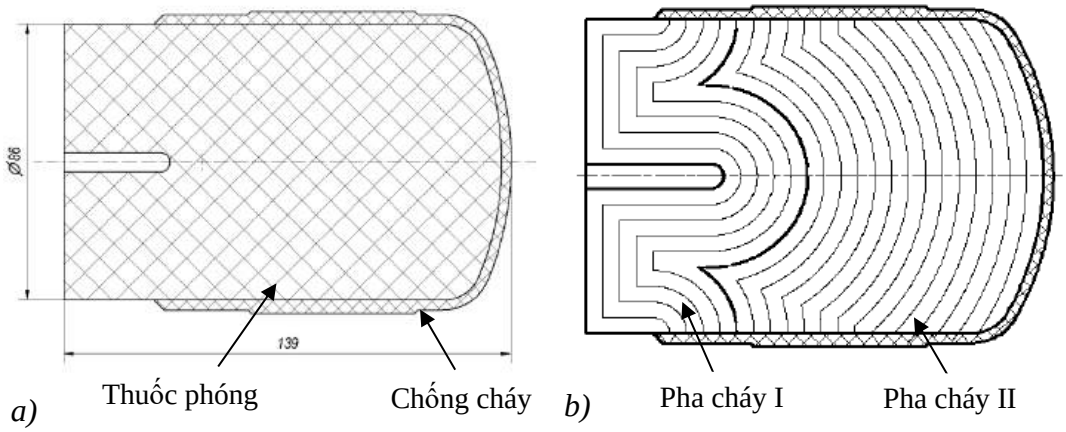
2.1. Kết cấu liều nhiên liệu ĐCHT và nguyên lý tạo hai chế độ lực đẩy

Liều nhiên liệu ĐCHT Fargot được mô tả trên hình 1. Kết cấu gồm vỏ bọc chống cháy (bọc một phần hình trụ và phần chỏm cầu ngoài) và phần thuốc không bọc chống cháy.



Hình 1. Liều nhiên liệu ĐCHT Fargot

Giai đoạn đầu, liều nhiên liệu có diện tích bề mặt cháy lớn dẫn đến lượng sinh khí lớn, tạo ra áp suất cao, sinh ra lực đẩy lớn (tương ứng chế độ tăng tốc) - Pha cháy I. Sau một khoảng thời gian, một số bề mặt cháy bị huỷ diện dẫn đến chỉ còn cháy trên một số bề mặt cháy. Các bề mặt cháy này dịch chuyển theo hướng trục dọc động cơ - Pha cháy II (có tổng diện tích bề mặt cháy gần như không đổi và nhỏ hơn nhiều so với Pha cháy I), tạo ra lực đẩy hành trình hay chế độ hành trình.



Hình 2. Kết cấu liều nhiên liệu ĐCHT Fagot

a. Hình dạng kết cấu; b. Các pha cháy cơ bản

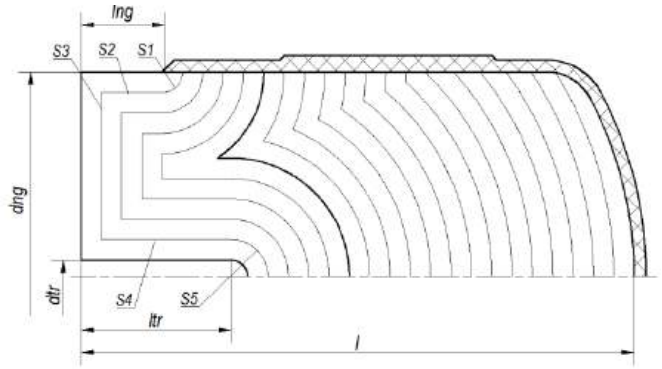
2.2. Xây dựng biểu thức xác định quy luật thay đổi diện tích bề mặt cháy

Quy luật cháy của liều nhiên liệu của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn được xây dựng trên cơ sở coi thuốc phóng cháy theo các lớp song song và sử dụng quy tắc cháy hình học [1]. Dạng biến đổi $S_{ch}(t)$ hay $S_{ch}(e)$ theo các pha cháy của liều nhiên liệu ĐCHT Fargot được mô tả trên hình 2b gồm có hai pha cháy chính: pha cháy I và pha cháy II. Các ký hiệu kích thước d_{ng}, d_{tr}, l_{ng}, l_{tr}, l và quy ước các diện tích bề mặt cháy thành phần S_1, S_2, S_3, S_4, S_5 được mô tả trên hình 3.

Pha cháy I kết thúc khi bề mặt trụ ngoài tiếp xúc với bề mặt trụ trong, hủy diện mặt đầu. Khi đó, bề dày cháy lớn nhất khi kết thúc Pha cháy I e_I được xác định:

$$d_{ng} - 2.e_I = d_{tr} + 2e_I\,,$$

$$e_I = \frac{d_{ng} - d_{tr}}{4}\,. \qquad (1)$$



Hình 3. Pha cháy và các diện tích thành phần

Tại thời điểm *t* trong Pha cháy I, thuốc phóng cháy được bề dày cháy $e = u.t$, các diện tích cháy thành phần S_i ($i = 1, 2, 3, 4, 5$) được xác định [3]:

$$S_1 = 2\pi \cdot \int_{l-l_{ng}-e}^{l-l_{ng}} \left[\frac{d_{ng}}{2} + \sqrt{e^2 - \left(y - l + l_{ng}\right)^2} \right] \cdot \sqrt{1 + \frac{\left(y - l + l_{ng}\right)^2}{e^2 - \left(y - l + l_{ng}\right)^2}}\, dy;$$

$$S_2 = 2\pi \cdot \left(\frac{d_{tr}}{2} + e \right) \cdot \left(l_{tr} - e \right);$$

$$S_3 = \pi \cdot \left[\left(\frac{d_{ng}}{2} - e \right)^2 - \left(\frac{d_{tr}}{2} + e \right)^2 \right]; \qquad (2)$$

$$S_4 = 2\pi \cdot \left(\frac{d_{ng}}{2} - e \right) \cdot \left(l_{ng} - e \right);$$

$$S_5 = \pi \frac{\left(d_{tr} + 2.e \right)^2}{2};$$

$$S_I(e) = S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5.$$

Tương tự, bề dày cháy lớn nhất của Pha cháy II được xác định:

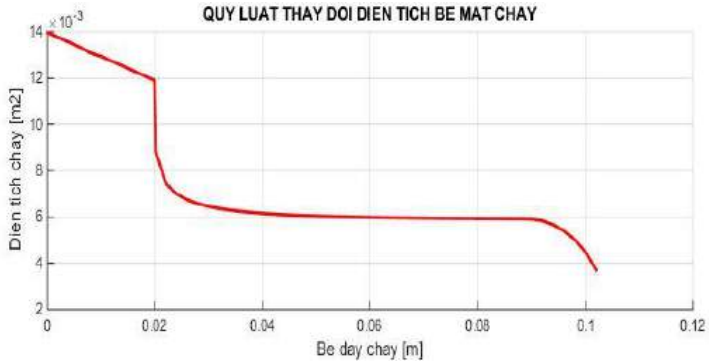
$$e_{II} = l - l_{tr} - e_I - d_{tr} / 2. \qquad (3)$$

Trong pha cháy II, chỉ còn diện tích thành phần S_1 *và* S_5 các phần diện tích S_4, S_5, S_6 bị hủy diện; $S_{II}(e) = S_1 + S_5$, trong đó:

$$S_1 = 2\pi \cdot \int_{l-l_{ng}-e}^{l-l_{ng}} \left[\frac{d_{ng}}{2} + \sqrt{e^2 - \left(y - l + l_{ng}\right)^2} \right] \cdot \sqrt{1 + \frac{\left(y - l + l_{ng}\right)^2}{e^2 - \left(y - l + l_{ng}\right)^2}}\, dy;$$

$$S_5 = \pi \frac{\left(d_{tr} + 2.e \right)^2}{2}. \qquad (4)$$

Từ các biểu thức trên, đưa bộ thông số kích thước liều nhiên liệu $d_{ng} = 86mm$, $d_{tr} = 6mm$, $l_{ng} = 28mm$, $ltr = 36mm$, $l = 136mm$ vào tính toán, xác định được đồ thị $S_{ch}(e)$ được mô tả trên hình 4.



Hình 4. Quy luật $S_{ch}(e)$ liều ĐCHT CT21

2.3. Xây dựng hệ phương trình thuật phóng

Phù hợp với các giả thiết cơ bản, các tham số làm việc của động cơ tên lửa Fargot được tính toán bởi hệ phương trình vi phân [2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{(k-1)}{V} Q_{\Sigma} - \dfrac{p}{V}\dfrac{dV}{dt}; \\ \dfrac{dT}{dt} = \dfrac{T}{pV}(k-1)\left[Q_{\Sigma} - \dfrac{RT}{k-1}.(\dot{m}_{m+} + \dot{m}_{+} - \dot{m}_{-})\right]; \\ \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{\dot{m}_{m+}}{\rho_m} + \dfrac{\dot{m}_{+}}{\rho_T}; \\ \dfrac{de}{dt} = u_1.p^{\nu}; \\ \dfrac{de_m}{dt} = u_m = u_{1m}p^{\nu_m}. \end{cases} \quad (5)$$

Điều kiện đầu đối với hệ, khi $t=0$: $p = p_0; T = T_0; V=V_0; e_m=0; e=0.$ (6)

Các biểu thức, phương trình bổ sung:

+ Nhiệt lượng toàn phần của động cơ:

$$Q_{\Sigma} = Q_m\dot{m}_{m+} + Q_e\dot{m}_{+} - k\varepsilon\dot{m}_{-}; \quad (7)$$

+ Biểu thức xác định lưu lượng sinh khí của liều nhiên liệu:

$$\dot{m}_{+} = \frac{dm}{dt} = \rho_T.S_{ch}(e).u_1.p^{\nu}; \quad (8)$$

+ Biểu thức xác định lưu lượng sinh khí của liều mồi:

$$\dot{m}_{m+} = \frac{dm_m}{dt} = \begin{cases} \dfrac{3m_{0m}(e_{0m}-e_m)^2}{e_{0m}^3}u_m \quad khi\ e_m \le e_{m0} \\ 0 \quad khi\ e_m > e_{m0} \end{cases}; \quad (9)$$

+ Biểu thức xác định lưu lượng phụt khí: $\dot{m}_{-} = \dfrac{\varphi_2 K_o(k) F_{th} p}{\sqrt{RT}}$; (10)

+ Lực đẩy của động cơ: $P=C_p.F_{th}.p,$ (11)

trong đó: C_p - hệ số lực đẩy của động cơ; T_0; T_n - nhiệt độ ban đầu và nhiệt độ tiêu chuẩn; p, V - áp suất và thể tích tự do của buồng đốt; p_0, V_0 - áp suất ban đầu và thể tích tự do ban đầu của buồng đốt; e, e_m- lần lượt là bề dày cháy của thuốc phóng và thuốc mồi tại thời điểm t; m_{0m}, e_{0m}, u_m - tương ứng khối lượng ban đầu, bề dày dáy lớn nhất và tốc độ cháy của thuốc mồi;

Thông số kết cấu buồng đốt, loa phụt ĐCHT tên lửa Fargot được thể hiện qua bảng 1 [3].

Bảng 1. Thông số kết cấu và buồng đốt ĐCHT Fargot

TT	Thông số	Đơn vị	Giá trị	Ghi chú
1	Đường kính trong buồng đốt	mm	86	
2	Chiều dài buồng đốt	mm	160	Chiều dài quy đổi
3	Chiều dày buồng đốt	mm	1,2	
4	Tiết diện tới hạn của loa phụt	mm	3,9	
5	Đường kính cửa ra loa phụt	mm	8,7	

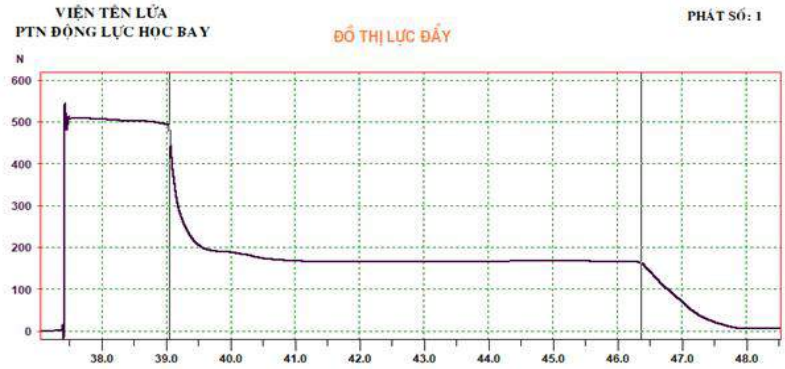
6	Số loa phụt		02	
7	Góc nghiêng loa phụt	Độ	22,5	So với trục dọc

Giải hệ phương trình (5) bằng phương pháp Runge-Kutta với điều kiện đầu (6) và các thông số kết cấu ĐCHT Fargot. Đồ thị lực đẩy tính toán *P(t)* mô tả trên hình 5.



Hình 5. Đồ thị lực đẩy và áp suất tính toán

Tiến hành thử nghiệm ĐCHT Đồ thị lực đẩy thử nghiệm của ĐCHT Fargot được mô tả trên hình 6.



Hình 6. Đồ thị lực đẩy thử nghiệm

Nhận xét: Các tham số tính toán lực đẩy của động cơ khá phù hợp với kết quả thử nghiệm. Như vậy, mô hình tính toán xác định sự thay đổi diện tích bề mặt cháy nêu trên có thể sử dụng để tính toán, thiết kế liều nhiên liệu cho ĐCHT CT21.

3. Khảo sát ảnh hưởng và xác định kích thước liều nhiên liệu ĐCHT CT21

Các chỉ tiêu đặt ra đối với một dạng ĐCHT tên lửa CT21 như sau: Đường kính *120 mm*; Lực đẩy trung bình giai đoạn tăng tốc: *480±20 N*; Lực đẩy trung bình giai đoạn hành trình: *160±10 N*; Thời gian làm việc giai đoạn tăng tốc: t_{lv1}*=1,8±0,1 s*; Thời gian làm việc giai đoạn hành trình: t_{lv2} *>10,5 s*; Áp suất trung bình giai đoạn tăng tốc: *110±10 bar*; Áp suất trung bình giai đoạn hành trình: *40±5 bar*. Liều sử dụng thuốc phóng RSI-12M do Việt Nam chế tạo.

Nghiên cứu, khảo sát bộ tham số kết cấu liều nhiên liệu d_{ng}, d_{tr}, l_{ng}, l_{tr}, l :

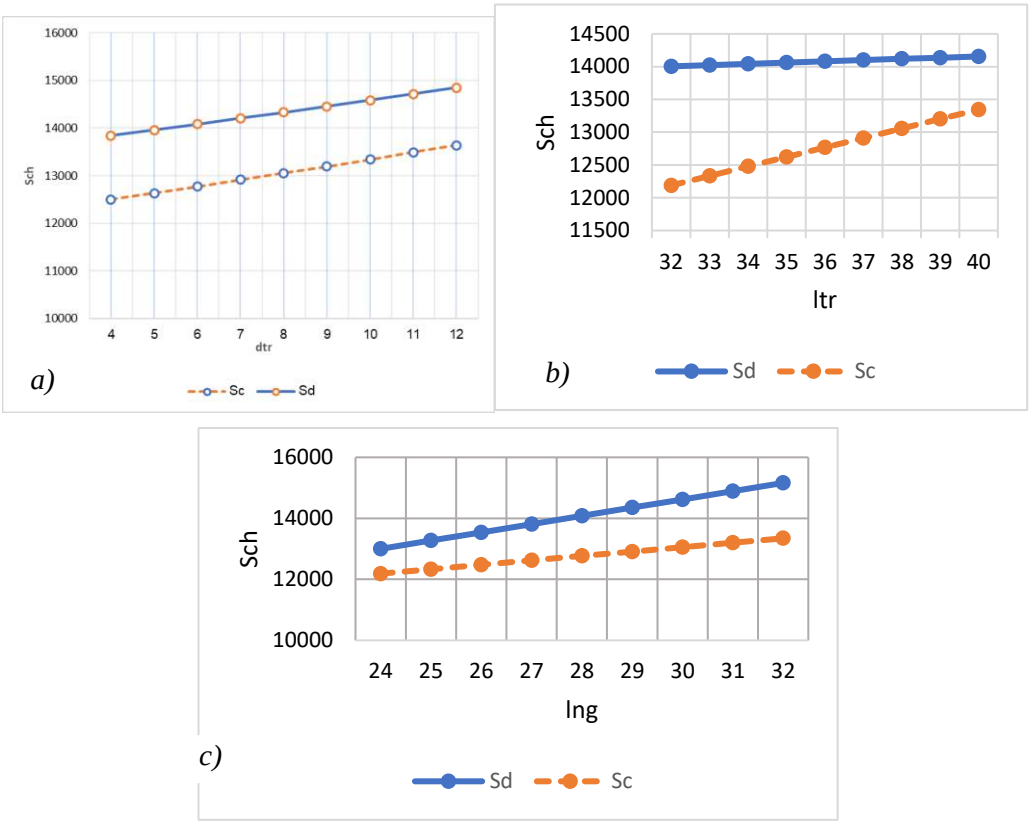
- Đường kính ngoài của liều d_{ng}: để tạo ra lực đẩy lớn, nhất là giai đoạn hành trình, giá trị d_{ng} tiệm cận kích thước kết cấu lớn nhất. Theo đó, d_{ng} được xác định tùy thuộc đường kính tên lửa: $d_{ng} = d_{tl} - 2.(\Delta_{dt} + \delta_v + \delta_{cc} + \delta_{cn}) = 120 - 2(6 + 1{,}5 + 2{,}5 + 3) = 94$ mm, (12)

trong đó: d_{tl}, Δ_{dt}, δ_v, δ_{cc}, δ_{cn} lần lượt là đường kính tên lửa, chiều cao đai định tâm, chiều dày vỏ, chiều dày lớp chống cháy và chiều dày lớp cách nhiệt.

- Chiều dài l ảnh hưởng đến thời gian làm việc của động cơ. Chiều dài l được tính chọn sơ bộ: $l = (t_{lv1} + t_{lv2}).u + l_{tr} = (10,8+1,8).9,0+33 \approx 147$ mm, (13)

trong đó, chiều dài sơ bộ phần trụ lỗ tham khảo giá trị *33 mm* của liều ĐCHT Fagot.

- Trên cơ sở bộ số liệu tham số d_{tr}, l_{ng}, l_{tr} của ĐCHT CT21, từ công thức (2) tiến hành khảo sát ảnh hưởng của các tham số đến diện tích bề mặt cháy S_I^d ở đầu giai đoạn tăng tốc và S_I^c ở cuối giai đoạn tăng tốc được biểu diễn trên hình 7.



Hình 7. Khảo sát ảnh hưởng của các tham số liều phóng đến S_I^d, S_I^c

a. Thay đổi d_{tr}; b. Thay đổi l_{tr}; c. Thay đổi l_{ng}

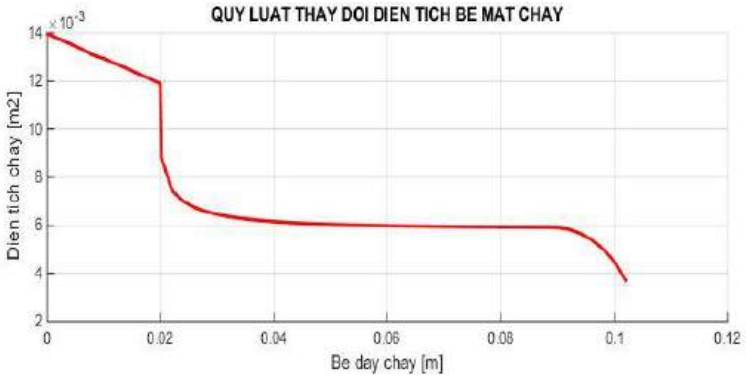
Nhận xét: - Từ hình 7a cho thấy, khi tăng d_{tr} làm tăng diện tích cháy, điều này kéo theo giảm thời gian t_{lv1}. Ngoài ra, khi giảm d_{tr} đến giá trị tới hạn sẽ xuất hiện hiện tượng xói mòn. Lựa chọn sơ bộ d_{tr} = *8 mm.*

- Từ hình 7b cho thấy, khi l_{tr} nhỏ hơn *36 mm* giá trị $\Delta S_I = S_I^d - S_I^c$ khá lớn, tạo sự thay đổi lớn lực đẩy làm ảnh hưởng đến sự làm việc ổn định của động cơ. Khi l_{tr} lớn dẫn đến lỗ sâu, phải tăng chiều dài liều (theo công thức (13)), đồng thời tăng xu hướng xói mòn phía trong lỗ. Lựa chọn sơ bộ l_{tr} = *36 mm*, khi này l = *150 mm;*

- Từ hình 7c cho thấy, khi thay đổi l_{ng} diện tích cháy thay đổi không nhiều. Lựa chọn sơ bộ chiều dài phần không bọc chống cháy ngoài tham khảo kết cấu liều ĐCHT Fagot: l_{ng} = *28 mm.*

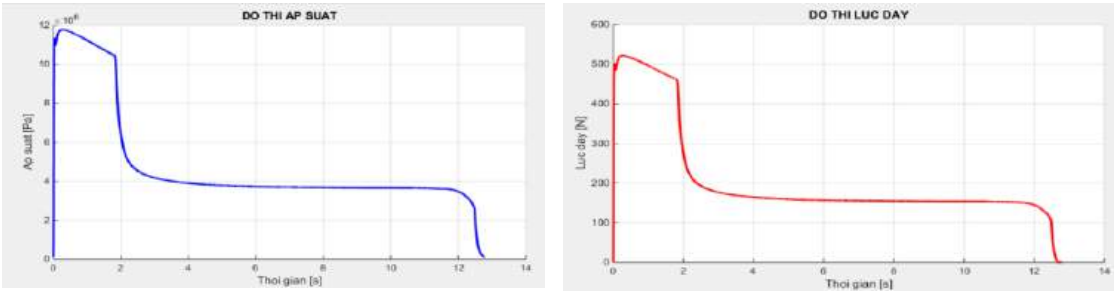
Như vậy, từ kết quả nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng và tính chọn sơ bộ kết cấu liều nhiên liệu theo chỉ tiêu đặt ra, nhóm tác giả đã chọn được bộ tham số kết cấu liều nhiên liệu

ĐCHT CT21 như sau: d_{ng} = *94 mm*, d_{tr} = *8 mm*, l_{ng} = *28 mm*, l_{tr} = *36 mm*, l = *150 mm*. Đồ thị thay đổi diện tích bề mặt cháy theo bề dày cháy mô tả trên hình 8.

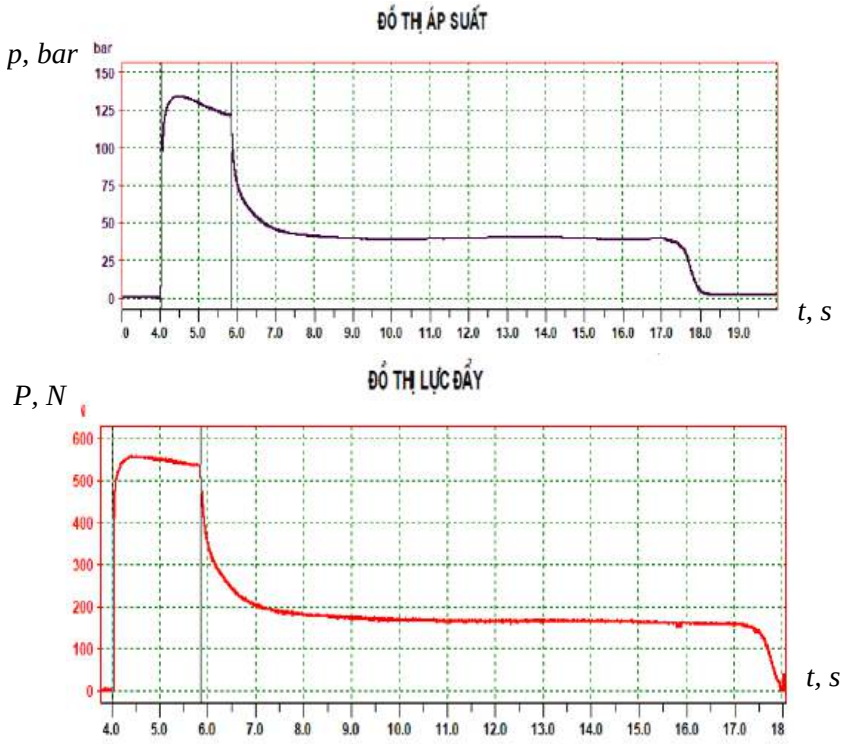


Hình 8. Quy luật $S_{ch}(e)$ liều ĐCHT CT21

Áp dụng vào mô hình tính toán đã xây dựng xác định được các đồ thị áp suất, lực đẩy tính toán với liều nhiên liệu này mô tả trên hình 9. Thử nghiệm ĐCHT với kết cấu liều đã lựa chọn, đo xác định được đồ thị áp suất, lực đẩy mô tả trên hình 10.



Hình 9. Đồ thị áp suất và lực đẩy tính toán



Hình 10. Đồ thị áp suất và lực đẩy thử nghiệm

Kết quả bắn thử nghiệm ngày 05/12/2025 tại Viện Tên lửa/Viện Khoa học – Công nghệ Quân sự Việt Nam được thể hiện ở bảng 2.

Bảng 2. Kết quả bắn thử nghiệm ĐCHT tên lửa CT21

Phát số	Lực đẩy					Áp suất			t[s]
	F_{max} [N]	F_{TB1} [N]	t_1 [s]	F_{TB2} [N]	t_2 [s]	P_{max} [bar]	P_{TB1} [bar]	P_{TB2} [bar]	
Phát 1	526,0	513,9	1,83	184,6	12,14	Không đo áp suất			14,19
Phát 2	556,9	539,9	1,82	182,5	11,62	134,0	127,0	42,5	13,80
Phát 3	557,2	538,7	1,82	175,7	11,96	134,6	126,0	40,7	14,03

Nhận xét: Giai đoạn tăng tốc, lực đẩy trung bình cao hơn tính toán. Thời gian phù hợp với kết quả tính toán. Giai đoạn hành trình, lực đẩy trung bình và thời gian đều cao hơn tính toán sơ bộ. Các tham số tính toán lực đẩy của động cơ khá phù hợp với kết quả thử nghiệm và đạt được các chỉ tiêu đặt ra. Như vậy, việc khảo sát, xác định ảnh hưởng của các tham số kết cấu đã lựa chọn được bộ tham số phù hợp, đáp ứng được yêu cầu đặt ra.

4. Kết luận

Từ việc khảo sát kết cấu liều nhiên liệu ĐCHT Fargot, nhóm tác giả đã tiến hành phân chia được các pha cháy và xây dựng được các biểu thức tính toán các phân hình diện tích bề mặt bằng biểu thức giải tích để đưa vào tính toán bằng công cụ máy tính.

Sử dụng các biểu thức xác định diện tích bề mặt cháy đã được xây dựng, đưa vào mô hình toán, xây dựng hệ phương trình vi phân tính toán, xác định các tham số của động cơ hành trình CT21. Bằng lập luận, xác định các tham số kết cấu liều nhiên liệu.

Kết quả tính toán xác định các thông số lực đẩy đối chứng khá phù hợp với kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp tính toán diện tích bề mặt cháy là phù hợp với đặc điểm làm việc của ĐCHT CT21. Từ các kết quả khảo sát ảnh hưởng của các tham số kết cấu liều, nhóm tác giả đã xác định được bộ tham số kết cấu phù hợp với chỉ tiêu đặt ra.

Do hạn chế về khuân khổ trình bày của bài báo, rất nhiều nội dung khảo sát và tính toán không thể trình bày hết được. Nhóm tác giả chỉ trình bày được những kết quả chung nhất của quá trình nghiên cứu.

Tài liệu tham khảo

1. Lê Song Tùng và các cộng sự. (2013). *Tính toán thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.* Hà Nội: Viện Khoa học và Công nghệ Quân sự
2. Bùi Đình Tân. (2019). *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến chế độ làm việc của động cơ hai buồng đốt làm việc nối tiếp* (Luận án Tiến sĩ kỹ thuật). Viện Khoa học và Công nghệ Quân sự, Hà Nội.
3. Vũ Mạnh Tuấn và các thành viên. (2025). *Báo cáo Tổng kết đề tài Nghiên cứu tính toán thiết kế tổ hợp tên lửa chống tăng điều khiển bán tự động CT21*. Hà Nội: Viện Khoa học và Công nghệ quân sự.
4. *Техническое описание и инструкция по эксплуатации ПТУРС 9М111М*. (nd).
5. *Техническое описание и инструкция по эксплуатации ПТУРС 9М113*. (nd).
6. Орлов А.Р. (1999). *Вариант оценки качества конструкции ПТУР*. Тула: Изд-во ТулГУ.

7. Липанов А.М., Алиев А.В. (1995). *Проектирование ракетных двигателей твёрдого топлива*. М.: Машиностроение.

Research and Structural Design of a Dual-Thrust Propellant Grain for the CT21 Anti-Tank Missile Sustainer Motor

Abstract: *The sustainer motor of the CT21 anti-tank missile employs a propellant grain with a complex structural configuration that generates two thrust modes (boost and sustain). Mastering the computational design of this grain type is fundamental to establishing full control over the design of sustainer motors that produce dual-mode thrust following the CT21 principle. This paper employs mathematical tools to derive the relationship between structural parameters and the burning-surface area under different combustion regimes, thereby determining a set of grain-design parameters that meet the specified requirements.*

Keywords: *Engine; propellant; dual-mode; sustainer.*

Nghiên cứu động lực học khối lùi khi bắn của pháo tự hành PTH 130

Bùi Phương Nam[1*], Nguyễn Viết Trung[2]

[1]Hệ Quản lý Học viên Sau Đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: namchelsea2909@gmail.com; Tel:0379561025

Tóm tắt

Lực cản lùi của pháo là lực tác dụng lên giá pháo khi bắn. Bài báo trình bày mô hình toán học của pháo tự hành PTH 130 để giải bài toán động lực học, xác định quy luật biến thiên vận tốc, chiều dài lùi và lực cản lùi khi bắn. Kết quả tính toán là thông số đầu vào quan trọng để xác định tải trọng của phát bắn lên pháo, làm cơ sở xác định điều kiện ổn định của hệ khi bắn, phục vụ cho việc thiết kế kết cấu tổ hợp pháo tự hành.

***Từ khóa**: pháo kéo 130 mm - M46; PTH 130; lực cản lùi.*

1. Đặt vấn đề

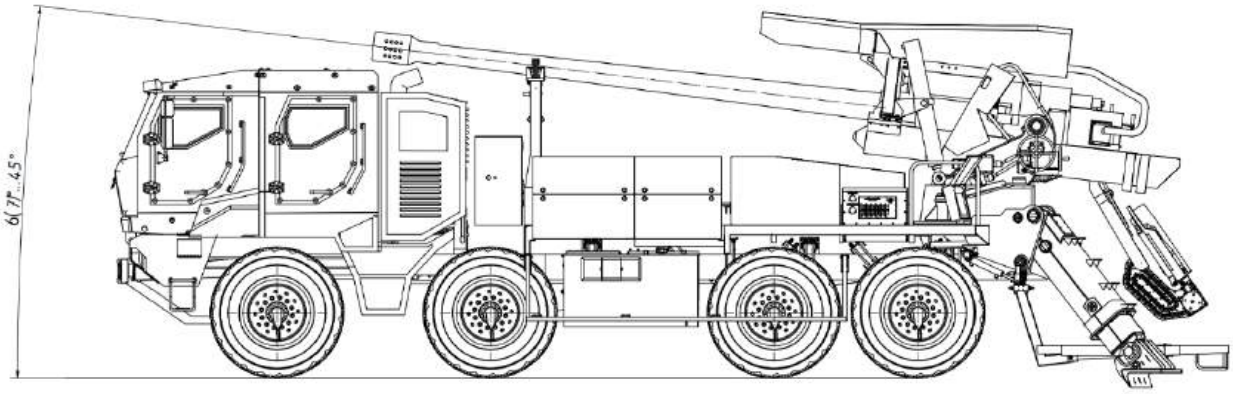
Trong chiến tranh hiện đại, khi đối phương sử dụng vũ khí công nghệ cao, các khẩu pháo kéo truyền thống bộc lộ những nhược điểm: thiếu tính cơ động và linh hoạt, thời gian triển khai kéo dài, quy trình chuẩn bị phức tạp, nặng nề và đòi hỏi nhiều pháo thủ. Do đó, những khẩu pháo kéo này dễ bị tiêu diệt trong chiến đấu thực tế, đặc biệt khi đối phương có khả năng phản pháo tốt nhờ sử dụng các phương tiện phát hiện mục tiêu nhanh và vũ khí tấn công.

Nhằm phát huy ưu điểm và khắc phục nhược điểm của pháo kéo, hiện nay nhiều quốc gia trên thế giới đã tiến hành hiện đại hóa chúng bằng cách lắp đặt lên các xe vận tải quân sự bánh lốp để hình thành các tổ hợp pháo tự hành. Để thực hiện điều này, cần phải thiết kế kết nối giữa pháo và xe cơ sở (thường là hệ thống khung cứng) cũng như chi tiết liên kết xe với mặt đất khi bắn (thường là chân chống thủy lực). Các chi tiết liên kết này có độ cứng và độ bền cao, ảnh hưởng đáng kể đến độ chính xác bắn. Trong quá trình bắn, tải trọng chính tác dụng lên các chi tiết liên kết là lực cản lùi, có ý nghĩa quan trọng đối với việc tính toán thiết kế hệ thống khung và các chi tiết liên kết pháo với xe cơ sở.

2. Mô hình toán học xác định lực cản lùi của pháo PTH 130 khi bắn

Pháo PTH 130 sử dụng máy hãm lùi có cơ cấu thay đổi chiều dài lùi. Về nguyên lý, đây là máy hãm lùi kiểu cán điều tiết có bộ phận hãm đẩy lên kiểu rãnh. Khi bắn ở góc tầm lớn, pháo sẽ lùi ngắn với mục đích tránh va đập phần hộp khóa nòng với sàn xe, sàn công tác lắp trên xe nhưng tải trọng phát bắn của pháo tác dụng lên khung xe là rất lớn. Khi bắn ở góc tầm thấp, pháo sẽ lùi dài, lúc này chiều dài lùi và thời gian lùi sẽ dài hơn nhưng tải trọng của phát bắn tác dụng lên khung xe được giảm đi đáng kể.

Pháo 130 mm - M46 có phạm vi góc tầm là $-2^0 \div 45^0$, nhưng đây là loại pháo nòng dài nên trong chiến đấu chủ yếu sử dụng loại pháo này để bắn cầu vồng tầm xa, rất ít sử dụng để bắn thẳng. Tương tự như các nước trên thế giới, khi tích hợp pháo lên xe người ta thường hi sinh góc bắn thấp. Việc đảm bảo bắn ở góc tầm nhỏ, bắt buộc phải bắn ngoài khu vực cabin, luồng khí phụt thẳng vào cabin nên để chịu được áp lực phát bắn, cần phải thiết kế cabin có kết cấu rất chắc chắn dẫn đến làm tăng khối lượng nhiều và giảm khả năng cơ động. Đối với pháo PTH 130, góc bắn qua cabin khoảng từ 6 $(7)^0$ đến 45^0.



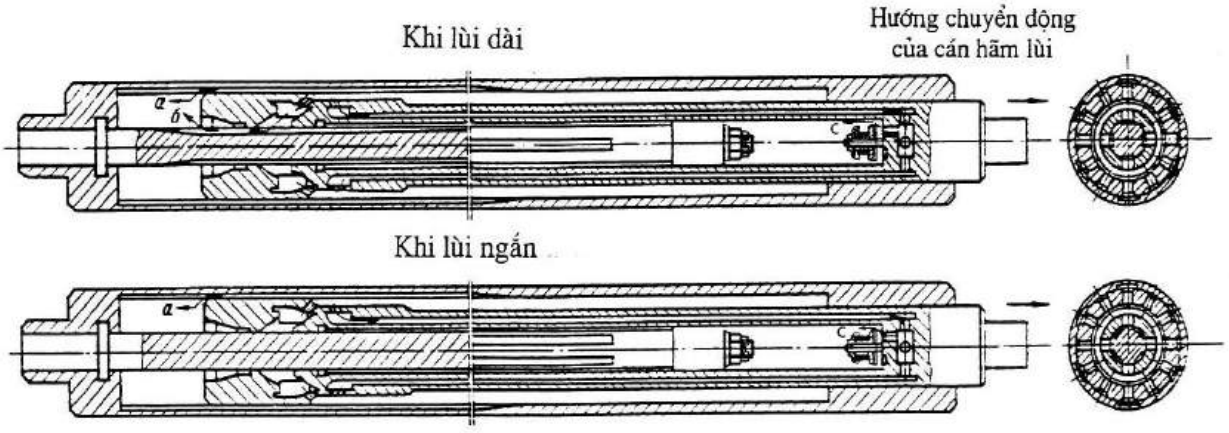
Hình 1. Sơ đồ phạm vi góc tầm của pháo PTH 130

Khi bắn, dưới tác dụng của áp suất khí thuốc làm thân pháo lùi, kéo theo cán piston lùi về sau, lúc này ống hãm lùi đứng yên, dầu trong ống hãm lùi từ khoang sau piston chảy vào khoảng không trước piston theo các đường sau:

- Đường a: đi qua các rãnh có thiết diện thay đổi trong ống hãm lùi dọc theo áo piston bằng đồng vào phần trước của ống hãm lùi.

- Đường б: đi qua các lỗ phía trước ở piston và vòng găng vào bề mặt ngoài, tiếp theo qua các rãnh có thiết diện thay đổi trên cán điều tiết vào phần trước của ống hãm lùi.

- Đường c: đi qua các lỗ phía sau ở piston dọc theo mép của ống trong đến rãnh van điều tiết của hãm lùi (chuyển động của dầu về phía sau). Tại đây, dầu ép lên van điều tiết của hãm lùi và chiếm phần thể tích của ống trong khi cán điều tiết lùi.



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý làm việc của máy hãm lùi

Khi lùi, pháo có các trường hợp như sau:

- Trường hợp lùi dài (khi góc tầm trong khoảng 6 $(7)^0$ đến 20^0): Khi bắt đầu lùi, dầu đi qua các đường *a, б* và *c*. Nhưng do chiều dài các rãnh có thiết diện thay đổi bố trí ở bề mặt trong của ống hãm lùi chỉ tương ứng với độ lùi ngắn nên ngay khi áo piston đi đến phần bề mặt nhẵn của ống hãm lùi thì chỉ còn có hai đường cho dầu đi qua là các đường *б* và *c*.

- Trường hợp độ lùi thay đổi (khi góc tầm nằm trong khoảng từ 20^0 đến 34^0): Khi góc tầm lớn hơn 20^0, cán điều tiết của hãm lùi dưới tác dụng của cơ cấu thay đổi độ lùi bắt đầu quay. Lúc này các rãnh trên cán điều tiết lần lượt bị vòng điều tiết che lại. Khi góc tầm gần 34^0 vòng điều tiết hoàn toàn che các rãnh trên cán điều tiết. Từ lúc này dầu chỉ đi theo các đường *a* và

c. Do việc vòng điều tiết lần lượt che các rãnh trên cán điều tiết ở khoảng góc tầm từ 20^0 đến 34^0, độ lùi cũng từ từ giảm từ lùi dài đến lùi ngắn.

- Trường hợp lùi ngắn (khi góc tầm nằm trong khoảng từ 34^0 đến 45^0): Trong trường hợp này, vòng điều tiết hoàn toàn che lấp rãnh của lùi dài trên cán điều tiết và đường *б* để cho dầu chảy qua sẽ bị đóng. Đường *a* như đã nói ở trên chỉ mở ở thời điểm lùi ngắn, vì ở phần tiếp theo của ống hãm lùi không có rãnh. Đường *c* được mở trong tất cả quá trình thay đổi độ lùi [1].

Lực cản lùi R được xác định theo công thức:

$$R = \Pi + \Phi_L + R_f - Q_0 \sin\varphi \tag{1}$$

Trong đó:

Φ_L - lực cản thủy lực của máy hãm lùi

$\Pi = \Pi_0 \left(\dfrac{H_0}{H_0 - x} \right)^n$ - lực máy đẩy lên khí nén

(Π_0 - lực đẩy lên ban đầu; H_0 - chiều cao quy đổi thể tích khí ban đầu; n - chỉ số đa biến)

$R_f = Q_0 (f_{ms} \cos\varphi + v)$ - hợp lực ma sát

(Q_0 - trọng lượng khối lùi; f_{ms} - hệ số ma sát máng định hướng; v - hệ số tỉ lệ hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi)

*) Công thức lực hãm thuỷ lực Φ_L trong trường hợp tổng quát:

$$\Phi_L = \frac{k_1 \rho}{2} \left[\left(\frac{A_{hl} - A_V + a + b}{a + b\sqrt{\dfrac{k_1}{k'}}} \right)^2 (A_{hl} - A_V) + \frac{k_2 A_{hd}^3}{k_1 \Omega^2} \right] V^2 \tag{2}$$

Trong đó:

A_{hl} - diện tích mặt làm việc của piston khi lùi: $A_{hl} = \dfrac{\pi}{4}(D^2 - d^2)$

A_{hd} - diện tích mặt làm việc của khoang lòng cán: $A_{hd} = \dfrac{\pi}{4} d_1^2$

A_v - diện tích vòng điều tiết: $A_v = \dfrac{\pi}{4} d_v^2$

a_x - diện tích vòng khe hở giữa cán điều tiết và vòng điều tiết: $a_x = \dfrac{\pi}{4}(d_v^2 - \delta_x^2)$

b - diện tích khe hở giữa ống hãm lùi và piston

Ω - diện tích chảy dầu từ ống trong vào khoang hốc cán hãm lùi

k_1, k_2, k - các hệ số cản dầu

3. Bài toán động lực học khối lùi pháo tự hành PTH 130

3.1. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

- Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong gồm 6 phương trình [2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \xi_3.\dfrac{s}{\varphi.m_d}.p \\ \dfrac{dl}{dt} = \xi_3.v \\ \dfrac{dz}{dt} = \xi_2.\dfrac{P}{I_k} \\ \dfrac{d\omega}{dt} = \xi_2.\omega.(1+2.\lambda.z) \\ \dfrac{dW}{dt} = \xi_2.\dfrac{1-\alpha.\delta}{\delta}.\chi.\omega(1+2.\lambda.z).\dfrac{p}{I_k} + \xi_3.s.v \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{p}{W}\left[f.\dfrac{d\omega}{dt}.g - \left(k_t + k\dfrac{dW}{dt} \right) \right] \end{cases} \quad (3)$$

Trong đó:

v - vận tốc chuyển động của đạn ở trong nòng [dm/s]

l - quãng đường chuyển động của đạn ở trong nòng [dm]

z - bề dày cháy tương đối của thuốc phóng

ω - trọng lượng của thuốc phóng [kG]

p - áp suất của khí thuốc trong lòng nòng [kG/dm^2]

W - thể tích khí thuốc trong lòng nòng [dm^3]

3.2. Phương trình chuyển động của khối lùi

Khi lùi, chuyển động của khối lùi được biểu diễn bởi hệ phương trình vi phân có dạng:

$$\begin{cases} \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{P_{lg} - R}{M_0} \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \quad (4)$$

Trong đó:

X, V - Quãng đường và vận tốc chuyển động của khối lùi

P_{lg} - Tổng hợp lực chủ động gây lùi nòng

M_0 - Trọng lượng khối lùi

R - Lực cản lùi

Như vậy, để giải bài toán ngược hãm lùi trong trường hợp này thì ta cần giải hệ 8 phương trình vi phân gồm 6 phương trình vi phân thuật phóng trong (3) và 2 phương trình vi phân chuyển động lùi của khối lùi (4) [4].

4. Kết quả tính toán

Sử dụng phương pháp tích phân số Runge-Kutta kết hợp với phần mềm Matlab để giải hệ phương trình vi phân (3), (4), kết hợp với các thông số đầu vào và điều kiện ban đầu được trình bày ở Bảng 1.



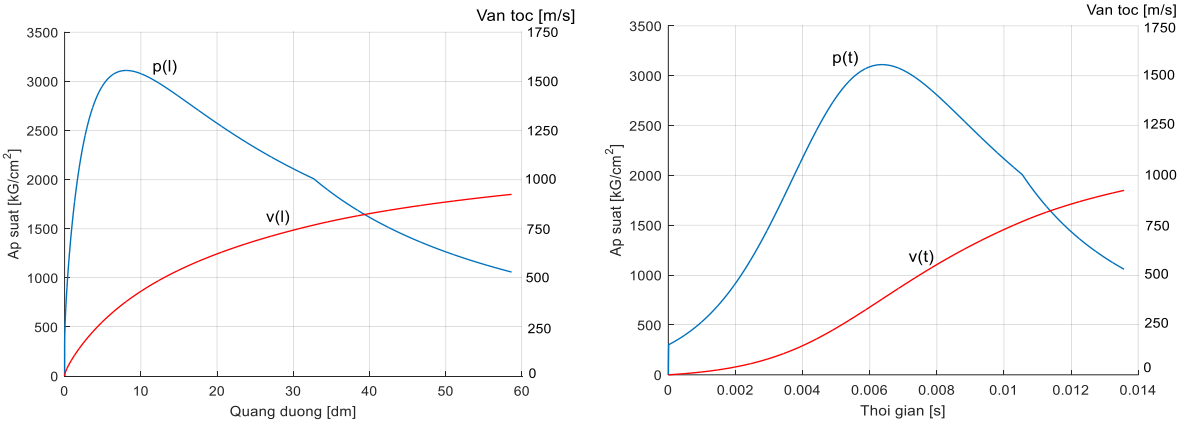

Hình 3. Pháo tự hành PTH 130 tại trường bắn TB1

Bảng 1. Thông số đầu vào của pháo

Các thông số tính toán	**Đơn vị**	**Giá trị**
Thể tích buồng đốt	dm^3	18,62
Diện tích thiết diện ngang lòng nòng	dm^2	1,39
Quãng đường đạn chuyển động trong nòng	dm	58,6
Trọng lượng đạn	kG	33,4
Giá trị áp suất tống đạn	kG/dm^2	30000
Trọng lượng thuốc phóng liều nguyên	kG	12,9
Lực thuốc phóng	kG.dm/kg	980000
Cộng tích α	dm^3/kG	1
Xung lượng áp suất	$kG.s/dm^2$	2226
Hệ số mũ đoạn nhiệt		1,2
Đặc trưng hình dạng		1,06
Mật độ thuốc phóng	kG/dm^3	1,6
Đường kính trong của ống hãm lùi	dm	1,70
Đường kính ngoài của cán hãm lùi	dm	0,977
Đường kính vòng điều tiết	dm	0,6
Đường kính trong của cán hãm lùi	dm	0,64
Số rãnh trên cán điều tiết		4
Bề rộng mỗi rãnh trên cán điều tiết	dm	0,18

Số rãnh trên ống hãm lùi		6
Bề rộng mỗi rãnh trên ống hãm lùi	dm	0,30
Độ cao rãnh trên cán điều tiết	dm	0,12
Hệ số mũ đoạn nhiệt		1,2
Đường kính piston trong máy đẩy lên	dm	1,017
Đường kính cán piston	dm	0,348
Thể tích ban đầu máy đẩy lên	dm^3	14,93
Lực ban đầu máy đẩy lên	kG	4014
Hệ số ma sát máng định hướng		0,2
Hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với		0,3
Trọng lượng khối lùi	kG	3029
Hiệu suất loa hãm lùi		0,35
Trọng lượng đầu đạn	kG	33,4
Diện tích ngang lòng nòng	dm^2	1,39
Hệ số tác dụng sau cùng của khí thuốc		1,61
Hành trình lùi dài	dm	12,5 (+0,7/−1,5)
Hành trình lùi ngắn	dm	7,75 ± 0,4

Kết quả xác định áp suất khí thuốc, vận tốc đạn theo quãng đường và thời gian khi so sánh với kết quả lý thuyết được trình bày ở Hình 4 và Bảng 2.

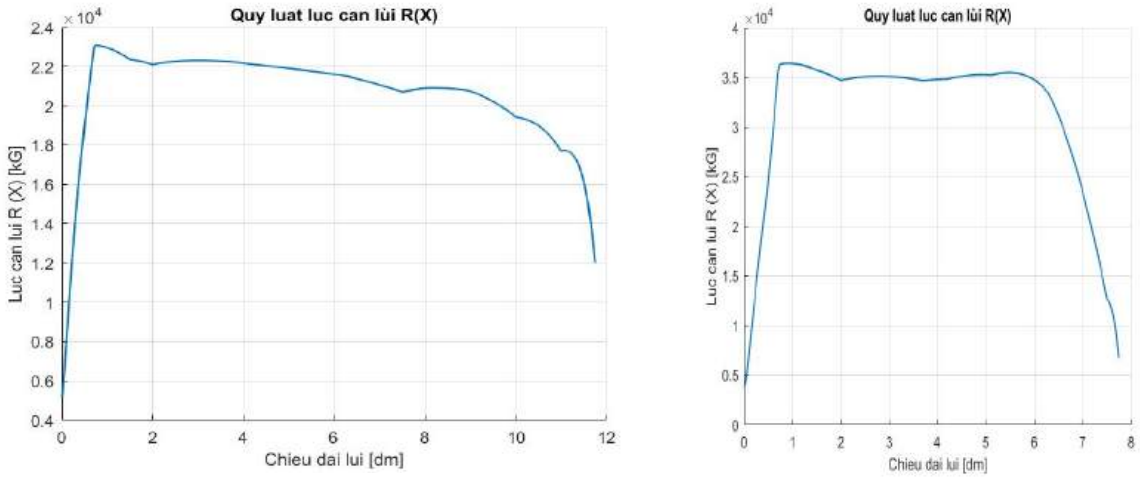


Hình 4. Đồ thị áp suất khí thuốc - vận tốc đạn theo quãng đường - thời gian

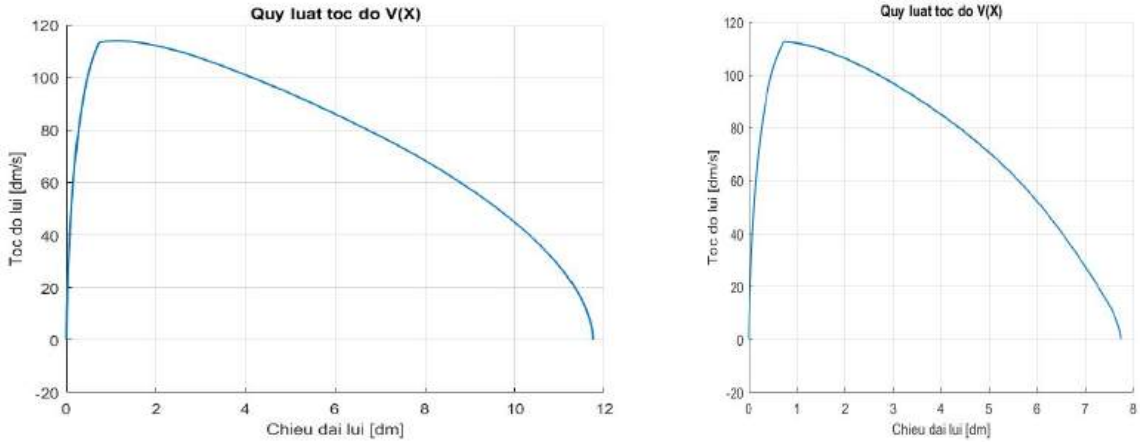
Bảng 2. Giá trị cực đại áp suất khí thuốc và vận tốc đạn

TT	Thông số	Tính toán	Lý thuyết	Sai số (%)
1	Áp suất khí thuốc cực đại (kG/cm^2)	3112	3150	1,2
2	Vận tốc đầu nòng (m/s)	924,9	930	0,5

Từ Bảng 2, cho thấy kết quả tính toán áp suất khí thuốc cực đại và vận tốc đầu nòng gần tương đồng với kết quả lý thuyết trong tài liệu.



Hình 5. Đồ thị lực cản lùi theo chiều dài lùi ở góc tầm 18,72° và 34°



Hình 6. Đồ thị tốc độ khối lùi theo chiều dài lùi ở góc tầm 18,72° và 34°

Trong bài báo, ta tính toán lực cản lùi của pháo ở 2 góc tầm. Với góc tầm 18,72°, đây là góc bắn của pháo tự hành PTH 130 với liều nguyên tại trường bắn TB1 ngày 08/01/2026. Mục đích tính toán ở góc tầm này là để so sánh chiều dài lùi sau bắn của pháo giữa tính toán lí thuyết so với thực tế tại trường bắn. Với góc tầm 34°, pháo thực hiện hành trình lùi ngắn nên lực cản lùi sẽ lớn hơn so với lùi dài và theo công thức (1) thì ở góc tầm này giá trị lực cản lùi sẽ lớn nhất, là cơ sở để tính toán, thiết kế hệ thống tổ hợp pháo tự hành.

Khi giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong và động lực học khối lùi ở φ = 34° (tương ứng hành trình lùi ngắn) và φ = 18,72° (tương ứng hành trình lùi dài) thu được đồ thị lực cản lùi R(X) theo hành trình lùi của nòng (Hình 5) và giá trị cực đại của nó (Bảng 3).

Bảng 3. Giá trị cực đại lực cản lùi ở các chế độ hành trình lùi ngắn và dài

TT	Góc tầm φ (°)	Rmax (kG)	X (dm)
1	34	36414	7,74
2	18,72	23026	11,75

Bảng 4. Độ dài lùi nòng sau bắn của pháo PTH 130

Liều	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**1**	**Nguyên**
Góc tầm	3-21	3-21	3-18	3-16	3-16	3-16	3-16	3-16	3-16	3-16	3-12
Độ dài lùi	1080	1070	1070	1065	1065	1065	1060	1060	1055	1050	1140

Bảng 4 là bảng kết quả độ dài lùi nòng sau bắn pháo PTH 130 trong thử nghiệm bắn đạn thật ngày 08/01/2026. Trong quá trình thử nghiệm, pháo đã thực hiện 11 phát bắn, trong đó có sử dụng 1 liều nguyên và 10 liều 1. Đối với 10 liều 1, pháo bắn ở các góc tầm khác nhau từ 3-16 (18,96°) đến 3-21 (19,26°), pháo thực hiện hành trình lùi dài, độ dài lùi đo được từ 1050 đến 1080 mm. Đối với 1 liều nguyên, pháo bắn ở góc tầm 3-12 (khoảng 18,72°) thì độ dài lùi thực tế là 1140 mm. Khi tính toán trên phần mềm Matlab, với góc tầm 18,72° thì độ dài lùi tính toán trên phần mềm là 1175 mm. So sánh khi bắn liều nguyên, giữa độ dài lùi thực tế đo được 1140 mm, độ dài lùi tính toán 1175 mm thì vẫn đảm bảo so với độ dài lùi lí thuyết của pháo khi thực hiện hành trình lùi dài là 1250 (+70/−150) mm. Khi bắn ở liều 1 thì độ dài lùi thực tế đo được 1050- 1080 mm cũng phù hợp, không vượt quá so với độ dài lùi lí thuyết của pháo. Độ dài lùi thực tế và độ dài lùi tính toán có sự khác nhau (sai số 3,07%), sai số này đến từ nhiều nguyên nhân như sai số khi đo độ dài lùi sau khi bắn, sai số đo các kích thước của thiết bị hãm lùi để tính toán bài toán ngược hãm lùi, các giả thiết về bài toán thuật phóng trong... Qua kết quả bắn thử nghiệm đạn thật pháo tự hành PTH 130, ta thấy độ dài lùi nòng sau bắn của pháo phù hợp với độ dài lùi tính toán trên phần mềm Matlab và đảm bảo trong khoảng độ dài lùi lí thuyết của pháo khi thực hiện hành trình lùi dài.

Phân tích kết quả của bài toán thuật phóng trong, ta thấy áp suất tại vị trí miệng nòng của pháo là rất lớn. Đặc biệt, khi pháo bắn ở góc tầm thấp, tại thời điểm đạn bay ra khỏi nòng, với áp suất lớn như vậy sẽ gây ra vụ nổ đầu nòng tạo ra sóng xung kích lan truyền ra bên ngoài không khí. Lúc này, cabin- vị trí gần miệng nòng nhất sẽ phải chịu một áp lực rất lớn và cabin nguyên bản của xe có thể bị phá hủy. Với kết quả áp suất ở trên sẽ là cơ sở để tính toán, thiết kế, lựa chọn vật liệu cabin xe để đảm bảo an toàn cho pháo thủ tránh khỏi sóng xung kích từ phát bắn hoặc sóng xung kích, mảnh văng từ các vụ nổ như bom, mìn, lựu đạn... nhưng cabin cũng không được quá nặng để tránh giảm khả năng cơ động của pháo. Đối với kết quả của bài toán ngược hãm lùi, lực cản lùi đạt giá trị cực đại Rmax= 36414 kG, X = 7,74 dm ở chế độ lùi ngắn và Rmax = 23026 kG, X = 12,29 dm ở chế độ lùi dài. Với hành trình lùi như trên, khi thiết kế cần xác định được vị trí tối ưu để đặt pháo lên xe (đặt ở cuối đuôi xe), để khi pháo lùi tránh va chạm với sàn xe, sàn công tác, các cơ cấu khác được lắp thêm trên xe, đồng thời vị trí lắp đặt cũng phải thuận tiện cho pháo thủ trong quá trình nạp đạn thủ công cũng như khi dùng hệ thống hỗ trợ nạp đạn. Tiếp nữa, khi bắn lực giật mà pháo tác dụng lên xe là rất lớn, ở chế độ lùi ngắn lên đến 36,4 tấn. Do đó, cần thiết kế chế tạo kết cấu giá bệ, các chi tiết liên kết pháo với xe cơ sở và hệ thống chân chống thủy lực của pháo đủ bền để lắp đặt được lên xe cơ sở đảm bảo điều kiện ổn định của pháo tự hành khi bắn.

5. Kết luận

Bài báo trình bày mô hình toán học của pháo tự hành PTH 130 để giải bài toán động lực học, xác định quy luật biến thiên áp suất khí thuốc trong lòng nòng, lực cản lùi và chiều dài lùi của pháo khi bắn. Kết quả của bài báo là cơ sơ quan trọng phục vụ quá trình tính toán, thiết kế cabin pháo tự hành; là thông số đầu vào để xác định tải trọng của phát bắn lên pháo, làm cơ

sở xác định điều kiện ổn định của hệ khi bắn, phục vụ cho việc thiết kế kết cấu tổ hợp pháo tự hành.

Tài liệu tham khảo

1. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
2. Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, Trần Văn Doanh (2003), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
3. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010), *Số liệu vũ khí - đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
4. Nguyễn Văn Dũng (2016), *Tính toán, thiết kế thiết bị hãm lùi hệ thống pháo*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.

Research on the recoiling parts dynamics during firing of the PTH-130 self-propelled howitzer

Abstract: *In modern warfare, traditional towed artillery exhibits several critical shortcomings: low mobility, lengthy deployment time, heavy weight, and a high crew requirement. Consequently, they are highly vulnerable to detection and destruction. To capitalize on their advantages and mitigate these weaknesses, many countries have mounted towed artillery onto wheeled military trucks to create self-propelled gun systems. When firing, the artillery is not entirely stationary but experiences complex oscillations due to recoil forces. Therefore, studying the dynamics of the recoiling mass is essential to determine the firing loads exerted on the gun and its carriage. This serves as the basis for establishing the stability conditions of the system during firing and supports the structural design of the self-propelled artillery system.*

Keywords: 130 mm M46 cannon; self-propelled gun; PTH 130.

Nghiên cứu ảnh hưởng của chế độ bắn và các thông số của vật liệu đến truyền nhiệt thành nòng

Vương Trung Đức[1], Khương Tuấn Lợi[2]

[1]*Hệ quản lý Học viên Sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự.*

**Email: khuongtuanloi@lqdtu.edu.vn; Tel: 0849971457*

Tóm tắt

Mòn nòng là một trong những yếu tố quan trọng quyết định đến tuổi thọ và khả năng chiến đấu của vũ khí có nòng, nghiên cứu và tính toán mòn nòng giúp đánh giá được các thông số chiến kỹ thuật quan trọng của súng đồng thời đưa ra những biện pháp nâng cao tuổi thọ và hiệu quả khai thác vũ khí bộ binh. Trên thực tế, mức độ mòn nòng của vũ khí phụ thuộc nhiều yếu tố trong đó nhiệt và xói mòn cơ học là hai yếu tố chính ảnh hưởng đến mòn nòng. Bài báo tập trung nghiên cứu về yếu tố truyền nhiệt thành nòng của vũ khí có nòng rãnh xoắn trong đó có kể đến ảnh hưởng của các chế độ làm nguội và tính chất của các loại vật liệu khác nhau đến quá trình truyền nhiệt. Khi có kể đến nhịp bắn và các chế độ làm nguội, sự thay đổi về trường nhiệt độ có ảnh hưởng đáng kể đến cường độ mòn, bên cạnh đó khi sử dụng các vật liệu khác nhau làm nòng súng cũng sẽ làm thay đổi đường cong truyền nhiệt. Mô hình lý thuyết của bài báo được tính toán trên đối tượng súng trường bắn đạn 5,56 mm. Kết quả của bài báo giúp bổ sung thêm những lý thuyết quan trọng trong việc đánh giá và tối ưu hóa thiết kế của vũ khí có nòng rãnh xoắn, nâng cao hiệu quả sử dụng và khai thác vũ khí trang bị.

Từ khóa: *Mòn nòng; Tuổi thọ nòng; Súng trường 5,56 mm.*

1. Đặt vấn đề

Trong các bài toán thiết kế vũ khí, mòn nòng là một bài toán phức tạp phụ thuộc vào nhiều yếu tố. Những nghiên cứu thực nghiệm và lý thuyết chứng tỏ rằng mòn nòng súng liên quan đến ba dạng tác dụng của khí thuốc lên kim loại: nhiệt, cơ, hóa học và tác động cơ học của đai dẫn đạn vào sống xoắn và rãnh xoắn lòng nòng. Tác động nhiệt của khí thuốc gắn liền với sự nung nóng cao bề mặt bên trong lòng nòng súng gây ra bởi nhiệt độ cao của khí thuốc và ma sát giữa đầu đạn và bề mặt lòng nòng gây ra sự thay đổi dữ dội cơ tính của vật liệu nòng. Tác động cơ học của khí thuốc là do các phần tử khí thuốc và thuốc phóng hạt va đập mạnh vào bề mặt lòng nòng và phá hủy kim loại, hiện tượng tương tự như sói mòn nòng súng. Tác động hóa học là do các phân tử khí khi áp suất cao và nhiệt độ cao sẽ bị phân dã thành các nguyên tử hóa hợp mạnh với kim loại và thẩm thấu vào các chỗ rỗ của kim loại khiến cho lớp ngoài của kim loại (theo bề mặt lòng nòng) trở nên rất cứng và giòn và bị bong tróc dưới áp lực của đai dẫn đạn. Tác động cơ học của đai dẫn đạn lên sống xoắn và rãnh xoắn gây ra mài mòn thông qua các sóng của dầu mỡ bảo quản súng và các dị vật trong quá trình chuyển động của đầu đạn. Trong các yếu tố trên thì mòn do tác động cơ và nhiệt của khí thuốc là lớn hơn cả, do đó để đơn giản trong bài toán tính toán mòn nòng người ta chỉ tính toán hai dạng mòn này.

Đã có những công trình nghiên cứu về mòn nòng dựa trên quan điểm này. Giáo trình [1] của PGS.TS Phạm Huy Chương hay bài báo [2] của nhóm tác giả Nguyễn Minh Phú và các cộng sự đã đưa ra được các công thức tính toán mòn nòng của nòng rãnh xoắn. Trong các công thức đó ảnh hưởng của nhiệt độ được thể hiện qua công thức gần đúng tính nhiệt độ lớn nhất ở mặt trong của nòng do Tôrxilốp đề xuất:

$$T_{lm} = \frac{T_{k0}}{1,7 + 4,1 \cdot d^{-0,36} \left(\frac{d}{\omega} \right)^{0,86}} \quad (1)$$

Trong đó: T_{lm} - Nhiệt độ lớn nhất ở mặt trong của nòng (^0C); T_{k0} - Nhiệt độ cháy của khí thuốc (^0C); d - Cỡ nòng (dm); ω - trọng lượng khí thuốc (kG).

Công thức này được sử dụng để thay cho bài toán truyền nhiệt phức tạp qua thành nòng và dùng cho mọi phát bắn. Điều này gây ra những sai số không mong muốn do thực tế nhiệt độ biến thiên liên tục trong 1 phát bắn và giữa các phát bắn khác nhau trong loạt bắn là khác nhau đặc biệt là khi có kể đến quá trình làm nguội giữa các loạt bắn. Bên cạnh đó dưới nhiệt độ và áp suất cao, các tính chất quan trọng của vật liệu như hệ số dẫn nhiệt của vật liệu làm nòng λ, hệ số tỏa nhiệt của nòng h_K, nhiệt dung riêng của vật liệu c_p, khối lượng riêng của vật liệu ρ cũng thay đổi tương đối đáng kể và chưa được xét đến trong các tài liệu trên.

Do vậy để có thể đánh giá được chi tiết hơn và chính xác hơn quá trình mòn nòng, bài báo tập trung giải quyết bài toán truyền nhiệt vào thành nòng trong đó có kể đến ảnh hưởng của chế độ bắn và làm mát giữa các phát bắn, sự thay đổi các tính chất của vật liệu làm nòng theo nhiệt độ. Đồng thời bài báo cũng khảo sát nhiều loại vật liệu làm nòng phổ biến khác nhau nhằm đánh giá tính tối ưu trong sử dụng các loại vật liệu làm nòng.

Mô hình lý thuyết của bài báo được đánh giá trên súng trường bắn đạn 5,56 mm.

2. Xây dựng mô hình tính toán

2.1. Các giả thuyết

Các giả thiết để giải bài toán thuật phóng trong và nhiệt độ khí thuốc trong nòng đã được trình bày đầy đủ trong các tài liệu [3,4,5].

Một số giả thuyết được tác giả sử dụng để giải bài toán truyền nhiệt vào thành nòng súng dựa trên bài toán truyền nhiệt qua ống trụ:

- Truyền nhiệt chỉ xảy ra theo phương xuyên tâm, dòng nhiệt chỉ đi từ mặt trong của nòng tới mặt ngoài theo phương bán kính;

- Vật liệu làm nòng là đồng chất và đẳng hướng;

- Không có nguồn sinh nhiệt trong thành ống tức là chỉ xét khuếch tán nhiệt thuần túy, không có số hạng sinh nhiệt.

- Nhiệt độ khí thuốc phân bố đều theo thiết diện, sự thay đổi mật độ khí thuốc sau và trước khi thuốc phóng cháy hết có cùng quan hệ.

2.2. Cơ sở lý thuyết

2.2.1. Bài toán truyền nhiệt cơ bản

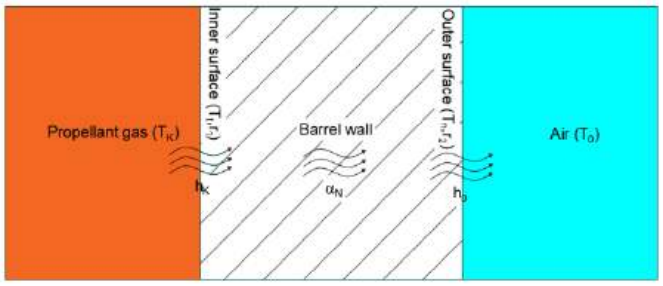
Bài toán đốt nóng thành nòng bởi khí thuốc được biểu diễn bằng phương trình Fourier:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha_n \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (2)$$

Ở đây $\alpha_n = \frac{\lambda_n}{C\gamma}$ - hệ số toả nhiệt của vật liệu làm nòng; C - nhiệt dung sản phẩm cháy của thuốc phóng; γ - trọng lượng riêng của khí thuốc; $\lambda_n = \lambda_0 \cdot (1 + bT)$ - hệ số dẫn nhiệt của

nòng; λ_0 - giá trị hệ số dẫn nhiệt ở nhiệt độ 0°C; b - hệ số xác định từ thực nghiệm; T - Nhiệt độ của nòng.

Sơ đồ quá trình truyền nhiệt được thể hiện trên Hình 1.



Hình 1. Sơ đồ quá trình truyền nhiệt

Khi $r = r_1$ (r_1 là bán kính mặt trong của nòng) ta có điều kiện biên tại mặt trong của nòng của phương trình (3):

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial r} = h_K \cdot (T_t - T_K) \tag{3}$$

Ở đây: λ - hệ số dẫn nhiệt; h_K - hệ số trao đổi nhiệt giữa khí thuốc và lòng nòng; T_K - nhiệt độ khí thuốc; T_t - nhiệt độ bề mặt bên trong của nòng.

Khi $r = r_2$ (r_2 là bán kính mặt ngoài của nòng) ta có điều kiện biên tại mặt ngoài của nòng của phương trình (4):

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial r} = h_0 \cdot (T_n - T_0) \tag{4}$$

Ở đây: h_0 - hệ số trao đổi nhiệt giữa nòng và không khí; T_0 - nhiệt độ không khí; T_n - nhiệt độ bề mặt bên ngoài của nòng.

Điều kiện ban đầu để giải phương trình (2) là: $T[0] = T_0$; $r[0] = r_1$.

** Xác định hệ số trao đổi nhiệt giữa khí thuốc và thành nòng* h_K

Theo phương pháp của A.S. Chaisikhin theo tài liệu [6] ta có công thức tính giá trị hệ số tỏa nhiệt trong thời gian tác dụng nhiệt của khí thuốc như sau:

$$h_K = A_\alpha \cdot \frac{(\overline{pu})_x^{0,8}}{d^{0,2}} \tag{5}$$

Trong đó đối với nòng có rãnh xoắn: $A_\alpha = \left[0,11 + 0,5\left(\frac{t_{rx}}{d_k}\right)^{0,5}\right] \cdot 10^3$ với t_{rx} - độ sâu của rãnh xoắn; $d_K = \sqrt{\frac{4S}{\pi}}$ - đường kính tương đương của rãnh nòng.

Giá trị $(\overline{pu})_x$ xác định bằng tích áp suất với vận tốc dòng khí ở một tiết diện ngang bất kì x của rãnh nòng trong thời gian tác dụng nhiệt của khí thuốc có công thức:

$$(\overline{pu})_x = \frac{1}{\tau_{td}(x)} \cdot \left[(\overline{pu})_{x,cd} \cdot \tau_{cd}(x) + (\overline{pu})_{x,ph} \cdot \tau_{ph}(x)\right] \tag{6}$$

$(\overline{pu})_{x,cd} = \dfrac{1}{\tau_{cd}(x)} \cdot \int_0^{\tau_{cd}(x)} p(\tau) \cdot u_x(\tau) \mathrm{d}\tau$ - giá trị trung bình của tích áp suất với vận tốc dòng khí tại tiết diện x trong thời gian đạn chuyển động từ tiết diện x đến đầu nòng.

$(\overline{pu})_{x,ph} = \sqrt{\dfrac{2k}{k+1}} \cdot \dfrac{k-1}{2k} \cdot P_{\Phi}^{3/2} \cdot \sqrt{\dfrac{W_{tp}}{\omega}} \cdot \left[\left(\dfrac{P_{\Phi}}{9{,}81 \cdot 10^4} \right)^{\frac{k-1}{2k}} - 1 \right]^{-1}$ - giá trị trung bình của tích áp suất với vận tốc dòng khí tại tiết diện x trong thời gian tác dụng sau cùng của khí thuốc.

Vận tốc của dòng khí tại mặt cắt x được tính xấp xỉ theo công thức:

$$u_x(\tau) = v \cdot \frac{x + \dfrac{W_0}{S} - L_{bd}}{\dfrac{W_0}{S} + l} \qquad (7)$$

Trong đó: v, l - vận tốc và quãng đường chuyển động của đầu đạn; L_{bd} - chiều dài buồng đốt.

** Xác định hệ số trao đổi nhiệt giữa nòng và không khí tại bề mặt ngoài của nòng* h_0

Hệ số trao đổi nhiệt ở mặt ngoài của nòng khi có tính đến quá trình trao đổi nhiệt đối lưu và bức xạ nhiệt được tính theo công thức:

$$h_0 = h_{dl} + h_{bx} \qquad (8)$$

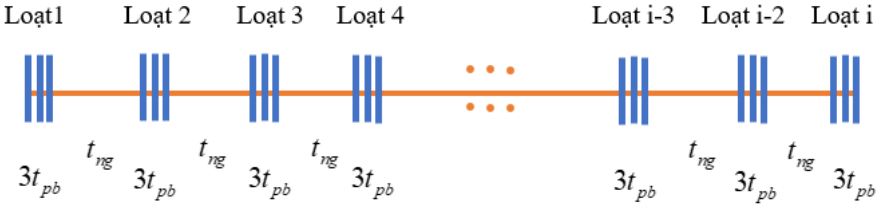
Trong đó:

$h_{dl} = B_2 \cdot \left(\dfrac{T_n - T_{kk}}{d_n} \right)^{0,25}$ - hệ số trao đổi nhiệt đối lưu với $B_2 = 0{,}47 \cdot \dfrac{\lambda_{kk}}{\nu_{kk}^{0,5}} \cdot (g \cdot \beta_{kk})^{0,25}$ trong đó $\beta_{kk} \approx \dfrac{2}{T_n + T_0}$ - hệ số nở nhiệt của không khí; λ_{kk} - hệ số dẫn nhiệt của không khí; ν_{kk} - độ nhớt động học của không khí; T_n, T_{kk} - nhiệt độ mặt ngoài của nòng và không khí; d_n - đường kính ngoài của nòng.

$h_{bx} = \varepsilon \cdot C_0 \cdot \dfrac{\left[\left(\dfrac{T_n + 273}{100} \right)^4 - \left(\dfrac{T_{kk} + 273}{100} \right)^4 \right]}{T_n - T_{kk}}$ - hệ số trao đổi nhiệt bức xạ với $\varepsilon = 0{,}8$ - độ đen của mặt ngoài nòng; $C_0 = 5{,}7 \left[\mathrm{W/(m^2 \cdot K^4)} \right]$ - hệ số bức xạ của vật đen tuyệt đối.

2.2.2. Ảnh hưởng của chế độ làm nguội và thông số vật liệu đến bài toán mòn nòng

Trong các bài bắn thực tế và bắn thử nghiệm độ bền lâu của súng, súng được bắn theo chế độ bắn và nhịp bắn và được mô tả đơn giản qua Hình 2.



Hình 2. Mô hình nhịp bắn của súng

Ở đây súng được bắn theo chế độ liên thanh 3 viên một lần bắn; t_{pb} - thời gian thực hiện mỗi phát bắn (t_{pb} được xác định từ bài toán động lực), t_{ng} - thời gian nghỉ giữa các loạt, thời gian tổng cả nhịp bắn là t_{nb} và súng bắn được n viên.

Việc giải quyết bài toán này có thể tính chính xác thông qua tích phân phương trình (2) khi có tính đến điều kiện biên trên mặt ngoài của nòng và sự thay đổi nhiệt độ sau mỗi phát bắn. Quá trình làm nguội giữa các loạt bắn có thể bằng không khí hoặc bằng các dung môi làm mát và được tính toán trong phương trình truyền nhiệt bằng cách thay đổi hệ số trao đổi nhiệt giữa nòng và dung môi h_0. Như vậy với mô hình nhịp bắn trên, nhiệt độ nòng giữa các phát bắn là có sự khác nhau, nhiệt độ nòng cuối phát bắn trước sẽ là nhiệt độ đầu vào cho nòng của phát bắn sau và nhiệt độ nòng cuối thời gian nghỉ của loạt bắn trước sẽ là nhiệt độ đầu vào cho nòng ở loạt bắn tiếp theo.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thông số đầu vào

Thông số đầu vào để giải bài toán truyền nhiệt cơ bản được cho trong Bảng 1 với vật liệu làm nòng là thép 30HN2MFA có thông số vật liệu thay đổi theo nhiệt độ được lấy từ tài liệu [7] được cho trong bảng 2 và tính toán trên súng trường bắn đạn 5,56 mm.

Bảng 1. Thông số đầu vào

TT	Tên thông số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc	I_k	kG.s/dm^2	160
2	Khối lượng thuốc phóng	ω	kg	0,00176
3	Mật độ thuốc phóng	ρ	kg.m^3	1600
4	Các đặc trưng hình dạng thuốc phóng	χ		1.6
		λ		-0.6
		η		0
5	Nhiệt độ mồi cháy thuốc phóng	T_K	K	3300
6	Nhiệt độ môi trường	T_{mt}	K	288,15
7	Lực thuốc phóng	f	kG.dm/kg	720000
8	Khối lượng riêng thuốc phóng	δ	kg/dm^3	1,6
9	Chỉ số mũ đoạn nhiệt của khí thuốc	κ		1,26
10	Lượng cộng tích	α	dm^3/kg	1
11	Áp suất mồi	p_m	kG/dm^2	3000
12	Khối lượng đầu đạn	m	kg	0,004
13	Áp suất tống đạn	p_0	kG/dm^2	30000
14	Thể tích ban đầu của buồng đốt	W_0	dm^3	0,00185
15	Cỡ nòng	d	dm	0.0556

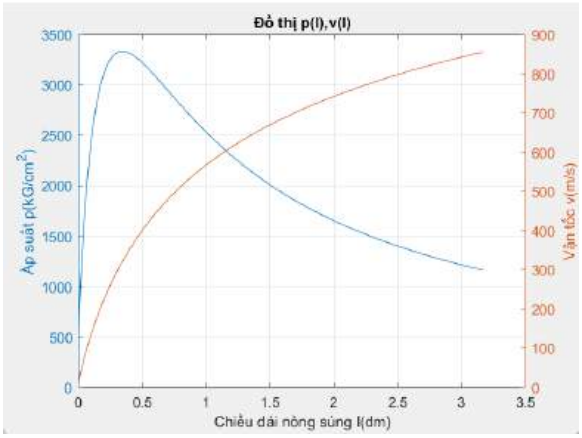
TT	Tên thông số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
16	Diện tích lòng nòng	S	dm^2	0.002428
17	Chiều dài nòng súng	l_d	dm	3,16
18	Góc nghiêng rãnh xoắn	α	độ	6
19	Độ sâu rãnh xoắn	t_{rx}	dm	0.003
20	Đường kính vành đai dẫn hướng	D_0	dm	0.0586
21	Bề rộng vành đai dẫn hướng	H	dm	0.07
22	Hệ số ma sát	f_{ms}		0.25
23	Hệ số mòn nòng	$\cot B$		0,5
24	Chiều dài buồng đốt	L_{bd}	dm	0,295

Bảng 2. Thông số vật liệu 30HN2MFA

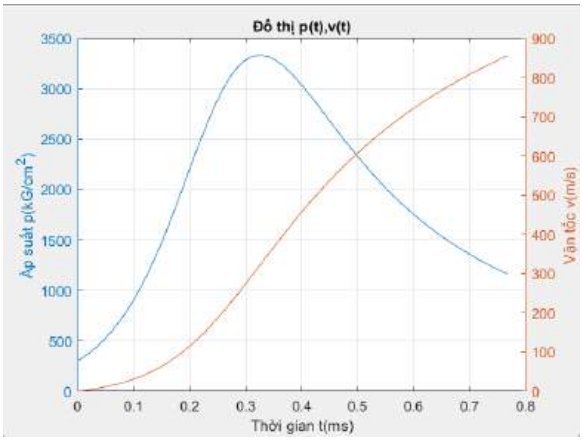
STT	Nhiệt độ T (^{0}C)	Hệ số dẫn nhiệt λ_C (W/m · K)	Nhiệt độ T (^{0}C)	Nhiệt dung riêng C_c ($J / kg \cdot K$)	Nhiệt độ T (^{0}C)	Khối lượng riêng ρ_C (g / cm^3)
1	54,2	35,9	38	440	50	7,77
2	149,1	37,3	70	462	100	7,75
3	250,0	36	100	475	200	7,72
4	352,0	33,8	150	492	400	7,65
5	453,3	30,9	200	505	600	7,59
6	553,6	27,2	250	517	700	7,55
7	651,1	19,7	300	528	720	7,55
8	704,4	17,1	350	539	725	7,55
9	723,0	16	400	550	730	7,55
10	743,3	15,8	450	560	735	7,55
11	763,0	17,1	500	569	740	7,55
12	783,1	18,7	550	579	750	7,57
13	802,8	19,3	600	589	765	7,58
14	822,9	19,5	650	598	770	7,59
15	842,8	19,7	700	607	775	7,59
16	904,9	20,3	750	616	785	7,59
17	1004,3	20,6	800	625	800	7,58
18			850	634	900	7,53
19			900	642	1060	7,46
20			991	658		

3.2. Kết quả tính toán

Kết quả giải bài toán thuật phóng trong của súng bắn đạn cỡ 5,56 mm được trình bày trong Hình 3,4. Áp suất thuật phóng lớn nhất mà súng bắn đạn cỡ 5,56 mm đạt được là 3331,23 kG/cm^2 và vận tốc đầu nòng là 855,33 m/s^2 đều phù hợp với kết quả thực nghiệm.

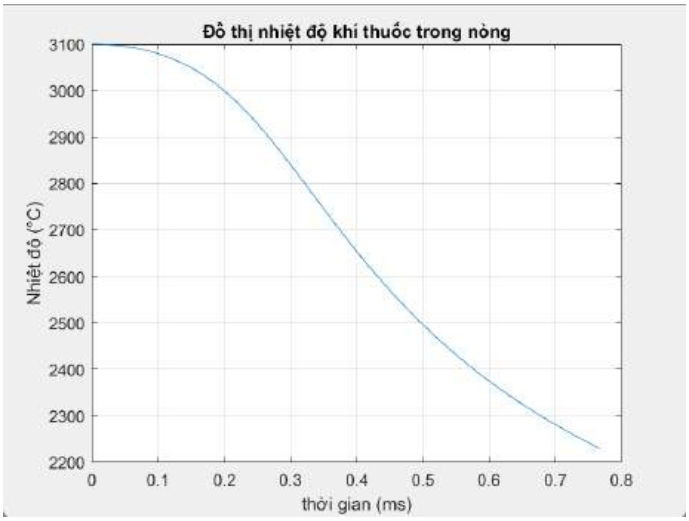


Hình 3. Đồ thị $p(l), v(l)$ của súng trường bắn đạn 5,56 mm



Hình 4. Đồ thị $p(t), v(t)$ của súng trường bắn đạn 5,56 mm

Nhiệt độ khí thuốc trong nòng giải theo bài toán thuật phóng trong của súng bắn đạn cỡ 5,56 mm được thể hiện trong Hình 5.

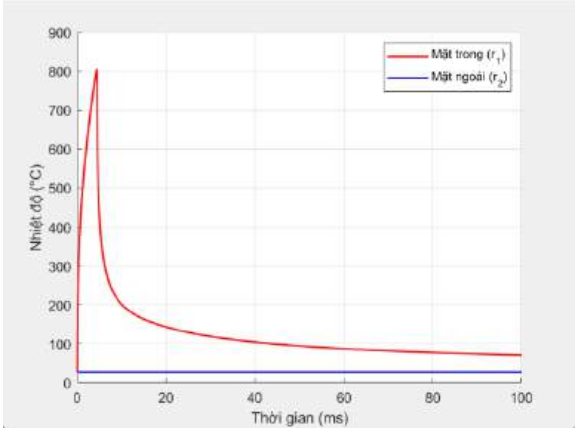


Hình 5. Đồ thị nhiệt độ khí thuốc trong nòng của súng trường bắn đạn 5,56 mm

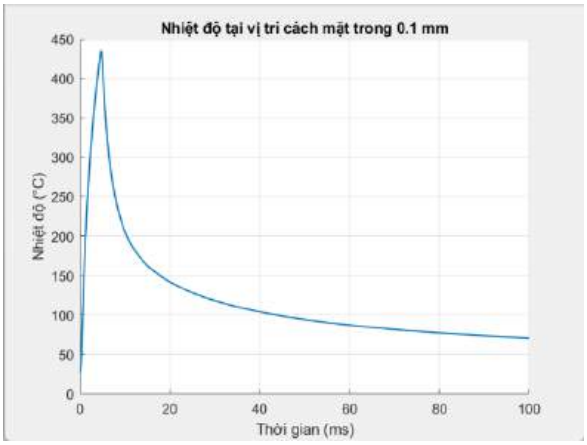
Đồ thị thể hiện nhiệt độ khí thuốc trong nòng giảm dần theo thời gian, tại thời điểm ban đầu, nhiệt độ khí thuốc đạt giá trị lớn, phản ánh giai đoạn cháy nhanh và áp suất cao ngay sau khi kích hoạt, trong khoảng thời gian tiếp theo, đường cong giảm khá đều, biểu hiện quá trình giãn nở đẳng nhiệt xấp xỉ và trao đổi nhiệt với thành nòng.

Các phương trình truyền nhiệt của nòng súng được giải bằng bộ giải Pdepe của MATLAB với điều kiện biên đối lưu tại bề mặt nòng do khí thuốc và tại mặt ngoài do trao đổi nhiệt với môi trường. Tính chất nhiệt của vật liệu bao gồm hệ số dẫn nhiệt, nhiệt dung riêng và khối lượng riêng được mô tả phụ thuộc theo nhiệt độ và nội suy từ dữ liệu thực nghiệm, thay đổi theo các lớp vật liệu nòng tương ứng với nhiệt độ khác nhau của các lớp nòng. Để xét đến ảnh hưởng của chế độ bắn đến khả năng truyền nhiệt của thành nòng. Súng được bắn với chế độ bắn 150 viên trong vòng 5 phút, với nhịp bắn là 3 viên một lần bắn, tổng số phát bắn là 15000 phát. Với thời gian thực hiện mỗi phát bắn $t_{pb} \approx 0.1\,\text{s}$ thì giữa các loạt bắn súng sẽ được nghỉ và làm nguội tự nhiên bằng không khí trong khoảng $t_{ng} \approx 5.8\,s$.

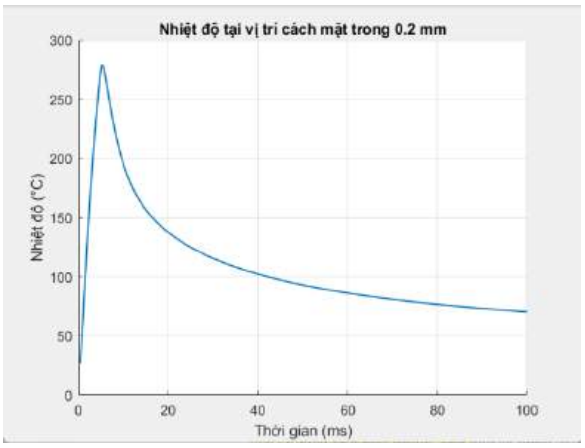
Kết quả tính toán truyền nhiệt thành nòng được thể hiện trên các Hình 6 và Hình 7:



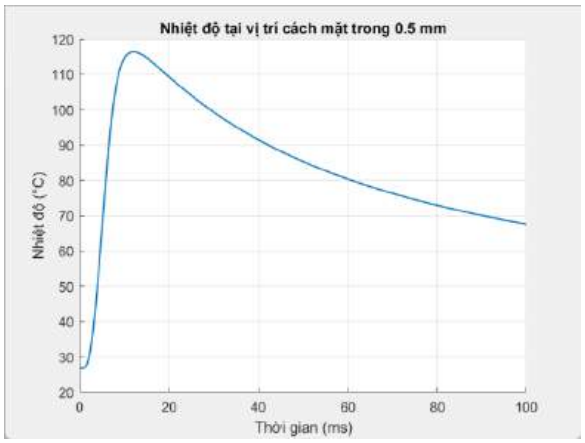
Hình 6. Đồ thị biến thiên nhiệt độ trong nòng sau 1 phát bắn



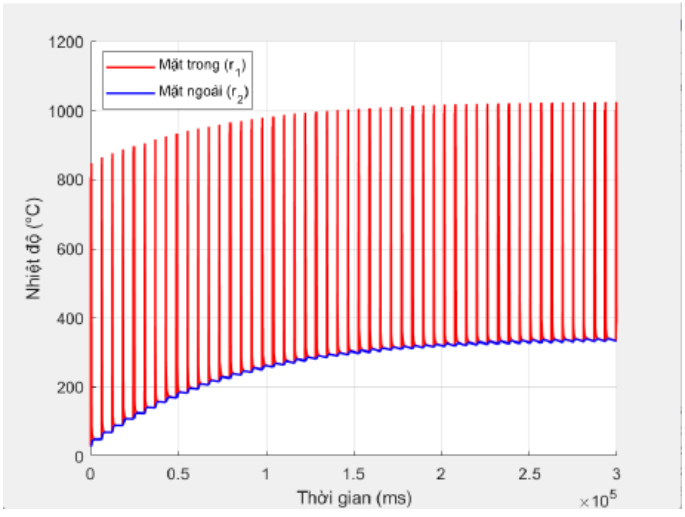
Hình 7. Đồ thị biến thiên nhiệt độ trong nòng sau 1 phát bắn tại vị trí cách mặt trong 0,1 mm



Hình 8. Đồ thị biến thiên nhiệt độ trong nòng sau 1 phát bắn tại vị trí cách mặt trong 0,2 mm



Hình 9. Đồ thị biến thiên nhiệt độ trong nòng sau 1 phát bắn tại vị trí cách mặt trong 0,5 mm



Hình 10. Đồ thị biến thiên nhiệt độ nòng súng sau 150 phát bắn.

Từ các kết quả của bài toán truyền nhiệt, nhiệt độ lớn nhất mà mặt trong của nòng súng đạt được sau 1 phát bắn là 806,32 ^{0}C sau khoảng 4,45 ms, sau đó nhiệt độ giảm dần xuống 70,87 ^{0}C sau khi thực hiện xong phát bắn, nhiệt độ lớn nhất đạt được có xu hướng giảm dần theo chiều tăng của bán kính lòng nòng. Sau 150 phát bắn có tính đến thời gian làm nguội giữa

các phát bắn, nhiệt độ lớn nhất mà lòng nòng đạt được là 1023,33 ^{0}C và gradient nhiệt độ tăng càng chậm thi thực hiện càng nhiều phát bắn.

4. Kết luận

Mặc dù bài báo chưa xét đến ảnh hưởng của lớp mạ Crom đến khả năng truyền nhiệt và tích trữ nhiệt của thành nòng, tuy nhiên bài báo đã xây dựng được mô hình lý thuyết giúp tính toán nhiệt độ nòng súng có kể đến ảnh hưởng của nhiều yếu tố về thông số vật liệu nòng và chế độ bắn, qua đó đưa ra được đường cong biến thiên nhiệt độ của các phát bắn khác nhau khi bắn liên thanh giúp bài toán mòn nòng có thể được khảo sát một cách chi tiết và chính xác hơn. Bài báo là cơ sở quan trọng để tiếp tục nghiên cứu và mô hình hóa các tính toán liên quan đến lựa chọn vật liệu và tuổi thọ của nòng giúp tối ưu hóa thiết kế vũ khí.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Huy Chương (2001). Tuổi thọ nòng.
2. Nguyen Minh Phu, Vo Van Bien, Nguyen Van Hung (2023). *Study on method to determine the life of testing gun that firea 7,62x25mm ammunition*. Advanced Engineering Letter, vol 2, No 2, 41-48.
3. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015). *Thuật phóng trong*. Hà nội: Học viện kỹ thuật quân sự, 95-96.
4. Алексеев В. М., Зайцев А. С. (2000), *Баллистическое проектирование и разработка конструкции ствола артиллериского орудия: Методические указания к курсовой работе*, Балт. гос. Тех.ун-т, Спб.
5. Бетехтин С.А., Виницкий А.М., Горохов М.С., Станюкович К.П., Федотов И.Д. (1957), *Газодинамические основы внутренней баллистики*, Оборонгиз, Москва.
6. Bộ môn Vũ khí, Khoa Vũ khí (2013). Quá trình xung nhiệt của nòng súng pháo.
7. Mateusz Zielinski, Piotr Pawel Koniorczyk (2024). *Badania wlasnosci termofizycznych stali lufowych oraz obliczenia wymiany ciepla w lufie armaty*. Zielonka

Studying the effects of firing mode and material parameters on heat transfer in the gun barrel

Abstract: *Barrel wear is one of the crucial factors determining the service life and combat effectiveness of rifled firearms. Research and calculation of barrel wear help evaluate important tactical–technical parameters of a weapon and provide measures to improve its durability and operational efficiency in infantry applications. In practice, the degree of barrel wear depends on many factors, among which thermal effects and mechanical erosion are the two primary contributors. This paper focuses on heat transfer through the barrel wall of rifled firearms, taking into account the influence of different cooling regimes and material properties on the heat transfer process. When firing rate and cooling conditions are considered, variations in the temperature field significantly affect wear intensity. In addition, the use of different barrel materials leads to changes in the heat transfer curve. The theoretical model presented in this study is developed for a 5.56 mm rifle. The results contribute important theoretical insights for evaluating and optimizing the design of rifled firearms, thereby improving their operational performance and service life.*

Keywords: Barrel wear; Barrel life; 5.56 mm rifle.

Đánh giá ảnh hưởng của nhiệt độ đến ứng suất và biến dạng nòng súng PKP Pecheneg

Trần Văn Công[1*], Nguyễn Văn Dũng[2], Nguyễn Văn Ngự[3]

[1] Hệ sau Đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2] Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[3]Khoa Pháo Phòng không - Tên lửa tầm thấp, Học viện Phòng không - Không quân

**Email: coha238311@gmail.com; Tel: 0383897613*

Tóm tắt:

Bài viết tập trung nghiên cứu ứng xử nhiệt – cơ học của nòng súng PKP Pecheneg trong điều kiện bắn liên thanh, nhằm đánh giá ảnh hưởng của nhiệt độ khí thuốc đến kết cấu nòng khi chịu tác dụng của nhiều phát bắn. Mô hình 3D nòng súng được xây dựng từ bản vẽ kỹ thuật và mô phỏng bằng ANSYS Workbench với các mô đun truyền nhiệt, mô phỏng ứng suất và chuyển vị do nhiệt độ khí thuốc gây ra. Quá trình bắn được mô phỏng thông qua trường nhiệt độ thay đổi theo thời gian dựa trên dữ liệu của bài toán thuật phóng trong và bài toán nhiệt thành nòng. Kết quả nghiên cứu có thể được dùng để đánh giá ảnh hưởng của nhiệt do phát bắn sinh ra đến tuổi thọ của nòng súng PKP; làm cơ sở tối ưu bài toán thiết kế, chế tạo nòng súng.

Từ khóa: *Truyền nhiệt; Nòng súng; Ứng suất; Biến dạng.*

1. Đặt vấn đề

Vào năm 1961, quân đội Liên Xô bắt đầu sử dụng rộng rãi dòng súng máy đa chức năng PK (GPMG) được thiết kế bởi nhà chế tạo danh tiếng Kalashnikov. Súng sử dụng loại đạn 7,62 mm R, súng hoạt động theo nguyên lý trích khí, tiếp đạn bằng dây băng. Súng máy PK trở thành một vũ khí thường trực đáng tin cậy trong các cuộc chiến tranh lớn như Iran - Iraq hay Chechnya. Súng PK đã vượt qua thử thách của thời gian, không bị thay thế và được cải tiến thành mẫu súng hiện đại hơn là PKP. Súng được đưa vào sử dụng năm 2001. Nòng của PKP dài 658 mm, được thiết kế đặc biệt để tản nhiệt tốt với các khe bên ngoài cũng như nặng hơn nòng của PKP, thiết kế này giúp cho nòng súng không bị quá nóng khi bắn nhiều.

Đã có nhiều công bố về ứng suất và biến dạng nòng pháo 23 mm, 37 mm, 57 mm, hay 85 mm thậm chí 122 mm hay 130 mm cũng đã được công bố trong các tài liệu [1]….. Đối với nòng súng bộ binh có các công bố đối với nòng súng tiểu liên AKM, PKMS, …như các tài liệu [2], [3], [4]… trong bài báo này tác giả dùng phần mềm ANSYS để làm phương tiện khảo sát ứng suất và biến dạng của nòng súng do tác dụng nhiệt độ khí thuốc gây ra khi bắn.

2. Giải bài toán thuật phóng trong và mô phỏng nhiệt độ nòng súng PKP khi bắn



Hình 1. Nòng, tay xách súng PKP

Nòng súng PKP có nhiều rãnh bên ngoài nên khá dễ bám bụi, vì vậy nó được bọc ngoài bằng một ống thép từ tay xách đến đầu nòng, đồng thời với ống thép bọc nòng còn có tác dụng làm mát nòng bằng luồng không khí cưỡng bức, khí bắn dưới hiệu ứng của luồng khí phụt đầu nòng, không khí mát bên ngoài sẽ được hút vào ống bọc nòng qua các lỗ bầu dục phía sau ống bọc nòng và thoát qua các lỗ phía đầu nòng, luồng khí di chuyển giữa nòng súng và ống bọc nòng có tác dụng làm mát cưỡng bức nòng súng, với kết cấu của nòng và ống bọc nòng như vậy súng PKP được giới thiệu có thể bắn liên thanh liên tiếp 600 phát, tuổi thọ của nòng súng không nhỏ hơn 25.000 phát bắn.



Hình 2. Nòng súng PKP Pecheneg 3D

Súng có tay xách gắn cố định trên ống bọc nòng súng, được kéo dài ra phía trước để che khe thông khí, tránh việc một phần luồng khí nóng từ nòng súng thoát ra qua khe hở tạo ra ảo ảnh gây khó khăn cho việc ngắm bắn đầu ruồi của bộ phận ngắm cơ khí.



Hình 3. Súng PKP Pecheneg của Nga

2.1. Tính toán bài toán thuật phóng trong

a. Các giả thiết bài toán thuật phóng trong

- Thuốc cháy theo quy luật hình học và tốc độ cháy của thuốc phóng được biểu diễn bởi công thức: $u = u_1 p$ (cháy theo quy luật tuyến tính).

- Các công thức thứ yếu của khí thuốc đều tỷ lệ với công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến đến bởi hệ số tăng nặng φ.

- Toàn bộ liều thuốc cháy trong điều kiện môi trường có áp suất như nhau và bằng áp suất thuật phóng p.

- Thành phần sản phẩm cháy không đổi, các đại lượng f và α cũng không thay đổi.

- Số mũ đoạn nhiệt $k = 1+ \theta$ được xem là không đổi và bằng giá trị trung bình của nó trong khoảng nhiệt độ từ nhiệt độ cháy của thuốc ở thời điểm đạn bay ra khỏi miệng nòng.

- Tại thời điểm áp suất khí thuốc đạt đến áp suất tống đạn p_0, đai đạn được cắt một cách tức thời và đạn cũng bắt đầu chuyển động.

b. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

Để giải hệ phương trình trên máy tính, ta có hệ phương trình mô tả hiện tượng bắn được viết lại:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \xi_1 \dfrac{p}{I_k} & \dfrac{dT}{dt} = \dfrac{f\omega.\dfrac{d\psi}{dt} - \theta\varphi mv\dfrac{dv}{dt} - RT\omega\dfrac{d\psi}{dt}}{R\omega\psi} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi(1+2\lambda z+3\mu z^2)\dfrac{dz}{dt} & \mathrm{W} = \mathrm{W}_0 - (1-\psi)\dfrac{\omega}{\delta} - \alpha\omega\psi + Sl \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{Spg}{\varphi q} & p = \dfrac{1}{\mathrm{W}}(f\omega\psi - \dfrac{\theta}{2}\dfrac{\varphi q v^2}{g}) \\ \dfrac{dl}{dt} = v \end{cases} \quad (1)$$

Phương pháp giải:

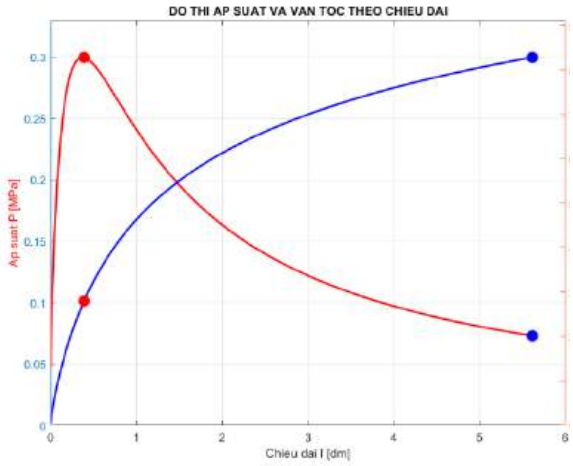
Do thuốc phóng trong liều phóng có nhiều loại khác nhau, để đảm bảo tính chính xác phục vụ cho tính toán áp suất lớn nhất và vận tốc của đầu đạn, luận văn giải bài toán thuật phóng trong bằng phương pháp số trên máy tính sử dụng thuật toán Runge Kutta.

Bảng 1. Thông số đầu vào bài toán thuật phóng trong

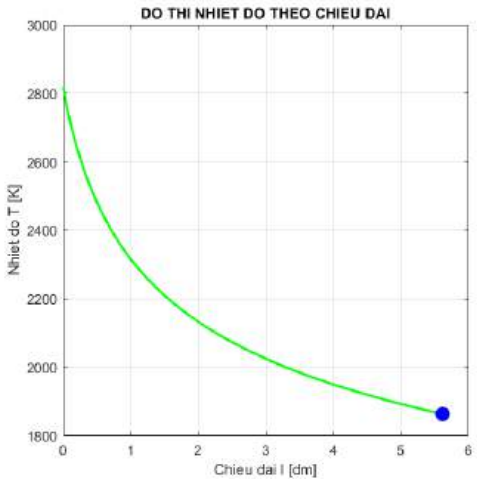
STT	Đại lượng	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Đường kính đạn	d	dm	0,0762
2	Trọng lượng đạn ban đầu	q	kG	0,0096
3	Thể tích buồng đốt	W_0	dm^3	0,00373
4	Gia tốc trọng trường	g	dm/s^2	98,1
5	Tiết diện ngang lòng nòng	S	dm^2	0,00456
6	Áp suất tống đạn	P_0	kG/dm^2	20000
7	Lực thuốc phóng	f	kG.dm/kG	992250
8	Chiều dài nòng	L_d	dm	5,5
9	Lượng cộng tích	α	dm^3/kg	0,91
10	Trọng lượng thuốc phóng	ω	kG	0,0032
11	Xung lượng thuốc phóng	I_k	$kG.s/dm^2$	218,2313
12	Mật độ thuốc phóng	δ	kg/dm^3	1,6
13	Mật độ nhồi	Δ		0,8579
14	Đặc trưng hình dạng thuốc phóng	β		0,085
		χ =1+β		1,085
		μ		- 0,06
15	Hệ số khí	k		1,25
		θ		0,25
		φ		1,121
16	Hệ số tăng nặng	φ_1		1,07
17	Nhiệt độ cháy của thuốc phóng	T_o	K	2900

c. Kết quả tính toán bài toán thuật phóng trong

- Áp suất lớn nhất: p_{max} = 299,8 MPa; Áp suất đầu nòng: $p_đ$ = 73 MPa;
- Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng: $v_đ$ = 828,4 m/s; Thời gian đạn chuyển : t ≈ 0,00122 s.
- Nhiệt độ khí thuốc lớn nhất: T_{max} = 2818 K;
- Nhiệt độ khí thuốc đầu nòng: T = 1863,8 K



Hình 4. Đồ thị áp suất khí thuốc theo chiều dài nòng và thời gian

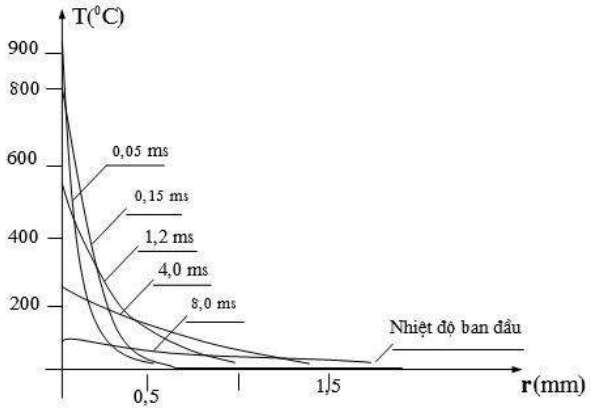


Hình 5. Đồ thị nhiệt độ thuốc phóng theo chiều dài nòng và thời gian

2.2. Sự đốt nóng nòng súng khi bắn

a. Khi bắn phát một

Đặc điểm của quá trình gia nhiệt nòng súng khi bắn là thời gian nòng nhận nhiệt rất ngắn (khoảng một phần trăm giây). Do thời gian tác động quá ngắn, nhiệt lượng từ khí thuốc chỉ được truyền từ bề mặt vào các lớp kim loại vô cùng mỏng nằm sát lòng nòng, sau đó mới từ từ dẫn nhiệt vào các lớp sâu hơn bên trong thành nòng. Hình 6 minh họa sự phân bố nhiệt độ theo chiều dày thành nòng ở thời điểm ngay sau phát bắn đầu tiên.



Hình 6. Sự phân bố nhiệt theo bề dày của nòng

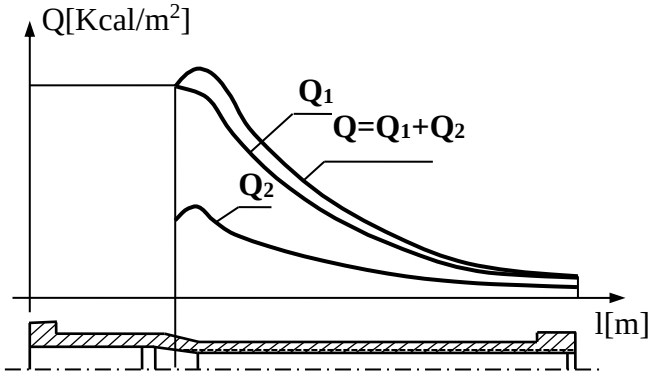
Ngoài khí thuốc, nòng súng còn được đốt nóng bởi nhiệt ma sát giữa đai đạn và thành nòng. Điều này khiến đoạn đầu rãnh xoắn có nhiệt độ cao nhất, đồng thời cũng là khu vực chịu mài mòn lớn nhất. Khi đầu đạn di chuyển dọc nòng dưới tác dụng của áp lực khí thuốc, nhiệt độ cực đại trên bề mặt lòng nòng giảm dần về phía miệng nòng: ban đầu giảm chậm, sau đó giảm nhanh khi đến gần miệng nòng. Sự thay đổi này phụ thuộc vào lượng nhiệt truyền từ khí

thuốc vào thành nòng tại các tiết diện khác nhau, được xác định bởi thời gian tác dụng, phân bố áp suất và nhiệt độ khí thuốc theo chiều dài nòng.

Nhiệt lượng của khí thuốc truyền vào bề mặt lòng nòng ở phần đầu rãnh xoắn chiếm khoảng 20 % và tăng dần theo sự chuyển động của đầu đạn đến đầu nòng đạt 100 %.

Để xác định được nhiệt lượng mà nòng nhận được khi bắn cần phải biết: Nhiệt độ khí thuốc; Thời gian tác dụng nhiệt lên nòng; Hệ số dẫn nhiệt; Hệ số toả nhiệt.

Hình 7 cho biết qui luật phân bố nhiệt lượng Q ở thành nòng sau một phát bắn.



Trong đó, Q là lượng nhiệt truyền vào thành nòng khi bắn phát một, Q_1 là đường cong biểu diễn nhiệt lượng của khí thuốc truyền vào thành nòng, Q_2 là đường cong biểu diễn nhiệt lượng do ma sát giữa đại đạn và thành nòng gây ra.

Hình 7. Quy luật phân bố nhiệt lượng ở thành nòng

b. Khi bắn nhiều phát

Theo [5], nhiệt lượng truyền vào thành nòng súng phụ thuộc vào nhiệt độ ban đầu của bề mặt lòng nòng trước khi bắn. Theo sự tăng cao nhiệt độ bề mặt lòng nòng súng mà trị số đỉnh cao của nó cũng tăng. Trường nhiệt độ khi bắn liên tục có thể tính theo phương pháp cộng tích lũy:

$$T(r,t) = T_0 + \sum_{i=1}^{n} T_i(r,t) \qquad (2)$$

Trong đó: T_0 - nhiệt độ ban đầu của điểm khảo sát ở nòng; T_i - nhiệt độ sau một phát bắn; N - số phát bắn trong loạt bắn; r - bán kính nòng tại lớp đang xét; t - thời gian.

2.3. Tính toán mô phỏng nhiệt độ nòng súng PKP khi bắn

Trong quá trình bắn, khí thuốc với nhiệt độ, áp suất và vận tốc cao truyền một phần nhiệt lượng cho lớp vật liệu ở lòng nòng, sau đó nhiệt lượng được truyền theo các lớp vật liệu từ trong ra bề mặt ngoài nòng. Nhiệt lượng sẽ truyền từ lớp bề mặt nòng sang không khí. Quá trình làm mát xảy ra liên tục như vậy cho đến khi nhiệt độ của toàn nòng súng và môi trường bằng nhau.

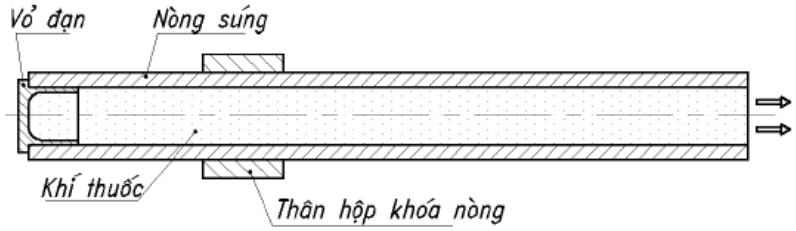
Mô hình bài toán nhiệt của hệ thống làm mát gồm khí thuốc - kim loại - không khí là rất phức tạp. Để đơn giản hóa mô hình tính toán các giả thiết được đưa ra như sau:

- Nhiệt độ, áp suất, vận tốc của khí thuốc trong nòng được lấy từ kết quả của bài toán thuật phóng trong của đạn 7,62 × 54 mm.

- Chỉ đưa vào mô hình toàn bộ thân nòng súng. Nòng súng được xem là đối xứng quanh trục của nó.

- Bỏ qua lớp mạ Crôm (dày 0,06 - 0,08 mm) trong lòng nòng, xem đặc điểm truyền nhiệt, khối lượng riêng của lớp mạ Crôm này như của thép nòng.

- Bỏ qua tác dụng nhiệt do ma sát gây ra giữa đai đồng của đạn và rãnh xoắn.



Hình 8. Mô hình bài toán nhiệt

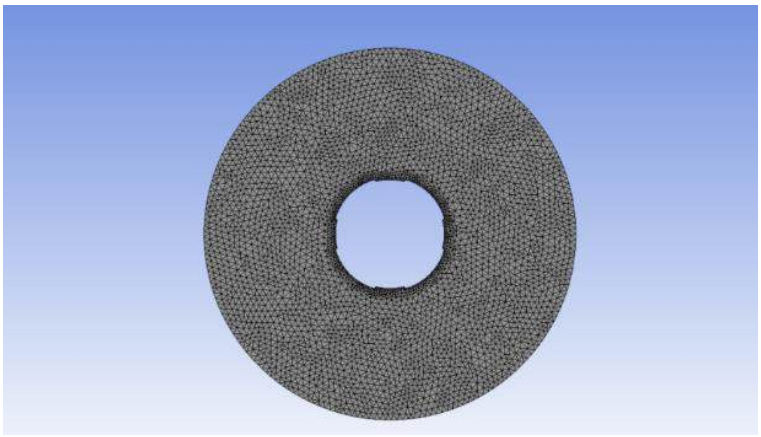
Để giải bài toán truyền nhiệt của nòng súng pháo, hiện nay có thể sử dụng các phương pháp giải như: phương pháp giải tích, phương pháp tích phân số, phương pháp phần tử hữu hạn. Tuy nhiên, hiện nay với sự phát triển mạnh mẽ của máy tính và phần mềm máy tính thì việc ứng dụng phương pháp phần tử hữu hạn để giải bài toán truyền nhiệt của nòng súng pháo đem lại hiệu quả cao nhất. Một trong những phần mềm được lập trình trên cơ sở lý thuyết của phần tử hữu hạn để giải bài toán nhiệt là phần mềm ANSYS.

Để giải bài toán trong ANSYS, trước hết phải chọn modul tính toán. Modul tính toán được lựa chọn là "Transient Thermal" phù hợp với điều kiện bài toán. Sau đó cần phải xây dựng mô hình tính toán hình học của chi tiết cần tính. Mô hình tính toán của chúng ta đang xét phải đảm bảo các điều kiện:

- Mô hình bài toán phải theo giả thiết đã nêu ở trên.
- Các thông số đầu vào phải đúng với điều kiện bài toán.

Nòng súng PKP Pecheneg của Nga được chế tạo theo công nghệ ép nguội hướng tâm giúp tăng độ cứng lên $300 \pm 27\,HB$, phôi từ thép 30XH2MФA, 30XH2MФA - Ш; có giới hạn chảy σ_T = 880 N/mm^2. Tiến hành tính toán mô phỏng kết quả nhiệt độ của nòng tại 3 vị trí cách đuôi nòng các khoảng lần lượt là 100 mm, 300 mm và 500 mm.

Xây dựng mô hình mặt cắt lòng nòng (hình 9) và tiến hành tính toán trên phần mềm ANSYS. với các thông số về tiết diện, nhiệt độ lòng nòng, nhiệt lượng dẫn qua thành nòng và tính chất vật liệu làm nòng súng thể hiện trong bảng 2 và bảng 3.



Hình 9. Mô hình phần tử hữu hạn mặt cắt thành nòng PKP

Bảng 2. Bảng giá trị nhiệt độ và hệ số truyền nhiệt lòng nòng tại các mặt cắt

Mặt cắt	**1-1**	**2-2**	**3-3**
Cách đuôi nòng (mm)	100	300	500
Đường kính ngoài (mm)	30	23,47	19,16
T (K)	804,6	784,2	769,5
α (W/m^{2}K)	1,082 × 10^5	1,047 × 10^5	1,024 × 10^5

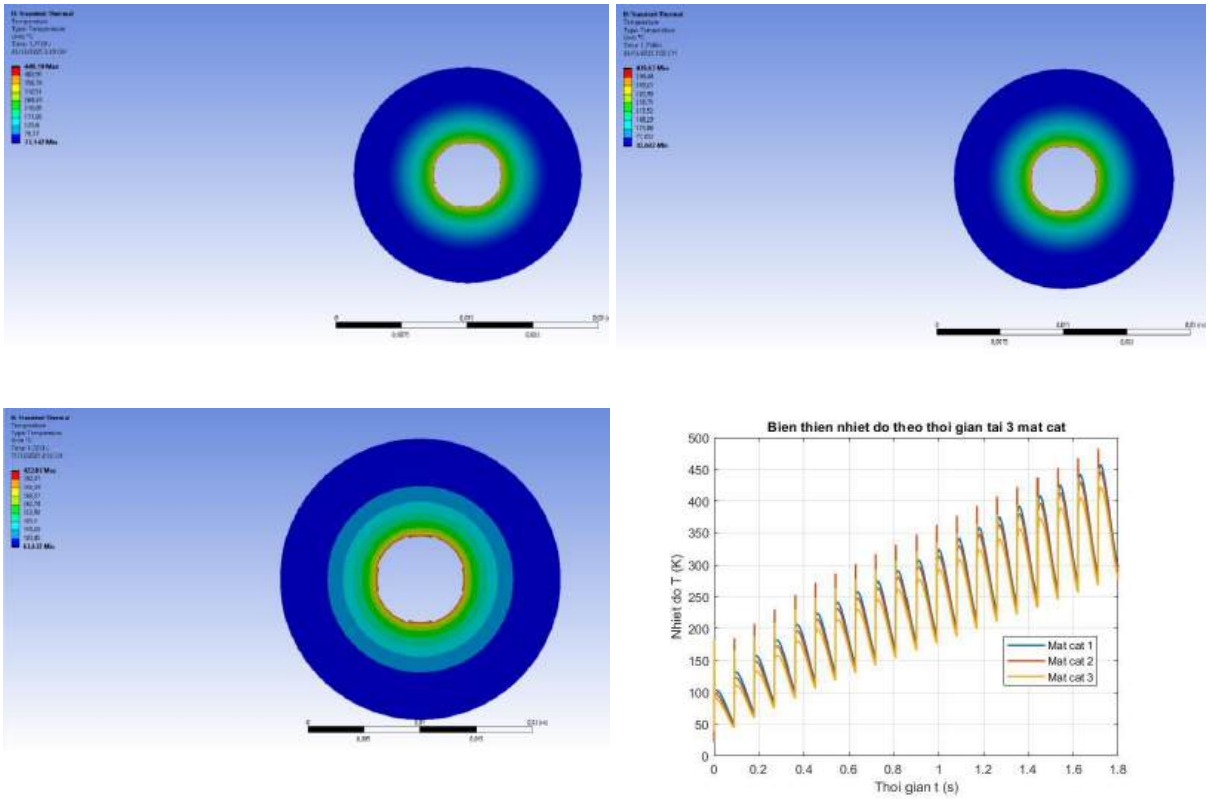
Bảng 3. Tính chất vật liệu làm nòng súng PKP

T - nhiệt độ (°C)	E - mô đun đàn hồi (Pa)	α - hệ số giản nở vì nhiệt (1/°K)	λ - hệ số dẫn nhiệt (W/m.° K)	ρ - mật độ (kg/m^3)	C - nhiệt dung riêng (J/(kg.°K))	υ - hệ số Poisson
30	$2{,}14 \times 10^{11}$	$10{,}1 \times 10^{-6}$	48	7820	440	0,3
100	$2{,}11 \times 10^{11}$	$11{,}9 \times 10^{-6}$	46	7800	466	0,3
200	$2{,}06 \times 10^{11}$	$12{,}5 \times 10^{-6}$	42,7	7770	508	0,3
300	$2{,}03 \times 10^{11}$	$13{,}2 \times 10^{-6}$	42,3	7740	529	0,3
400	$1{,}85 \times 10^{11}$	$13{,}8 \times 10^{-6}$	38,5	7700	563	0,3
500	$1{,}76 \times 10^{11}$	$14{,}1 \times 10^{-6}$	35,6	7670	592	0,3
600	$1{,}64 \times 10^{11}$	$14{,}4 \times 10^{-6}$	31,9	7630	622	0,3
700	$1{,}43 \times 10^{11}$	$14{,}6 \times 10^{-6}$	28,8	7590	634	0,3
800	$1{,}32 \times 10^{11}$	$14{,}9 \times 10^{-6}$	26	7610	664	0,3

3. Kết quả phân tích ứng suất, trường nhiệt độ và biến dạng của nòng súng đại liên PK Pecheneg khi bắn

3.1. Trường nhiệt độ thành nòng khi bắn

Sau 20 phát bắn, nhiệt độ phân bố trong thành nòng súng đại liên PKP tại vị trí mặt cắt được thể hiện trên Hình 10.



Hình 10. Trường nhiệt độ lớn nhất tại tiết diện 1 - 1, 2 - 2, 3 - 3 khảo sát khi bắn phát thứ 20

Nhận xét kết quả:

Ở mỗi phát bắn, nhiệt độ tại mặt trong của nòng đạt giá trị lớn nhất trong khoảng thời gian ngắn từ khi đầu đạn bắt đầu chuyển động cho đến khi nó rời khỏi nòng, sau đó giảm nhanh chóng khi kết thúc thời kỳ tác dụng của khí thuốc. Sự phân bố nhiệt độ trong thành nòng thể

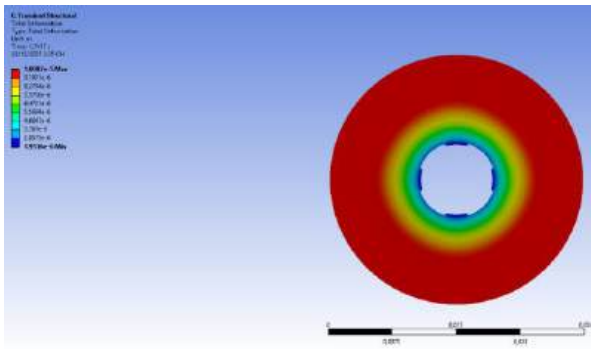
hiện sự chênh lệch rõ rệt giữa các lớp. Lớp ngoài cùng của nòng có nhiệt độ tương đối thấp và ổn định, trong khi lớp kim loại bên trong, tiếp giáp trực tiếp với khí thuốc, phải chịu nhiệt độ cao và biến động rất nhanh. Đặc điểm phân bố nhiệt theo bề dày thành nòng mang tính động lực học phụ thuộc mạnh vào thời gian.

Trong giai đoạn ngắn chịu xung nhiệt của phát bắn, nhiệt độ tăng mạnh chỉ tập trung ở một lớp kim loại rất mỏng sát mặt trong lòng nòng. Sau đó, trong khoảng thời gian chờ giữa các phát bắn, chiều dày của lớp kim loại bị nung nóng này dần lan tỏa ra phía ngoài, đồng thời gradient nhiệt giữa các lớp cũng giảm xuống. Đây chính là quá trình lan truyền nhiệt theo chiều dày thành nòng diễn ra sau mỗi xung nhiệt.

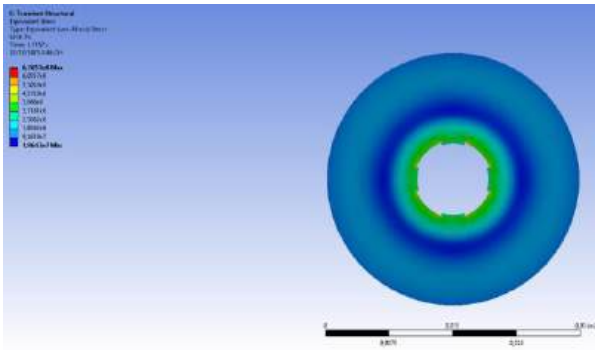
Do tốc độ bắn của súng liên thanh cao, nhiệt lượng sinh ra ở mặt trong nòng theo từng xung liên tiếp nhanh hơn tốc độ nó có thể kịp truyền ra toàn bộ bề dày để thoát ra ngoài. Điều này dẫn đến sự chênh lệch nhiệt độ đáng kể và liên tục giữa các lớp trong thành nòng. Quá trình lặp lại của các xung nhiệt này tạo nên sự dao động nhiệt theo chu kỳ bên trong vật liệu.

Biên độ dao động nhiệt này là lớn nhất tại lớp bề mặt trong trực tiếp bị đốt nóng và suy giảm dần theo hướng tăng của bán kính (ra phía ngoài). Trong khi đó, nhiệt độ tại mặt ngoài cùng của nòng lại có xu hướng tăng lên một cách từ từ và đơn điệu do hiệu ứng tích lũy nhiệt tổng thể.

3.2. Trường ứng suất, biến dạng thành nòng do tải trọng nhiệt độ

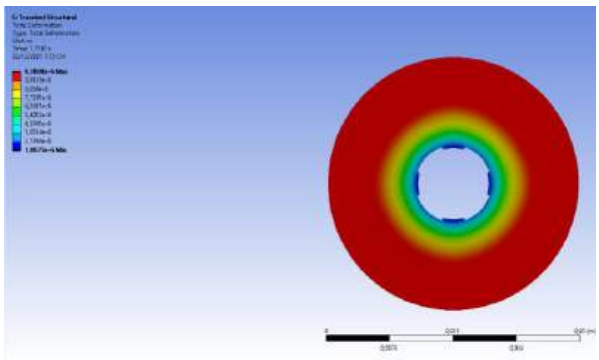


a) Phân bố chuyển vị thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn tại mặt cắt 1 - 1

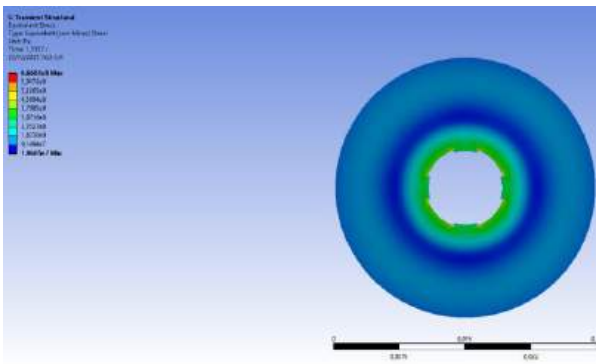


b) Phân bố ứng suất thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn liên tục tại mặt cắt 1 - 1

Hình 11. Phân bố ứng suất và chuyển vị tại mặt cắt 1 - 1

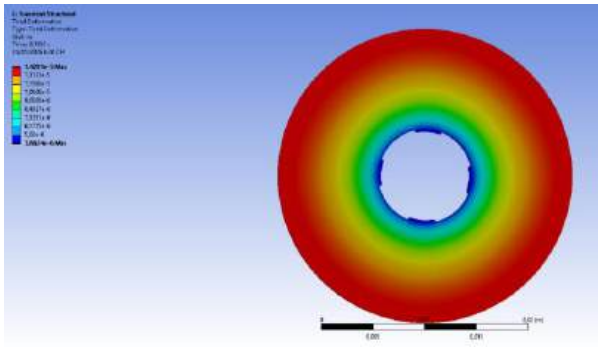


a) Phân bố chuyển vị thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn tại mặt cắt 2 - 2

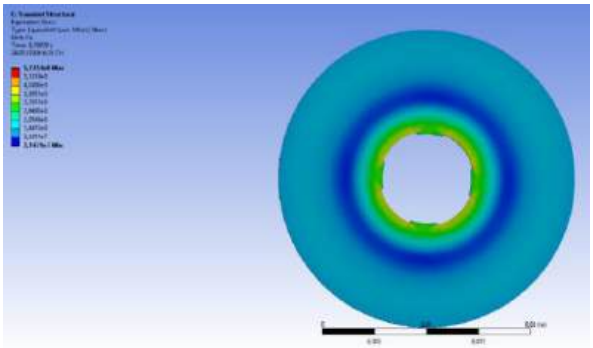


b) Phân bố ứng suất thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn liên tục tại mặt cắt 2 - 2

Hình 12. Phân bố ứng suất và chuyển vị tại mặt cắt 2 - 2



a) Phân bố chuyển vị thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn tại mặt cắt 3 - 3



b) Phân bố ứng suất thành nòng khi kết thúc 20 phát bắn liên tục tại mặt cắt 3 - 3

Hình 13. Phân bố ứng suất và chuyển vị tại mặt cắt 3 - 3

Nhận xét kết quả:

Quan sát kết quả mô phỏng từ biểu đồ chuyển vị và ứng suất khi bắn liên thanh 20 phát cho thấy một số diễn biến quan trọng về mặt cơ nhiệt. Ứng suất tổng trong nòng súng có xu hướng tăng dần theo thời gian do hiệu ứng tích lũy nhiệt từ các phát bắn liên tiếp. Tuy nhiên, mức độ tăng này là không lớn và có đặc điểm đàn hồi chủ yếu. Một hiện tượng nổi bật là ngay khi xung nhiệt từ khí thuốc kết thúc, ứng suất trong nòng giảm rất nhanh về gần như bằng không. Điều này được lý giải bởi bản chất của ứng suất nhiệt: chúng phát sinh chủ yếu do sự chênh lệch nhiệt độ giữa các lớp vật liệu trong thành nòng. Khi bề mặt trong bị đốt nóng đột ngột trong thời gian rất ngắn (vài ms) của mỗi phát bắn, một gradient nhiệt lớn được thiết lập, sinh ra ứng suất. Tuy nhiên, do khoảng thời gian nghỉ giữa các phát bắn dài hơn đáng kể so với thời gian gia nhiệt, nòng súng có cơ hội tản nhiệt. Quá trình dẫn nhiệt từ trong ra ngoài khiến gradient nhiệt độ nhanh chóng được san bằng, và kéo theo đó, ứng suất nhiệt đàn hồi cũng giảm xuống nhanh chóng.

Trong khi đó, biến dạng của nòng súng lại thể hiện một đặc tính tích lũy rõ rệt và mang tính chu kỳ. Biến dạng tăng nhanh trong giai đoạn xung nhiệt của mỗi phát bắn và có xu hướng phục hồi một phần trong thời gian nghỉ. Tuy nhiên, điểm then chốt là do chu kỳ bắn diễn ra với tần suất mà nhiệt độ tổng thể của nòng chưa kịp trở về trạng thái ban đầu đã phải chịu thêm một xung nhiệt mới. Điều này dẫn đến hiện tượng tích lũy nhiệt độ nền và tích lũy biến dạng. Cụ thể, nhiệt độ trung bình của nòng sau mỗi phát bắn đều cao hơn phát trước đó một ít, dẫn đến biên độ giãn nở nhiệt tổng thể tăng lên. Kết quả là biến dạng đo được ở phát bắn sau (như độ giãn dài toàn nòng hoặc độ võng) luôn cao hơn so với giá trị tương ứng ở phát bắn trước, tạo nên một đường cong biến dạng có xu hướng "đi lên" theo số phát bắn. Đây chính là cơ chế dẫn đến sự sai lệch điểm bắn ngày càng lớn khi bắn liên thanh kéo dài.

4. Kết luận

Dựa trên kết quả nghiên cứu, bài báo đã thành công trong việc áp dụng lời giải của bài toán thuật phóng trong kết hợp với mô hình tính toán truyền nhiệt để mô phỏng và phân tích trường nhiệt độ, ứng suất và biến dạng phát sinh trong nòng súng khi bắn liên thanh.

Kết quả mô phỏng đã làm rõ quy luật phân bố nhiệt độ theo chiều dài nòng và diễn biến tăng nhiệt của thành nòng sau mỗi phát bắn trong chế độ bắn liên tục. Sự gia tăng và phân bố không đều của nhiệt độ này là nguyên nhân trực tiếp dẫn đến sự phát sinh và tích lũy của ứng

suất nhiệt cùng các biến dạng tương ứng, từ đó có thể gây ảnh hưởng tiêu cực đến độ chính xác bắn và rút ngắn tuổi thọ làm việc của nòng.

Việc nhiệt độ thành nòng tăng lên đáng kể khi bắn liên thanh là yếu tố làm phát sinh các nguy cơ về biến dạng và mỏi nhiệt. Do đó, để duy trì độ chính xác và bảo vệ nòng súng, nên ưu tiên là chế độ bắn điểm xạ hoặc các loạt ngắn. Việc bắn liên thanh dài nên được thực hiện trong những tình huống tác chiến thực sự cần thiết, khi yêu cầu hỏa lực áp chế được đặt lên hàng đầu.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Xuân Kông (2022), *Nghiên cứu bài toán ứng suất và biến dạng của nòng pháo phòng không 37mm - K65 khi bắn liên thanh*, Luận văn cao học, Học viện KTQS.
2. Bùi Đức Quý (2016), *Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của nòng súng AKM do Việt Nam sản xuất*, Luận văn cao học, Học viện KTQS.
3. Hà Duy Hải (2011), *Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của nòng súng đại liên PKMS do Việt Nam sản xuất*, Luận văn cao học, Học viện KTQS.
4. Ngô Xuân Tân (2024), *Nghiên cứu giải pháp nâng cao tuổi thọ nòng súng đại liên theo kiểu PK Pecheneg*, Đề án cao học, Học viện KTQS.
5. Phạm Huy Chương (2001), *Tuổi thọ nòng*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
6. Lê Công Cát (2011), *Kỹ thuật nhiệt*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
7. Nguyễn Hồng Lanh, Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Quang Thuấn (2006), *Quá trình xung nhiệt của nòng súng pháo*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.
8. Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng (2003), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Evaluation of the Effect of Barrel Temperature on Stress and Deformation of the PKP Pecheneg Machine Gun Barrel

Abstract: *This paper focuses on investigating the thermo-mechanical behavior of the PKP Pecheneg machine gun barrel under sustained fire conditions to evaluate its ultimate strength and structural load-bearing capacity during rapid firing cycles. A 3D model of the barrel was developed from technical drawings and simulated using ANSYS Workbench, employing heat transfer, thermal stress, and displacement modules caused by propellant gas temperatures. The firing process was simulated via a time-dependent temperature field based on internal ballistics and barrel heat transfer data. The research findings can be utilized to assess the impact of firing-induced heat on the service life of the PKP barrel, providing a foundation for optimizing the design and manufacturing process.*

Keywords: Heat transfer; Gun barrel; Stress; Deformation.

Nghiên cứu ổn định của súng ngắn 7,62 mm SN-22 ở trạng thái cầm tay bắn

Đào Trọng Tuấn[1*], Nguyễn Văn Hưng[2]

[1]Hệ 2, Học viện kỹ thuật quân sự

[2]Học viện kỹ thuật quân sự

[*]Email: vnseal131995@gmail.com; Tel:0345804349

Tóm tắt

Độ ổn định của súng ngắn là một trong những yếu tố quan trọng quyết định độ chính xác bắn. Đối với các mẫu súng mới được thiết kế và phát triển trong nước, việc đánh giá ổn định động học ngay từ giai đoạn nghiên cứu, thiết kế, chế thử có ý nghĩa đặc biệt trong việc hoàn thiện tính năng chiến - kỹ thuật. Bài báo tập trung nghiên cứu ổn định của súng ngắn 7,62 mm SN-22 ở trạng thái cầm tay bắn thông qua việc xây dựng mô hình động lực học dựa trên cơ sở lý thuyết cơ học. Mô hình xét đến các yếu tố quan trọng ảnh hưởng đến chuyển động tổng thể của súng như các thông số kết cấu đặc thù của mẫu súng 7,62 mm SN-22 và đặc tính của tay xạ thủ. Kết quả phân tích cho thấy mô hình động lực học xây dựng có khả năng mô phỏng hợp lý chuyển động của súng; đồng thời phản ánh ảnh hưởng của một số tham số thiết kế đến độ ổn định khi bắn. Những kết quả này là cơ sở khoa học quan trọng cho việc đánh giá, tối ưu hóa thiết kế súng ngắn 7,62 mm SN-22, cũng như hỗ trợ định hướng phát triển các mẫu súng bộ binh thế hệ mới của Việt Nam.

Từ khóa: *Súng ngắn; Bắn cầm tay; Súng ngắn 7,62 mm SN-22; Ổn định khi bắn.*

1. Đặt vấn đề

Súng ngắn là một thành phần quan trọng trong hệ thống vũ khí bộ binh, đặc biệt trong các tình huống tác chiến cự ly gần đòi hỏi tính cơ động cao và phản ứng nhanh. Khác với các loại vũ khí như súng trường, súng bắn tỉa khi bắn có thể sử dụng phần báng súng như bệ tỳ, súng ngắn thường được sử dụng trong trạng thái cầm tay bắn, khi đó độ ổn định của súng chịu ảnh hưởng đồng thời của áp suất khí thuốc, lực giật và chuyển động của cơ cấu tự động. Các tác động này tạo nên một cơ hệ động lực học nhiều vật có tính phi tuyến cao, trong đó độ ổn định của súng đóng vai trò quyết định đối với độ chính xác và hiệu quả bắn. Do đó, nghiên cứu ổn định động lực học của súng ngắn trong điều kiện cầm tay bắn là một vấn đề có ý nghĩa khoa học và thực tiễn cao trong thiết kế và đánh giá vũ khí bộ binh.

Trong thời gian qua, bài toán động lực học của súng khi bắn đã được tiếp cận thông qua nhiều phương pháp khác nhau, bao gồm mô hình giải tích, phương pháp số và cơ học hệ nhiều vật. Các nghiên cứu này đã góp phần làm rõ quy luật chuyển động của các bộ phận chính trong chu trình bắn và đánh giá ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến phản lực giật và dao động của súng. Tuy nhiên, phần lớn các mô hình hiện có vẫn dựa trên các giả thiết lý tưởng, đơn giản hóa tương tác giữa súng và tay người bắn, hoặc chưa tích hợp đầy đủ các yếu tố phi tuyến như ma sát, giảm chấn và tiếp xúc. Điều này khiến khả năng mô tả chính xác động lực học của súng trong điều kiện cầm tay bắn còn hạn chế, đặc biệt đối với các mẫu súng mới.

Xuất phát từ những hạn chế nêu trên, tác giả hướng tới việc xây dựng một mô hình động lực học của súng ngắn trong đó mô tả sát với thực tế mối liên kết giữa súng và tay người bắn cũng như các lực ảnh hưởng đến dao động của súng trong quá trình bắn. Các kết quả của bài báo có ý nghĩa quan trọng trong việc xác định các tham số kết cấu và động lực học có ảnh hưởng đáng kể đến độ chính xác bắn, làm cơ sở cho việc tối ưu hóa thiết kế.

Nội dung nghiên cứu được áp dụng cụ thể cho súng ngắn 7,62 mm SN-22, một mẫu súng đang trong giai đoạn nghiên cứu, thiết kế và chế tạo thử trong nước.

2. Xây dựng mô hình

2.1. Các giả thiết

Bài toán ổn định súng ngắn cầm tay được xây dựng dựa trên các giả thiết của bài toán thuật phóng trong theo tài liệu [1, 2, 3] và bài toán động lực học máy tự động theo tài liệu [4]. Đồng thời có thêm một số giả thiết:

- Giả thiết rằng chuyển động tổng thể của súng trong quá trình mô phỏng có thể được biểu diễn thông qua các mô hình cơ học cổ điển, dựa trên các phương trình động lực học và các thông số đàn hồi – giảm chấn tương đương.

- Các va chạm trong máy tự động được coi là va chạm thẳng và được xét đến thông qua điều kiện biên và hệ số hồi phục.

2.2. Mô hình bài toán ổn định súng ngắn

Mô hình khảo sát ổn định khi bắn của súng ngắn được xây dựng dựa trên việc mô hình hoá các đặc tính chuyển động của tay người khi bắn và mối liên kết giữa súng và tay xạ thủ đến chuyển động tổng thể của súng khi bắn.

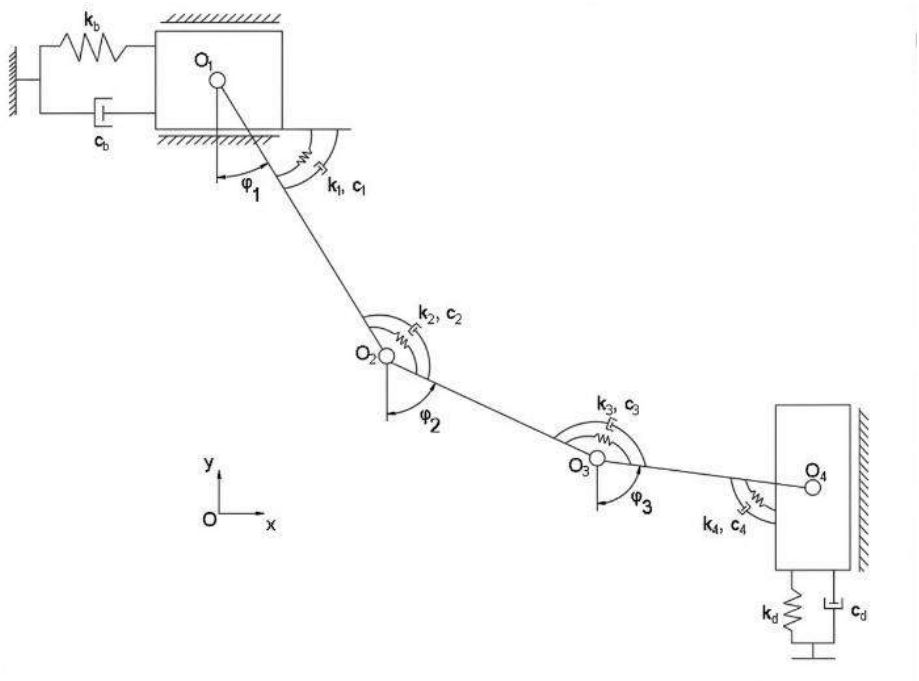
2.2.1. Mô hình tính toán đặc tính động học của tay người

Mô hình xác định các thông số động học của tay xạ thủ dựa trên mô hình đề xuất của tác giả Michal Sledzinski [5]. Trong nghiên cứu này, hệ tay – cánh tay người vận hành được mô hình hóa nhằm mô tả đặc tính động lực học của quá trình tương tác giữa tay người và dụng cụ va đập. Hệ được biểu diễn dưới dạng một mô hình cơ học nhiều bậc tự do, trong đó các bộ phận của tay người bao gồm vai, cánh tay, cẳng tay, bàn tay và phần ngón tay tiếp xúc với dụng cụ được lý tưởng hóa thành các phần tử thanh có chiều dài xác định và liên kết nối tiếp với nhau thông qua các khớp quay được thể hiện trên hình 1.

Các khớp trong mô hình tương ứng với khớp vai, khớp khuỷu, khớp cổ tay và khớp tiếp xúc tay - dụng cụ. Đặc tính cơ sinh học của các khớp và mô mềm được mô phỏng bằng mô hình nhớt - đàn hồi tuyến tính Kelvin-Voigt, bao gồm phần tử đàn hồi đặc trưng bởi độ cứng và phần tử giảm chấn nhớt đặc trưng bởi hệ số cản. Cách mô hình hóa này cho phép phản ánh khả năng biến dạng, truyền rung và tiêu tán năng lượng của hệ tay - cánh tay trong quá trình làm việc.

Động lực học của hệ được thiết lập thông qua các phương trình chuyển động phi tuyến dựa trên phương pháp Lagrange. Hệ phương trình vi phân thu được được giải bằng phương pháp số Runge-Kutta bậc bốn để phục vụ phân tích mô phỏng. Trên cơ sở kết quả mô phỏng, đáp ứng động của hệ tay - cánh tay, bao gồm chuyển vị và gia tốc tại các khớp đặc trưng, được xác định nhằm đánh giá ảnh hưởng của rung động cũng như hiệu quả giảm rung của hệ thống tay–dụng cụ trong các điều kiện làm việc khác nhau.

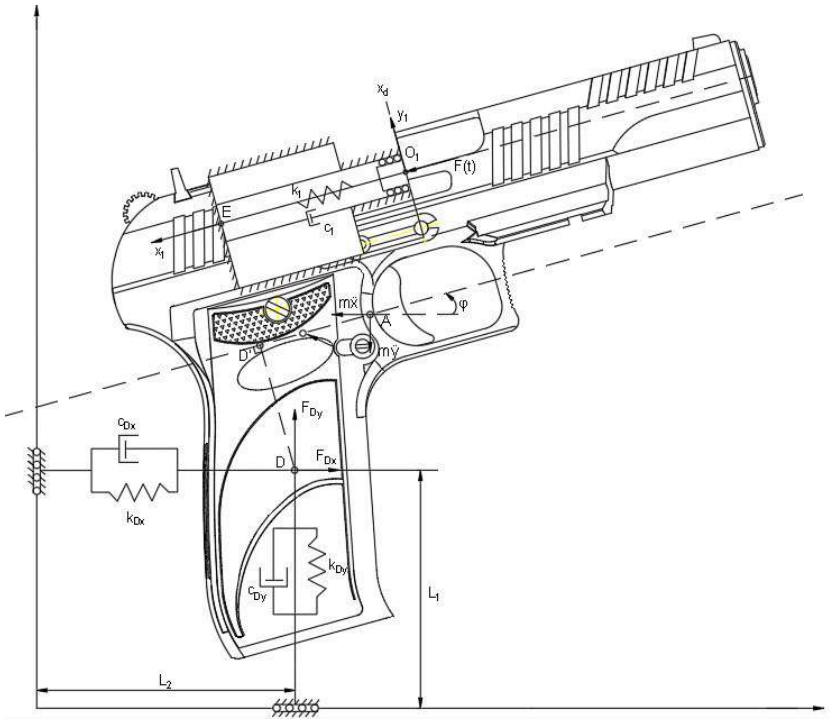
Từ kết quả nhận dạng mô hình sơ bộ, các thông số đặc trưng của người vận hành trong quá trình thử nghiệm đã được xác định và sử dụng cho các phân tích tiếp theo, bao gồm: độ cứng lò xo vai $k_b = 180$ N/m; hệ số cản nhớt vai $c_b = 8$ Ns/m; độ cứng lò xo cánh tay $k_1 = 45$ N/m; hệ số cản nhớt cánh tay $c_1 = 5,5$ Ns/m; độ cứng lò xo cẳng tay $k_2 = 25$ N/m; hệ số cản nhớt cẳng tay $c_2 = 4$ Ns/m; độ cứng lò xo bàn tay $k_3 = 10$ N/m; hệ số cản nhớt bàn tay $c_3 = 2$ Ns/m.



Hình 1. Sơ đồ mô hình cánh tay kèm theo các tham số

2.2.2. Mô hình động lực học của súng có kể đến liên kết với tay xạ thủ

Chuyển động động lực học của các bộ phận trong súng ngắn và của thân súng được phân tích thông qua mô hình động học – động lực học phẳng, như thể hiện trong Hình 2. Trong mô hình, giả thiết rằng súng ngắn được người bắn cầm bằng tay tại báng cầm. Tương tác giữa tay người bắn và súng được mô hình hóa bằng các phần tử đàn hồi – giảm chấn tuyến tính.



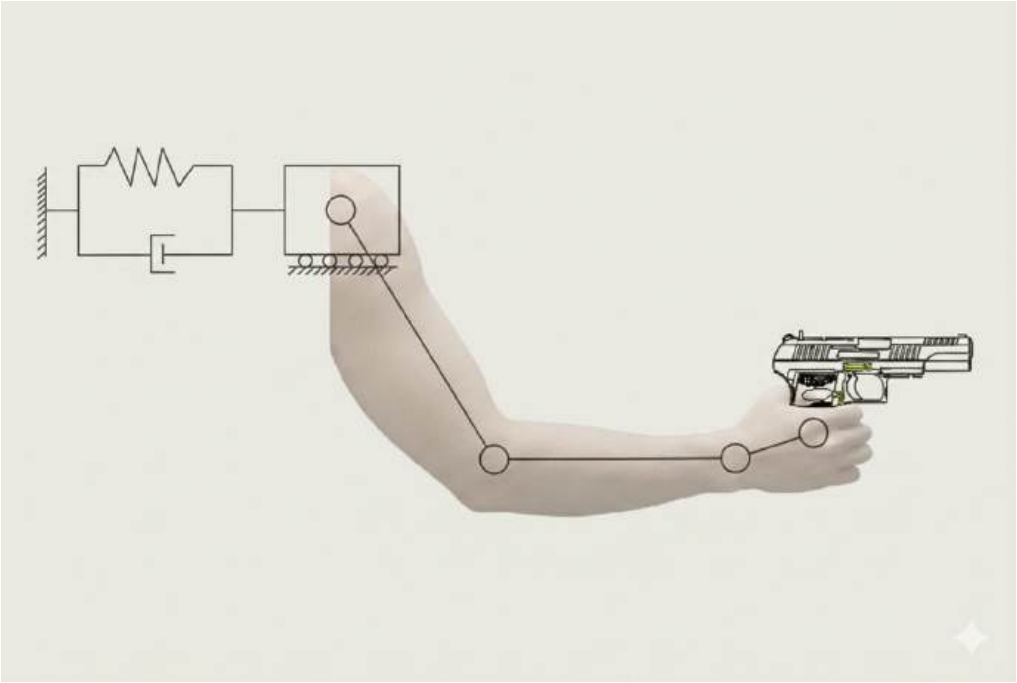
Hình 2. Mô hình động lực học của súng ngắn có kể đến liên kết tay xạ thủ

Cụ thể, tại điểm D bố trí hai phần tử đàn hồi – giảm chấn theo phương ngang và phương thẳng đứng, nhằm mô phỏng đặc tính tương tác sinh cơ học giữa tay người bắn và súng ngắn. Các

tham số của các phần tử này, bao gồm (k_{D_x} , c_{D_x}) theo phương x và (k_{D_y} , c_{D_y}) theo phương y, tọa độ của điểm D so với hệ tọa độ gốc xOy là (L_2, L_3). Các tham số này được tính toán bằng cách sử dụng mô hình đã được trình bày ở phần a, trong đó điểm D được thay thế bằng điểm O_4 ở hình 1, mô hình được thể hiện như trên hình 3.

Theo mô hình, trên phương x các thành phần của tay người được sắp xếp theo kiểu các phần tử mắc nối tiếp, còn theo phương y các phần tử này được mắc song song, như vậy ta có công thức tính các tham số tại điểm D như sau:

$$\begin{cases} k_{Dx} = k_b + k_1 + k_2 + k_3 \\ c_{Dx} = c_b + c_1 + c_2 + c_3 \end{cases} \quad (1)$$



Hình 3. Mô hình liên kết tay – súng

$$\begin{cases} k_{Dy} = \dfrac{k_b k_1 k_2 k_3}{k_b + k_1 + k_2 + k_3} \\ c_{Dy} = \dfrac{c_b c_1 c_2 c_3}{c_b + c_1 + c_2 + c_3} \end{cases} \quad (2)$$

Súng ngắn 7,62 mm SN-22 có nguyên lý hoạt động khóa nòng tự do, nòng lùi ngắn nằm chờ, khóa nòng đẩy lên ngay tương tự nguyên lý hoạt động của súng ngắn K54. Trong mô hình toán học mô tả chuyển động của thân súng ngắn khi bắn, khoá nòng chuyển động theo phương x_1, các phương trình động học của khoá nòng phụ thuộc vào chuyển động của nó trên phương này. Toạ độ của khoá nòng trong hệ toạ độ Bx_1y_1 là $(x_1, 0)$; trong quá trình bắn trục của nòng súng nghiêng so với trục x góc φ. Gọi A là trọng tâm của súng có tọa độ là (x, y), DD’ là khoảng cách từ điểm D đến đường thẳng qua A song song với trục nòng.

Ta đặt độ dài các đoạn thẳng như sau: $|DD'|=z$; $|AD'|=s$; $|AB|=q$.

Các lực tương tác giữa thân súng ngắn và tay người bắn tại điểm tiếp xúc D được xác định thông qua các phần tử đàn hồi – giảm chấn theo công thức sau:

$$\begin{cases} F_{Dx} = -k_{Dx}\left(x - s\cos\varphi + z\sin\varphi - L_3\right) - c_{Dx}\left(\dot{x} + s\sin\varphi\dot{\varphi} + z\cos\varphi\dot{\varphi}\right) \\ F_{Dy} = -k_{Dy}\left(y - s\sin\varphi - z\cos\varphi - L_2\right) - c_{Dy}\left(\dot{y} - s\cos\varphi\dot{\varphi} + z\sin\varphi\dot{\varphi}\right) \end{cases} \quad (3)$$

Khoá nòng chuyển động dưới tác dụng của lực $F(t)$ trong đó $F(t)$ là hợp lực của lực do áp suất khí thuốc $P(t)$ xác định từ bài toán thuật phóng trong và các lực không liên tục sinh ra trong quá trình chuyển động của khoá nòng gồm lực rút vỏ đạn R_V, lực tách viên đạn F_{td} với công thức được cho trong tài liệu [4]. Các lực do lò xo đẩy về có độ cứng k_{lx} và lực ma sát giữa khoá nòng và thân súng có hệ số ma sát f_{ms} được quy đổi tương đương qua hệ lò xo – giảm chấn có tham số của hệ là (k_{kn}, c_{kn}).

Khi xảy ra va chạm vận tốc của khoá nòng và thân súng có sự thay đổi. Sự thay đổi này được tính theo công thức:

$$\Delta\dot{x} = \frac{m_1\left(1+R_E\right)\dot{x}_1}{m}\cos\varphi, \qquad \Delta\dot{y} = \frac{m_1\left(1+R_E\right)\dot{x}_1}{m}\sin\varphi \quad (4)$$

Trong đó: m - khối lượng thân súng; m_1 - khối lượng khoá nòng; $\dot{x}_1$ - vận tốc khoá nòng trước va chạm; R_E - hệ số hồi phục; $\Delta\dot{x}, \Delta\dot{y}$ - biến thiên vận tốc theo phương x, y.

Khi đó lực tại điểm D tác dụng lên thân súng tại thời điểm xảy ra va chạm được xác định theo công thức sau:

$$\begin{cases} F_{Dx} = -k_{Dx}\left(x - s\cos\varphi + z\sin\varphi - L_3\right) - c_{Dx}\left(\dot{x} + \Delta\dot{x} + s\sin\varphi\dot{\varphi} + z\cos\varphi\dot{\varphi}\right) \\ F_{Dy} = -k_{Dy}\left(y - s\sin\varphi - z\cos\varphi - L_2\right) - c_{Dy}\left(\dot{y} + \Delta\dot{y} - s\cos\varphi\dot{\varphi} + z\sin\varphi\dot{\varphi}\right) \end{cases} \quad (5)$$

Chuyển động tổng thể của súng ngắn được mô tả như một chuyển động phẳng của vật rắn, bao gồm chuyển động tịnh tiến của khối tâm và chuyển động quay quanh khối tâm. Các lực và mô men tác dụng lên súng bao gồm lực giật do piston gây ra, lực đàn hồi – giảm chấn tại các điểm tiếp xúc với tay người bắn, cũng như các lực cản tương ứng. Các lực Coriolis và lực ly tâm được bỏ qua trong mô hình do vận tốc góc của thân súng trong quá trình bắn là nhỏ và không vượt quá giới hạn cho phép theo các nghiên cứu trước đó. Hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động động học – động lực học của súng ngắn được thể hiện theo công thức dưới đây:

$$\begin{cases} m_1\ddot{x}_1 + c_{kn}sign(\dot{x}_1) + k_{kn}x_1 = F(t) \\ m\ddot{x} = F_{D_x} + c_{kn}sign(\dot{x}_1)\cos\phi + k_{kn}x_1 \\ m\ddot{y} = F_{D_y} + c_{kn}sign(\dot{x}_1)\sin\phi + k_{kn}x_1\sin\phi \\ I\ddot{\phi} = F_{D_x}(s\sin\phi + z\cos\phi) - F_{D_x}(s\cos\phi - z\sin\phi) \end{cases} \quad (6)$$

Trong đó: I - momen khối lượng của thân súng với tâm quay tại điểm A.

Trong hành trình lùi: $F(t) = P(t) - \xi_1 R_V$

Trong hành trình đẩy lên: $F(t) = -\xi_2 F_{td}$

Với ξ_1, ξ_2 là các biến điều khiển.

Để có thể giải được trên MATLAB ta đưa về hệ vi phân bậc 1 bằng cách đặt $\dot{x}_1 = v_1; \dot{x} = v_x; \dot{y} = v_y; \dot{\phi} = \omega$ ta sẽ có:

$$\begin{cases} \dfrac{dx_1}{dt} = v_1 \\ m_1 \dfrac{dv_1}{dt} = F(t) - c_1 sign(v_1) - k_1 x_1 \\ \dfrac{dx}{dt} = v_x \\ m \dfrac{dv_x}{dt} = F_{D_x} + c_1 sign(v_1)\cos\phi + k_1 x_1 \\ \dfrac{dy}{dt} = v_y \\ m \dfrac{dv_y}{dt} = F_{D_y} + F_{D''} + c_1 sign(v_1)\sin\phi + k_1 x_1 \sin\phi \\ \dfrac{d\phi}{dt} = \omega \\ I \dfrac{d\omega}{dt} = F_{D_x}(s\sin\phi + z\cos\phi) - F_{D_x}(s\cos\phi - z\sin\phi) - F_{D''}(p\cos\phi) \end{cases} \quad (7)$$

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thông số đầu vào

Thông số đầu vào sử dụng để đánh giá độ ổn định của súng ngắn cầm tay dựa trên mô hình bài báo được lấy từ súng ngắn SN-22 có bộ thông số được cho trong bảng 1.

Bảng 1. Thông số súng ngắn SN-22

TT	Tên thông số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Khối lượng của khoá nòng	m_{kn}	kg	0,26
2	Khối lượng của nòng súng	m_n	kg	0,09
3	Khối lượng của lò xo đẩy về	m_{lx}	kg	0,012
4	Khối lượng của búa	m_B	kg	0,02
5	Bán kính quay trung bình của búa	r_{BTB}	m	0,015
6	Mô men quán tính trung bình của búa	J_{BTB}	$kg.m^2$	$2,38.10^6$
7	Tỷ số truyền động trung bình của khoá nòng và búa	i_{BTB}		0,575
8	Hiệu suất truyền động trung bình của khoá nòng và búa	η_B		0,709
9	Khối lượng của viên đạn	m_p	kg	0,0106
10	Khối lượng của vỏ đạn	m_{vd}	kg	0,0025
11	Lực nén sơ bộ của lò xo đẩy về	Π_0	kG	0,09
12	Độ cứng của lò xo đẩy về	C	kG/m	20,93

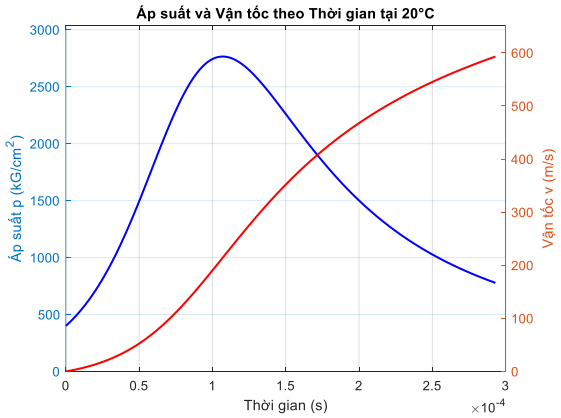
13	Lực cản trung bình của hộp tiếp đạn	F_C	kG	0,06
14	Lực ma sát trung bình giữa vỏ đạn và thành buồng đạn	F_{ms}	kG	0,02
15	Tọa độ ban đầu điểm D	L_1	mm	81
		L_2	mm	69
16	Độ dài các đoạn thẳng	z	mm	25
		s	mm	25
		q	mm	50

3.2. Kết quả bài toán ổn định súng ngắn SN-22

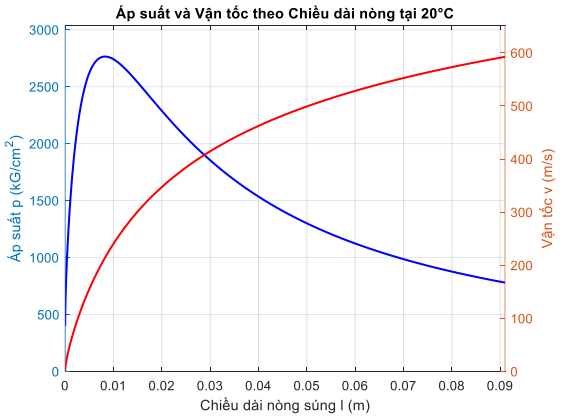
Bài toán thuật phóng trong áp dụng phương pháp tích phân số, sử dụng phần mềm Matlab ta được kết quả một số thông số sau:

p_{max} = 2764,54 (kG/cm^2); $p_đ$ = 777,78 (kG/cm^2);

v_{max} = 214,27 (m/s); $v_đ$ = 593,06 (m/s).



Hình 4. Đồ thị p(t), v(t)



Hình 5. Đồ thị p(l), v(l)

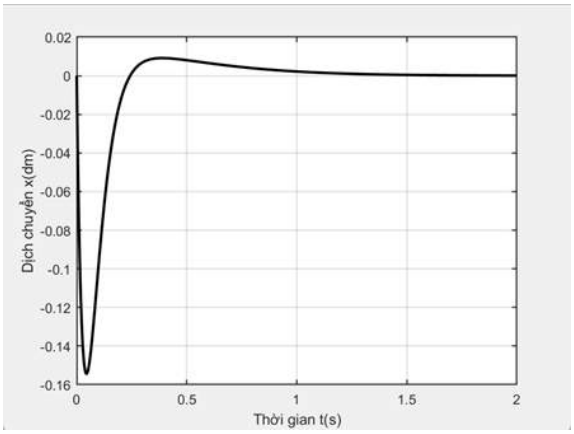
Kết quả tính thuật phóng trong tương đối sát với kết quả thực nghiệm và kết quả công bố trong các tài liệu nhà sản xuất:

- Giá trị áp suất lớn nhất trong nòng tính toán là p_{max} = 2764,54 kG/cm^2, theo kết quả đo thực tế 2710 kG/cm^2, sai số 2,01 %;

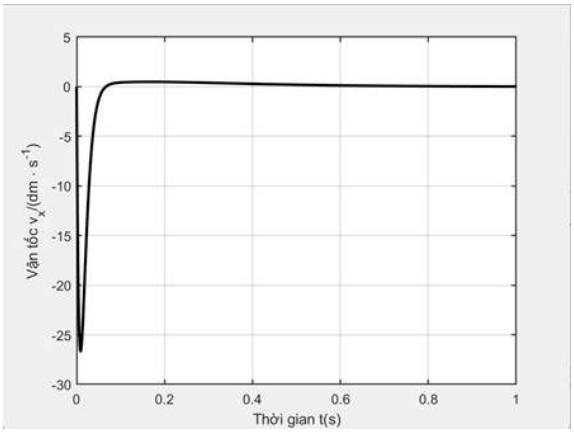
- Vận tốc đầu nòng tính toán là 593,06 m/s, theo tài liệu của nhà sản xuất là 593 m/s, sai số 0,01 %.

Kết quả tính toán bài toán thuật phóng trong tương đối phù hợp với kết quả đo đạc thực tế. Điều này cho phép kết luận kết quả tính toán là tin cậy và được sử dụng cho giải bài toán động lực học.

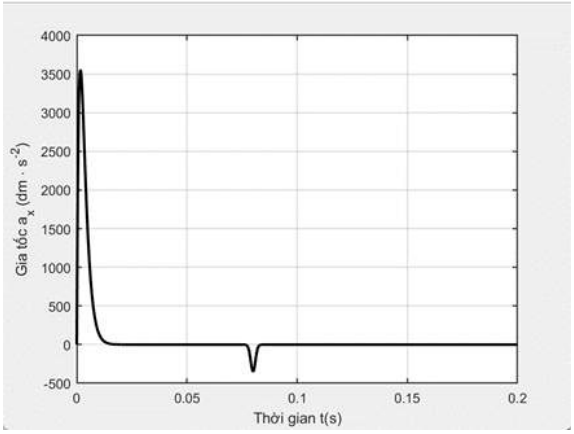
Từ kết quả của bài toán thuật phóng trong kết hợp với các số liệu đầu vào đã cho trong bảng 1, ta thu được lượng dịch chuyển, vận tốc và gia tốc của khối tâm A theo thời gian trên các phương x,y được thể hiện từ hình 6 đến hình 11.



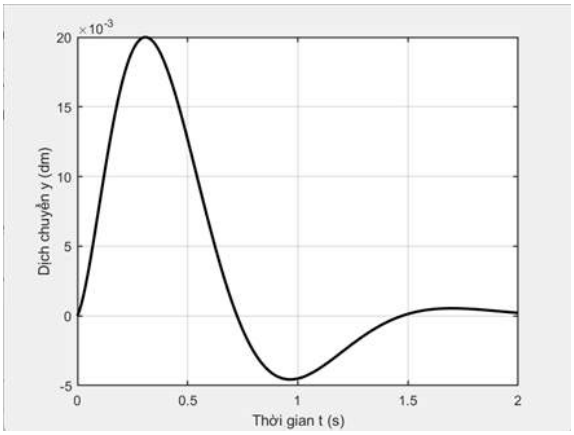
Hình 6. Đồ thị dịch chuyển theo phương Ox



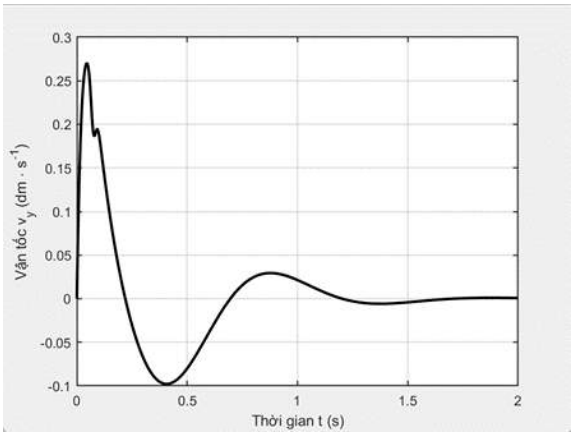
Hình 7. Đồ thị vận tốc theo phương Ox



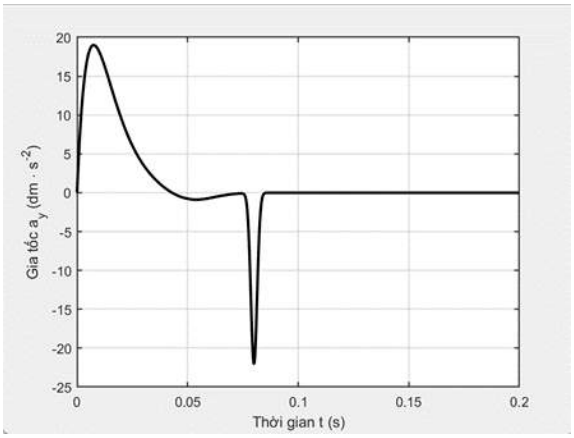
Hình 8. Đồ thị gia tốc theo phương Ox



Hình 9. Đồ thị dịch chuyển theo phương Oy



Hình 10. Đồ thị vận tốc theo phương Oy



Hình 11. Đồ thị gia tốc theo phương Oy

Dựa trên các đồ thị chuyển động theo phương Ox, ngay sau thời điểm khai hỏa, khối tâm A của súng ngắn SN-22 giật về sau khoảng -0.15 dm, sau đó nhanh chóng hồi phục và tiến dần về vị trí ban đầu. Vận tốc theo phương Ox đạt giá trị lớn nhất -27 dm/s ở giai đoạn đầu rồi giảm nhanh về xấp xỉ 0 m/s, cho thấy dao động tắt nhanh. Gia tốc theo phương này có đỉnh lớn khoảng 3556 dm/s^2 và suy giảm về 0 dm/s^2, chứng tỏ súng đạt trạng thái ổn định tương đối nhanh theo phương Ox.

Theo phương Oy xuất hiện dao động tắt dần với biên độ nảy lên cực đại khoảng 0.02 dm, và do liên kết với tay nên súng bị giật xuống 0,00456 dm sau đó ổn định về trạng thái ban đầu. Vận tốc nảy lên theo phương Oy đạt giá trị cực đại khoảng 0,27 dm/s, gia tốc theo phương này có đỉnh dương ban đầu khoảng 19 dm/s^2 sau đó nhanh chóng suy giảm về 0 dm/s^2. Điều này cho thấy rằng chuyển động theo phương Oy cũng ổn định nhanh và dao động giảm mạnh theo thời gian.

4. Kết luận

Trong bài báo "Nghiên cứu ổn định của súng ngắn 7,62 mm SN-22 ở trạng thái cầm tay bắn", nhóm tác giả đã xây dựng mô hình lý thuyết và giải bài toán thuật phóng và ổn định nhằm xác định đặc tính chuyển động của súng trong quá trình bắn. Bài báo đã kết hợp giữa mô hình thực tế cấu tạo và đặc tính của tay người với liên kết với súng khi bắn bằng 1 tay qua đó giúp lý thuyết của bài báo là sát với thực tế và chính xác hơn. Kết quả thu được cho thấy khối tâm A của súng ngắn SN-22 chịu các dao động ban đầu với biên độ lớn nhưng nhanh chóng suy giảm theo thời gian. Theo phương Ox, hệ thống đạt trạng thái ổn định nhanh sau khoảng 1 - 1,5 s, trong khi theo phương Oy xuất hiện dao động tắt dần và ổn định sau khoảng 2 s. Các đại lượng vận tốc và gia tốc đều có đỉnh lớn ở giai đoạn đầu do tác động xung lực, sau đó giảm nhanh về gần 0. Như vậy có thể rút ra kết luận, thời điểm thích hợp để phát hỏa phát tiếp theo sau phát bắn trước khoảng 1,6 s, khi đó các giá trị dịch chuyển, vận tốc và gia tốc theo các phương Ox, Oy đã trở về trạng thái ổn định ban đầu (trở về giá trị 0) và độ chính xác của phát bắn tiếp theo được đảm bảo. Nhìn chung, súng ngắn SN-22 thể hiện khả năng ổn định tương đối tốt ở trạng thái cầm tay bắn, đáp ứng yêu cầu về độ ổn định trong quá trình sử dụng thực tế. Những lý thuyết và kết quả thu được từ bài báo là cơ sở để nghiên cứu dao động và sự ổn định của các loại súng ngắn khi bắn.

Tài liệu tham khảo

1. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015). *Thuật phóng trong*. Hà nội: Học viện kỹ thuật quân sự, 95-96.
2. Алексеев В. М., Зайцев А. С. (2000), *Баллистическое проектирование и разработка конструкции ствола артиллерискогo орудия: Методические указания к курсовой работе*, Балт. гос. Тех.ун-т, Спб.
3. Бетехтин С.А., Виницкий А.М., Горохов М.С., Станюкович К.П., Федотов И.Д. (1957), *Газодинамические основы внутренней баллистики*, Оборонгиз, Москва.
4. Nguyễn Văn Dung (2025). *Kết cấu tính toán máy tự động*. Hà Nội: Học viện kỹ thuật quân sự.
5. Michal Sledzinski (2014). *Proposed model of hand for designing Ergonomic vibration isolation systems for hand-held impact tools*. American Journal of Mechanic Engineering, vol 2, No.7, 290-294.
6. Algimantas Fedaravicius, Kestutis Pilkauskas, Egidijus Slizys, Arvydas Survila. (2019). *Research and development of training pistols for laser shooting simulation system*. Lithuania: Defence Technology.

Study on the Firing Stability of the 7,62 mm SN-22 Pistol in Handheld Shooting Conditions

Abstract: *The stability of a handgun is one of the key factors determining its firing accuracy. For newly designed and domestically developed weapon models, evaluating dynamic stability during the research, design,*

and prototyping stages is particularly important for improving combat technical performance. This paper investigates the stability of the 7,62 mm SN-22 pistol in handheld firing conditions by developing a dynamic model based on mechanical theory. The model accounts for key factors influencing the overall motion of the weapon, including the specific structural parameters of the 7,62 mm SN-22 pistol and the characteristics of the shooter's hand–arm system. The analytical results demonstrate that the developed dynamic model can accurately simulate the motion behavior of the pistol and effectively reflect the influence of several design parameters on firing stability. These findings provide an essential scientific basis for evaluating and optimizing the design of the 7,62 mm SN-22 pistol, as well as supporting the development of next-generation infantry weapons in Vietnam.

Keywords: Pistol; Weapon dynamics; Handheld shooting; 7,62 mm SN-22 Pistol; Shooting stability.

Nghiên cứu quá trình truyền nhiệt qua thành loa phụt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn cỡ nhỏ

Hoàng Đắc Hùng[1], Bùi Trọng Tuấn[2], Võ Văn Biên[2], Nguyễn Việt Trung[3]

[1]Hệ quản lý học viên sau đại học, Học viện KTQS

[2]Khoa Vũ khí, Học viện KTQS

[3]Trung tâm Huấn luyện 125 Vĩnh Phúc, Học viện KTQS

[*]Email: hoanghung22612@gmail.com; Tel:0962597992

Tóm tắt

Trên cơ sở phân tích các yêu cầu tính toán nhiệt đối với loa phụt tên lửa IGLA, kết hợp với cơ sở lý thuyết về truyền nhiệt và phương pháp giải bài toán nhiệt của phần mềm NX Simcenter; nội dung bài báo tập trung nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán và xác định bộ thông số phù hợp cho nhằm mô phỏng quá trình truyền nhiệt của dòng sản phẩm cháy qua thành loa phụt động cơ hành trình. Kết quả mô phỏng cho thấy độ tin cậy cao, phù hợp tốt với số liệu thực nghiệm [4], qua đó khẳng định khả năng ứng dụng của mô hình trong việc khảo sát dòng nhiệt và phân bố trường nhiệt độ trên thành loa phụt.

Từ khóa: *Loa phụt tên lửa; truyền nhiệt; trao đổi nhiệt, NX Simcenter.*

1. Mở đầu

Loa phụt của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn là bộ phận trực tiếp chịu tác động của dòng sản phẩm cháy có nhiệt độ cao, áp suất và tốc độ lớn, có nhiều hạt rắn, quá trình trao đổi nhiệt diễn ra rất mãnh liệt, sự nung nóng của dòng có thể gây nên sự thay đổi các tính chất của vật liệu, nhất là đặc tính bền của kết cấu. Khi nung nóng tới nhiệt độ vượt quá giá trị giới hạn đặc trưng của vật liệu thì độ bền cơ học của nó giảm xuống nhanh chóng. Mặt khác, dưới tác dụng của dòng sản phẩm cháy có thể làm phần tiết diện tới hạn (TDTH) của loa phụt bị biến dạng, giảm nhanh độ bền, bị xói mòn nhanh, ảnh hưởng đến các yêu cầu chiến kỹ thuật của tên lửa. [7]

Bài toán tính toán truyền nhiệt qua thành loa phụt động cơ tên lửa là một bài toán rất phức tạp, đã có nhiều kết quả nghiên cứu nhưng ít được công bố. Bài báo đã tính toán cho loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA với khối thuốc phóng chế tạo tại Việt Nam giúp thực hiện nhiệm vụ thiết kế, chế tạo tên lửa.

Trong bài báo này, nhóm tác giả trình bày cơ sở lý luận để tính toán quá trình truyền nhiệt qua loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA như: cơ sở tính toán trao đổi nhiệt trong loa phụt; xây dựng mô hình tính toán và giải bài toán truyền nhiệt qua loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA bằng phần mềm NX Simcenter.

Trong đó, phần mềm NX Simcenter là bộ phần mềm mô phỏng kỹ thuật tích hợp do Siemens phát triển, thuộc hệ sinh thái Siemens Simcenter, cho phép thực hiện các bài toán phân tích đa vật lý trên một nền tảng thống nhất. Trong lĩnh vực truyền nhiệt, NX Simcenter cung cấp các công cụ mạnh để mô phỏng cả bài toán dẫn nhiệt, đối lưu và bức xạ nhiệt trong các môi trường làm việc phức tạp. Phần mềm hỗ trợ xây dựng mô hình hình học chi tiết, thiết lập điều kiện biên linh hoạt, đồng thời tích hợp các bộ giải số tiên tiến như phần tử hữu hạn (FEM) và thể tích hữu hạn (CFD), cho phép phân tích các quá trình truyền nhiệt ở cả trạng thái ổn định và không ổn định. Nhờ khả năng liên kết chặt chẽ giữa các bài toán nhiệt với cơ học và dòng chảy, NX Simcenter đặc biệt phù hợp trong nghiên cứu các hệ thống chịu tải nhiệt lớn, giúp đánh giá chính xác phân bố nhiệt độ, dòng nhiệt và ảnh hưởng của chúng đến độ bền, tuổi thọ kết cấu.

2. Trao đổi nhiệt của sản phẩm cháy với loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA

Quá trình truyền nhiệt từ sản phẩm cháy tới thành loa phụt động cơ tên lửa IGLA xảy ra ở điều kiện áp suất cao, nhiệt độ cao, vận tốc dòng khí lớn. Các yếu tố này tác động lớn đến cường độ dòng nhiệt truyền từ dòng sản phẩm cháy vào kết cấu loa phụt. Ở phần tiết diện tới hạn của loa phụt, quá trình trao đổi nhiệt xảy ra mãnh liệt nhất với cường độ cao nhất. Để thuận lợi cho việc nghiên cứu, một số giả thiết đã được sử dụng: quá trình trao đổi nhiệt giữa sản phẩm cháy và thành loa phụt bao gồm hai quá trình chính là trao đổi nhiệt đối lưu và bức xạ nhiệt; quá trình truyền nhiệt qua thành loa phụt là quá trình dẫn nhiệt ổn định (λ = const); nhiệt độ bề mặt ngoài loa phụt đã biết thay đổi theo thời gian và được xác định bằng thực nghiệm [4].

Vì vậy, mục đích của việc tính toán là xác định hệ số trao đổi nhiệt α giữa sản phẩm cháy và thành trong của loa phụt, xác định trường nhiệt độ thành trong của loa phụt.

2.1. Hệ số trao đổi nhiệt giữa sản phẩm cháy với thành loa phụt động cơ tên lửa

Cường độ nung nóng loa phụt do môi chất làm việc được đặc trưng bởi mật độ của dòng nhiệt q. Theo định luật Newton ta có [1 - 3]:

$$q = \alpha(T_f - T_{w1}) \tag{1}$$

Trong đó, T_f - nhiệt độ của môi chất; T_{w1} - nhiệt độ bề mặt trong của thành bị nung nóng; α - hệ số trao đổi nhiệt tổng hợp

$$\alpha = \alpha_{đl} + \alpha_{bx} \tag{2}$$

với $\alpha_{đl}$ - hệ số trao đổi nhiệt đối lưu do tiếp xúc giữa khí thuốc và thành trong của loa phụt; α_{bx} - hệ số trao đổi nhiệt bức xạ của khí thuốc.

Trao đổi nhiệt đối lưu

Phương pháp tính toán trao đổi nhiệt đối lưu giữa khí thuốc với bề mặt thành loa phụt được xây dựng trên cơ sở của lý thuyết khí động ở lớp gần bề mặt thành loa phụt với sự bổ sung bằng những kết quả thực nghiệm. Để xác định dòng nhiệt đối lưu, đặc biệt là hệ số trao đổi nhiệt $\alpha_{đl}$ trong loa phụt động cơ tên lửa, thông thường sử dụng các tiêu chuẩn đồng dạng sau đây [1, 2, 3]:

- Tiêu chuẩn Nusselt: $Nu = \dfrac{\alpha_{đl} d}{\lambda}$

- Tiêu chuẩn Reynol: $\mathrm{Re} = \dfrac{\omega d}{\nu}$

- Tiêu chuẩn Prandtl: $\mathrm{Pr} = \dfrac{\mu \rho C_p}{\lambda}$

- Tiêu chuẩn Grashoff: $Gr = \dfrac{j d^3 \beta \Delta T}{\nu^2}$

Trong đó, d - kích thước đặc trưng của bề mặt trao đổi nhiệt; j - gia tốc trung bình; ω - tốc độ chuyển động của môi chất so với bề mặt được nung nóng; ρ - khối lượng riêng của môi chất; ν - độ nhớt động học của môi chất; μ - độ nhớt động lực học của môi chất; C_p - nhiệt dung của môi chất; λ - hệ số dẫn nhiệt của môi chất; β - hệ số dãn nở nhiệt của môi chất.

Mối quan hệ của các tiêu chuẩn đồng dạng được xác định bằng biểu thức:

$$Nu = f(\mathrm{Re}, Gr, \mathrm{Pr}) \quad (3)$$

Đối lưu trong loa phụt là đối lưu cưỡng bức (bỏ qua thành phần đối lưu tự do vì sự tham gia của nó là rất nhỏ) [2], trong các tính toán kỹ thuật, người ta sử dụng công thức của McAdams:

$$Nu = C.R_e^m.\mathrm{P}_r^n \quad (4)$$

với *C, m, n* - các hệ số kinh nghiệm.

Khi tổng hợp các kết quả của những nghiên cứu, người ta đã khẳng định rằng: với những điều kiện trao đổi nhiệt trong loa phụt động cơ tên lửa, có thể lấy [2]: $m = 0,8$; $n = 0,4$ và $C = 0,026$.

Do đó, công thức của McAdams có dạng:

$$Nu = 0,026.R_e^{0,8}.\mathrm{P}_r^{0,4} \quad (5)$$

Kích thước đặc trưng D được coi là đường kính tại tiết diện tính toán, còn các đặc trưng của khí (λ, C_p và ν) được xác định tương ứng với nhiệt độ ở lõi của dòng hay ở nhiệt độ quy ước nào đó. Có thể kể đến sự thay đổi các tính chất của chất lỏng theo hướng kính ở các lớp gần thành loa phụt gây ra bởi sự phân bố không đồng đều của nhiệt độ trong tiết diện ngang của dòng bằng cách nhân vế phải của công thức (5) với hệ số điều chỉnh σ:

$$Nu = 0,026.R_e^{0,8}.\mathrm{P}_r^{0,4}.\sigma \quad (6)$$

Giá trị của hệ số σ được xác định từ biểu thức sau [2]:

$$\sigma = \left(\frac{\rho^*}{\rho}\right)^{0,8}.\left(\frac{\mu^*}{\mu}\right)^{0,2}$$

Trong đó, ρ, μ - mật độ và độ nhớt động lực được xác định ở nhiệt độ nhiệt động T_f; ρ^*, μ^* - mật độ và độ nhớt động lực được xác định ở nhiệt độ nhiệt động T^*, với nhiệt độ T^* được xác định như sau:

$$T^* = 0,5.\left(T_f - T_{w1}\right) + 0,22.\left(T_f - T_{w1}\right)\sqrt[3]{\mathrm{Pr}}$$

Khi đó $\alpha_{đl}$ được tính theo công thức sau [2]:

$$\alpha_{đl} = 0,026.\frac{\lambda}{d}.\left(\frac{p\omega d}{\mu}\right)^{0,8}.\left(\frac{\mu C_p}{\lambda}\right)^{0,4}.\sigma \quad (7)$$

Trao đổi nhiệt bức xạ

Thông thường trong các tính toán kỹ thuật người ta thừa nhận rằng: cường độ bức xạ nhiệt E của khí tuân theo quy luật Stefan-Boltzman, nghĩa là nó tỷ lệ với bậc bốn của nhiệt độ động học T_f [2]:

$$E = \varepsilon_g.C_0.\left(\frac{T_f}{100}\right)^4 \quad (8)$$

Trong đó, $C0$ - hằng số bức xạ kỹ thuật của vật đen lý tưởng; $C0 = 5,76$ [W/m^2.K^4]; ε_g - độ đen của khí.

Bằng các biến đổi đại số, người ta xác định được α_{bx} như sau [2]:

$$\alpha_{bx} = 10^{-8} C_0 . \varepsilon_{es} . \varepsilon_g . \frac{T_f^3}{1 - \frac{T_{w1}}{T_f}} \quad (9)$$

Trong đó, ε_{es} - độ đen hiệu dụng của bề mặt trong thành buồng đốt; ε_{es}=0,5.(1+ε_s), với ε_s - độ đen của bề mặt trong thành buồng đốt, giá trị này được tra trong các bảng chuyên ngành.

Dẫn nhiệt qua thành loa phụt

Theo định luật Fourier, mật độ dòng nhiệt tỷ lệ thuận với gradient nhiệt độ [1]:

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (10)$$

trong đó, λ - hệ số dẫn nhiệt, được xác định bằng công thức [1]:

$$\lambda = \lambda_0 (1 + bT) \quad (11)$$

với λ_0 - hệ số dẫn nhiệt ở 0^0C, *b* - hệ số tỷ lệ được xác định bằng thực nghiệm.

Phương trình vi phân dẫn nhiệt đối với vật liệu đẳng hướng [1]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T + \frac{q_v}{C_p} \quad (12)$$

∇^2 - toán tử Laplace; $a = \lambda / C\rho$ - hệ số dẫn nhiệt độ (m^2/s).

Trong hệ tọa độ trụ:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} . \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} . \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{q_v}{C_p} \quad (13)$$

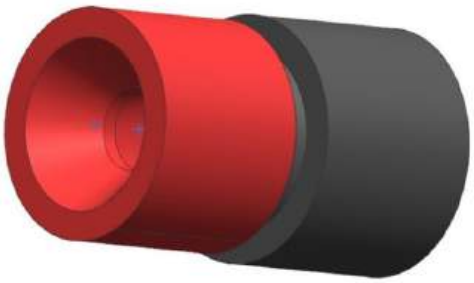
với trục z trùng với trục của ống.

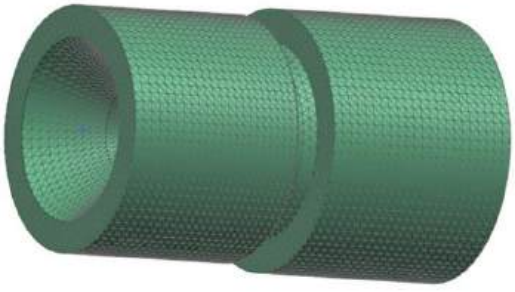
2.2. Xây dựng mô hình tính toán nhiệt loa phụt của tên lửa IGLA bằng phần mềm NX Simcenter

2.2.1. Mô hình hình học và mô hình phần tử hữu hạn của loa phụt

• *Mô hình hình học:*

Hình 1 và 2 trình bày mô hình 3D và 3D chia lưới của loa





Hình 1. Mô hình 3D loa phụt *Hình 2. Mô hình phần tử hữu hạn loa phụt*

2.2.2. Các thông số đầu vào

Để giải bài toán nhiệt cho loa phụt tên lửa, cần nhập các thông số đầu vào sau:

• *Hệ số trao đổi nhiệt:*

- Hệ số độ đen của khí ε_g: tra trong tài liệu [8], ε_g = 0,6÷0,85. Chọn ε_g = 0,7;

- Hệ số trao đổi nhiệt đối lưu của sản phẩm cháy với thành trong loa phụt $\alpha_{đl}$:

$\alpha_{đl}$ xác định theo công thức (7) - bỏ qua hệ số hiệu chỉnh σ:

$$\alpha_{đl} = 0,026\frac{\lambda}{d}\left(\frac{p\omega d}{\mu}\right)^{0,8}.\left(\frac{\mu C_p}{\lambda}\right)^{0,4}$$

$\alpha_{đl}$ là một hàm phụ thuộc vào vị trí và thời điểm của quá trình cháy ($\alpha_{đl} = f(x,\tau)$). Với bộ thông số đầu vào đưa vào mô phỏng trong phần mềm NX Simcenter cụ thể như sau:

Bảng 1. Bộ thông số xác định hệ số trao đổi nhiệt đối lưu của khí với thành trong [5]

TT	l (m)	d (m)	p (Pa)	T_f (^{0}C)	ω (m/s)	ρ (kg/m^3)	λ.10^2 (W/mK)	C_p (J/kgK)	μ.10^6 (Ns/m^2)	$\alpha_{đl}$ (W/m^{2}K)
1	0,0000	0,0285	13941512	3251,7	81,4	14,9	40,5	3895,1	97,0	9950.1128
2	0,0030	0,0243	13683909	3242,1	183,1	14,7	40,0	3836,9	96,0	19187.643
3	0,0070	0,0187	12524748	3222,8	345,8	13,6	39,2	3724,4	95,0	31011.06
4	0,0100	0,0145	7888107	3078,5	732,2	8,7	38,5	3026,1	92,5	38377.783
5	0,0120	0,0145	5698582	3051,5	1037,3	6,8	38,0	2919,1	91,5	40955.585
6	0,0145	0,0145	5956173	3020,7	1179,7	6,6	37,6	2804,6	90,0	43263.71
7	0,0195	0,0169	4281830	2924,5	1322,1	5,2	37,0	2491,1	88,0	36417.684
8	0,0275	0,0207	3251465	2847,5	1444,1	4,1	36,0	2281,7	85,0	29997.418
9	0,0385	0,0260	2092305	2635,8	1606,8	2,8	34,5	1850,7	80,0	20865.557
10	0,0535	0,0322	1319531	2462,6	1830,5	1,9	32,2	1618,8	77,0	15533.126
11	0,0655	0,0390	1190736	2385,6	1911,9	1,7	31,5	1542,8	74,0	13520.727

Trong đó: l - khoảng cách từ vị trí cửa vào loa phụt đến tiết diện tính toán, d - đường kính trong tại tiết diện tính toán. l, d được lấy tương ứng trên các điểm đầu và cuối của các đoạn chia;

Thông số vật liệu chế tạo loa phụt:

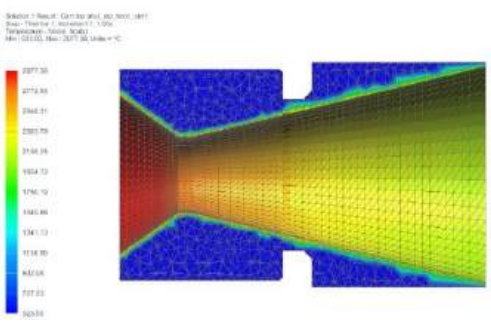
Bảng 2. Thông số vật liệu loa phụt [8]

TT	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng riêng	1690	kg.m^{-3}
2	Mô đun đàn hồi	1,9.10^{11}	Pa
3	Hệ số Poisson	0,3	
4	Hệ số dẫn nhiệt	25	W.m^{-1}.C^{-1}
5	Nhiệt dung riêng	709	J.kg^{-1}.C^{-1}
6	Hệ số dãn nở nhiệt	1,5.10^{-6}	C^{-1}

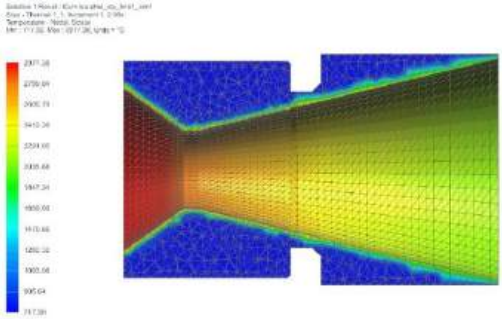
2.3. Ứng dụng phần mềm NX Simcenter trong giải bài toán truyền nhiệt

Trong giới hạn của bài báo, nhóm tác giả trình bày phương pháp xây dựng mô hình và giải bài toán truyền nhiệt (trạng thái Transient, sử dụng bài toán nhiệt Mutyphisic Thermal) trong loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA trên cơ sở các thông số đầu vào gồm: nhiệt độ dòng khí tác dụng lên bề mặt

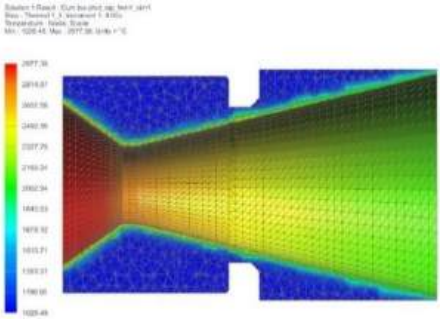
loa phụt (lấy kết quả của bài toán chuyển động của dòng khí), các thông số tính toán (hệ số trao đổi nhiệt), thông số vật liệu loa phụt. Kết quả khảo sát sự phân bố nhiệt độ trên mặt cắt dọc trục của loa phụt ở một số thời điểm được thể hiện trên các hình 3 ÷ 6. Đồ thị nhiệt độ tại các tiết diện dọc theo chiều dài loa phụt được thể hiện trên hình 7 ÷ 10.



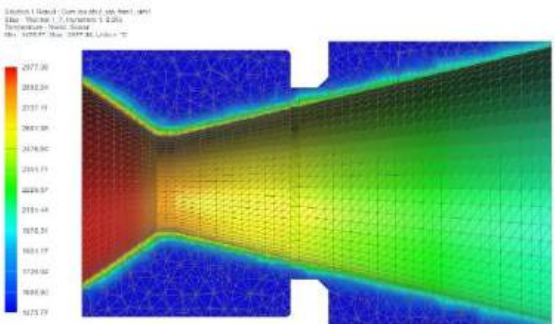
Hình 3. Thời điểm τ = 1,0 s



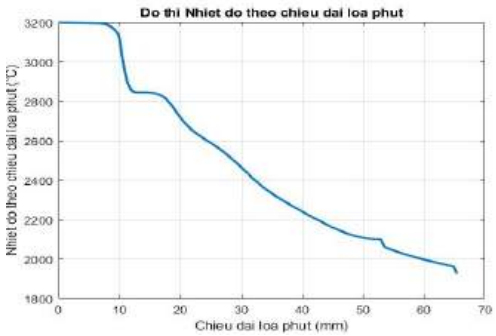
Hình 4. Thời điểm τ = 2 s



Hình 5. Thời điểm τ = 4 s



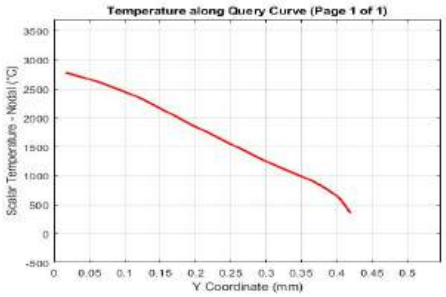
Hình 6. Thời điểm τ = 8 s



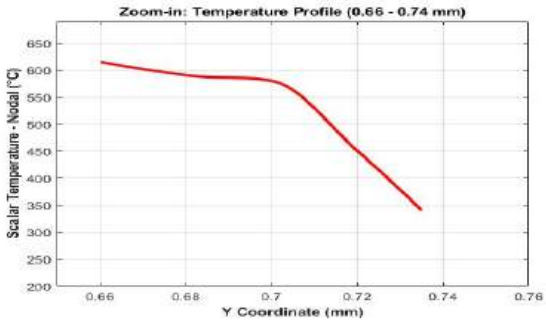
Hình 7. Đồ thị nhiệt độ tại các mặt cắt



Hình 8. Đồ thị nhiệt độ theo phương hướng kính tại cửa vào loa phụt tại t = 1 s



Hình 9. Đồ thị nhiệt độ theo phương hướng kính tại tiết diện tới hạn loa phụt tại t=1s



Hình 10. Đồ thị nhiệt độ theo phương hướng kính tại cửa ra phụt tại t=1s

Qua tính toán thuật phóng trong đối với tên lửa IGLA nhận thấy tại thời điểm 1 s, nhiệt độ của sản phẩm cháy đạt giá trị cực đại; khi giả thiết dòng sản phẩm cháy trước cửa miệng loa phụt ở trạng thái dừng, đây được xem là điều kiện làm việc khắc nghiệt nhất trong toàn bộ quá trình hoạt động của động cơ tên lửa. Do đó, việc khảo sát tại thời điểm này cho phép đánh giá khả năng chịu nhiệt của loa phụt trong trạng thái tải nhiệt là lớn nhất. Trong khi đó, thời điểm 8 s tương ứng với giai đoạn thuốc phóng đã cháy hết, phản ánh trạng thái kết thúc quá trình sinh nhiệt. Việc phân tích tại thời điểm này cho phép đánh giá tổng thể ảnh hưởng nhiệt của quá trình cháy thuốc phóng lên loa phụt, làm cơ sở đưa ra các nhận xét và kết luận về mức độ tác động nhiệt trong toàn bộ chu trình làm việc của động cơ.

Dựa trên kết quả mô phỏng thu được ta có một số nhận xét sau đây:

- Nhiệt độ lớn nhất bề mặt trong loa phụt là 2977,38 ^{0}C tại thời điểm τ = 1,0 s ở vị trí cuối đoạn thu hẹp và TDTH. Nguyên nhân là tại vị trí cuối đoạn thu hẹp và TDTH có sự thay đổi về kích thước hình học của loa phụt, tại vùng này dòng nhiệt đi vào thành loa phụt là sự kết hợp của dòng nhiệt tại tiết diện tới hạn và dòng nhiệt trong đoạn thu hẹp gần tiết diện tới hạn. Mặt khác, hệ số trao đổi nhiệt đối lưu tại vị trí này là rất lớn (khoảng 0.038 ÷ 0.043 W/mm²·°C) và thời điểm τ = 1,0 s là thời điểm cuối của giai đoạn khởi động của động cơ (nhiệt độ và áp suất rất cao).

- Nhiệt độ bề mặt ngoài loa phụt thay đổi theo thời gian có giá trị tăng dần từ 523 ^{0}C (tại τ = 1,0 s) đến 1475,77 ^{0}C (tại τ = 8 s), điều này là phù hợp với thực tế.

- Khi so sánh các kết quả nhiệt độ của dòng khí T_f, nhiệt độ bề mặt trong loa phụt T_{w1} và nhiệt độ thành ngoài T_{w2} tại TDTH thấy rằng: nhiệt độ thành trong luôn luôn thấp hơn nhiệt độ dòng khí một chút; nhiệt độ thành ngoài tăng dần đến giá trị lớn nhất T_{w2} = 1475,77 ^{0}C tại τ = 8 s.

3. Kết luận

Các kết quả nghiên cứu chính:

- Đã nghiên cứu những cơ sở lý luận tính toán truyền nhiệt của dòng sản phẩm cháy qua loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA.

- Đã nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán, lựa chọn được bộ thông số đầu vào phù hợp cho mô hình mô phỏng truyền nhiệt của dòng sản phẩm cháy qua thành loa phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA.

- Qua khảo sát cho thấy, dưới tác động của dòng sản phẩm cháy có nhiệt độ cao đi qua loa phụt, vật liệu chế tạo vẫn đảm bảo không xảy ra phá hủy hoặc biến dạng, qua đó khẳng định khả năng chịu nhiệt và độ bền nhiệt cao của kết cấu.

- Kết quả mô phỏng qua phần mềm NX Simcenter tương đối phù hợp với kết quả trong tài liệu chuyển giao của Cộng hòa Belarus [4].

Tài liệu tham khảo

1. Lê Công Cát (2003), *Kỹ thuật nhiệt*, Học viện KTQS, Hà Nội.

2. Phạm Thế Phiệt (1995), *Lý thuyết động cơ tên lửa*, Học viện KTQS, Hà Nội.

3. Đặng Quốc Phú, Trần Thế Sơn, Trần Văn Phú (2006), *Truyền nhiệt*, NXB Giáo Dục, Hà Nội.

4. Tài liệu chuyển giao của Cộng hòa Belarus (2011), *Hợp tác nghiên cứu chế tạo phôi loa phụt bằng vật liệu composite cacbon - cacbon và nhận chuyển giao công nghệ gia công cơ khí chế tạo loa phụt cho tên lửa phòng không tầm thấp*, Học viện KTQS, Hà Nội.

5. Lê Công Thắng, Hà Trường Sang, Cù Huy Thành, *Nghiên cứu khảo sát động học dòng khí trong loa*

phụt động cơ hành trình tên lửa IGLA bằng phần mềm ANSYS Fluent. Tạp chí Khoa học & Kỹ thuật (Học viện KTQS), số 161(4-2014), tr. 48-57.

6. Bùi Trọng Tuấn (2011), *Nghiên cứu tác động của quá trình xung nhiệt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn cỡ nhỏ với loa phụt*, Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Hà Nội.
7. А.А. Шишков, С.Д. Панин, Б.В. Румянцев (1989), *Рабочие Процессы В Ракетных Двигателях Твердого Топлива*, Москва.
8. Лякишев Н.П (1998), *Конструкционные функциональные материалы. Настоящее и будущее. ВНН. Современное материаловедение, XXI век.* Киев: Наукова думка.
9. Подредакцией. академика А.С. Коротеева (2004), *Газодинамические и Теплофизические Процессы В Ракетных Двигателях Твердого Топлива*, Москва.

Investigation of Heat Transfer Through the Nozzle Wall in Small-Scale Solid Propellant Rocket Motors.

Abstract: *On the basis of studying the thermal calculation requirements for the IGLA missile nozzle, the theoretical foundations of heat-transfer analysis, and the theoretical framework of NX Simcenter for solving thermal problems, this research develops a computational model and selects an appropriate set of parameters to be used as inputs for simulating the heat-transfer process of combustion products through the nozzle wall of the IGLA missile sustainer motor. The model provides computational results with high accuracy and good agreement with experimental data, thereby enabling its use in evaluating heat flux and the temperature-field distribution along the nozzle wall.*

Keywords: Rocket nozzle; heat-transfer; Heat exchange; NX Simcenter.

Nghiên cứu chuyển động của đầu đạn hai môi trường khi qua mặt phân cách không khí - nước bằng phương pháp mô phỏng số

Lưu Trung Quốc[1*], Nguyễn Văn Hưng[2]

[1]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

***Email: ltq9620@gmail.com; Tel: 0357169505*

Tóm tắt

Chuyển động của đầu đạn với tốc độ cao khi đi từ không khí vào nước là một bài toán phức tạp do sự thay đổi đột ngột về mật độ môi trường, lực cản, áp suất thủy động và các hiệu ứng không ổn định tại mặt phân cách. Đối với đạn hai môi trường, việc mô phỏng chính xác giai đoạn xuyên qua mặt phân cách không khí - nước có vai trò đặc biệt quan trọng nhằm dự báo quỹ đạo, tốc độ và khả năng tạo siêu khoang trong nước. Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng số quá trình chuyển động của đầu đạn hai môi trường tại vùng mặt phân cách không khí - nước. Mô hình tính toán được xây dựng dựa trên phương pháp động lực học chất lưu và mô hình vật liệu phù hợp, có xét đến các yếu tố quan trọng như sự thay đổi đột ngột của hệ số cản, dao động đầu đạn khi chạm mặt nước, sự hình thành khoang và siêu khoang. Các tham số đầu vào của mô hình được chuẩn hóa từ đặc tính của đầu đạn hai môi trường và các thông số vật lý của hai môi trường không khí - nước. Đồng thời, bài báo cũng phân tích ảnh hưởng của một số tham số đến quá trình xuyên qua mặt phân cách. Kết quả mô phỏng cho thấy giai đoạn xuyên qua mặt phân cách ảnh hưởng mạnh đến mức suy giảm vận tốc, độ lệch quỹ đạo và trạng thái ổn định chuyển động của đầu đạn. Những phân tích thu được tạo cơ sở khoa học quan trọng cho việc thiết kế và tối ưu hóa đầu đạn hai môi trường, góp phần nâng cao hiệu quả hoạt động của các hệ vũ khí tác chiến dưới nước.

Từ khóa: *Đầu đạn hai môi trường; mặt phân cách không khí – nước; mô phỏng số; siêu khoang.*

1. Đặt vấn đề

Trước đây, nhiều quốc gia đã phát triển các loại súng bắn dưới nước chuyên dụng như SPP-1, APS của Nga hay súng ngắn 5 nòng của Đức. Đến năm 2014, Nga phát triển súng hai môi trường ADS bắn được hai loại đạn trên cạn và dưới nước. Hiện nay, xu thế thế giới là phát triển đạn bắn hai môi trường, trong đó nổi bật là các sản phẩm cỡ 7,62 mm của công ty DSG với ba loại cơ bản: GPS, DCS và APS. Các loại đạn này ổn định dưới nước nhờ hiệu ứng siêu khoang và ổn định trong không khí nhờ chuyển động quay. Những năm gần đây, Quân đội nhân dân Việt Nam đã trang bị súng tiểu liên thế hệ mới dòng STV, trong đó lực lượng Đặc công Hải quân được trang bị súng 7,62 mm STV380. Trước yêu cầu thực tiễn, năm 2025 Bộ Quốc phòng giao Học viện Kỹ thuật Quân sự thực hiện đề tài nghiên cứu thiết kế, chế tạo đạn bắn hai môi trường cỡ 7,62×39 mm dùng cho súng tiểu liên 7,62 mm STV380 [1, 2]. Các công trình nghiên cứu đã công bố hiện nay chủ yếu tập trung vào việc mô phỏng chuyển động của đầu đạn trong từng môi trường riêng rẽ [3, 4], đặc biệt là chuyển động trong nước theo nguyên lý siêu khoang [5]. Tuy nhiên, bài toán chuyển động của đầu đạn hai môi trường khi đi qua mặt phân cách từ không khí vào nước có tính chất phi tuyến mạnh, chịu ảnh hưởng đồng thời của nhiều yếu tố thủy động lực học và động lực học quay, đến nay vẫn chưa được nghiên cứu một cách hệ thống và đầy đủ.

Trong bài báo này, sẽ tập trung nghiên cứu chuyển động của đầu đạn hai môi trường cỡ 7,62 × 39 mm khi đi qua mặt phân cách không khí – nước bằng phương pháp mô phỏng số, làm cơ sở khoa học cho việc đánh giá khả năng ổn định, tầm tác dụng và hiệu quả chiến kỹ thuật của

đạn khi sử dụng trên súng tiểu liên STV380. Kết quả nghiên cứu có ý nghĩa khoa học và giá trị thực tiễn cao, phục vụ trực tiếp cho công tác thiết kế chế tạo đạn hai môi trường trong Quân đội.

2. Xây dựng mô hình

2.1. Chế độ và mô hình tính toán mô phỏng

Việc mô phỏng chuyển động của viên đạn khi đi qua mặt phân cách không khí – nước là một bài toán phức tạp, đòi hỏi thiết lập nhiều thành phần và điều kiện. Trong đó, việc lựa chọn và cài đặt chế độ tính toán phù hợp với thực tế là yếu tố then chốt, quyết định độ chính xác và độ tin cậy của kết quả.

Mô hình dòng chảy trong bài mô phỏng sử dụng là mô hình VOF (Volume of Fluid) với ba pha bao gồm: pha lỏng (water-liquid), pha hơi (water-vapor) và pha khí (air) [6]. Các phân số thể tích của các pha được xác định như sau:

$$\alpha_l + \alpha_v + \alpha_g = 1 \tag{1}$$

trong đó α_l, α_v, α_g lần lượt là phân số thể tích của pha lỏng, pha hơi và pha khí.

Phương trình liên tục cho pha hỗn hợp được viết dưới dạng:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m u_i)}{\partial x_i} = 0 \tag{2}$$

trong đó u_i là thành phần vận tốc theo các phương x_i (i = 1, 2, 3), ρ_m là khối lượng riêng của pha hỗn hợp, được xác định theo công thức:

$$\rho_m = \alpha_l \rho_l + \alpha_v \rho_v + \alpha_g \rho_g \tag{3}$$

Mô hình siêu khoang Zwart-Gerber-Belamri Cavitation Model [7, 8] được sử dụng nhiều nhất cho bài toán đạn siêu khoang, vật thể tốc độ cao, mô hình có khả năng mô phỏng khoang khí lớn và kéo dài, ổn định cao, hội tụ tốt với bài toán vận tốc lớn (>300 m/s), mô hình được diễn tả qua hai quá trình bay hơi và ngưng tụ.

Quá trình bay hơi:

$$\dot{m}_{lv} = F_{vap} \frac{3\alpha_{nuc}(1-\alpha_v)\rho_l}{R_B} \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}}, \quad p < p_v \tag{4}$$

Quá trình ngưng tụ:

$$\dot{m}_{vl} = F_{cond} \frac{3\alpha_v \rho_l}{R_B} \sqrt{\frac{2(p - p_v)}{3\rho_l}}, \quad p > p_v \tag{5}$$

trong đó F_{vap} là hệ số bay hơi, F_{cond} là hệ số ngưng tụ, R_B là bán kính nhân bọt khí, α_{nuc} là phân số thể tích nhân khí trong chất lỏng, p_v là áp suất bão hòa của hơi nước, p là áp suất cục bộ của dòng chảy, ρ_l là khối lượng riêng của pha lỏng. Với $p_v = 3450$ *Pa*, hệ số bay hơi $F_{vap} = 50$, hệ số ngưng tụ $F_{cond} = 0{,}01$, các thông số trên khá phù hợp với bài toán.

Với mô Hình 3 pha và tốc độ cao của viên đạn khi đi qua mặt phân cách sẽ tạo ra sự biến đổi mạnh cho dòng chảy, có gradient biến dạng cao, từ đó mô hình nhiễu loạn Realizable k-ε [7, 9] được sử dụng. Mô hình có xét đến độ nhớt xoáy và đưa ra các ràng buộc toán học đối với ứng suất Reynolds, các phương trình của mô hình Realizable k-ε:

Phương trình động năng nhiễu loạn k:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho \mathrm{u_j} k)}{\partial x_\mathrm{j}}=\frac{\partial}{\partial x_\mathrm{j}}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_\mathrm{j}}\right]+G_k+G_b-\rho\varepsilon-Y_M+S_k \quad (6)$$

Phương trình tốc độ tiêu tán nhiễu loạn ε:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho \mathrm{u_j}\varepsilon)}{\partial x_\mathrm{j}}=\frac{\partial}{\partial x_\mathrm{j}}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_\mathrm{j}}\right]+\rho C_1 S_\varepsilon-\rho C_2\frac{\varepsilon^2}{k+\sqrt{v\varepsilon}}+C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}C_{3\varepsilon}G_b+S_\varepsilon \quad (7)$$

trong đó G_k là thành phần sinh động năng nhiễu loạn do gradient vận tốc, G_b là thành phần sinh động năng nhiễu loạn do lực nổi, Y_M là thành phần thể hiện ảnh hưởng của dao động giãn nở của dòng chảy đến tốc độ tiêu tán nhiễu loạn, S_k,S_ε là các hạng nguồn bổ sung trong hai phương trình, C_1, C_2, $C_{1\varepsilon}$, $C_{3\varepsilon}$ là các hằng số thực nghiệm của mô hình, σ_k, σ_ε là các hằng số Prandtl nhiễu loạn tương ứng với k và ε, μ là độ nhớt động học của chất lỏng, μ_t là độ nhớt nhiễu loạn, được xác định theo mô hình Realizable.

Chuyển động của viên đạn trong không gian mô phỏng gồm sáu bậc tự do (6-DOF), bao gồm ba bậc tự do tịnh tiến, ba bậc tự do quay, theo định luật hai Newton [6] các phương trình chuyển động của viên đạn được viết như sau:

Phương trình chuyển động tịnh tiến:

$$\frac{d\vec{V}_G}{dt}=\frac{1}{m}\sum\vec{F}_G \quad (8)$$

trong đó $\vec{V}_G$ là vận tốc chuyển động của trọng tâm đầu đạn, m là khối lượng của đầu đạn, $\vec{F}_G$ là tổng các vector ngoại lực tác dụng lên đầu đạn.

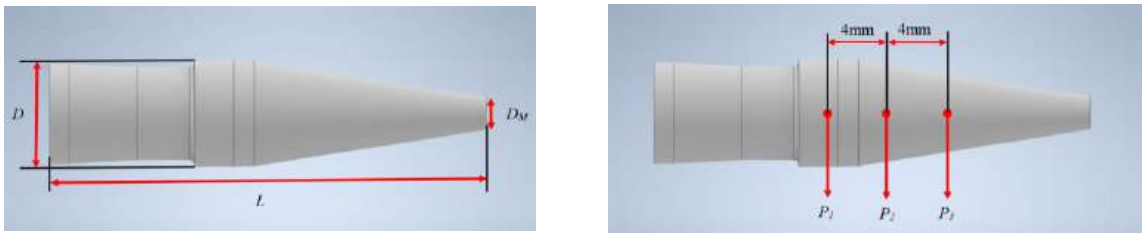
Phương trình chuyển động quay:

$$\frac{d\vec{\omega}_G}{dt}=L^{-1}\left(\sum M_B-\vec{\omega}_B\times\left(L\vec{\omega}_B\right)\right) \quad (9)$$

trong đó $\vec{\omega}_B$ là vector vận tốc góc của đầu đạn trong hệ tọa độ gắn với viên đạn, L là tensor mô men quán tính của đầu đạn, $\vec{M}_B$ là vector mô men ngoài tác dụng lên đầu đạn trong hệ tọa độ vật.

2.2. Mô hình vật lý

Mô hình viên đạn được thể hiện qua Hình 1, viên đạn có hình tròn xoay, hình dạng thuôn dài, mũi được vát bằng, nó được thiết kế để phù hợp với cỡ đạn 7,62×39 mm hiện có.



Hình 1. Mô hình viên đạn hai môi trường

Đầu đạn được thiết kế cho súng cỡ 7,62×39 mm, với chiều dài khoảng 32 mm, đường kính 7,92 mm, đường kính mũi thay đổi 2,4 mm và 2,6 mm để khảo sát ảnh hưởng hình dạng.

Vật liệu là đồng H60 (Bảng 1), trọng tâm thay đổi tại các vị trí P1, P2, P3 cách nhau 4 mm, các thông số hình học, khối lượng và mô men quán tính được tổng hợp trong Bảng 2 và 3:

Bảng 1. Thông số cơ bản của đồng H60

Thành phần	Cu(~0,6), Zn(~0,4), Pb(≤0,08), Fe(≤0,1), Tạp chất khác (≤0,5)
Khối lượng riêng	8400 kg/m^3
Độ dẫn nhiệt	110 W/(m.K)
Hệ số giãn nở nhiệt	20e-6 K^{-1}
Nhiệt độ nóng chảy	900-925 °C
Giới hạn bền kéo	300-550 MPa
Giới hạn chảy	120-250 MPa
Độ cứng	75-100 HB

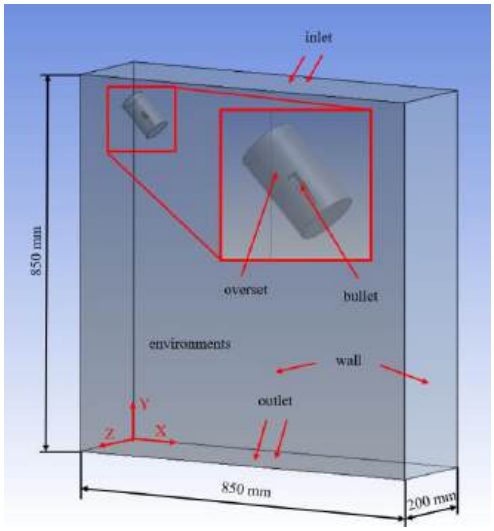
Bảng 2. Các thông số của hai loại đầu đạn

Đầu đạn	**Đường kính mũi đạn**	**Khối lượng**	**I_{XX}**	**I_{YY}**	**I_{ZZ}**
A	2,4 mm	8,804 g	52,613 g.mm^2	523,864 g.mm^2	523,864 g.mm^2
B	2,6 mm	8,903 g	53,183 g.mm^2	540,596 g.mm^2	540,596 g.mm^2

Bảng 3. Mô men quán tính của đầu đạn

Trọng Tâm	**I_{XX}**	**I_{YY}**	**I_{ZZ}**
P_1	52,613 g.mm^2	523,864 g.mm^2	523,864 g.mm^2
P_2	52,613 g.mm^2	664,728 g.mm^2	664,728 g.mm^2
P_3	52,613 g.mm^2	1087,32 g.mm^2	1087,32 g.mm^2

Bố trí mô phỏng được mô tả qua Hình 2, để thực hiện mô phỏng, ngoài viên đạn cần xây dựng khối môi trường (gồm vùng không khí và nước) và vùng lưới chồng lấp (overlap), được bố trí như Hình 3. Khối môi trường có 4 mặt bên là tường (wall), mặt trên theo trục y là velocity-inlet và mặt dưới là pressure-outlet. Vùng lưới chồng lấp bao quanh viên đạn được sử dụng với kích thước đảm bảo chồng lên lưới môi trường khoảng 2 lớp phần tử.

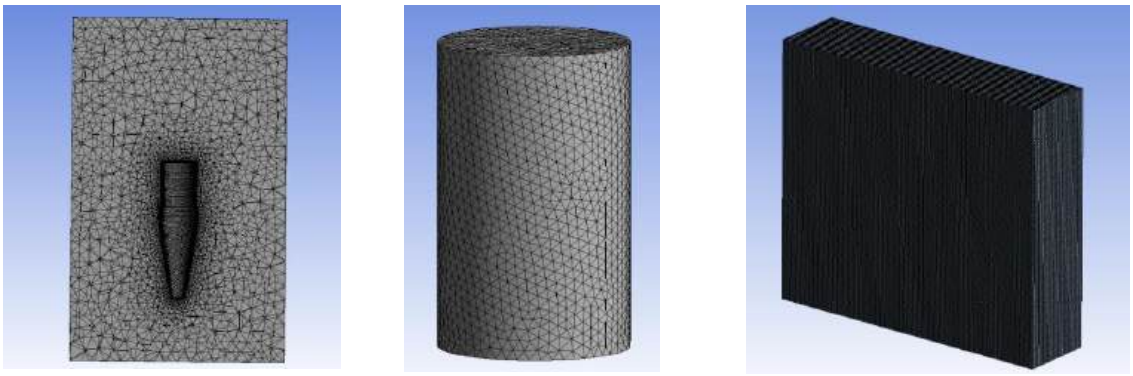


Hình 2. Bố trí mô phỏng

Miền mô phỏng được chia thành hai phần: từ Z = 0 đến 150 mm là không khí (ρ = 1,225 kg/m³), và từ Z = 0 đến - 700 mm là nước (ρ = 998,2 kg/m³), đồng thời có xét đến hơi nước (ρ = 0,025 kg/m³) phát sinh trong quá trình mô phỏng. Viên đạn có vận tốc ban đầu 500 m/s, tốc

độ quay 2300 rad/s, góc bắn vào nước 45° so với mặt nước. Mặt phân cách được giả thiết phẳng, không có sóng và môi trường nước đứng yên.

Chia lưới là bước quan trọng trong mô phỏng, cần đảm bảo lưới đủ mịn cho bài toán tốc độ cao nhưng vẫn tối ưu số phần tử để giảm thời gian tính. Trong mô hình, khối môi trường dùng lưới hexa (5 mm) Hình 3(c), vùng chồng lấp dùng lưới tứ diện (3 mm) Hình 3(b). Bề mặt viên đạn chia lưới 0,5 mm Hình 3(a), xung quanh có 10 lớp lưới mịn (lớp sát đầu đạn 0,05 mm, hệ số tăng 1,1) để mô tả chuyển pha và siêu khoang. Tổng số phần tử khoảng hơn 1 triệu, chủ yếu thuộc phần lưới môi trường.



(a) *(b)* *(c)*

Hình 3. Chia lưới cho các khối

Cài đặt tính toán với tổng số bước giải là 1500 bước, thời gian mỗi bước là 1e-6 giây, mỗi bước có tối đa 50 vòng lặp, kết quả hình ảnh được ghi sau 50 bước một lần, các giá trị của các đồ thị được ghi lại theo từng bước thời gian.

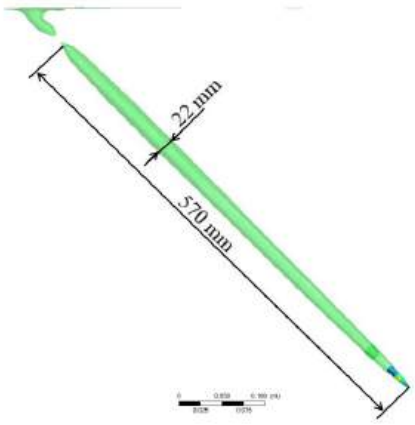
Mô phỏng thực hiện bằng ANSYS Fluent 2022 R1, sử dụng mô hình VOF ba pha kết hợp mô hình siêu khoang Zwart–Gerber–Belamri, lưới chồng lấp (overset mesh) và chuyển động 6 bậc tự do (6DOF). Đây là bài toán phức tạp với nhiều phương trình, yêu cầu cấu hình máy tính cao và thời gian tính toán lớn.

3. Kết quả và thảo luận

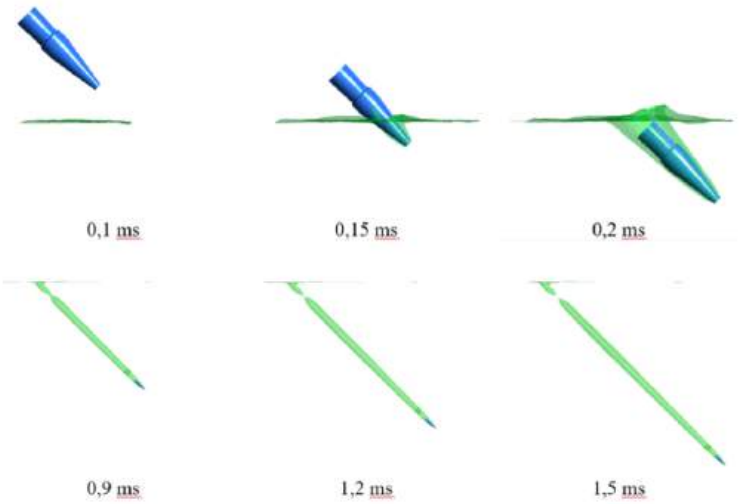
3.1. Kết quả mô phỏng

Với đầu đạn A, siêu khoang hình thành ngay khi mũi đạn tiếp xúc mặt nước, làm nước bị tách mạnh và dâng lên tạo sóng. Khi đầu đạn đi sâu vào nước, khoang tiếp tục phát triển, kéo dài và bao bọc quanh thân đạn, hình dạng khoang thuôn dài và đường kính tăng dần đến khi ổn định.

Từ kết quả mô phỏng, chiều dài siêu khoang đạt khoảng 570 mm, trong khi đường kính lớn nhất khoảng 22 mm, xuất hiện tại vị trí khoảng 1/3 chiều dài khoang tính từ đuôi lên phía đầu khoang.

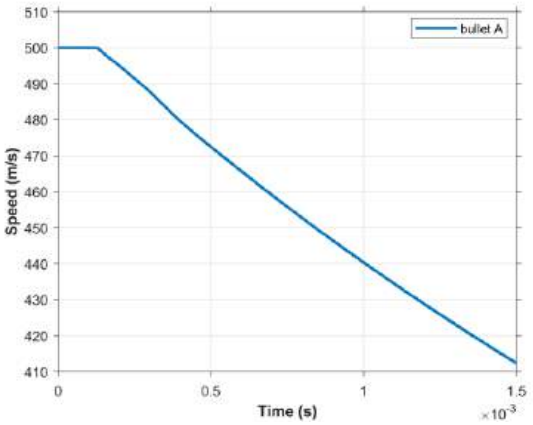


Hình 4. Kết quả mô phỏng và kích thước siêu khoang tại 1,5 ms

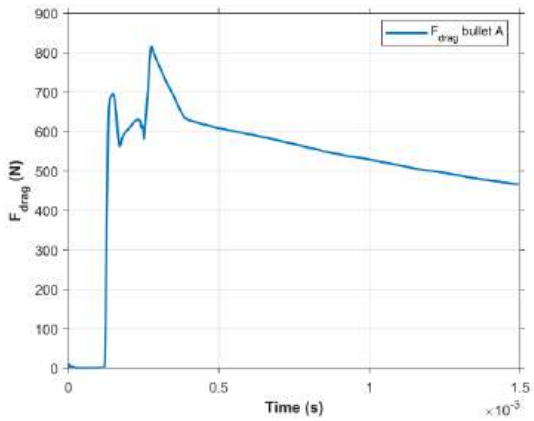


Hình 5. Quá trình hình thành và phát triển của khoang của đầu đạn A

Sự suy giảm vận tốc của viên đạn (Hình 6) cho thấy khi chuyển động trong không khí, vận tốc gần như không đổi, tuy nhiên khi đi qua mặt phân cách vào nước, vận tốc giảm mạnh theo quy luật phi tuyến. Tương ứng, lực cản (Hình 7) trong không khí rất nhỏ và gần như không đáng kể, nhưng khi qua mặt phân cách, lực cản biến thiên mạnh và liên tục, sau đó dần ổn định khi viên đạn chuyển động sâu hơn trong nước.

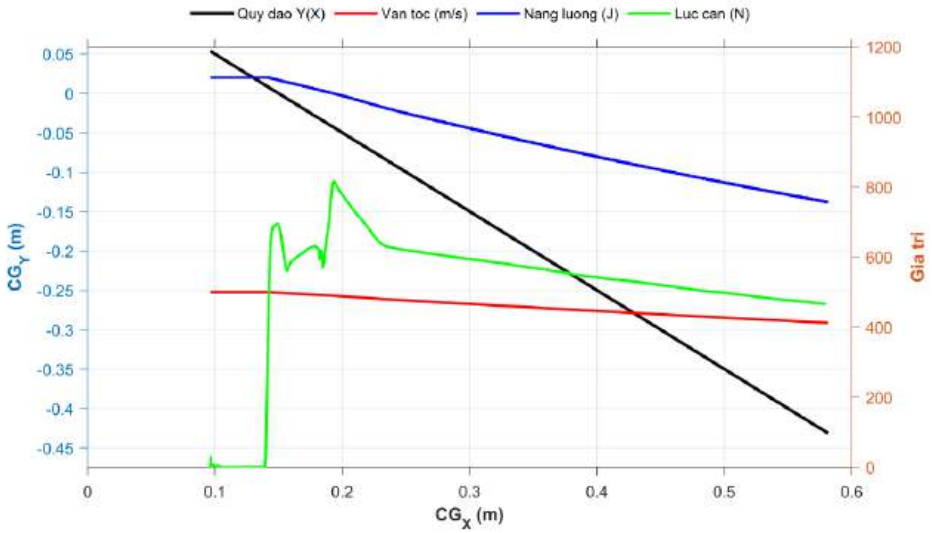


Hình 6. Đồ thị vận tốc đầu đạn A



Hình 7. Đồ thị lực cản đầu đạn A

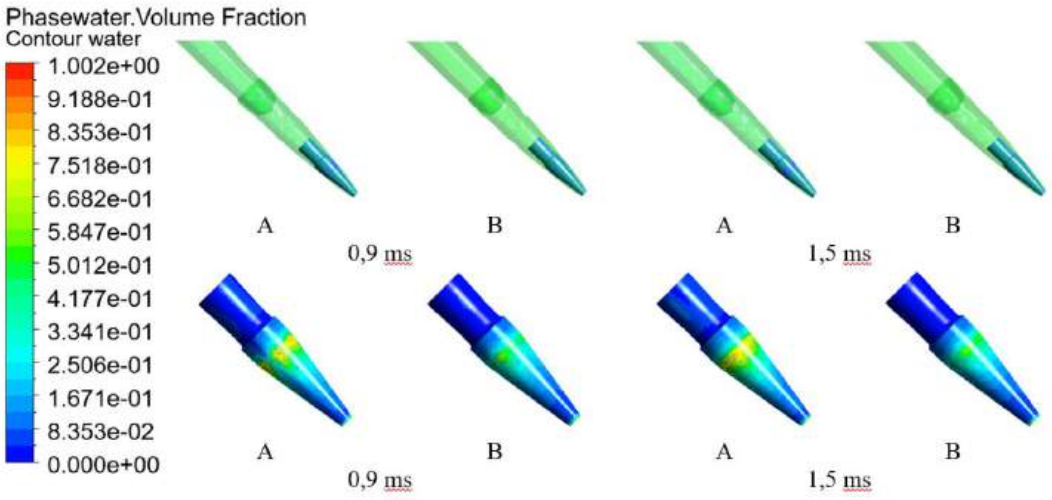
Ngoài vận tốc và lực cản, năng lượng đầu đạn cũng rất quan trọng (Hình 8), khi qua mặt phân cách, năng lượng giảm nhanh theo thời gian và độ sâu, phù hợp với xu hướng giảm của vận tốc. Vận tốc giảm từ 500 xuống 412 m/s, tương ứng năng lượng giảm khoảng 30% trong 1,5 ms. Tuy vậy, năng lượng sau khi vào nước vẫn còn cao (xấp xỉ 1000 J) và duy trì ở mức hàng trăm J khi đi sâu hơn, cho thấy đầu đạn vẫn có khả năng xuyên phá đáng kể. Từ Hình 8 có thể thấy mối quan hệ chặt chẽ giữa vận tốc, năng lượng và lực cản, năng lượng giảm tỷ lệ với vận tốc, cho thấy động năng chi phối đến chuyển động. Lực cản xuất hiện đỉnh lớn khi vào nước rồi dần ổn định, quỹ đạo trọng tâm ổn định, không có dao động bất thường. Kết quả khẳng định môi trường nước ảnh hưởng mạnh, nhưng hiệu ứng siêu khoang giúp giảm lực cản và duy trì vận tốc, năng lượng tốt hơn so với đầu đạn 7,62×39 mm tiêu chuẩn.



Hình 8. Đồ thị tổng hợp

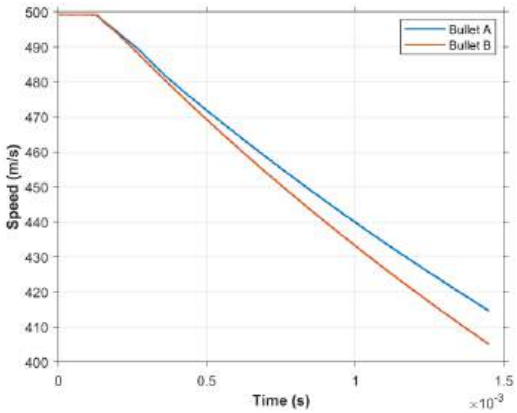
3.2. Nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính mũi đạn

Với hai loại đầu đạn A (2,4 mm) và B (2,6 mm), khi hình thành siêu khoang, vùng ướt tập trung chủ yếu ở khu vực giữa thân nơi có đường kính lớn nhất (Hình 9). Đầu đạn A có mũi nhỏ hơn nên tạo khoang có đường kính nhỏ hơn và diện tích tiếp xúc với nước lớn hơn. Ngược lại, đầu đạn B với mũi lớn hơn tạo khoang lớn hơn và vùng ướt giảm (màu nhạt hơn). Từ đó có thể suy đoán đầu đạn A có xu hướng hình thành siêu khoang ổn định hơn.

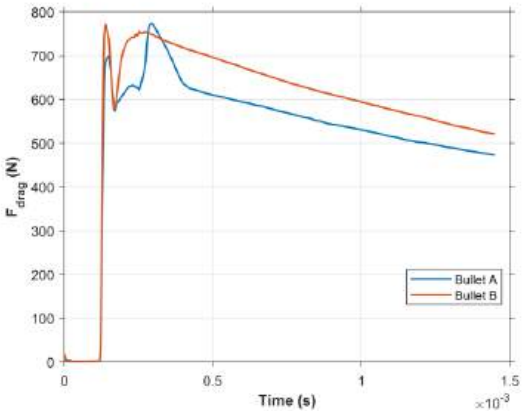


Hình 9. Khoang và vùng ướt trên hai loại đầu đạn A và B

Để đánh giá hiệu quả hai loại đầu đạn, tiến hành so sánh đồ thị suy giảm vận tốc và lực cản (Hình 10, 11), cả hai đều giảm vận tốc khi đi qua mặt phân cách, giai đoạn đầu khi siêu khoang hình thành, lực cản dao động mạnh với các đỉnh lớn, sau đó giảm và ổn định. Đầu đạn B có lực cản lớn hơn nên vận tốc suy giảm nhanh hơn so với đầu đạn A. Điều này cho thấy đường kính mũi lớn làm tăng lực tác động, đồng thời gây xu hướng kém ổn định hơn. Vì vậy, đầu đạn A thể hiện độ ổn định và hiệu quả chuyển động tốt hơn đầu đạn B.



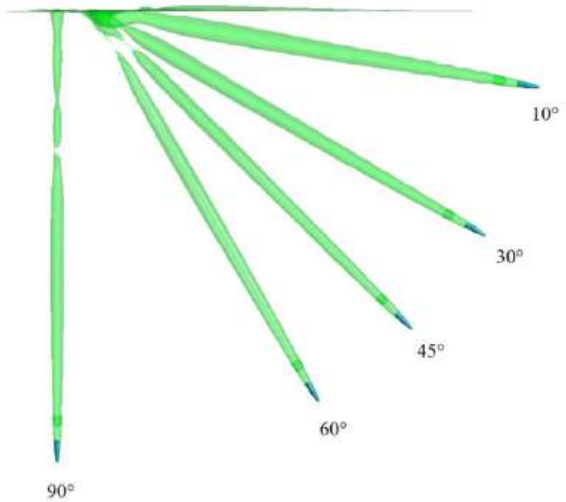
Hình 10. So sánh độ suy giảm vận tốc



Hình 11. So sánh lực cản

3.3. Nghiên cứu ảnh hưởng của góc bắn từ không khí vào mặt nước (mặt phân cách)

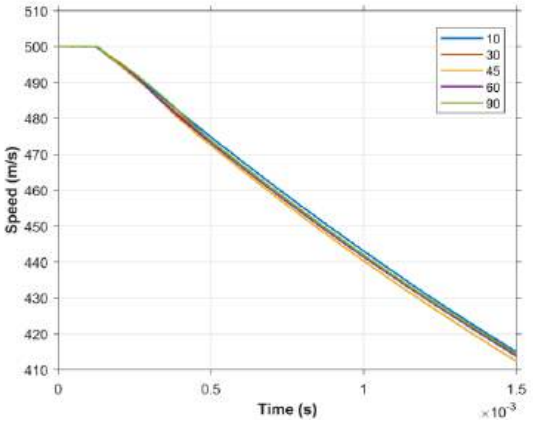
Góc đi của đầu đạn vào nước cũng là một thông số quan trọng tới việc hình thành và phát triển của siêu khoang, hình ảnh khoang được tạo ra bởi các góc 10°, 30°, 45°, 60°, 90°. Hình 12 cho thấy góc tiếp nước ảnh hưởng rõ rệt đến hình dạng và tính ổn định của siêu khoang. Với góc 90°, khoang phát triển theo phương thẳng đứng và đối xứng ngay từ đầu. Trong khi đó, các góc nhỏ hơn (10°, 30°) tạo khoang có tính bất đối xứng, đặc biệt vùng gần mặt thoáng bị ảnh hưởng mạnh. Tại thời điểm 1,5 ms, với góc 10° và 30°, khoang chưa tách hoàn toàn khỏi mặt thoáng mà cần thêm thời gian để phát triển hoàn chỉnh. Ngược lại, ở góc 90° xuất hiện hiện tượng co thắt cục bộ của khoang. Kết quả cho thấy góc bắn càng nhỏ (đạn đi càng nông) thì khoang hình thành dài hơn, khi tăng góc tiếp nước, chiều dài khoang có xu hướng giảm.



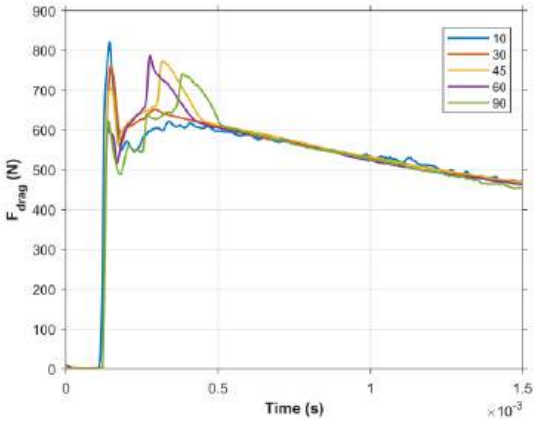
Hình 12. Siêu khoang của đầu đạn tương ứng với các góc tại thời điểm 1,5 ms

Hình 13 và 14 cho thấy, trong khoảng 0 – 1,5 ms, các đường vận tốc ứng với các góc gần như trùng nhau, cho thấy ảnh hưởng của góc bắn đến suy giảm vận tốc ở giai đoạn đầu là không đáng kể. Ngược lại, lực cản thể hiện sự khác biệt rõ rệt ngay khi qua mặt phân cách, lực cản tăng đột ngột và xuất hiện dao động cục bộ. Ở góc 10°, lực cản đạt đỉnh lớn nhất nhưng ổn định sớm, trong khi đó ở góc 90° lực cản giảm sâu rồi tăng trở lại và đạt cực đại muộn hơn. Sau

khoảng 0,5 ms, lực cản giữa các trường hợp dần hội tụ và giảm chậm theo thời gian, dẫn đến xu hướng suy giảm vận tốc tương tự nhau.



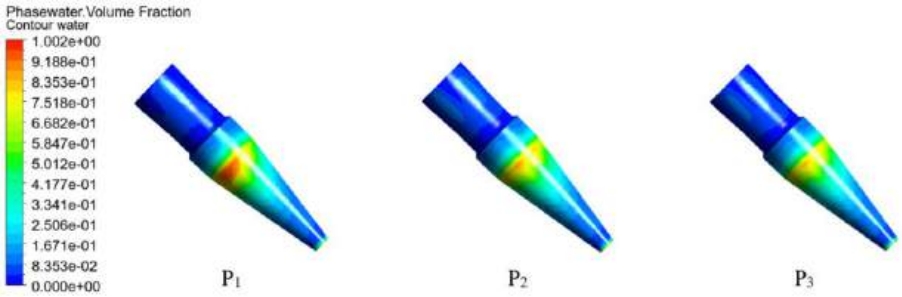
Hình 13. Đồ thị so sánh độ suy giảm vận tốc tại các góc đi vào nước của đầu đạn



Hình 14. Đồ thị so sánh lực cản tại các góc đi vào nước của đầu đạn

3.4. Nghiên cứu ảnh hưởng của vị trí trọng tâm đầu đạn

Vị trí trọng tâm ảnh hưởng trực tiếp đến độ ổn định của đầu đạn khi chuyển động và khi qua mặt phân cách ba vị trí trọng tâm cách nhau 4 mm được khảo sát (Hình 1), và ảnh hưởng của chúng đến siêu khoang được thể hiện qua Hình 15. Tại vị trí P1, vùng ướt trên bề mặt đầu đạn lớn, làm tăng lực cản và gây dao động mạnh, dẫn đến độ ổn định kém. Ngược lại, tại P3, vùng ướt giảm và phân bố đều hơn, giúp đầu đạn ổn định hơn và thuận lợi cho việc hình thành, duy trì siêu khoang. Trường hợp P2 thể hiện đặc điểm trung gian giữa hai trạng thái trên. Khi trọng tâm dịch về phía mũi, vùng ướt và lực cản thủy động giảm, từ đó cải thiện khả năng chuyển động của đầu đạn trong nước.



Hình 15. Vùng ướt của đầu đạn ứng với các vị trí trọng tâm tại 1,5 ms

4. Kết luận

Bài báo mô phỏng quá trình viên đạn tốc độ cao đi qua mặt phân cách từ không khí vào nước và hình thành siêu khoang bằng phần mềm ANSYS Fluent 2022 R1, cho kết quả có độ tin cậy và phản ánh tốt đặc trưng thủy động. Kết quả cho thấy đường kính mũi, góc vào nước và vị trí trọng tâm ảnh hưởng rõ rệt. Mũi nhỏ và trọng tâm gần mũi giúp giảm lực cản, tăng ổn định và duy trì vận tốc tốt hơn, góc nhỏ tạo khoang dài hơn, góc lớn dễ gây co thắt. Nghiên cứu có ý nghĩa thực tiễn trong thiết kế đạn hai môi trường cỡ 7,62×39 mm, phục vụ đề tài cấp Bộ Quốc phòng thuộc chương trình KC-2030 (mã số KC-2030.22/25).

Tài liệu tham khảo

1. Viện Hàn lâm Khoa học và Công nghệ Việt Nam. (2016). *Báo cáo tổng kết đề tài: Tính toán thiết kế đạn dùng cho súng đa năng bắn ở hai môi trường nước và không khí* (Mã số: VAST.ĐTDL.01/15-16). Hà Nội, Việt Nam.
2. Đào, V. D., Nguyễn, V. H., & cộng sự. (2017). *Báo cáo tổng kết đề tài: Nghiên cứu thiết kế chế thử đồng bộ súng bắn hai môi trường và đạn bắn dưới nước trang bị cho lực lượng đặc công nước, người nhái* (Mã số: 2017.73.034). Hà Nội, Việt Nam: Bộ Quốc phòng.
3. Đào, V. D., & Nguyễn, V. H. (2014). Xây dựng mô hình toán thuật phóng ngoài đạn bắn dưới nước. *Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật – Học viện Kỹ thuật Quân sự.*
4. Đào, V. D., Nguyễn, V. H., & cộng sự. (2011). Mô hình tính toán sự chuyển động của đạn khi bắn dưới nước. *Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật – Học viện Kỹ thuật Quân sự.*
5. Đào, V. D. (2015). Nghiên cứu mô hình siêu khoang đối với vật thể chuyển động tốc độ cao trong nước. *Tạp chí Cơ khí Việt Nam*.
6. Huang, Y., Meng, Q., Xia, W., & Wang, C. (2025). Impact of centroid position on dynamic behavior of cavitating projectiles in water. *Physics of Fluids, 37*.
7. ANSYS, Inc. (2022). *ANSYS Fluent User's Guide (Release 2022 R1)*. Canonsburg, PA: Author.
8. Zwart, P. J., Gerber, A. G., & Belamri, T. (2004). A two-phase flow model for predicting cavitation dynamics. In *Proceedings of the Fifth International Conference on Multiphase Flow (ICMF 2004)* (Yokohama, Japan).
9. Shih, T. H., Liou, W. W., Shabbir, A., Yang, Z., & Zhu, J. (1995). A new k–ε eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows. *Computers & Fluids, 24*(3), 227–238.

Numerical Simulation of Dual Environment Projectile Motion Through the Air - Water Interface

Abstract: *The motion of a high-speed projectile transitioning from air into water is a complex problem due to the abrupt changes in medium density, drag force, hydrodynamic pressure, and various instability effects at the interface. For dual-environment projectiles, accurately modeling the transition through the air-water interface is crucial for predicting trajectory, velocity, and supercavitation capability in the underwater domain. This paper presents a numerical investigation of the motion of a dual-environment projectile as it passes through the air–water interface. The computational model is developed based on fluid dynamics principles and appropriate material models, taking into account key factors such as the sudden change in drag coefficient, projectile oscillation upon water impact, and the formation of cavities and supercavities. Input parameters are standardized from the physical characteristics of the projectile and the properties of air and water. The study also examines the influence of several parameters on the projectile's behavior during the transition phase. The simulation results indicate that the interface-crossing stage significantly impacts velocity decay, trajectory deviation, and the stability of projectile motion. These findings provide a crucial scientific foundation for designing and optimizing dual-environment projectiles, thereby enhancing the operational effectiveness of underwater weapon systems.*

Keywords: Dual-environment projectile; air-water interface; numerical simulation; supercavitation.

Nghiên cứu, tính toán thiết kế phương án lắp đặt pháo 152 mm Đ-20 lên xe quân sự bánh lốp

Trần Quốc Trí[1], Nguyễn Viết Trung[2]

[1]Hệ sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: trantripkt.f5@gmail.com; Tel: 037.381.6978

Tóm tắt

Trong quá trình tích hợp pháo xe kéo lên phương tiện cơ giới, đặc biệt là các loại pháo cỡ lớn, hệ thống khung gầm phải chịu tác dụng của tải trọng động rất lớn do lực phát bắn sinh ra, dẫn đến nguy cơ biến dạng cục bộ hoặc phá hủy kết cấu nếu không có giải pháp phân tán lực phù hợp. Việc xác định chính xác quy luật thay đổi của lực cản lùi để làm cơ sở thiết kế các cụm chi tiết chịu lực trung gian trên cơ sở tính toán động lực học lùi và thiết kế kết cấu các cụm chịu lực chính cho tổ hợp pháo 152 mm Đ-20 tích hợp trên xe vận tải quân sự bánh lốp. Nghiên cứu giải bài toán thuật phóng trong và bài toán ngược hãm lùi, xác định được lực cản lùi và vận tốc lùi lớn nhất tại góc bắn giới hạn. Từ đó, tính toán thiết kế hệ thống sàn phụ sử dụng thép kết cấu cường độ cao S700MC, bệ dưới dạng hàn ghép từ thép chịu lực XABO-1100 (thay thế bệ đúc nguyên thủy) và hệ thống càng pháo có tích hợp xy lanh thủy lực nâng hạ.

Từ khóa: *152 mm Đ20; hãm lùi; sàn phụ; bệ dưới; càng chống.*

1. Đặt vấn đề

Pháo 152 mm Đ-20 là loại pháo mặt đất cỡ lớn, có uy lực mạnh và tầm bắn xa, hiện vẫn giữ vai trò quan trọng trong hỏa lực chi viện của lực lượng pháo binh. Tuy nhiên, đặc điểm cơ động thấp của pháo xe kéo truyền thống làm hạn chế khả năng triển khai nhanh, chuyển làn hỏa lực và sống còn trên chiến trường hiện đại [2].

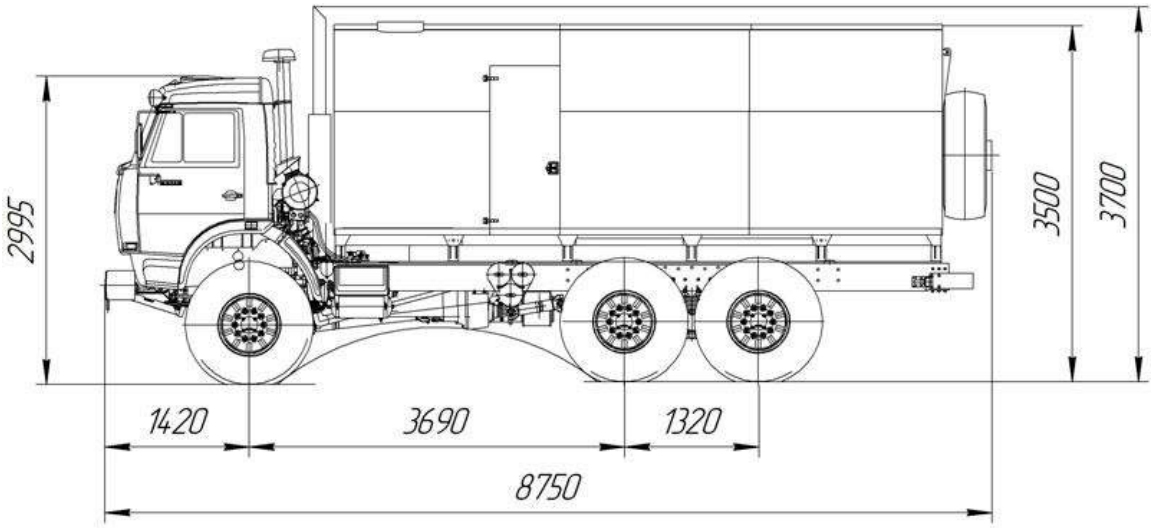
Trong chiến tranh hiện đại, yêu cầu về tính cơ động và khả năng phản ứng nhanh (shoot-and-scoot) là yếu tố sống còn của lực lượng pháo binh. Các loại pháo xe kéo truyền thống như 152 mm Đ-20, tuy có uy lực lớn nhưng bộc lộ hạn chế về thời gian triển khai, thu hồi và khả năng di chuyển trên địa hình phức tạp. Xu hướng chung của công nghiệp quốc phòng thế giới (như hệ thống Caesar của Pháp hay Nora B-52 của Serbia) là tích hợp pháo lên khung gầm xe bánh lốp để tận dụng ưu thế cơ động.

Tuy nhiên, việc đưa một khẩu pháo cỡ nòng lớn lên xe vận tải đặt ra thách thức lớn về bài toán chịu lực. Lực phát bắn của pháo 152 mm là rất lớn, nếu truyền trực tiếp vào khung xe sẽ gây phá hủy kết cấu. Đây là bài toán phức tạp, đòi hỏi kết hợp giữa mô hình động lực học và phương pháp tính toán số. Do đó, nghiên cứu này tập trung giải quyết hai vấn đề cốt lõi: Tính toán chính xác các thông số động lực học khi bắn bằng các công cụ mô phỏng số; Thiết kế hệ thống kết cấu trung gian (sàn phụ, bệ pháo, càng chống) sử dụng vật liệu mới để đảm bảo độ bền và ổn định cho toàn tổ hợp.

2. Phương pháp nghiên cứu và mô hình bài toán

2.1 Lựa chọn phương án và xe cơ sở

Qua khảo sát các dòng xe vận tải quân sự hiện có, nghiên cứu lựa chọn xe cơ sở là KAMAZ-43118 (6 × 6) nhờ tải trọng lớn (10 tấn), khả năng việt dã tốt và phù hợp với điều kiện hậu cần kỹ thuật trong nước [4].



Hình 1. Xe KAMAZ-43118 có thùng

Phương án bố trí được lựa chọn là: Pháo quay về phía đầu xe khi hành quân và khi chiến đấu với góc hướng giới hạn. Hệ thống sử dụng 2 càng rút thủy lực kết hợp bàn đế phía sau để truyền lực trực tiếp xuống đất, giảm thiểu tác động lên giảm xóc và khung xe.

2.2 Cơ sở lý thuyết tính toán động lực học

Để xác định các tải trọng động tác dụng lên hệ thống khung xe làm cơ sở thiết kế các cụm chịu lực, nghiên cứu tiến hành giải quyết hai bài toán cơ bản: Thuật phóng trong và Động lực học máy hãm lùi.

2.2.1 Bài toán thuật phóng trong

Mục đích là xác định quy luật thay đổi áp suất khí thuốc (p) và vận tốc đạn (v) theo thời gian (t) và hành trình trong nòng. Mô hình toán được xây dựng dựa trên các giả thiết cơ bản: Thuốc cháy theo quy luật hình học và quy luật của thuốc phóng được biểu diễn bởi công thức: $u = u_1 p$; thành phần sản phẩm cháy không đổi [5].

Để tính toán thuật phóng trong cần phải có các thông số sau: W_0 (dm^3), S (dm^2), l_d (dm) , q (kG), p_0 (kG/cm^2) , ω (kG), f (kG.dm/kg), α (dm^3/kG), δ (kG/dm^3), $I_k = e_1 / u_1$ ($kG.s/dm^2$), χ , θ

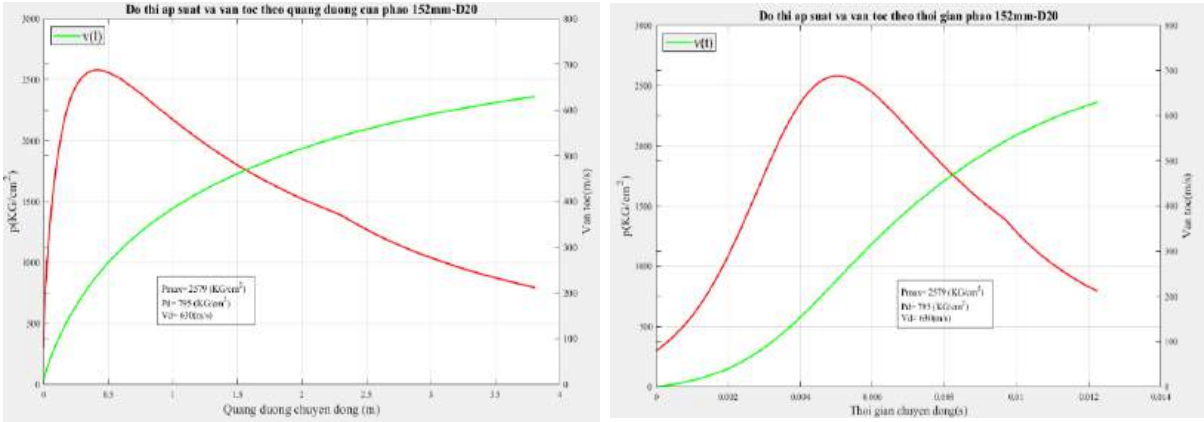
Trong đó ta đã biết các thông số [3]:

- Thể tích buồng đốt: $W_0 = 12{,}144\ dm^3$
- Diện tích tiết diện lòng nòng: $S = 1{,}813\ dm^2$
- Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng: $l_d = 38{,}10$ dm
- Trọng lượng đầu đạn: $q = 43{,}56$ kG
- Gia tốc trọng trường: $g = 9{,}81\ m/s^2$
- Áp suất tống đạn: $p_0 = 300\ kG/cm^2$
- Trọng lượng thuốc phóng: $\omega = 8{,}12$ kG
- Lực thuốc phóng: $f = 960000$ kG.dm/kg
- Lượng cộng tích thuốc phóng: $\alpha = 1{,}0\ dm^3/kG$
- Mật độ thuốc phóng: $\delta = 1{,}6\ kG/dm^3$
- Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc: $I_k = e_1 / u_1 = 1540\ kG.s/dm^2$

- Các đặc trưng hình học của thuốc phóng: $\chi = 1{,}06;\ \theta = 0{,}2$

- Hệ số mũ đoạn nhiệt: $k = 1{,}2$

Hệ phương trình vi phân mô tả quá trình cháy và chuyển động của đạn được giải bằng phương pháp Runge-Kutta trên phần mềm Matlab có kết quả như sau:



Hình 2. Đồ thị áp suất trong lòng nòng và tốc độ của đạn theo thời gian và quãng đường

Như vậy, bắn với liều nguyên thì: $P_{max} = 2579$ kG/cm^2; $V_d = 630$ m/s.

Đánh giá kết quả tính toàn bài toán thuật phóng trong, so sánh với thông số chiến kỹ thuật trong thiết kế pháo ta có sai số của phép tính là:

$$d_v = \frac{|P_{max} - P_0|}{P_0} = \frac{|2579 - 2550|}{2550}.100 = 1{,}14\% < 5\% \qquad (1)$$

Sai số nằm trong giới hạn cho phép, do đó kết quả giải bài toán thuật phóng trong bằng phần mềm Matlab có thể sử dụng để tính toán hãm lùi pháo 152 mm – Đ20.

2.2.2. Bài toán ngược hãm lùi

Nội dung bài toán ngược lùi là dựa trên cơ sở kích thước kết cấu của máy hãm lùi, chủ yếu là những chi tiết tạo ra lực hãm lùi Φ_L, xác định tốc độ lùi V(X) hay V(t), chiều dài lùi λ, quy luật lực cản lùi R(X) và thời gian lùi T_L

Các phương trình vi phân chuyển động của khối lùi [1]:

$$\begin{cases} \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{P_{lg} - R}{M_o} \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \qquad (2)$$

Trong đó:

- P_{lg} là lực phát bắn.

- M_0 là khối lượng khối lùi.

- R là hợp lực cản lùi, được xác định theo công thức:

$$R = \Phi_L + \Pi + R_f - Q_0 \sin\varphi \qquad (3)$$

Với: + $\Phi_L = f(a)V^2$ là lực cản lùi thuỷ lực của máy hãm lùi;

+ $\Pi = \Pi_0 \left(\frac{H_0}{H_0 - X} \right)^n$ là lực máy đẩy lên (kiểu khí nén);

+ H_0 là chiều cao quy đổi của thể tích khí ban đầu;

+ n là chỉ số đa biến;

+ $R_f = Q_0(f \cos\varphi + \nu)$ là hợp lực ma sát.

Các thông số bài toán ngược hãm lùi [3]:

- Khối lượng khối lùi: $M_0 = 2720$ kg
- Hệ số cản dòng của dầu: $k_1 = 1,3$; $k_2 = 5,2$
- Hệ số mũ của chất khí: $k = 1,2$
- Hệ số ma sát trượt: $f_{ms} = 0,2$
- Hệ số ma sát phụ thuộc vào độ nhớt: vms= 0,3
- Đường kính ngoài của ống hãm lùi: D= 125 mm
- Đường kính ngoài của cán hãm lùi: d= 65 mm
- Đường kính trong của cán hãm lùi: $d_1 = 52$ mm
- Đường kính vòng điều tiết: $d_v = 43$ mm
- Số lỗ thoát dầu: n = 6
- Đường kính lỗ thoát dầu: $d_n = 2,2$ mm
- Đường kính piston trong máy đẩy lên: $D_{d1} = 85$ mm
- Đường kính cán piston trong máy đẩy lên: $d_c = 28$ mm
- Thể tích khí ban đầu của máy đẩy lên: $w_0 = 8,4$ dm^3
- Lực đẩy lên ban đầu máy đẩy lên: $\Pi_0 = 3185$ kG
- Khối lượng đầu đạn: q = 43,56 kg
- Thể tích buồng đốt: $W_0 = 12,144$ dm^3
- Hiệu suất loa hãm lùi: 51,4 %

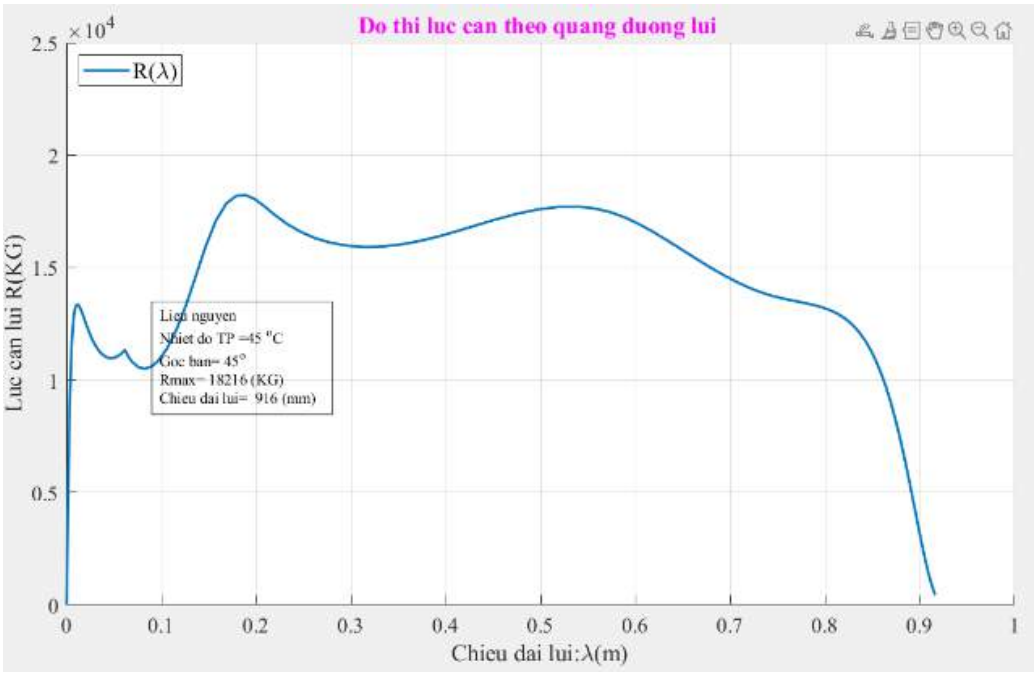
Đường kính cán điều tiết ứng với chiều dài cán điều tiết δ_x và diện tích khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết a_x như bảng 1.

Bảng 1. Đường kính cán điều tiết

Vị trí (mm)	0	50	150	220	456	579	740	860	950
δ_x (mm)	41,5	33,4	35,8	36,6	38,1	39,1	40,2	41,5	42,5
a_x (mm^2)	99,5	575,7	445,4	400	312	251	183	99,5	33,5

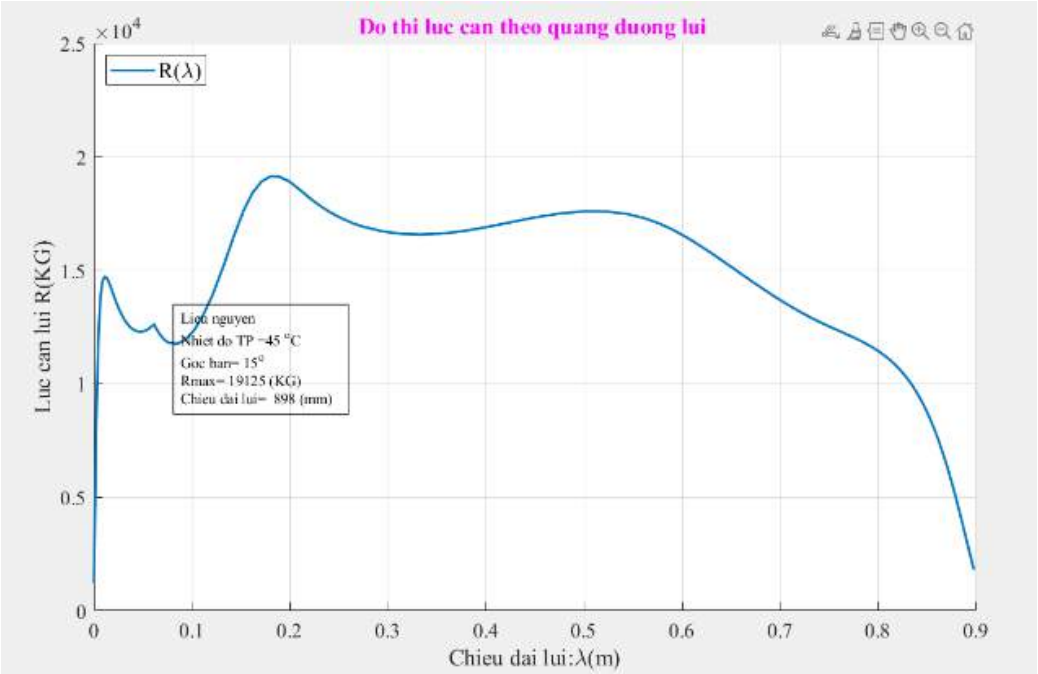
Giải bài toán bằng phần mềm Matlab theo phương pháp Runghe-Kutta ta có kết quả như sau:

Ở góc bắn cao nhất 45°:



Hình 3. Đồ thị lực cản lùi theo quãng đường lùi

Ở góc bắn nhỏ nhất 15°:



Hình 4. Đồ thị lực cản lùi theo quãng đường lùi

Khảo sát tại hai góc bắn giới hạn cho thấy quy luật thay đổi của lực cản lùi (R):

- Tại góc bắn thấp (15°): Lực cản lùi đạt giá trị cực đại R_{max} = 19125 kG. Chiều dài lùi là 898 mm.

- Tại góc bắn cao (45°): Lực cản lùi cực đại R_{max} = 18216 kG. Chiều dài lùi lớn nhất đạt 916 mm

- Vận tốc lùi lớn nhất (V_{max}) dao động khoảng 10,4 m/s

Với kết quả bài toán ngược hãm lùi ở 2 góc bắn thấp nhất và cao nhất cho thấy khi bắn ở góc càng cao thì hợp lực cản lùi càng bé và pháo lùi càng dài. Ta thấy với điều kiện bắn như thế hợp lực cản lùi lớn nhất là 19125 kG ở góc 15° và chiều dài lùi lớn nhất là 916 mm ở góc bắn 45°.

3. Kết quả và thảo luận

3.1 Thảo luận kết quả tính toán và nghiên cứu phương án thiết kế

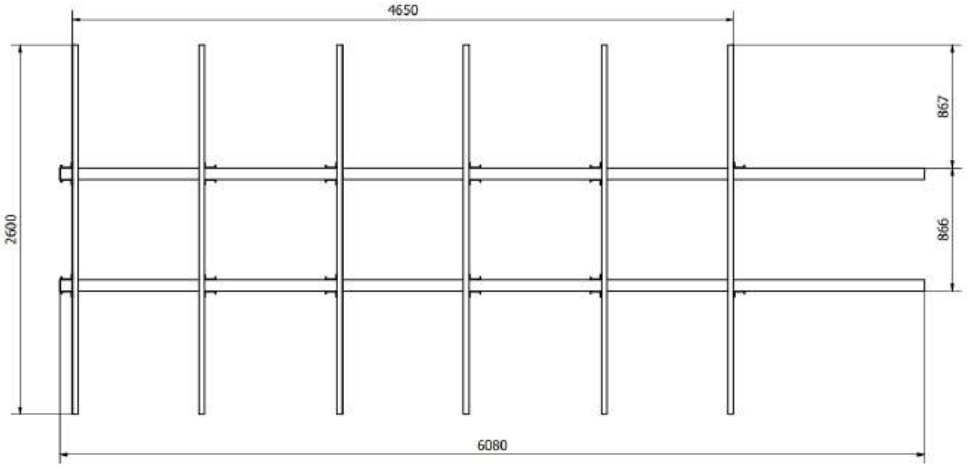
Dựa trên kết quả tính toán được ở phần 2 (R_{max}) để kiểm nghiệm bền và tính ổn định; kết cấu tổ hợp pháo phòng không ZU 23-2 trên xe KAMAZ-43118, tổ hợp pháo 105 mm trên xe URAL-375D đồng thời nghiên cứu một số kết cấu thông thường, từ đó đưa ra các thông số kết cấu chính của các cụm chi tiết mới đảm bảo yêu cầu chiến kỹ thuật chung của tổ hợp pháo. Những kích thước của cụm chi tiết được lấy theo kinh nghiệm từ đặc tính của vật liệu và từ các loại kết cấu của các tổ hợp pháo khác nhau đã được kiểm nghiệm bền thực tế, từ yêu cầu của việc đảm bảo khối lượng toàn bộ của tổ hợp… Trên cơ sở đó ta chọn các kích thước đó làm kích thước thiết kế.

Các thông số kỹ thuật của các bộ phận chính được khảo sát và lấy số liệu tại Viện Kỹ thuật Cơ giới và nhà máy Z133.

3.2. Thiết kế các cụm chịu lực chính

3.2.1. Sàn phụ (Auxiliary platform)

Sàn phụ đóng vai trò liên kết giữa bệ pháo và khung xe (chassis). Do khung xe KAMAZ-43118 chế tạo từ thép C20 dập nóng, chịu lực phức tạp, nên sàn phụ được thiết kế dạng khung hộp chữ nhật gia cường.



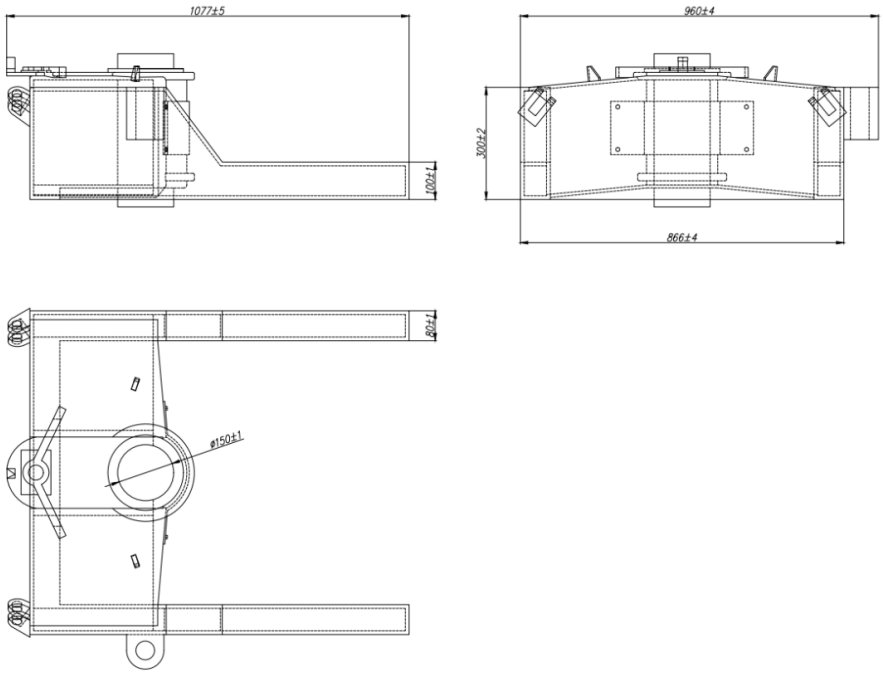
Hình 5. Sàn phụ

- *Vật liệu:* Thép kết cấu cường độ cao S700MC (Perform 700) dày 8 mm.

- *Kết cấu:* Các thanh dọc và ngang được chấn hình hộp chữ nhật kích thước 150×80 mm và 150×40 mm, liên kết bằng bu lông quang treo và bát chống xô để tránh khoan cắt trực tiếp lên khung xe cơ sở.

3.2.2. Bệ dưới (Lower Base)

Bệ dưới nguyên thủy của pháo 152 mm Đ-20 là dạng đúc, nặng và khó tích hợp. Nghiên cứu thiết kế bệ dưới mới dạng hàn.



Hình 6. Bệ dưới cải tiến

- *Vật liệu:* Thép chịu lực XABO-1100 (Đức) với giới hạn bền lên tới 1100 MPa.

- *Kết cấu:* Dạng tấm ghép hàn dày 12 mm, có các gân tăng cứng dày 10 mm tại các vị trí chịu ứng suất tập trung. Thiết kế này giảm khối lượng nhưng vẫn đảm bảo độ cứng vững tương đương bệ đúc.

3.2.3. Càng pháo và hệ thống thủy lực:

Càng pháo được thiết kế mới hoàn toàn, tích hợp chức năng bàn đế.

Qua khảo sát thực tế tại nhà máy Z133 ta có thông số của càng pháo xe kéo như sau:

- *Kết cấu:* Dạng càng gập, sử dụng thép S700MC dày 8 mm.

- *Hệ thống thủy lực:* Sử dụng 02 xy lanh thủy lực đường kính piston 250 mm, áp suất làm việc 153 kG/cm^2, đảm bảo nâng hạ càng và hỗ trợ chịu lực phát bắn.

- *Lưỡi cày:* Diện tích 1 lưỡi cày S = 0,621 . 0,394 = 0,244 m^2.

Điều kiện không dịch chuyển

Ta tính tổng diện tích 2 lưỡi cày theo công thức [1]:

$$\Omega = \frac{R_{max}}{p.cos(\gamma)} \quad (4)$$

Với: Ω: Tổng diện tích các lưỡi cày.

[p]: áp lực riêng của nền đặt bắn (của đất);

[p] = (0,4 – 0,5) MPa – đối với lưỡi cày thông thường.

γ : Góc nghiêng lưỡi cày so với phương thẳng đứng

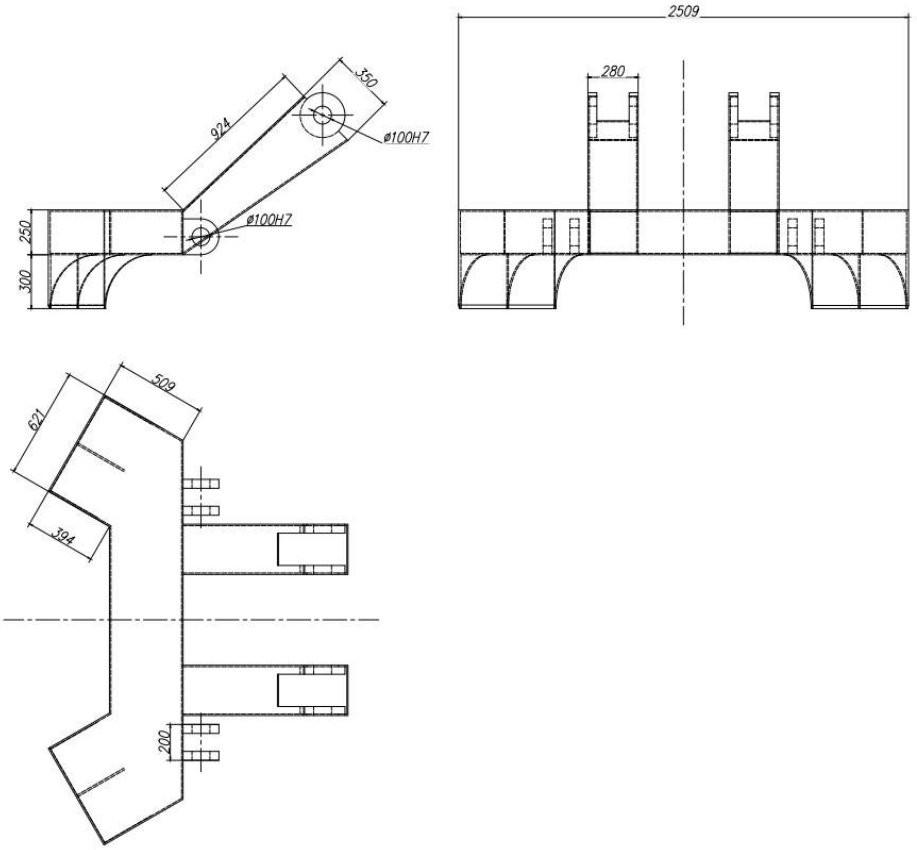
- Theo kết quả tính toán lực cản lùi R, ta có được kết quả tính toán qua 2 chế độ bắn liều nguyên ở góc 45° và 15º, ta thấy rằng lực cản lùi lớn nhất ở góc tầm 15^0 là: R_{max} = 19125 kG.

Từ thiết kế lưỡi cày càng pháo ta có tổng diện tích 2 lưỡi cày càng:

$$\Omega = \frac{R_{max}}{p.cos(\gamma)} = \frac{19125.9,8}{0,5.10^6 cos(15)} = 0,388 \ m^2$$

Vậy để pháo đảm bảo điều kiện không xê dịch khi lùi thì diện tích lưỡi cày mỗi bên phải có diện tích: S ≥ 0,194 m^2

Ta thấy với thiết kế ở trên: S = 0,244 m^2 là hoàn toàn đảm bảo.



Hình 7. Càng pháo cải tiến

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng thành công quy trình tính toán và phương án thiết kế lắp đặt pháo 152 mm Đ-20 lên xe bánh lốp KAMAZ-43118. Việc ứng dụng phần mềm Matlab để giải bài toán động lực học lùi đã cung cấp bộ số liệu chính xác về tải trọng tác dụng. Đặc biệt, giải pháp sử dụng vật liệu thép cường độ cao (S700MC, XABO-1100) cho các kết cấu chịu lực (sàn phụ, bệ dưới) đã giải quyết được bài toán mâu thuẫn giữa việc đảm bảo độ bền chịu lực phát bắn lớn và yêu cầu giảm khối lượng của tổ hợp. Kết quả nghiên cứu chứng minh rằng phương án tự hành hóa pháo 152 mm Đ-20 trên khung gầm bánh lốp là khả thi về mặt động lực học và kết cấu, đồng thời cung cấp bộ số liệu và luận cứ khoa học quan trọng phục vụ cho công tác thiết kế chi tiết, chế tạo và thử nghiệm tổ hợp pháo tự hành trong thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009), *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện KTQS.
2. Khổng Đình Tuy (1997), *Trang bị điển hình vũ khí tổng hợp,* Học viện KTQS.
3. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình, *Số liệu Vũ khí – Đạn,* Học viện KTQS.
4. Vũ Đức Lập (2004), *Sổ tay tra cứu tính năng kỹ thuật ô tô,* Học viện KTQS.
5. Nguyễn Viết Trung (2018), *Báo cáo tổng hợp kết quả nghiên cứu nhiệm vụ NCKH "Khảo sát động lực học cơ sở một số pháo khi lắp trên xe quân sự bánh lốp",* Học viện KTQS.

Research and Design Calculations for the Installation Scheme of the 152 mm D-20 Howitzer on a Wheeled Military Vehicle

Abstract: *During the process of integrating a towed artillery piece onto a motorized vehicle, particularly large-caliber guns, the chassis system is subjected to very high dynamic loads generated by the firing force. This can lead to local deformation or structural failure if appropriate force distribution solutions are not implemented. Accurately determining the variation law of the recoil resistance force serves as a basis for designing intermediate load-bearing assemblies through recoil dynamic analysis, as well as for the structural design of the main load-bearing components of the 152 mm D-20 howitzer integrated onto a wheeled military transport vehicle. The study addresses the internal ballistic problem and the inverse recoil braking problem, thereby determining the recoil resistance force and the maximum recoil velocity at the limiting firing angle. Based on these results, the auxiliary platform system was calculated and designed using high-strength structural steel S700MC; the lower base was fabricated as a welded assembly from high-strength XABO-1100 steel (replacing the original cast base); and the trail system was designed with an integrated hydraulic lifting cylinder.*

Keywords: 152 mm D-20; recoil buffer; firing jack; lower carriage; trails.

Tính toán động lực học hệ thống khí động cơ cấu nạp đạn tự động pháo phòng không 57 mm C60

Trần Trung Hải[1*], Uông Sỹ Quyền[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: tranxoay.hb@gmail.com; Tel: 0339098668

Tóm tắt

Bài báo tiến hành phân tích, tính toán động lực học hệ thống khí động cơ cấu nạp đạn tự động pháo phòng không 57 mm C60 cải tiến, nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu. Hệ thống sử dụng xi lanh khí nén để đẩy và kéo kẹp đạn, cho phép tăng cơ số đạn mỗi lần bắn lên ba kẹp đạn. Qua kết quả tính toán có thể đánh giá được chức năng nạp đạn đáp ứng mục tiêu nạp đạn kịp thời, liên tục cho máy tự động của pháo cũng như khả năng làm việc liên tục của cơ cấu trong chiến đấu.

Từ khóa: *Pháo phòng không 57 mm C60; Nạp đạn tự động; Động lực học.*

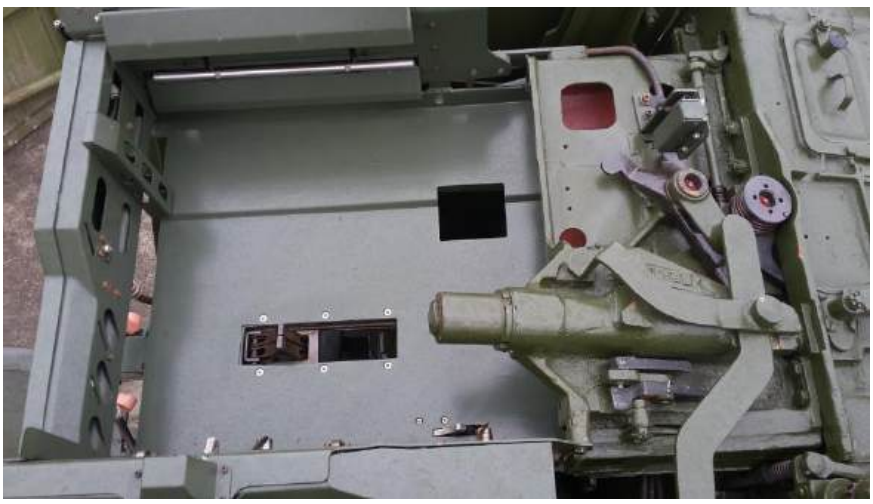
1. Đặt vấn đề

Pháo phòng không 57 mm C60 (Liên Xô) chủ yếu dùng để bắn các mục tiêu di động trên không ở cự li đến 6000 m (khi dùng khí tài ngắm ra đa, máy chỉ huy) và đến 5500 m (khi dùng máy ngắm cơ khí) [1]. Pháo phòng không 57 mm C60 hiện có trong quân đội ta có số lượng tương đối lớn và vẫn là một hỏa lực mạnh của chúng ta. Trước đây, bộ phận tiếp đạn của pháo luôn cần phải có một pháo thủ đứng cạnh, tạo một lực đẩy hai kẹp đạn vào đường tiếp đạn, gây mệt mỏi, tốn nhân lực biên chế mà sức chứa đạn thấp không đáp ứng tối đa khả năng tác chiến của pháo. Hiện nay đã cải tiến máy nạp đạn tự động cho pháo phòng không 57 mm nhằm nâng cơ số đạn một lần bắn lên ba kẹp và không cần phải có pháo thủ ở bên khi tiến hành bắn. Vấn đề đặt ra là phải hiểu rõ đặc điểm cấu tạo, nguyên lý hoạt động, tính toán động lực học của cơ cấu để từ đó tìm ra các giải pháp nhằm tiếp tục cải tiến pháo phòng không 57 mm theo yêu cầu nhiệm vụ.

2. Phân tích động học và tính động lực học cơ cấu nạp đạn khí động của pháo

2.1. Phân tích động học

Hiện nay pháo phòng không 57 mm C60 với hệ thống nạp đạn cải tiến được biên chế tại các Đại đội Pháo phòng không của Quân chủng Phòng không - Không quân với bộ phận nạp đạn tự động có sử dụng xy lanh - khí nén để tiếp đạn [5,6].



Hình 1. Máng đỡ đạn cải tiến mở rộng so với nguyên bản

Máng tiếp đạn được kéo dài thêm 170 mm (Hình 1) so với máng đỡ đạn nguyên bản để đặt được hai kẹp đạn trên máng và thêm khoảng trống chuẩn bị cho kẹp đạn thứ ba rơi xuống. Với máng đạn nguyên bản khi để kẹp thứ ba lên trên, trùng với kẹp thứ hai thì kẹp thứ ba sẽ bị vướng vào ống bọc lò xo nạp đạn, vì vậy phải kéo dài máng đỡ đạn ra một khoảng 170 mm để tránh chạm vào ống.

** Cấu tạo máy nạp đạn tự động*

Máy nạp đạn tự động gồm có 4 thành phần chính:

- Bộ phận đẩy đạn: có nhiệm vụ đẩy liên tục đạn vào máy nạp đạn tự động đồng nhịp với nhịp bắn của pháo.

Cấu tạo gồm có 4 bộ phận: Bàn đỡ đạn, cụm xy lanh móng đẩy đạn, cụm móng chặn đạn và van điện từ.



Hình 2. Cụm xy lanh móng đẩy đạn gắn phía dưới bàn nạp đạn



Hình 3. Cụm xy lanh móng kéo đạn và các cơ cấu dẫn hướng khác

- Bộ phận kéo đạn: có nhiệm vụ kéo kẹp đạn từ giá đỡ xuống máng đỡ đạn khi phần đẩy đạn đưa được hết một kẹp đạn vào đường tống đạn. Sau khi kéo kẹp đạn từ giá đỡ xuống máng đỡ đạn, giá đỡ đạn lại sẵn sàng cho pháo thủ đặt tiếp một kẹp đạn lên. Toàn bộ phần đẩy và phần kéo đạn được điều khiển bởi hộp điều khiển trung tâm.

Cấu tạo gồm có 6 bộ phận: giá đỡ đầu đạn; giá đỡ đuôi đạn; cụm xy lanh móng kéo kẹp đạn; cụm móng giữ kẹp đạn và vòng bi dẫn hướng; giá liên kết giữa giá đỡ đầu đạn và giá đỡ đuôi đạn; van điện từ.

- Hệ thống điều khiển: có nhiệm vụ thu nhận tín hiệu từ các cảm biến (cảm biến quang và cảm biến từ) truyền về, tính toán rồi đưa ra các lệnh điều khiển các van điện từ mở/ đóng khí vào xi lanh đẩy đạn theo nhịp bắn. Ra lệnh điều khiển van điện từ mở/ đóng khí vào xi lanh mở lẫy cam đỡ đạn, xi lanh kéo, để kéo kẹp đạn thứ ba từ trên giá xuống máng đỡ đạn. Hộp điều khiển trung tâm được bố trí nằm trong hộp hạn chế góc cấm bắn.

- Hệ thống khí nén: có nhiệm vụ cung cấp khí cho xi lanh đẩy, xi lanh kéo, xi lanh mở lẫy cam đỡ đạn làm việc kịp thời theo lệnh của hộp điều khiển trung tâm.

Các hoạt động đẩy đạn, kéo đạn, đều được tự động đồng nhịp với nhịp bắn của của pháo, nhờ các cảm biến truyền tín hiệu về hộp điều khiển trung tâm.

** Hoạt động chung của máy nạp đạn*

Khi nạp đạn chuẩn bị chiến đấu, vị trí kẹp đạn thứ nhất giống như máy nạp đạn chưa cải tiến (viên đạn đầu tiên nằm trên đường tống đạn). Kẹp đạn thứ hai nằm trên bàn đỡ đạn cải tiến, được móng đẩy đạn và móng chặn đạn giữ tì sát kẹp đạn thứ nhất. Kẹp đạn thứ ba nằm trên giá đỡ đạn được bốn lẫy (cam) của giá đỡ đầu đạn và giá đỡ đuôi đạn giữ. Lúc này:

- Cảm biến từ không đối diện với mấu dài của cần ba chạc (báo về hộp điều khiển trung tâm là "không có vật thể").

- Cảm biến quang trên đối diện với kẹp đạn trên (báo về hộp điều khiển trung tâm là có kẹp đạn trên).

- Cảm biến quang dưới đối diện với kẹp đạn dưới (báo về hộp điều khiển trung tâm là có kẹp đạn dưới).

Khi pháo bắn, áp lực khí thuốc đẩy lùi khối lùi, bản hãm nòng tác động vào cần mở tự động, làm cần mở tự động quay, đẩy bàn đẩy đạn ra ngoài, ép lò xo đẩy đạn lại, móng đẩy đạn lướt qua viên đạn ra ngoài, chuẩn bị đẩy viên đạn tiếp theo vào đường tống đạn. Lúc này, mấu dài của cần ba chạc đối diện với cảm biến từ (cảm biến từ phát hiện "**có**" vật thể).

Sau khi khối lùi lùi hết, lò xo bộ phận đẩy lên giãn ra, đẩy khối lùi về vị trí ban đầu, khi đẩy lên gần hết (cách vị trí ban đầu 30mm) vòng đỡ thân pháo ép vào cần ép, mở khóa bàn đẩy đạn, lò xo đẩy đạn giãn ra, đẩy bàn đẩy đạn vào, móng đẩy đạn đẩy viên đạn tiếp theo vào đường tống đạn, hất vỏ đạn ra ngoài. Cần ba chạc quay, mấu dài cần lệch khỏi cảm biến từ và cảm biến từ phát hiện là "**mất**" vật thể.

Hai trạng thái "**có**" và "**mất**" vật thể được truyền về hộp điều khiển trung tâm. Hộp điều khiển trung tâm nhận tín hiệu từ bộ cảm biến từ, cảm biến quang trên, cảm biến quang dưới để xử lý và điều khiển cho van đóng mở khí nén vào các xi lanh đẩy đạn, xi lanh kéo đạn, xi lanh đóng mở lẫy cam đỡ đạn theo nguyên tắc:

- Mở van cho khí nén vào xi lanh đẩy đạn để đẩy kẹp đạn khi:

+ Cảm biến quang kẹp đạn dưới báo "**có**";

+ Cảm biến từ chuyển từ "**có**" sang "**mất**".

- Mở van cho khí nén vào xi lanh kéo đạn để kéo kẹp đạn trên giá xuống máng đỡ đạn khi:

+ Cảm biến quang kẹp đạn dưới **"mất"**;

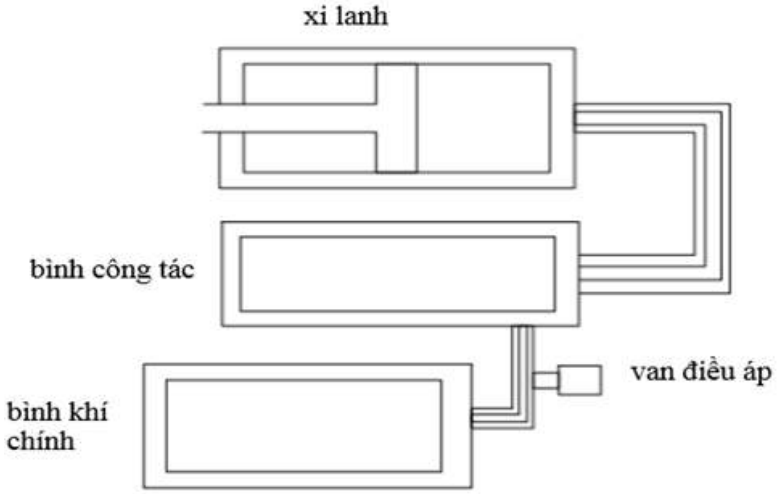
+ Cảm biến quang kẹp đạn trên **"có"**;

+ Cảm biến từ chuyển từ **"có"** sang **"mất"**.

Khi bắn xong viên đạn thứ ba, tại thời điểm đẩy viên đạn thứ tư vào đường tống đạn, cảm biến từ chuyển từ **"có"** sang **"mất"** thì hộp điều khiển trung tâm ra lệnh mở van cho khí nén vào xi lanh mở cam đỡ đạn, qua cơ cấu thanh truyền giải phóng cam cho kẹp đạn trên rơi xuống, đồng thời lệnh mở van cho khí nén vào xi lanh kép để kéo kẹp đạn trên rơi xuống.

Sau mỗi phát bắn, cần đẩy đạn chuyển động ra ngoài vào trong được một chu kỳ, cảm biến từ đếm chính xác nhịp bắn của pháo thông qua mấu dài của cần ba chạc mở, truyền về hộp điều khiển trung tâm. Hộp điều khiển trung tâm lệnh cho van mở khí nén vào xi lanh đẩy, để đẩy đạn vào đồng nhịp với tốc độ bắn đạn của pháo, cứ như vậy đảm bảo cho pháo bắn được liên thanh cho tới khi hết đạn hoặc dừng đạp cò.

2.2. Xây dựng mô hình tính toán



Hình 4. Sơ đồ chảy khí từ bình chính sang bình công tác và xi lanh

Mô hình tính toán buồng khí chia làm 2 giai đoạn:

- Giai đoạn 1: chảy khí từ bình chính sang bình công tác dựa trên cơ sở bài toán chảy khí từ hai bình cứng.

- Giai đoạn 2: chảy khí từ bình công tác sang xi lanh dựa trên cơ sở bài toán nhiệt động [3,7].

2.2.1. Giai đoạn 1

Dựa trên cơ sở lý thuyết về bài toán chảy khí từ hai bình cứng tuyệt đối, ta cần xác định giá trị áp suất và nhiệt độ chất khí chảy trong chúng. Ta có:

- Phương trình bảo toàn khối lượng:

$$\omega_{01} + \omega_{02} = \omega_1 + \omega_2 \quad (1)$$

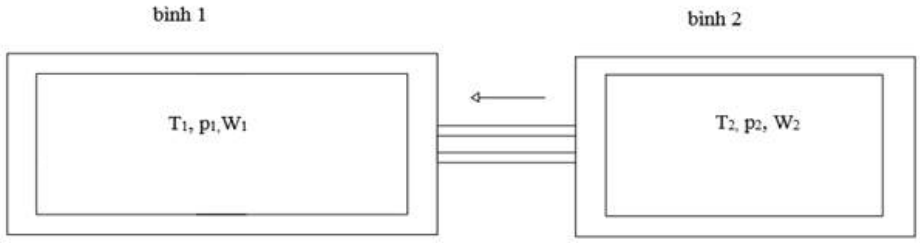
- Phương trình cân bằng nhiệt:

$$T_{01} + \varepsilon T_{02} = (1+\varepsilon\eta)T_1 + \varepsilon(1-\eta)T_2 \quad (2)$$

Từ đó ta tìm được nhiệt độ của 2 bình:

$$T_1 = \frac{T_{01} + \varepsilon T_{02}\left[1-(1-\eta)^k\right]}{1+\varepsilon\eta} \quad (3)$$

$$T_2 = T_{01}(1-\eta)^{k-1} \quad (4)$$



Hình 5. Sơ đồ chảy khí từ 2 bình cứng tuyệt đối

Khi chảy khí từ bình chính sang bình phụ sẽ làm cho nhiệt độ trong cả 2 bình tăng lên, đặc biệt làm thay đổi nhiệt độ trong bình khí phụ trực tiếp cung cấp khí cho xi lanh. Nó trực tiếp ảnh hưởng đến quá trình tính toán nhiệt động của giai đoạn. Khi hai bình bằng áp suất với nhau, lượng khí bình chính mất đi sẽ được xác định theo phương trình trạng thái khí với áp suất trong bình là 4000 kG/dm^2. Thể tích khí trong bình chứa là 13 dm^2.

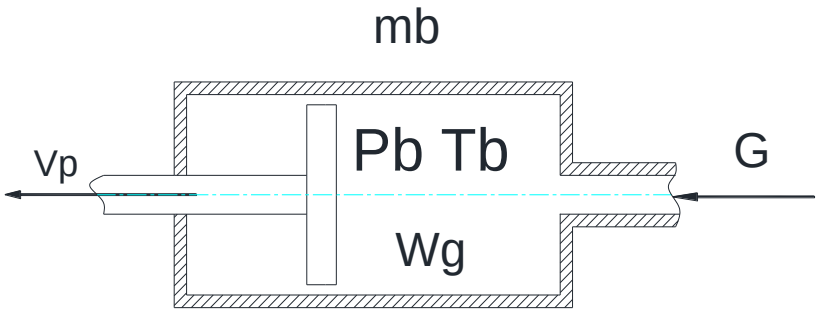
Khi áp suất của bình khí đạt áp suất 4000 kG/dm^2, nhiệt độ của bình có thay đổi so với nhiệt độ ban đầu, nhưng nó không đáng kể. Trọng lượng khí còn lại trong bình là:

$$O_{mbconlai} = \frac{p.W_{khi}}{T_{khi}.R} = \frac{4000.13}{300.340} = 0{,}05 \text{ (kG)} \quad (5)$$

Như vậy lượng khí được sử dụng cho đến khi thay bình mới là:

$$\Delta O_{khi} = 1{,}27 - 0{,}05 = 1{,}22 \text{ (kG)} \quad (6)$$

2.2.2. Giai đoạn 2



Hình 6. Sơ đồ chảy khí sang xi lanh công tác

Pittong chuyển động trong xi lanh do tác dụng của áp lực khí và lực cản của cơ cấu tiếp đạn của pháo. Trong quá trình làm việc, khí thoát ra ngoài môi trường một phần qua khe hở giữa pittong và xi lanh, phần chủ yếu ở cuối quá trình chuyển động của pittong. Từ đặc điểm trên ta đưa ra các hệ phương trình mô tả chuyển động của nó.

- Phương trình biến thiên thể tích công tác xi lanh:

$$\frac{dW_b}{dt} = S_p.V_p \tag{7}$$

- Phương trình biến thiên áp suất khí trong xi lanh:

$$W_b \frac{dP_b}{dt} = \left[G_\Phi.R.k.T_K - G_\Delta.R.k.T_P - K_{tb}.P_b - k.P_b.S_P.V_P\right] \tag{8}$$

- Phương trình biến thiên trọng lượng khí trong xi lanh:

$$\frac{d\omega_b}{dt} = G_\Phi - G_\Delta \tag{9}$$

- Phương trình vi phân chuyển động của khối pittong:

$$\frac{dV_p}{dt} = \frac{S_p.P_b - F_c}{m_\Sigma} \tag{10}$$

$$\frac{dX_p}{dt} = V_b \tag{11}$$

2.3. Giải hệ phương trình vi phân

2.3.1. Số liệu ban đầu

Bảng 1. Các thông số chung của các xi lanh

TT	Tên các thông số	Thứ nguyên	Ký hiệu	Trị số
1	Chỉ số đoạn nhiệt		k	1.25
2	Hệ số lưu lượng vào		μ_1	0.4
3	Hệ số lưu lượng ra		μ_2	0.61
4	Đương lượng cơ nhiệt	kG.dm/kcal	A	4270
5	Độ nhớt động học		ν_T	0.7
6	Hằng số của hệ số truyền nhiệt		σ_T	0.9
7	Hằng số khí	kG.dm/kG.k	R	340
8	Áp suất của bình phụ	kG/dm^2	Pa	4000
9	Thể tích bình phụ	dm^3	W_{khi}	0.4
10	Trọng lượng bình khí phụ	kG	O_{khi}	0.013
11	Chiều dài ống dẫn khí	dm	l	5

Bảng 2. Các thông số riêng của ba xi lanh

TT	Tên tham số	Thứ nguyên	Ký hiệu	Xi lanh đẩy đạn	Xi lanh kéo đạn	Xi lanh mở khóa
1	Đường kính piston	dm	Db	0.4	0.25	0.16
2	Đường kính khe hở	dm	dkhe	0.005	0.005	0.005
3	Diện tích tiếp xúc ban đầu	dm^2	Fob	0.51	0.19	0.1
4	Đường kính lỗ trích khí	dm	d_Φ	0.03	0.03	0.03
5	Thể tích khí ban đầu trong xi lanh	dm^3	W_0	0.05	0.012	0.008
6	Lực cản chuyển động	kG	Fc	12.6	12.4	6.7
7	Hành trình của piston	Dm	X_P	1.25	1	0.75

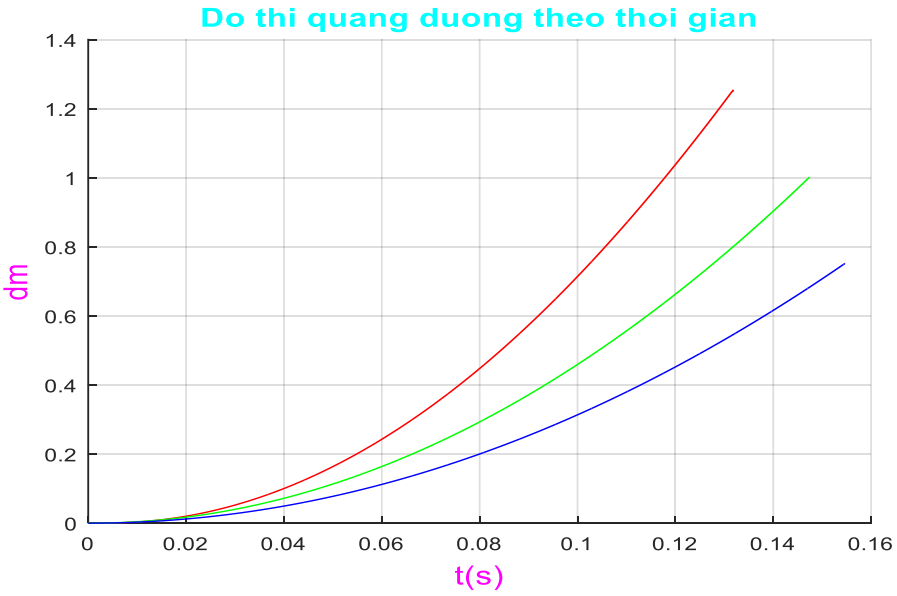
2.3.2. Kết quả tính toán

Bảng 3. Kết quả tính toán với các xi lanh

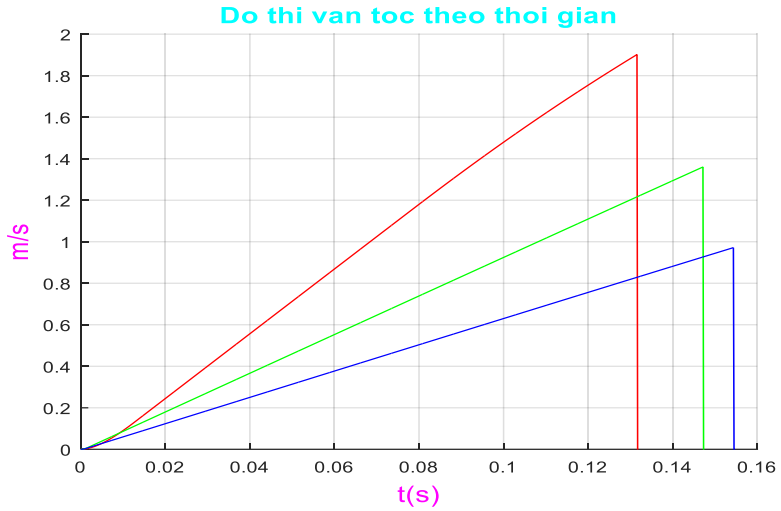
TT	Tên thông số	Xi lanh đẩy đạn	Xi lanh kéo đạn	Xi lanh mở khóa
1	Áp suất bình khí (kG/dm^2)	3767	3851	3927
2	Thời gian chuyển động (s)	0.132	0.147	0.154
3	Lượng khí tiêu hao trong 1 lần đẩy (kG)	$4.53x10^{-3}$	$0.8x10^{-3}$	$0.74x10^{-3}$

Tổng lượng khí tiêu hao trong chu kì đẩy đạn khoảng 0.01214 (kG)

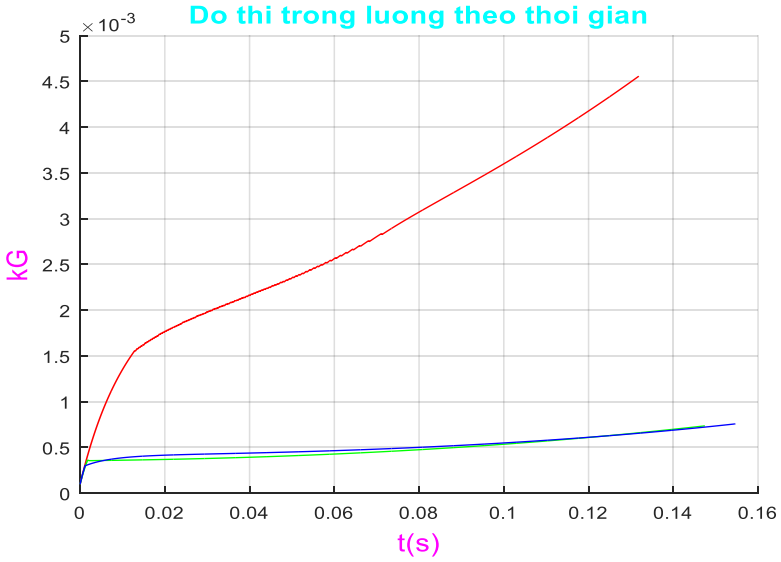
Các đặc trưng động lực học của quá trình nạp đạn được biểu diễn qua các đồ thị sau:



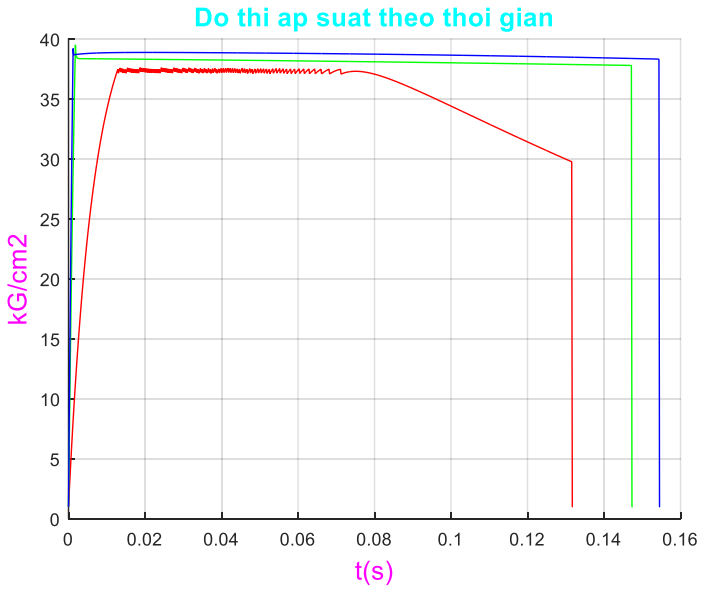
Hình 7. Đồ thị dịch chuyển của pittong theo thời gian



Hình 8. Đồ thị vận tốc của pittong theo thời gian



Hình 9. Đồ thị trọng lượng khí theo thời gian



Hình 10. Đồ thị áp suất của buồng khí xi lanh đẩy

Công thức tính số lần nạp khí của bình:

$$N = \frac{\Delta Okhi}{Omb} \tag{11}$$

Với N là số lần nạp khí (lần)

O_{mb} là lượng khí tiêu hao trong 1 lần nạp đạn (kG)

O_{khi} là lượng khí trong bình (kG)

Từ kết quả trên đồ thị, thay số vào ta tính được:

$$N = \frac{1,22}{0,01214} = 100,5 \approx 101 \tag{12}$$

Quá trình tính toán thực ra tương tự như khi giải bài toán nhiệt động buồng khí và vi phân chuyển động, lực tác dụng lên kẹp đạn thay vì lực tay của pháo thủ được thay bởi lực tạo ra do khí nén từ bình khí chảy vào xi lanh của bộ phận nạp đạn tác dụng lên pittong của bộ phận nạp đạn tự động [3].

Theo Giáo trình Pháo phòng không 57 mm, ta có chu kì máy tự động của pháo là 0,51 s thời gian tiếp đạn là 0,12 s. Thời gian làm việc cơ cấu đẩy đạn phải nhỏ hơn 0,38 s. Qua tính toán tổng thời gian của một chu kỳ đẩy là 0,279 s phù hợp với chu kỳ của máy tự động [2,4].

3. Kết luận

Kết quả tính toán chỉ ra rằng:

- Tốc độ và dịch chuyển của piston đảm bảo yêu cầu cho việc tiếp đạn tin cậy, nhưng vẫn còn xảy ra va chạm tại cuối mỗi hành trình đẩy hoặc thu. Thời gian nạp đạn nhỏ, đảm bảo yêu cầu sẵn sàng chiến đấu.

- Đối với các đơn vị hiện đang sử dụng hệ thống nạp đạn tự động, thì cứ sử dụng được 90 chu kỳ nạp đạn là phải tiến hành thay bình mới. Việc tính toán lý thuyết có sai lệch với điều kiện thực tế. Việc thay vào bình sớm hơn đảm bảo cho máy tự động hoạt động bình thường trong một số điều kiện bất lợi không kể đến trong quá trình tính toán.

Tài liệu tham khảo

1. Phan Nguyên Thiệu, Khổng Đình Tuy, Nguyễn Trường Sinh, Trương Tư Hiếu (1997), *Trang bị điển hình vũ khí tổng hợp (phần IV)*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Phạm Huy Chương (1998), *Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*, Học viện kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
3. Phạm Huy Chương (2002), *Động lực học vũ khí tự động*, Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
4. Phạm Huy Chương (2014), *Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*, Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
5. Vương Thái Vũ (2015), *Tài liệu tập huấn máy nạp đạn tự động pháo phòng không 57mm*, Cục kỹ thuật Phòng không - Không quân, Hà Nội.
6. Nguyễn Tuấn Dũng (2019), *Tính toán hệ thống dẫn động cho máy nạp đạn tự động của pháo phòng không 57mm C60*, Đồ án tốt nghiệp, Học viện kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
7. Trịnh Chất, Lê Văn Uyển, *Tính toán thiết kế hệ dẫn động cơ khí (Tập 1, 2)*, Nhà xuất bản Giáo dục, Hà Nội.

Dynamic analysis of the pneumatic system of the automatic loading mechanism of the 57 mm C-60 anti-aircraft gun

Abstract: *This study conducts a computational assessment of the pneumatic system integrated into the upgraded automatic loading mechanism of the 57 mm C60 anti-aircraft gun. The analysis focuses on determining whether the ammunition feeding process satisfies the operational requirement for timely and uninterrupted supply to the gun's automatic firing system, while simultaneously evaluating the mechanism's capability to maintain continuous functionality under combat-relevant working conditions. The results provide a technical basis for further optimization of reliability and sustained loading performance in modernized anti-aircraft artillery systems.*

Keywords: 57 mm C60 anti-aircraft gun; automatic ammunition loading mechanism; loading system dynamics.

Nghiên cứu thay thế liều phóng cho động cơ tên lửa phòng không vác vai IGLA theo điều kiện Việt Nam

Trần Văn Hào[1*], Bùi Trọng Tuấn[2], Nguyễn Việt Trung[3], Võ Văn Biên[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[3]Trung tâm Huấn luyện 125 Vĩnh Phúc, Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: tranhaonhatle@gmail.com, Tell: 0358953003*

Tóm tắt

Bài báo trình bày một cơ sở khoa học để tiến hành thay thế liều thuốc phóng cho động cơ phóng của tên lửa IGLA theo điều kiện công nghệ trong nước. Các bước thực hiện được tiến hành một cách logic và phù hợp với khả năng hiện có của nền công nghiệp quốc phòng. Bài báo đã phân tích và lựa chọn thuốc phóng balistit làm thuốc phóng thay thế đồng thời đề xuất phương án thiết kế liều phóng hợp lý nhằm đảm bảo các yêu cầu đề ra đối với động cơ phóng của tên lửa IGLA. Các thông số về khối lượng, kích thước, bề dày cháy của liều thuốc phóng được tính toán nhằm đáp ứng điều kiện bố trí trong buồng đốt và đảm bảo được yêu cầu về các thông số thuật phóng theo phiên bản gốc. Kết quả thu được từ nghiên cứu này là cơ sở khoa học giúp cho việc nội địa hoá các loại liều phóng và hỗ trợ làm chủ công nghệ thiết kế động cơ tên lửa trong nước.

Từ khóa: *Thuốc phóng balistit; Động cơ tên lửa; Tên lửa phòng không tầm thấp IGLA.*

1. Đặt vấn đề

Tên lửa phòng không vác vai IGLA là khí tài quan trọng trong hệ thống phòng không tầm thấp của Quân đội ta [1]. Tuy nhiên, các tài liệu thiết kế động cơ phóng và liều phóng của loại tên lửa này không được chuyển giao đầy đủ, trong khi yêu cầu tự chủ về bảo đảm kỹ thuật và sản xuất trong nước ngày càng cấp thiết.

Vì vậy, việc nghiên cứu thay thế liều phóng cho động cơ phóng theo điều kiện công nghệ trong nước là nhiệm vụ cần thiết nhằm duy trì khả năng khai thác và tiến tới làm chủ thiết kế động cơ phóng.

Để thực hiện mục tiêu đó, cần xây dựng mô hình tính toán thuật phóng trong, giải hệ phương trình mô tả quá trình cháy, phụt khí, đánh giá các đặc trưng áp suất, lực đẩy, thời gian cháy, đồng thời lựa chọn loại thuốc phóng và kết cấu liều phóng phù hợp.

Kết quả nghiên cứu tạo cơ sở khoa học cho việc thay thế liều phóng và phục vụ định hướng làm chủ công nghệ động cơ tên lửa nhiên liệu rắn trong điều kiện Việt Nam.

2. Tính toán thuật phóng trong cho động cơ tên lửa IGLA

2.1. Hệ phương trình giải bài toán cơ bản thuật phóng trong ĐTR

Hệ phương trình vi phân mô tả các quá trình xảy ra trong buồng đốt của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn được trình bày chi tiết trong các tài liệu [2, 3]. Quá trình này gồm hai giai đoạn:

Giai đoạn 1 được tính từ thời điểm thuốc phóng cháy đến thời điểm thuốc phóng cháy hết, giai đoạn 2 là giai đoạn phụt khí tự do.

Hệ phương trình trong thời gian từ thời điểm thuốc phóng cháy đến thời điểm thuốc phóng cháy hết $t = \left[0, t_k\right]$:

$$\begin{cases} \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{Su\rho_T}{\omega_T} \\ \dfrac{d\chi_n}{dt} = \dfrac{ab}{(1+b\psi)^2}\dfrac{d\psi}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}[(\varphi_2 K_{0(k)} F_{th}\sqrt{\chi_n f_0} + Su - V\chi_1)p - Su\chi_n f_0\rho_T] \end{cases} \quad (1)$$

Hệ phương trình trong giai đoạn phụt khí tự do:

$$\begin{cases} \dfrac{p}{p_k} = \left(1+Bt\right)^{-\frac{2k}{k-1}} \\ \dfrac{T}{T_k} = \left(1+Bt\right)^{-2} \\ \dfrac{v}{v_k} = \left(1+Bt\right)^{\frac{2}{k-1}} \\ \dfrac{\rho}{\rho_k} = \left(1+Bt\right)^{-\frac{2}{k-1}} \end{cases} \quad (2)$$

Trên cơ sở quy luật thay đổi của áp suất theo thời gian $p(t)$ sẽ xác định được quy luật thay đổi lực đẩy $P(t)$ và tốc độ chuyển động của dòng khí W_a tại cửa ra của loa phụt.

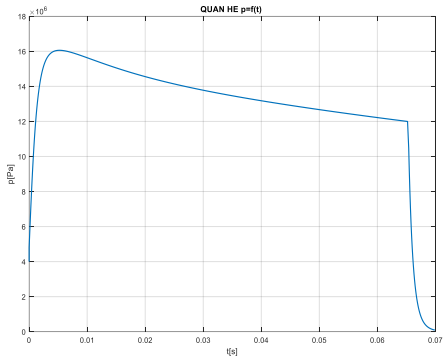
2.2. Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của tên lửa Igla

Để giải được hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của động cơ phóng của tên lửa Igla chúng ta cần phải xác định được các tham số đầu vào. Các tham số này có thể được lấy từ tài liệu kỹ thuật hoặc đo trực tiếp từ động cơ mẫu. Do số lượng tham số đầu vào lớn, một số tham số cơ bản được trình bày trong bảng 1.

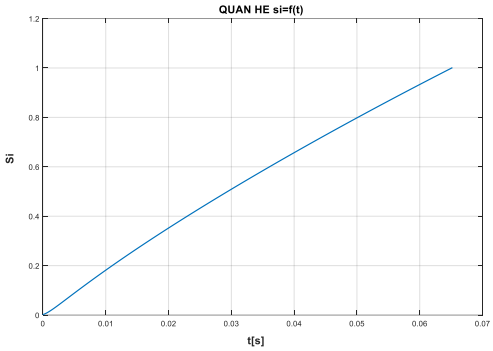
Bảng 1. Thông số đầu vào

Thông số	**Giá trị**	**Đơn vị**
Đường kính trong của buồng đốt	$63{,}5\cdot10^{-3}$	m
Chiều dài buồng đốt	$64\cdot10^{-3}$	m
Đường kính tiết diện tới hạn	$7{,}1\cdot10^{-3}$	m
Số loa phụt	6	-
Chiều dài thuốc phóng	$39\cdot10^{-3}$	m
Đường kính ngoài của thuốc phóng	$63\cdot10^{-3}$	m
Đường kính trong của thuốc phóng	$15{,}5\cdot10^{-3}$	m
Bề dày thuốc phóng	$2{,}8\cdot10^{-3}$	m
Mật độ thuốc phóng	1600	kg/m^3
Lực thuốc phóng đẳng áp	850000	J/kg
Hệ số tổn thất lưu lượng	0,98	-
Chỉ số mũ đoạn nhiệt	1,25	-

Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của động cơ phóng tên lửa Igla được giải bằng phương pháp tích phân số bằng phần mềm Matlab. Một số kết quả điển hình được thể hiện trong hình 1 và 2.



Hình 1. Đồ thị áp suất theo thời gian p(t)



Hình 2. Quy luật thay đổi tốc độ sinh khí

3. Lựa chọn loại thuốc phóng và các phương án kết cấu của liều phóng

3.1. Một số yêu cầu đối với thuốc phóng thay thế

Khi nghiên cứu thay thế liều thuốc phóng cho tên lửa IGLA đã có các tính năng chiến kỹ thuật thì liều thuốc phóng mới cần phải đảm bảo các yêu cầu cơ bản sau:

- Đảm bảo quy luật thay đổi của lực đẩy và áp suất theo thời gian, khi đó sẽ đáp ứng:

+ Tạo ra cho tên lửa sơ tốc v_0 = 29 ÷ 31 m/s để đảm bảo cho nó không bị gục trước miệng ống phóng;

+ Buồng đốt bền khi động cơ phóng làm việc, bền thân đạn … đảm bảo thực hiện đúng ý đồ chiến kỹ thuật;

+ Ngòi hoạt động một cách tin cậy trên đường bay và khi chạm mục tiêu, tránh hiện tượng nổ sớm hay không hoạt động của ngòi;

+ Thuốc phóng cháy hết trước khi tên lửa rời ống phóng trong phạm vi nhiệt độ khai thác (T_{bd} = -40 ÷ +40 ^oC) để đảm bảo an toàn cho xạ thủ: $t_c < t$.

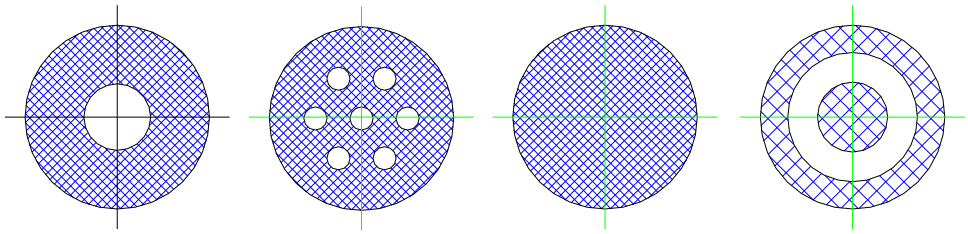
- Đảm bảo yêu cầu độ tản mát sơ tốc;

- Đảm bảo tính công nghệ khi chế tạo liều phóng mới;

- Đảm bảo tính kinh tế trong sản xuất, hình dạng đơn giản dễ chế tạo. Loại thuốc phóng đã được sản xuất trong nước và phù hợp với điều kiện khí hậu Việt Nam.

3.2. Khảo sát một số loại thuốc phóng sản xuất tại Việt Nam

Hiện nay, ở Việt Nam đã có nhà máy sản xuất thuốc phóng được định hình với các hình dạng và kích thước khác nhau như (hình 3): thuốc phóng hình dải, hình cầu, hình ống nhằm đáp ứng tốt cho việc chế tạo hoặc thay thế mới liều phóng của đạn cối, đạn pháo và một số liều thuốc phóng cho động cơ tên lửa ở trong nước.



Hình 3. Các hình dạng của liều thuốc phóng

Các đặc trưng thành phần, lý hoá và thuật phóng của một số loại thuốc phóng được thể hiện trong bảng 2 dưới đây:

Bảng 2. Thành phần, lý hóa và thuật phóng của một số loại thuốc phóng [4]

TT	Thành phần	Đơn vị	Loại thuốc phóng					
			NBL	NDT-2	NDT-3	NDT-4	RSI-12M	PSG-2
1	Nitrôxenlulô	%	58,5±0,9	56,0±1,0	56,0±1,0	56,0±1,0	56,0±1,0	56,0±1,0
2	Nitrrôglyxerin	%	40±0,9	25,0±0,7	26,5±0,9	28,0±0,9	26,7±0,7	29,3±1,0
3	Đinitrôtuluen	%	-	9,0±1,0	9,0±1,0	9,0±1,0	10,5±1,0	10,0±1,0
4	Đibutylphtalat	%	-	6,0±0,7	4,5±0,7	3,0±0,7	-	-
5	Xentralit	%	>0,8	3,0±0,5	3,0±0,5	3,0±0,5	3,0±0,3	3,0±0,3
6	Vzolin	%	≤0,5	1,0±0,4	1,0±0,4	1,0±0,4	1,2±0,4	1,3±0,4
7	Oxit chì	%	-	-	-	-	0,9±0,3	-
8	Phtalát chì	%	-	-	-	-	-	0,9±0,25
9	Cacbonat Canxi	%	-	-	-	-	1,7±0,3	-
10	Grafit	%	-	-	-	-	-	0,5±0,25
11	Ẩm	%	≥0,7	≤0,7	≥0,7	≤0,7	≤0,7	≤0,7
12	Mật độ	g/cm^3	-	≥1,54	≤0,154	≤1,54	≥1,57	≥1,57
13	Nhiệt lượng	Kcal/kg	1180±20	710±10	765±10	820±10	850±8	850±8

3.3. Đề xuất phương án thay thế liều phóng

a. Lựa chọn loại thuốc phóng và kết cấu liều phóng

Từ khảo sát thuốc phóng, chúng ta tiến hành khảo sát đối với thuốc phóng RSI-12M làm nhiên liệu thay thế cho động cơ phóng tên lửa Igla. Đây là loại thuốc phóng dựa trên nền thuốc phóng balistic có những ưu điểm sau:

- Các thành phần thuốc phóng phù hợp để sử dụng đối với động cơ tên lửa.
- Quy trình công nghệ chế tạo liều phóng ở trong nước.
- Bảo đảm nguồn vật liệu trong nước và giá thành rẻ.

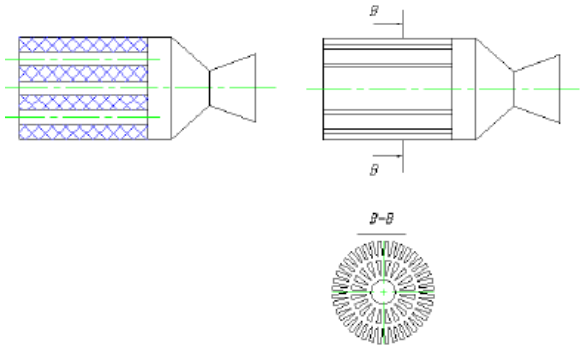
Các đặng trưng thuật phóng của thuốc phóng RSI-12M được trình bày trong bảng 3

Bảng 3. Đặc trưng thuật phóng thuốc phóng RSI – 12M [4]

TT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Mật độ thuốc phóng	ρ_T	1600	kg/m^3
2	Lực thuốc phóng	f_0	1040000	J/kg
3	Xung lượng đơn vị của lực đẩy	I_1	2200	*N.s/kg*
4	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k	1,25	
5	Hệ số tốc độ cháy đơn vị	u_1	0,2282x10^{-6}	*m/s*
6	Chỉ số mũ ν	ν	0,71	
7	Hệ số k_T	k_t	0,011	*1/K*

Để đảm bảo thuốc phóng của động cơ phóng cháy hết trước khi tên lửa rời khỏi ống phóng, về mặt nguyên tắc cần phải lựa chọn áp suất làm việc trong động cơ có giá trị lớn, thuốc

phóng có tốc độ cháy lớn, sự diễn ra trên tất cả các bề mặt (không hạn chế từ bất kì mặt nào) và các phần tử thuốc phóng trong liều có bề dày nhỏ. Liều phóng trong đề tài có thể có dạng nhiều thanh hình ống 1 lỗ, dạng hình hoa khế có một lỗ (hình 4).



Hình 4. Kết cấu liều phóng có dạng nhiều thanh hình ống 1 lỗ, dạng hình hoa khế có một lỗ.

b. Xác định khối lượng thuốc phóng

Tên lửa khi chưa thay thế thuốc phóng đạt được sơ tốc $v_0 = 29 \div 31$ m/s khối lượng thuốc phóng được xác định gần đúng từ biểu thức của Xiônkôpski:

$$v_0 = 0{,}92.I_1.\ln(1+\mu) \quad (3)$$

Từ đó ta xác định được khối lượng của thuốc phóng dùng để thay thế:

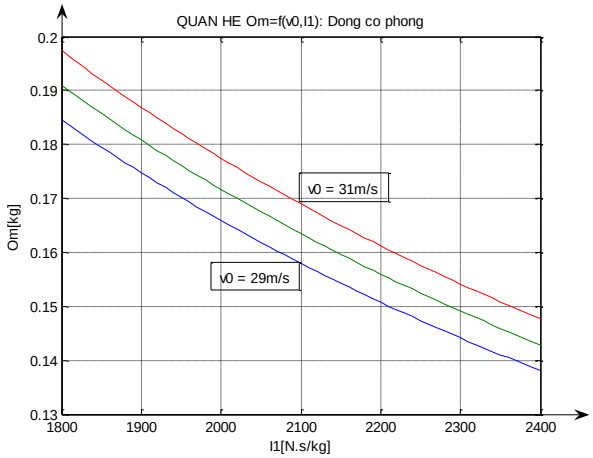
$$\omega_t = M_k(e^{\frac{v_0}{0{,}92I_1}} - 1). \quad (4)$$

Các tham số đầu vào và kết quả tính toán khối lượng thuốc phóng động cơ phóng được ghi trong bảng 4.

Bảng 4. Tham số đầu vào và kết quả tính toán khối lượng thuốc phóng động cơ phóng

TT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng kết cấu	M_k	10,445	kg
2	Xung lượng đơn vị của lực đẩy	I_1	1800÷2400	N.s/kg
3	Sơ tốc ban đầu	v_0	29÷31	m/s

Kết quả tính toán mối quan hệ giữa khối lượng của thuốc phóng động cơ phóng với xung lượng đơn vị của lực đẩy được biểu diễn trên hình 5.



Hình 5. Quan hệ $\omega_t = f(v_0, I_1)$ của động cơ phóng

Khi chọn v_0 = 29 m/s, I_1 = 2200 thì khối lượng thuốc phóng của động cơ phóng là:

$$\omega_t = 0{,}1514 \text{ kg}.$$

b. Tính toán bề dày cháy của thuốc phóng ($2e_1$)

Bề dày của thuốc phóng được lựa chọn từ yêu cầu bảo đảm cho thuốc phóng cháy hết trước khi tên lửa rời ống phóng.

Ký hiệu: l_0: chiều dài của ống phóng; a: gia tốc chuyển động của tên lửa trong ống phóng (giả thiết tên lửa chuyển động trong ống phóng là chuyển động nhanh dần đều); khi đó phương trình chuyển động của tên lửa trong ống phóng có dạng: $l_0 = \dfrac{at^2}{2}$

Thời gian chuyển động của tên lửa trong ống phóng là: $t = \sqrt{\dfrac{2l_0}{a}}$

Thời gian cháy của thuốc phóng trong buồng đốt động cơ phóng t_c phải thoả mãn điều kiện:

$$t_c \le t = \sqrt{\frac{2l_0}{a}}$$

Lấy $$t_c = k_c\sqrt{\frac{2l_0}{a}}\,, \qquad (5)$$

Trong đó: hệ số k_c - hệ số, k_c <1. Thường lấy k_c = 0,65.

Gia tốc chuyển động của tên lửa trong ống phóng được được xác định theo công thức:

$$a = v_0 / t_c$$

Khi đó t_c được xác định: $$t_c = k_c\sqrt{\frac{2l_0t_c}{v_0}} \text{ hay } t_c = 2k_c^2l_0 / v_0 \qquad (6)$$

Bề dày của thuốc phóng động cơ phóng được xác định theo biểu thức:

$$2e_1 = 2.u.t_c = 2.u_1.p^{\nu}.t_c = 4.u_1.p^{\nu}.k_c^2.l_0 / v_0 \qquad (7)$$

Sau khi lựa chọn áp suất làm trong buồng đốt động cơ phóng *(p)* sẽ xác định được bề dày của thuốc phóng.

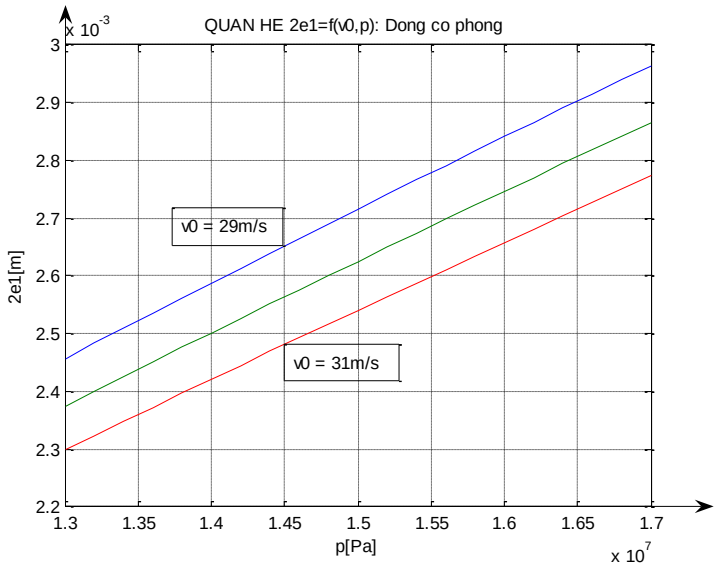
Áp suất khí thuốc trong động cơ phóng thường có giá trị: p = (130÷170).10^5 Pa.

Kết quả tính toán thời gian cháy của thuốc phóng động cơ phóng bằng máy tính điện tử với các tham số được ghi trong bảng 5.

Bảng 5. Kết quả tính toán thời gian cháy của thuốc phóng động cơ phóng

TT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Chiều dài ống phóng	l_0	1,699	m
2	Sơ tốc	v_0	29÷31	m/s
3	Hệ số tốc độ cháy	u_1	0,26.10^{-6}	m/s
4	Chỉ số mũ trong quy luật tốc độ cháy	ν	0,7	
5	Hệ số k_c	k_c	0,65	

Kết quả tính toán $2e_1 = f(v_0, p)$ được biểu diễn trên đồ thị hình 6.



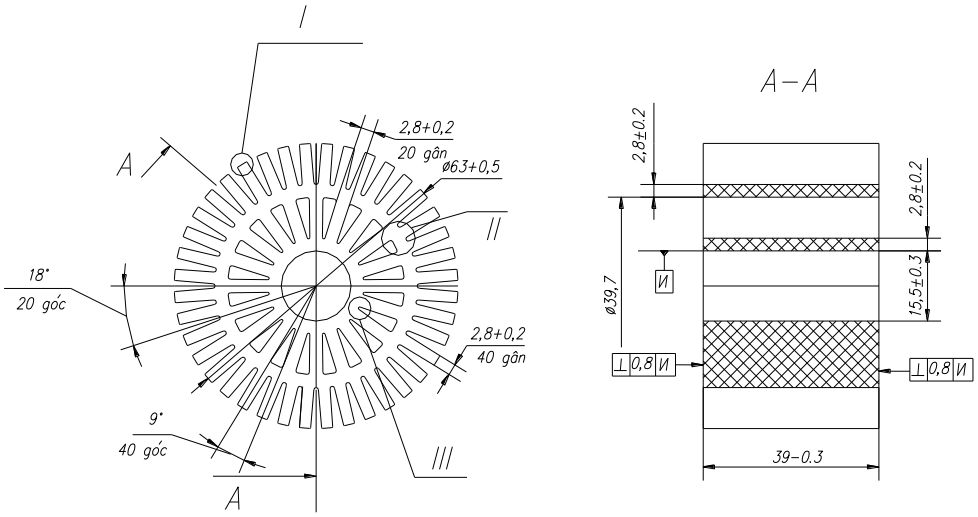
Hình 6. Quan hệ $2e_1 = f(v_0, p)$

Bề dày cháy của thuốc đảm bảo thuốc phóng cháy hết trước khi tên lửa bay ra khỏi miệng nòng với sơ tốc $v_0 = 29$ m/s và áp suất $p = 158{,}68.10^5$ Pa được chọn bằng:

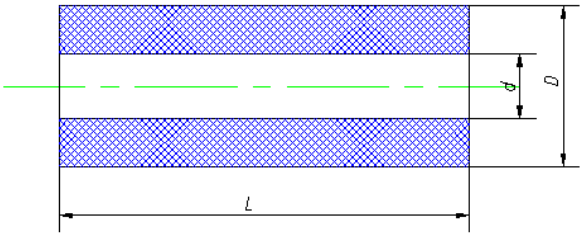
$$2e_1 = 0{,}0028 \text{ m}$$

c. Lựa chọn hình dạng của thanh thuốc phóng

Liều phóng được lựa chọn là một thanh thuốc phóng có hình dạng hoa khế có nhiều lỗ (hình 7) và liều phóng có dạng nhiều thanh thuốc phóng hình ống 1 lỗ (Hình 8)



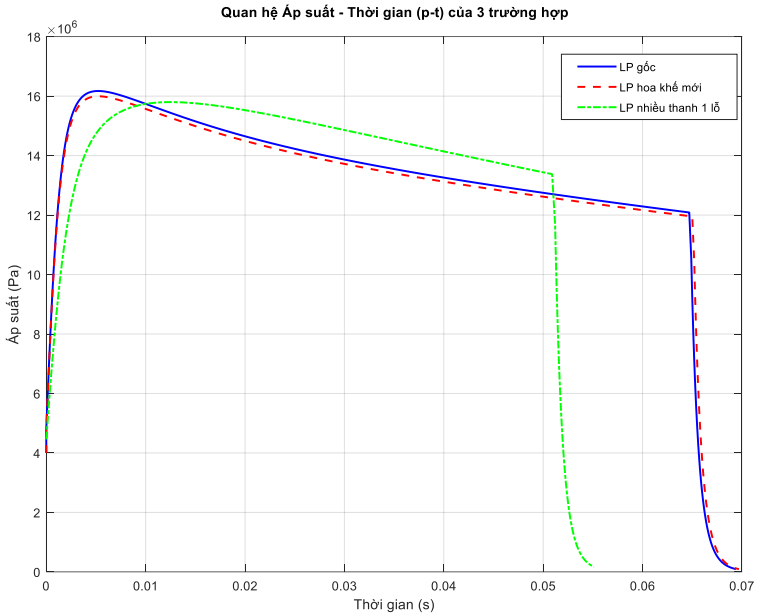
Hình 7. Kết cấu liều phóng dạng 1 thanh thuốc phóng hình hoa khế nhiều lỗ



Hình 8. Các tham số kích thước của thanh thuốc phóng hình ống một lỗ

3.4. Tính toán kiểm nghiệm

Sau khi tính toán được các tham số kích thước của thanh thuốc phóng, ta tiến hành giải bài toán thuật phóng trong cho động cơ phóng của tên lửa Igla với 2 loại hình dạng của thanh thuốc phóng khác nhau: hình dạng hoa khế có nhiều lỗ và dạng nhiều thanh thuốc phóng hình ống 1 lỗ. Kết quả ta thu được đồ thị áp suất khí thuốc trong buồng đốt động cơ theo thời gian ở hình 9 và kết quả so sánh ở bảng 6.



Hình 9. Đồ thị áp suất theo thời gian của các phương án

Bảng 6. Kết quả so sánh giữa các phương án

Các tham số	**Liều thuốc phóng gốc**	**Liều thuốc phóng hoa khế mới**	**Liều thuốc phóng nhiều thanh 1 lỗ**
Áp suất lớn nhất (Pa)	$161,73.10^5$	$159,95.10^5$	158.10^5
Thời gian cháy của thuốc phóng (s)	0,0647	0,0650	0,0509

Dựa vào kết quả thu được ta nhận thấy áp suất lớn nhất trong buồng đốt động cơ của hai loại hình dạng thuốc phóng so với liều phóng gốc của động cơ tên lửa Igla là không đáng kể. Tuy nhiên thời gian cháy của liều thuốc phóng nhiều thanh một lỗ lại ngắn hơn. Do đó chúng ta lựa chọn liều thuốc phóng dạng hoa khế có nhiều lỗ sẽ đáp ứng tốt hơn.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình tính toán thuật phóng trong và giải hệ phương trình mô tả quá trình cháy, phụt khí của động cơ phóng tên lửa IGLA, qua đó xác định được các đặc trưng thuật phóng và thời gian làm việc phù hợp với các yêu cầu kỹ thuật. Kết quả tính toán, so sánh cho thấy quy luật biến thiên của các tham số là hợp lý và đáp ứng giới hạn làm việc của động cơ.

Trên cơ sở khảo sát các loại thuốc phóng trong nước, bài báo đã lựa chọn thuốc balistit, đề xuất các phương án kết cấu liều phóng đáp ứng điều kiện cháy hết trong ống phóng và đạt sơ tốc quy định. Các tham số khối lượng, bề dày cháy và kích thước liều phóng được xác định bảo đảm khả năng bố trí trong buồng đốt.

Những kết quả này tạo cơ sở khoa học cho việc thay thế liều phóng và tiến tới làm chủ thiết kế, chế tạo động cơ phóng tên lửa phòng không vác vai trong điều kiện Việt Nam.

Tài liệu tham khảo

1. И.Е. Акулов, В.И. Байдаков, А.Г. Васильев (2011), *Техническая подготовка командира взвода пзрк 9К38 «игла»*, Издательство Томского политехнического университета.
2. Đặng Hồng Triển (2016), *Lý thuyết động cơ tên lửa nhiên liệu rắn*, Viện khoa học và công nghệ quân sự.
3. Trần Đăng Điện (1973), *Thuật phóng trong của vũ khí đặc biệt*, Học viện KTQS, Hà Nội.
4. Ngô Văn Giao (2005), *Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa*, Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân.
5. Lê Song Tùng (2015), *Cơ sở tính toán và thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn*, Viện khoa học và công nghệ quân sự.
6. Đặng Hồng Triển (2016), *Lý thuyết động cơ tên lửa nhiên liệu rắn*, Viện khoa học và công nghệ quân sự.

Research on Replacing the Propellant Charge for the IGLA Man-Portable Air Defense Missile Motor under Vietnamese Conditions

Abstract: *The article presents a scientific basis for replacing the propellant charge of the IGLA missile launch motor, tailored to domestic technological conditions. The implementation steps are carried out logically and aligned with the existing capabilities of the defense industry. The article analyzed and selected ballistic propellant as a replacement propellant, while proposing a reasonable propellant charge design plan to meet the specified requirements for the IGLA missile's launch motor. Parameters such as mass, dimensions, and burning web thickness of the propellant charge were calculated to satisfy the arrangement conditions within the combustion chamber and ensure compliance with the required launch performance parameters according to the original version. The results obtained from this study serve as a scientific foundation for domesticating various propellant charges and support the mastery of domestic rocket motor design technology.*

Keywords: Ballistic propellant; rocket motor; IGLA low-altitude anti-aircraft missile.

Nghiên cứu trạng thái ứng suất và biến dạng của buồng đốt động cơ bom RGB-60

Trần Xuân Quyết[1], Trần Quốc Trình[2], Nguyễn Quang Mạnh[3]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3]Viện Công nghệ, Tổng cục CNQP

**Email: quyettran2007@gmail.com; Tel: 0986553974*

Tóm tắt

Bom phản lực chống ngầm RGB-60, cùng dàn phóng RBU-6000, là vũ khí uy lực được trang bị cho tàu săn ngầm của Hải quân Việt Nam. Dù đã có mặt từ lâu, loại vũ khí này vẫn giữ nguyên hiệu quả và tiếp tục được sử dụng rộng rãi. Trước nhu cầu huấn luyện và sẵn sàng chiến đấu rất lớn, việc chủ động nghiên cứu, thiết kế và chế tạo bom RGB-60 trong nước là nhiệm vụ cấp thiết. Bài báo này trình bày kết quả khảo sát, phân tích trường ứng suất và biến dạng của buồng đốt động cơ bom RGB-60 thông qua mô phỏng số. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học quan trọng để đánh giá độ bền, dự báo và tối ưu hóa thiết kế, phục vụ trực tiếp cho mục tiêu nội địa hóa, bảo đảm năng lực chiến đấu chống ngầm của Hải quân nhân dân Việt Nam.

Từ khóa: *Bom RGB-60; chống ngầm; buồng đốt liên hợp; ứng suất; biến dạng.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống rocket chống ngầm RBU-6000, được Liên Xô nghiên cứu và phát triển vào đầu những năm 1960, là một trong những vũ khí chống ngầm hạng nặng hiệu quả nhất. Hệ thống gồm 12 ống phóng được nạp đạn tự động, có khả năng bắn loạt bom RGB-60, tạo thành màn hỏa lực áp đảo chống lại các mục tiêu tàu ngầm. Bom phản lực RGB-60 có thể kích nổ thông qua cơ chế va chạm trực tiếp với mục tiêu hoặc bằng kíp nổ thủy áp khi đạt đến độ sâu định trước (từ 10 đến 320 m), với tầm bắn linh hoạt từ 300 đến 5500 m. Với các thông số kỹ thuật chính: đường kính 212 mm, chiều dài 1830 mm, tổng trọng lượng 113,5 kg (trong đó thuốc nổ chiếm 23,5 kg), RGB-60 là loại bom phản lực có uy lực đáng kể và vẫn đang được Hải quân nhân dân Việt Nam sử dụng rộng rãi.

Động cơ của bom RGB-60 thuộc thế hệ động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hai buồng đốt liên hợp. Đây là công nghệ tiên tiến, trong đó hai buồng đốt độc lập được ngăn cách bởi một vách ngăn có cơ cấu mở chủ động. Kết cấu này cho khả năng tạo ra động cơ có một hoặc hai xung lực đẩy có chế độ khác nhau tác dụng trong thời gian có thể gấp đôi so với động cơ tên lửa nhiên liệu rắn thông thường ở cùng một giới hạn về bề dày cháy của liều nhiên liệu. Trên thế giới, công nghệ này đã được đề cập trong một số tài liệu nước ngoài [2-7]. Tại Việt Nam, hướng nghiên cứu về động cơ hai buồng đốt liên hợp vẫn còn khá mới mẻ và chủ yếu tập trung ở cấp độ lý thuyết hoặc mô phỏng tổng thể qua một số tài liệu [1, 8, và 9]. Đặc biệt, các nghiên cứu chuyên sâu về độ bền kết cấu của từng thành phần then chốt, như buồng đốt của vũ khí chống ngầm cụ thể RGB-60, gần như chưa được đề cập một cách hệ thống.

Trong khuôn khổ bài báo này, tác giả tập trung nghiên cứu đánh giá trạng thái ứng suất và biến dạng của buồng đốt động cơ bom RGB-60. Quy trình nghiên cứu được thực hiện qua hai bước chính: (1) Xác định tải trọng động bằng cách giải bài toán thuật phóng trong để có được quy luật áp suất làm việc và nhiệt độ theo thời gian; (2) Sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) trên nền tảng phần mềm ANSYS Workbench để mô phỏng và phân tích phản

ứng của kết cấu dưới tác động của áp suất và nhiệt độ đó.

2. Mô hình tính toán

2.1. Cấu tạo

Động cơ bom phản lực chống ngầm RGB-60 là loại động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hai buồng đốt liên hợp. Quá trình làm việc của động cơ có thể chia làm hai giai đoạn sau:

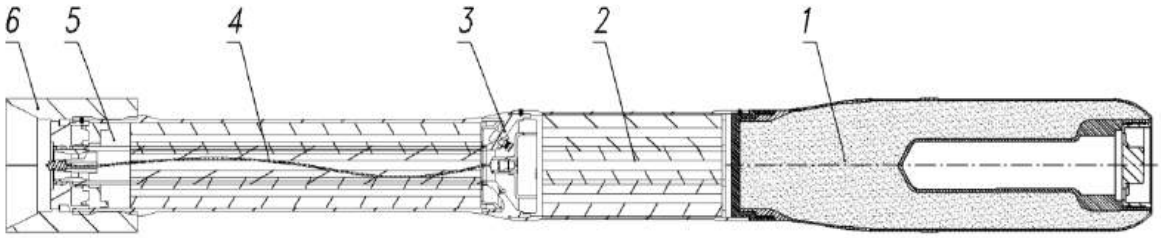
- Giai đoạn 1: Bắt đầu từ khi kích hoạt thiết bị mồi của buồng đốt 1 đến thời điểm kích hoạt thiết bị mồi của buồng đốt 2.

- Giai đoạn 2: Bắt đầu từ khi kích hoạt thiết bị mồi của buồng đốt 2 đến khi động cơ kết thúc hoạt động.

Trong giai đoạn 1, cụm buồng đốt 1 cùng với cụm loa phụt tạo thành một động cơ hoàn chỉnh, hoạt động như một động cơ tên lửa nhiên liệu rắn thông thường. Khi đó, các quá trình xảy ra trong buồng đốt 1 không có gì khác biệt so với các quá trình trong buồng đốt của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn thông thường. Vì vậy, hoàn toàn có thể mô tả chúng theo các mối tương quan đã được thiết lập với động cơ tên lửa nhiên liệu rắn thông thường.

Trong giai đoạn 2, sau khi kích hoạt thiết bị mồi của buồng đốt 2, ban đầu thuốc mồi và thuốc phóng của liều nhiên liệu 2 cháy trong không gian kín của buồng đốt 2. Do kết quả cháy trong thể tích kín, áp suất p_2 trong buồng đốt 2 tăng cao rất nhanh, vượt qua giá trị áp suất p_1 trong buồng đốt 1. Khi giá trị $\Delta p = p_2 - p_1$ đạt đến một ngưỡng nhất định, màng bịt kín cửa sổ của cơ cấu vách ngăn bị phá hủy, làm liên thông hai buồng đốt với nhau. Từ thời điểm đó, sản phẩm cháy sẽ lưu động trong toàn bộ không gian bên trong các buồng đốt và loa phụt của động cơ.

Cấu tạo chung của bom và mô hình 3D thân buồng đốt được thể hiện trên hình 1 và hình 2.



Hình 1. Cấu tạo bom RGB-60

1. Cụm thân bom; 2. Buồng đốt 2; 3. Cụm trung gian;
4. Buồng đốt 1; 5. Cụm loa phụt; 6. Cụm cánh ổn định.



a) Thân buồng đốt 1 *b) Thân buồng đốt 2*

Hình 2. Mô hình 3D thân buồng đốt

2.2. Vật liệu

Qua phân tích vật liệu và đo độ cứng tại Trung tâm đo lường - Viện Công

nghệ/TCCNQP, vật liệu chế tạo thân động cơ là thép 40X và độ cứng đạt 25 ÷ 28 HRC [10]. Tra các tham số vật liệu được sử dụng làm thông số đầu vào cho các bài toán khảo sát trường ứng suất và biến dạng trình bày trong bảng 1.

Bảng 1. Thông số cơ tính vật lý của vật liệu

T-nhiệt độ (^{0}C)	**E-mô đun đàn hồi (Pa)**	**α-hệ số giãn nở nhiệt (1/^{0}K)**	**λ-hệ số dẫn nhiệt (W/m.^{0}K)**	**ρ-mật độ (kg/m^3)**	**C-nhiệt dung riêng (J/(kg.^{0}K))**	**υ-hệ số Poisson**
20	2.12E+11	1.10E-05	45	7820	480	0,3
100	2.08E+11	1.18E-05	43	7800	500	0,3
200	2.02E+11	1.24E-05	40	7770	530	0,3
300	1.95E+11	1.30E-05	38	7740	560	0,3
400	1.85E+11	1.35E-05	35	7700	590	0,3
500	1.70E+11	1.40E-05	32	7670	620	0,3
600	1.50E+11	1.45E-05	29	7630	650	0,3
700	1.30E+11	1.48E-05	26	7590	680	0,3
800	1.10E+11	1.50E-05	24	7510	700	0,3

3. Tính toán thuật phóng trong

Bài toán cơ bản thuật phóng trong (TPT) của động cơ tên lửa là bài toán xác định quy luật thay đổi của áp suất và lực đẩy theo thời gian: p(t) và P(t).

3.1. Các giả thiết

Quá trình làm việc của động cơ bom được khảo sát trong những điều kiện với các giả thiết cơ bản sau: [1]

- Thời kỳ quá độ vào chế độ làm việc của động cơ xảy ra trong thể tích kín của các buồng đốt có thời gian rất ngắn, ảnh hưởng không đáng kể đến các đặc trưng làm việc của động cơ. Do đó, giả thiết rằng, các bề mặt tự do của mỗi liều nhiên liệu rắn được mồi cháy đồng thời và tức thời tại thời điểm thuốc mồi cháy hết và loa phụt được mở thông (với buồng đốt 1) hoặc thuốc mồi cháy hết và cửa sổ trên vách ngăn được mở thông (với buồng đốt 2);

- Vùng sản phẩm cháy bị nhiễu động do lưu động của khí thuốc qua cửa sổ trên vách ngăn chiếm tỷ trọng nhỏ, có thể bỏ qua so với thể tích tự do của các buồng đốt;

- Các điều kiện nhồi trong hai buồng đốt đều bảo đảm không xuất hiện hoặc xuất hiện với cường độ nhỏ của hiệu ứng cháy xói mòn, sản phẩm cháy trong các buồng đốt gần như có trạng thái tĩnh, có thể áp dụng các thông số trạng thái lấy trung bình theo thể tích tự do của mỗi buồng đốt;

- Sản phẩm cháy trong các buồng đốt và loa phụt của động cơ không chứa các hạt rắn hoặc lỏng, đã thực hiện xong hoàn toàn các phản ứng cháy, có thể xem sản phẩm cháy như là loại khí hoàn thiện có các thuộc tính của khí lý tưởng;

- Các quá trình nhiệt động xảy ra trong các buồng đốt và loa phụt đều là đẳng entropi và tựa dừng, chuyển động của sản phẩm cháy trong loa phụt tuân theo các tương quan khí động của dòng một chiều.

3.2. Hệ phương trình với các điều kiện đơn trị

Hệ 12 phương trình vi phân mô tả thuật phóng trong của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hai buồng đốt liên hợp: [1]

$$\begin{cases} \dfrac{de_{c.1}}{dt} = \delta_1.u_{Lp1} = \delta_1.u_{11}.p_1^{\nu_1}.\varepsilon_1(w).\eta_1(T_0) \\ \dfrac{dm_1^+}{dt} = \delta_1.S_1.u_{Lp1}.\rho_{T1} = \delta_1.\rho_{T1}.S_1(e).u_{11}.p_1^{\nu_1}.\varepsilon_1(w).\eta_1(T_0) \\ \dfrac{dp_1}{dt} = \dfrac{1}{V_1}\left[R.T_{g.1}(\dot{m}_1^+ - \dot{m}_1^- + \delta_3.\dot{m}_{tr.d}) - \delta_1.p_1.S_1.u_{Lp1} + \dfrac{p_1V_1}{T_{g.1}}\dfrac{dT_{g.1}}{dt}\right] \\ \dfrac{dm_1^-}{dt} = \dfrac{\varphi_2.K_0(k).F_{th}.p_1}{\sqrt{R.T_{g.1}}} \\ \dfrac{dm_{tr.d}}{dt} = \dot{m}_{tr.d} \\ \dfrac{dT_{g.1}}{dt} = \dfrac{1}{m_1^+ - m_1^- + \delta_3.m_{tr.d}}\left[\begin{array}{l}\dot{m}_1^+.T_{1.1} - \dot{m}_1^-.k.T_{g.1} - (\dot{m}_1^+ - \dot{m}_1^- + \delta_3.\dot{m}_{tr.d})T_{g.1} + \\ \delta_3\dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dI_{tr.d}}{dt} - \dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dQ_{nh1}}{dt}\end{array}\right] \\ \dfrac{dQ_{nh1}}{dt} = \sum F_{xq1}.\alpha_1.(T_{g.1} - T_{K.1}) \\ \dfrac{de_{c.2}}{dt} = \delta_2.u_{Lp2} = \delta_2.u_{12}.p_2^{\nu_2}.\varepsilon_2(w).\eta_2(T_0) \\ \dfrac{dm_2^+}{dt} = \delta_2.S_2.u_{Lp2}.\rho_{T2} = \delta_2.\rho_{T2}.S_2(e).u_{12}.p_2^{\nu_2}.\varepsilon_2(w).\eta_2(T_0) \\ \dfrac{dp_2}{dt} = \dfrac{1}{V_2}\left[R.T_{g.2}(\dot{m}_2^+ - \delta_3.\dot{m}_{tr.d}) - \delta_2.p_2.S_2.u_{Lp2} + \dfrac{p_2V_2}{T_{g.2}}\dfrac{dT_{g.2}}{dt}\right] \\ \dfrac{dT_{g.2}}{dt} = \dfrac{1}{m_2^+ - \delta_3.m_{tr.d}}\left[\dot{m}_2^+.T_{1.2} - (\dot{m}_2^+ - \delta_3.\dot{m}_{tr.d})T_{g.2} - \delta_3\dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dI_{tr.d}}{dt} - \dfrac{(k-1)}{R}\dfrac{dQ_{nh2}}{dt}\right] \\ \dfrac{dQ_{nh2}}{dt} = \sum F_{xq2}.\alpha_2.(T_{g.2} - T_{K.2}) \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó:

e - bề dày cháy của nhiên liệu;

$\eta(T_0)$ - hàm phụ thuộc nhiệt độ ban đầu của nhiên liệu;

$\varepsilon(w)$ - hàm phụ thuộc vào tốc độ dòng chảy qua bề mặt cháy;

$\dot{m}_1^+$ - lưu lượng sinh khí của liều phóng trong buồng đốt 1;

S_1 - hàm số của diện tích cháy theo bề dày lớp cháy tại từng thời điểm buồng đốt 1 ;

u_{LP1} - tốc độ cháy của liều phóng trong buồng đốt 1;

u_{11}, ν_1 - hệ số tốc độ cháy và số mũ trong quy luật tốc độ cháy của liều phóng buồng 1;

ρ_{T1} - mật độ của thuốc phóng trong buồng đốt 1;

p_1 - áp suất của sản phẩm cháy trong buồng đốt 1;

$\dot{m}_2^+$ - lưu lượng sinh khí của liều phóng trong buồng đốt 2;

S_2 - hàm số của diện tích cháy theo bề dày lớp cháy tại từng thời điểm của buồng đốt 2;

u_{LP2} - tốc độ cháy của liều phóng trong buồng đốt 2;

u_{12}, ν_2 - hệ số tốc độ cháy và số mũ trong quy luật tốc độ cháy liều phóng trong buồng 2;

ρ_{T2} - mật độ của thuốc phóng trong buồng đốt 2;

p_2 - áp suất của sản phẩm cháy trong buồng đốt 2;

$\dot{m}_1, \dot{m}_2$ - lưu lượng sản phẩm cháy trong buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

$\dot{m}_1^-$ - lưu lượng sản phẩm cháy thoát khỏi loa phụt của động cơ;

$\dot{m}_{tr.d}$ - lưu lượng sản phẩm cháy trao đổi giữa hai buồng đốt qua lỗ thông;

φ_2 - hệ số tổn hao lưu lượng sản phẩm cháy qua loa phụt;

F_{th} - diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt;

R - hằng số khí của hỗn hợp sản phẩm cháy;

$K_0(k)$ - hàm của chỉ số đoạn nhiệt;

k - chỉ số mũ đoạn nhiệt của sản phẩm cháy;

$T_{g.1}, T_{g.2}$ - nhiệt độ của khí trong các buồng đốt 1 và 2;

δ_3 - hệ số xác định chiều chuyển động của dòng khí qua vách ngăn:

$dI_{tr.d}$ - biến thiên Entalpi của khí trao đổi giữa buồng đốt 2 và buồng đốt 1;

Q_{nh1}, Q_{nh2} - Nhiệt lượng khí thuốc truyền vào thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

$T_{K.1}, T_{K.2}$ - nhiệt độ bề mặt trong của thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

α_1, α_2 - hệ số truyền nhiệt từ sản phẩm cháy vào thành buồng đốt 1 và buồng đốt 2;

F_{xq1}, F_{xq2} - diện tích bề mặt tiếp xúc với khí thuốc trong buồng đốt 1 và buồng đốt 2.

Bảng 2. Các điều kiện đơn trị

Các điều kiện ban đầu khi $t = 0$	**Các điều kiện ban đầu khi** $t = t_{mlt}$ **(thời điểm mở vách ngăn giữa hai buồng đốt)**
$\begin{cases} (e)_{LP1} = (e)_{LP10} \\ m_1^+ = m_{10}^+ \\ p_1 = p_{moi1}, p_2 = p_0 \\ T_{g.1} = T_{1.1}, T_{g.2} = T_0 \\ Q_{nh.1} = 0 \\ V_1 = V_{1.0} \end{cases}$ (2)	$\begin{cases} (e)_{LP2} = (e)_{LP20} \\ m_2^+ = m_{20}^+ \\ p_2 = p_{moi2} \\ T_{g.2} = T_{1.2} \\ Q_{nh.2} = 0 \\ V_1 = V_{2.0} \end{cases}$ (3)

trong đó:

p_{moi1} - áp suất mồi trong buồng đốt 1;

p_{moi2} - áp suất mồi trong buồng đốt 2;

p_0, T_0 - tương ứng là áp suất và nhiệt độ ban đầu trong không gian buồng đốt, xem gần đúng bằng áp suất và nhiệt độ môi trường xung quanh;

$V_{1.0}$ - thể tích tự do ban đầu của buồng đốt 1;

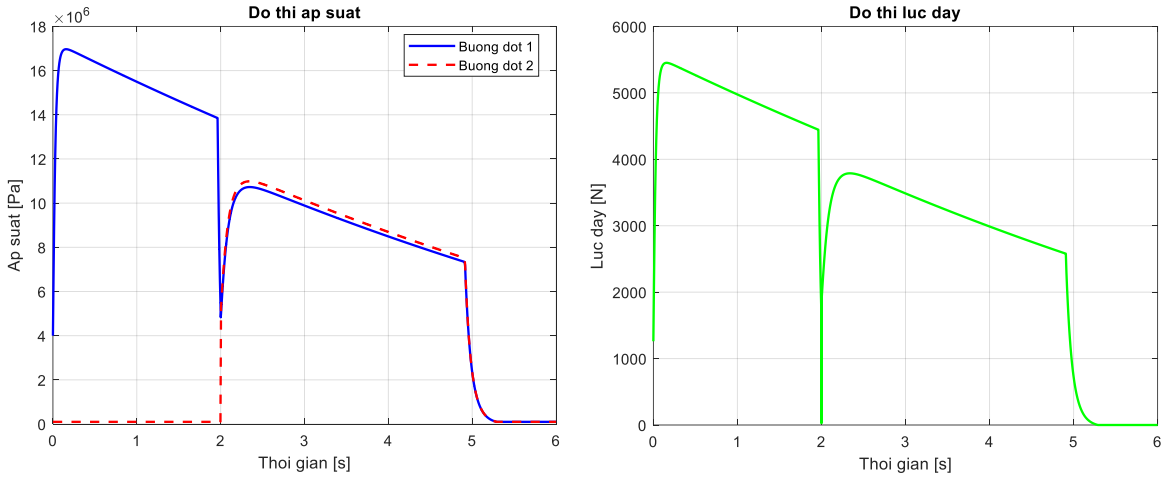
$V_{2.0}$ - thể tích tự do ban đầu của buồng đốt 2.

3.3. Kết quả tính toán thuật phóng trong

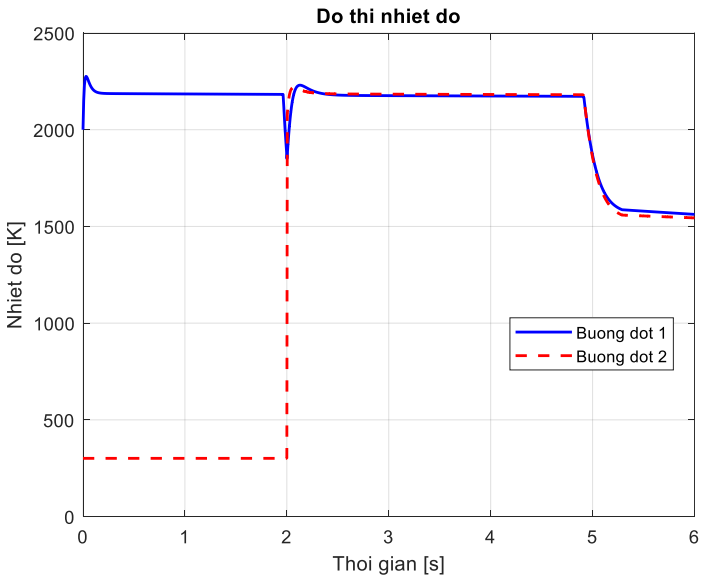
Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng (1) ở mục 3.2 bằng phương pháp Runge - Kuta, lập trình trên phần mềm Matlab thu được kết quả như sau:

Bảng 3. Giá trị các đại lượng thông số đầu ra của bài toán thuật phóng trong

STT	Đại lượng	Giá trị
1	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt 1 (MPa)	16,968
2	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt 2 (MPa)	10,986
3	Lực đẩy lớn nhất (N)	5453



Hình 3. Biểu đồ áp suất và lực đẩy theo thời gian

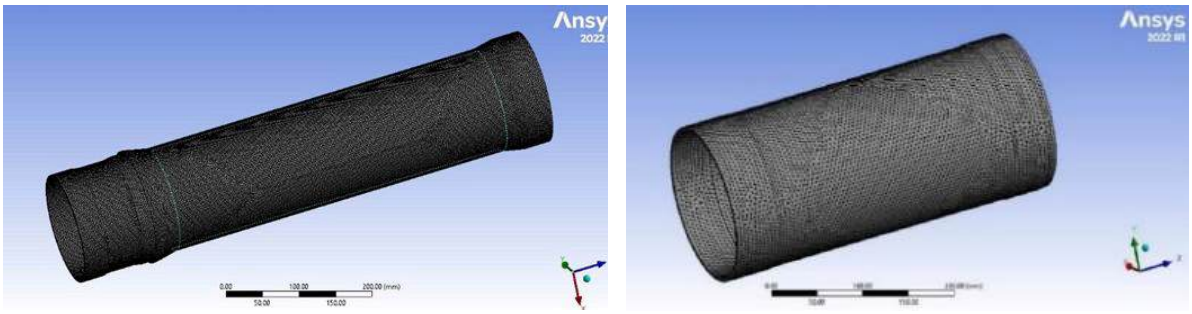


Hình 4. Biểu đồ nhiệt độ sản phẩm cháy

4. Kết quả mô phỏng trong ANSYS

4.1. Mô hình tính toán

Để tính ứng suất và biến dạng thân buồng đốt, tác giả sử dụng phần mềm ANSYS Workbench với mô đun Transient Structural và Transient Thermal . Mô hình tính toán 3D và chia lưới phần tử thể hiện trên hình 5.



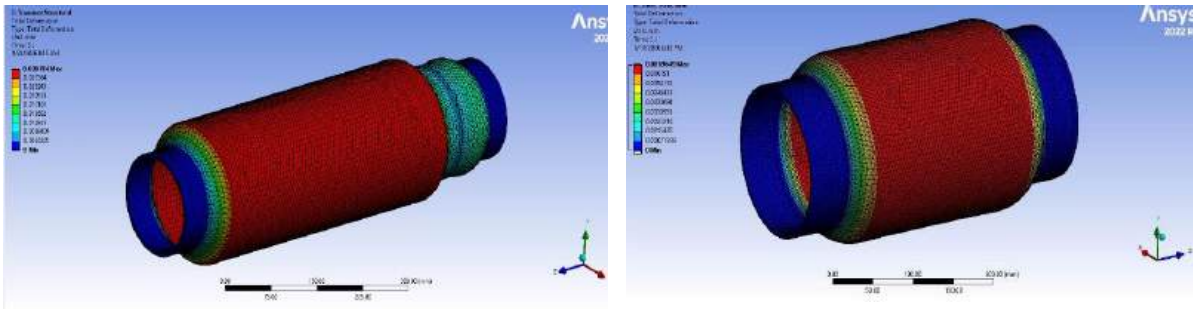
a) Thân buồng đốt 1 *b) Thân buồng đốt 2*

Hình 5. Mô hình tính toán và chia lưới

Sử dụng mô hình 3D thân buồng đốt được vẽ từ phần mềm SolidWork và thực hiện các bước tính toán trên ANSYS, ta thu được các kết quả như sau:

4.2. Chuyển vị của thân buồng đốt

Kết quả chuyển vị của thân buồng đốt được thể hiện trên hình 6. Chuyển vị lớn nhất của thân buồng đốt 1 và thân buồng đốt 2 lần lượt là 0,03078 mm và 0,00696 mm.

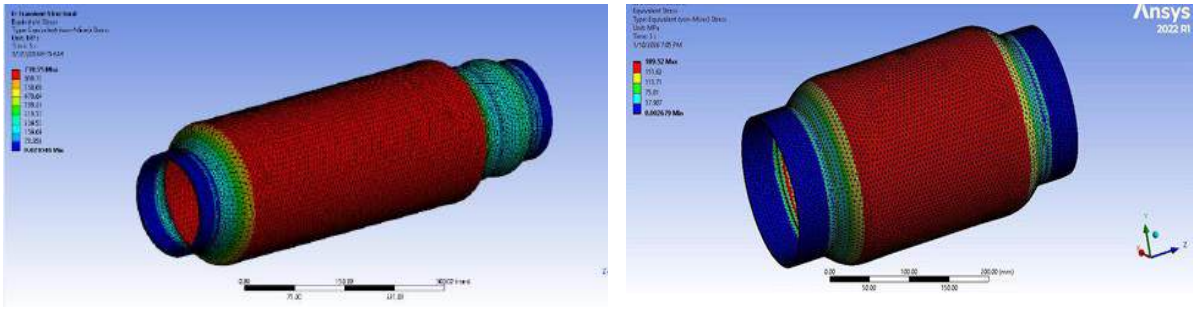


a) Thân buồng đốt 1 *b) Thân buồng đốt 2*

Hình 6. Chuyển vị của thân buồng đốt

4.3. Ứng suất của thân buồng đốt

Kết quả ứng suất của thân buồng đốt được thể hiện trên hình 7. Ứng suất lớn nhất của thân buồng đốt 1 và thân buồng đốt 2 lần lượt là 718 MPa và 190 MPa.



a) Thân buồng đốt 1 *b) Thân buồng đốt 2*

Hình 7. Ứng suất của thân buồng đốt

4.4. Nhận xét các kết quả

Từ các kết quả tính toán và mô phỏng thu được, có thể rút ra một số nhận xét chính sau:

- Phân bố ứng suất và biến dạng: Kết quả mô phỏng từ phần mềm ANSYS Workbench (hình 6 và hình 7) cho thấy trường ứng suất và biến dạng phân bố khá đồng đều dọc theo chiều dài thân động cơ. Ứng suất tập trung cao nhất tại vùng giữa thân, nơi chịu tác động trực tiếp của tải áp suất khí thuốc và tải nhiệt độ. Biến dạng lớn nhất cũng xuất hiện tại khu vực này, tuy nhiên giá trị tuyệt đối vẫn nằm trong giới hạn cho phép.

- Đánh giá độ bền: Kết quả mô phỏng khẳng định ứng suất sinh ra trong thân động cơ dưới tác động của tải áp suất khí thuốc và tải nhiệt độ (σ_{max1} = 718 MPa ở buồng đốt 1 và σ_{max2} = 190 MPa ở buồng đốt 2) nhỏ hơn đáng kể so với giới hạn bền của vật liệu thép 40X (σ_b = 980 MPa). Điều này chứng tỏ thiết kế buồng đốt hiện tại đảm bảo an toàn về độ bền trong điều kiện làm việc đã cho.

Ý nghĩa đối với thiết kế và chế tạo: Kết quả nghiên cứu chỉ ra vùng chịu ứng suất cao nhất, cung cấp cơ sở để tối ưu hóa thiết kế (như phân bổ chiều dày, lựa chọn vật liệu cục bộ) nếu cần thiết cho các phiên bản cải tiến hoặc khi thay đổi thông số công tác. Đây là dữ liệu đầu vào quan trọng cho việc đánh giá tuổi thọ và độ tin cậy của chi tiết.

5. Kết luận

Bài báo đã thực hiện thành công việc khảo sát, phân tích trường ứng suất và biến dạng của buồng đốt động cơ bom phản lực chống ngầm RGB-60 thông qua phương pháp mô phỏng số kết hợp với phần mềm ANSYS. Các kết quả chính thu được bao gồm:

- Đã xây dựng được mô hình bài toán thuật phóng trong và xác định được quy luật thay đổi áp suất và lực đẩy theo thời gian bên trong động cơ hai buồng đốt liên hợp cho bom RGB-60.

- Đã xây dựng mô hình 3D và tiến hành mô phỏng số để xác định phân bố ứng suất, biến dạng của buồng đốt dưới tác động của tải trọng áp suất và nhiệt độ. Kết quả chỉ ra ứng suất tương đương lớn nhất thấp hơn nhiều so với giới hạn bền của vật liệu chế tạo, khẳng định buồng đốt động cơ RGB-60 đảm bảo điều kiện bền dưới tác động của các tải trọng trong quá trình bắn. Trong nghiên cứu, đã sử dụng các phần mềm tính toán và mô phỏng để tăng hiệu quả và giảm thời gian tính toán.

Nghiên cứu này cung cấp một cơ sở khoa học và công cụ hữu ích, có độ tin cậy cao cho việc đánh giá độ bền, dự báo khả năng làm việc và là nền tảng cho việc tối ưu hóa thiết kế buồng đốt. Kết quả phục vụ trực tiếp cho mục tiêu nghiên cứu làm chủ công nghệ, tiến tới nội địa hóa việc chế tạo vũ khí bom phản lực chống ngầm RGB-60, góp phần bảo đảm năng lực sẵn sàng chiến đấu và huấn luyện của Hải quân nhân dân Việt Nam.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Thế Dũng (2021), *Khảo sát chế độ làm việc ổn định của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn có sơ đồ liên hợp với liều phóng cơ bản làm từ thuốc phóng keo*, Luận án Tiến sỹ kỹ thuật, Viện KHCNQS.
2. K. W. Naumann, L. Stadler, P. Trouillot, A. Weigand, D. Zanelli, S. Schilling (2006), *Double-pulse solid rocket technology at bayern-chemie /protac*, Aschau am Inn, Germany.
3. L.J. Stadler, P. Trouillot, C. Rienäcker, H. Niedermaier, D. Audri, S. Ruiz, A. Hacker, K.W. Naumann (2006), *The dual pulse motor for lfk ng*, Aschau am Inn, Germany.
4. P. Trouillot , D. Audri, S. Ruiz, K.W. Naumann , L. Stadler, H. Niedermaier (2006), *Design of internal thermal insulation and structures for the lfk-ng double-pulse motor*, La Ferté St Aubin, France.

5. A. Hacker, R. Stingl, H. Niedermaier, K. W. Naumann (2006), *The safety and delay device for the lfk-ng double-pulse motor demonstrator,* Aschau am Inn, Germany.
6. L.J. Stadler, S. Hoffmann, H. Niedermaier, A. Hacker, G. Bénayon, P. Trouillot, K.W. Naumann (2006), *Testing and verification of the lfk ng dual pulse motor,* Aschau am Inn, Germany.
7. Chang-Hui Wang, Yu Liu, Ya Bing Liu (2011), *Design and experimental studíe on ceramic port cover for dual pulse motor,* Beịing, China.
8. Nguyễn Thế Dũng, Đặng Ngọc Thanh và Nguyễn Ngọc Du (2017), Ảnh hưởng của thời điểm kích hoạt buồng đốt 2 đến quá trình làm việc của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hai buồng đốt liên hợp, *Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật, Học viện KTQS số 187.*
9. Đặng Hồng Triển (1995*), Phân tích các đặc trưng làm việc của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn có nhiều buồng đốt thông nhau làm việc không độc lập,* Luận văn Thạc sĩ kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
10. Đỗ Bá Tỉnh, Nguyễn Quang Mạnh, Nguyễn Ngọc Viên, Đỗ Mạnh Đức (2020), *Nghiên cứu thiết kế sơ bộ và định hướng công nghệ chế tạo bom phản lực chống ngầm theo mẫu RGB-60 của Nga,* Đề tài cấp cơ sở, Viện Công nghệ/TCCNQP.

Analysis of stress and deformation in the combustion chamber of the RGB-60 rocket motor

Abstract: *The RGB-60 anti-submarine rocket bomb, along with the RBU-6000 launcher, is a powerful weapon equipped on the anti-submarine ships of the Vietnam People's Navy. Despite having been in service for a long time, this type of weapon retains its effectiveness and continues to be widely used. Given the substantial demand for training and combat readiness, the proactive research, design, and domestic manufacturing of the RGB-60 bomb is an urgent task. This paper presents the results of investigating and analyzing the stress and strain fields of the RGB-60 engine combustion chamber through numerical simulation. The research results serve as an important scientific basis for evaluating strength, predicting and optimizing the design, directly supporting the goal of localization and ensuring the anti-submarine combat capability of the Vietnam People's Navy.*

Keywords: RGB-60 bomb; anti-submarine; dual pulse motor; deformation; stress.

Nghiên cứu ảnh hưởng của thông số nắp bịt kín tới đặc tính thuật phóng của động cơ nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước

Vũ Cao Kỳ[1], Nguyễn Trường Thanh[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Tên lửa, Viện Khoa học và Công nghệ quân sự

Email: kyvu18.123@gmail.com; Tel: 0974336680

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu hoạt động của động cơ nhiên liệu rắn khi hoạt động trong môi trường nước khi xét tới ảnh hưởng của kết cấu nắp bịt kín bảo vệ nước cho động cơ. Trong bài báo này, nhóm tác giả đã xây dựng hệ phương trình tính toán thuật phóng trong của động cơ nhiên liệu rắn khi kể đến giai đoạn áp lực phá vỡ nắp bảo vệ. Trong giai đoạn hoạt động này thuốc phóng cháy một phần làm tăng áp suất buồng đốt phá vỡ nắp bịt áp suất, một phần khí thuốc tràn vào khoang hình thành bởi nắp bịt kín và loa phụt làm tăng áp suất của khoang này. Khi áp suất khoang thấp áp đủ lớn cắt chốt giữ nắp bịt kín và đẩy nắp chuyển động. Khi nắp bịt kín văng ra ngoài khí thuốc từ buồng đốt phun qua loa ra môi trường hoạt động như động cơ rắn thông thường. Bài báo là cơ sở để tính toán, thiết kế, chế tạo kết cấu thực của động cơ nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước.

Từ khóa: *Động cơ nhiên liệu rắn; động cơ hoạt động dưới nước; buồng cao áp; buồng thấp áp; thuật phóng trong.*

1. Đặt vấn đề

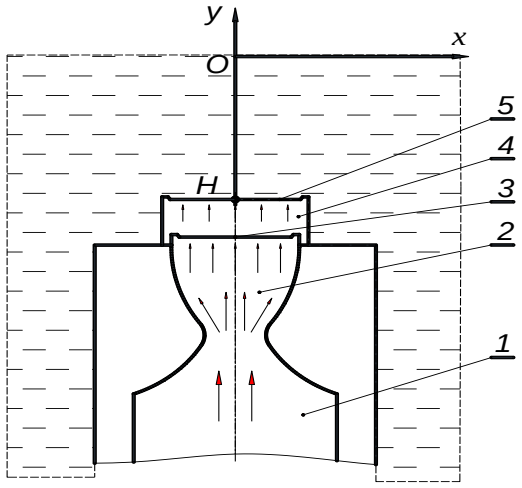
Với những ưu điểm nổi bật, động cơ nhiên liệu rắn ngày càng được sử dụng trong nhiều loại vũ khí từ tên lửa phòng không, tên lửa chống tăng và thậm chí cả vũ khí dưới nước. Động cơ nhiên liệu rắn được sự quan tâm của nhiều nhà nghiên cứu trong và ngoài nước. Nghiên cứu [1, 2] đã trình bày về động lực học dòng khí, các thông số hãm, cách tính lực động cơ nhiên liêu rắn; Nghiên cứu [3], đã trình bày cơ sở tính toán thuật phóng trong có kể đến nhiệt lượng của nhiên liệu và tổn thất nhiệt qua thành động cơ từ đó đề suất phương án thiết kế loa phụt và động cơ nhiên liệu rắn. Nghiên cứu [4], đã trình bày nghiên cứu về bài toán ngược thuật phóng để tìm hiểu thông số liều phóng. Trong tài liệu [5], tác giả nghiên cứu ảnh hưởng của lực đẩy động cơ nhiên liệu rắn khi hoạt động trong môi trường nước ở các độ sâu khác nhau. Nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số buồng đốt đến các tham số làm việc đặc trưng của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn khi kể đến ảnh hưởng của dòng đa pha (có kể đến pha rắn khi dòng khí có hỗn hợp bột nhôm), tác giả H.T. Dũng [6], chỉ ra sự suy giảm lực đẩy khi dòng khí có lẫn pha rắn. Nghiên cứu [8, 9 và 10] đã trình bày cơ sở tính toán thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu sử dụng cho các loại tên lửa. Ở đây tác giả trình bày về hệ số nhồi và yếu tố ảnh hưởng đến hệ số nhồi cũng như tính toán tối ưu kết cấu động cơ.

Khi làm việc trong môi trường nước, động cơ nhiên liệu rắn chịu sự tác động của các điều kiện môi trường có đặc tính khác biệt cơ bản so với môi trường không khí. Để bảo đảm khả năng hoạt động an toàn và ổn định, động cơ thường được thiết kế với kết cấu nắp kín nhằm ngăn chặn sự xâm nhập của nước. Kết cấu này làm thay đổi điều kiện biên tại cửa ra của loa phụt, kéo theo sự biến đổi phân bố áp suất và các đặc trưng dòng khí phụt. Vì vậy, việc nghiên cứu đặc tính thuật phóng của động cơ nhiên liệu rắn trong môi trường nước, có xét đến ảnh hưởng của kết cấu nắp kín, là yêu cầu cần thiết và có ý nghĩa khoa học cũng như thực tiễn.

2. Mô hình lý thuyết và xây dựng bài toán

2.1. Mô hình hoá các quá trình vật lý trong quá trình hoạt động của động cơ

Các quá trình diễn ra trong khi động cơ nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước được mô hình hóa như hình 1. Trong đó: buồng đốt động cơ 1 (buồng cao áp), buồng trung gian 4 - buồng tạo bởi đáy loa phụt và nắp bịt kín (buồng thấp áp).



Hình 1. Mô hình hoá động cơ nhiên liệu rắn với kết cấu nắp kín

1. Buồng đốt; 2. Loa phụt; 3. Nắp bịt loa phụt; 4. Buồng trung gian; 5. Nắp kín.

Quá trình hoạt động của động cơ chia làm 3 giai đoạn: Giai đoạn 1, nắp bịt kín 5 chưa bung ra môi trường; giai đoạn 2, tính từ khi nắp bịt kín 5 đã bung ra ngoài; giai đoạn 3 bắt đầu khi thuốc phóng cháy hết tới khi khí thuốc phụt hết vào môi trường (giai đoạn phụt khí tự do).

Giai đoạn 1: Khi động cơ hoạt động, khí cháy từ buồng cao áp 1, tràn vào loa phụt 2, áp suất tăng lên làm phá vỡ nắp bịt loa 3. Sản phẩm cháy tràn vào buồng thấp áp 4. Khi áp suất trong buồng thấp áp đạt đến ngưỡng nhất định, lực giữ nắp bịt kín tạo ra bởi áp suất môi trường thấp hơn lực sinh ra từ áp suất trong khoang, nắp bịt kín nước bắt đầu chuyển động. Khoang trung gian 4 được mở rộng và tăng thể tích cho đến khi nắp 5 bị đẩy vào môi trường nước, kết thúc giai đoạn 1 quá trình hoạt động của động cơ.

Giai đoạn 2: Động cơ nhiên liệu rắn hoạt động theo chế độ bình thường, thuốc phóng cháy tạo áp suất, sản phẩm cháy phụt ra ngoài môi trường nước thông qua loa phụt 2.

Giai đoạn 3: Giai đoạn phụt khí tự do, được tính từ thời điểm thuốc phóng cháy hết tới khi áp suất trong buồng đốt cân bằng với áp suất môi trường.

2.2. Các giả thiết

- Thuốc phóng cháy hoàn toàn và tuân theo quy luật hình học, tốc độ cháy tuân theo phương trình hàm mũ tốc độ cháy;
- Số mũ đoạn nhiệt, chỉ số đoạn nhiệt, hằng số khí (R) được xem là hằng số;
- Bỏ qua giai đoạn mồi cháy;
- Bỏ qua giai đoạn tác dụng sau cùng của khí thuốc;
- Bỏ qua ma sát của nắp bịt kín với thành nắp;
- Quá trình phóng thực hiện trong điều kiện tiêu chuẩn.

2.3. Xây dựng bài toán thuật phóng

Bài toán thuật phóng trong động cơ hoạt động trong môi trường nước được thiết lập theo các giai đoạn sau: Giai đoạn 1 (bật nắp bảo vệ nước); giai đoạn 2 (động cơ hoạt động thông thường trong môi trường nước); giai đoạn 3 (giai đoạn phụt khí tự do).

2.3.1.Giai đoạn 1

Hệ phương trình vi phân thuật phóng mô tả giai đoạn bật nắp bịt kín nước theo tài liệu [2], [3], [7]:

$$\begin{cases} 1.\dfrac{d\psi}{dt}=\dfrac{S\cdot u\cdot \rho_T}{\omega};\quad 2.\dfrac{d\chi_n}{dt}=\dfrac{a\cdot b}{\left(1+b\cdot\psi\right)^2}.\dfrac{d\psi}{dt};\qquad 3.\dfrac{dm_{b1}}{dt}=\dot{m}_{tp}-\dot{m}_{td12};\\ 4.\dfrac{dp_{b1}}{dt}=\dfrac{R}{w_1}.\left(T_{b1}.\chi_n.\dfrac{dm_{b1}}{dt}+m_{b1}.\chi_n.\dfrac{dT_{b1}}{dt}+m_{b1}.T_{b1}.\dfrac{d\chi_n}{dt}-\dfrac{m_{b1}\cdot\chi_n\cdot T_{b1}}{w_1}.S.u\right);\\ 5.\dfrac{dT_{b1}}{dt}=\dfrac{T_1}{m_{b1}}.\dot{m}_{tp}-\dfrac{k\cdot T_{b1}\cdot\dot{m}_{td12}}{m_{b1}}-\dfrac{dm_{b1}}{dt}\cdot\dfrac{T_{b1}}{m_{b1}};\quad 6.\dfrac{dm_{b2}}{dt}=\dot{m}_{td12}-\dot{m}_{td23};\\ 7.\dfrac{dp_{b2}}{dt}=\dfrac{R}{w_2}.\left(T_{b2}.\chi_n.\dfrac{dm_{b2}}{dt}+m_{b2}.\chi_n.\dfrac{dT_{b2}}{dt}+m_{b2}.T_{b2}.\dfrac{d\chi_n}{dt}-\dfrac{m_{b2}.\chi_n.T_{b2}}{w_2}.S_d.v_d\right);\\ 8.\dfrac{dT_{b2}}{dt}=\dfrac{k\cdot T_{b1}}{m_{b2}}.\dot{m}_{td12}-\dfrac{k\cdot T_{b2}}{m_{b2}}.\dot{m}_{td23}-\dfrac{dm_{b2}}{dt}\cdot\dfrac{T_{b2}}{m_{b2}}-\dfrac{\phi_m\cdot(k-1)\cdot m_d\cdot v_d}{R\cdot m_{b2}}\cdot\dfrac{dv_d}{dt};\\ 9.dw_2=S_d\cdot dl_d;\qquad 10.\dfrac{dv_d}{dt}=\dfrac{S_d\cdot p_{b2}}{\phi_m\cdot m_d};\quad 11.\dfrac{dl_d}{dt}=v_d; \end{cases} \tag{1}$$

Các phương trình điều kiện để xác định $\dot{m}_{tp}$, $\dot{m}_{td12}$ và $\dot{m}_{td23}$:

1. Phương trình bảo toàn khối lượng trong buồng cao áp:

$$\frac{dm_{b1}}{dt}=\dot{m}_{tp}-\dot{m}_{td12} \tag{2}$$

- Nếu độ chênh lệch áp suất là $1\le\dfrac{p_{b1}}{p_{b2}}<\left(\dfrac{k+1}{2}\right)^{\frac{k}{k-1}}$ thì dòng khí phụt từ buồng cao áp sang buồng trung gian với tốc độ dưới âm (nhỏ hơn vận tốc âm thanh cục bộ), khi đó, lưu lượng phụt khí được tính theo công thức:

$$\dot{m}_{td12}=\frac{\phi_2.F_{12}.p_{b1}}{\sqrt{\chi_n.R.T_{b1}}}\cdot\sqrt{\frac{2k}{k-1}\cdot\left(\left(\frac{p_{b2}}{p_{b1}}\right)^{\frac{2}{k}}-\left(\frac{p_{b2}}{p_{b1}}\right)^{\frac{k+1}{k}}\right)} \tag{3}$$

- Nếu độ chênh lệch áp suất là $\dfrac{p_{b1}}{p_{b2}}\ge\left(\dfrac{k+1}{2}\right)^{\frac{k}{k-1}}$ thì dòng khí phụt từ buồng cao áp sang buồng trung gian với tốc độ âm thanh, khi đó, lưu lượng phụt khí là cực đại và được tính theo công thức:

$$\dot{m}_{td12}=\frac{\phi_2.K_0(K).F_{12}.p_{b1}}{\sqrt{\chi_n.R.T_{b1}}} \tag{4}$$

2. Phương trình bảo toàn khối lượng trong buồng trung gian:

- Nếu độ chênh lệch áp suất là $1\le\dfrac{p_{b2}}{p_{mt}}<\left(\dfrac{k+1}{2}\right)^{\frac{k}{k-1}}$ thì dòng khí phụt từ buồng trung gian ra môi trường với tốc độ dưới âm (nhỏ hơn vận tốc âm thanh cục bộ), khi đó, lưu lượng phụt khí được tính theo công thức:

$$\dot{m}_{td23} = \frac{\phi_2.F_{23}.p_{b2}}{\sqrt{\chi_n.R.T_{b2}}} \cdot \sqrt{\frac{2k}{k-1} \cdot \left(\left(\frac{p_{mt}}{p_{b2}} \right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p_{mt}}{p_{b2}} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right)} \quad (5)$$

- Nếu độ chênh lệch áp suất là $\frac{p_{b2}}{p_{mt}} \geq \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{k}{k-1}}$ thì dòng khí phụt từ buồng trung gian ra môi trường với tốc độ âm thanh, khi đó, lưu lượng phụt khí là cực đại và được tính theo công thức:

$$\dot{m}_{td23} = \frac{\phi_2.K_0(K).F_{23}.p_{b2}}{\sqrt{\chi_n.R.T_{b2}}} \quad (6)$$

Trong đó: p_{mt} : áp suất môi trường; F_{23} : tiết diện nắp bịt kín; T_{b2}: nhiệt độ của khí thuốc trong buồng trung gian (K).

2.3.2. Giai đoạn 2 (động cơ hoạt động trong môi trường nước)

Ở giai đoạn này nắp bịt kín đã bị đẩy ra môi trường. Sản phẩm cháy từ buồng đốt phụt qua loa phụt ra môi trường. Khi đó các phương trình trạng thái của buồng cao áp có dạng:

$$\begin{cases} 1.\frac{d\psi}{dt} = \frac{S \cdot u \cdot \rho_T}{\omega}; \quad 2.\frac{d\chi_n}{dt} = \frac{a \cdot b}{(1+b \cdot \psi)^2}.\frac{d\psi}{dt}; \quad 3.\frac{dm_{b1}}{dt} = \dot{m}_{tp} - \dot{m}_{td12}; \\ 4.\frac{dp_{b1}}{dt} = \frac{R}{w_1}.\left(T_{b1}.\chi_n.\frac{dm_{b1}}{dt} + m_{b1}.\chi_n.\frac{dT_{b1}}{dt} + m_{b1}.T_{b1}.\frac{d\chi_n}{dt} - \frac{m_{b1} \cdot \chi_1 \cdot T_{b1}}{w_1}.S.u \right); \\ 5.\frac{dT_{b1}}{dt} = \frac{T_1}{m_{b1}}.\dot{m}_{tp} - \frac{k \cdot T_{b1} \cdot \dot{m}_{td12}}{m_{b1}} - \frac{dm_{b1}}{dt} \cdot \frac{T_{b1}}{m_{b1}} \end{cases} \quad (7)$$

2.3.3. Giai đoạn 3 (phụt khí tự do)

Khi thuốc phóng cháy hết hệ phương trình có dạng:

$$\begin{cases} 1.\frac{d\psi}{dt} = 0; \quad 2.\frac{d\chi_n}{dt} = 0; \quad 3.\frac{dm_{b1}}{dt} = \frac{\phi_2.K_0(k).F_{12}.p_{b1}}{\sqrt{R.T_{b1}}}; \\ 4.\frac{dp_{b1}}{dt} = \frac{k.\dot{m}_{b1}R.T_{b1}}{w_1}; \quad 5.\frac{dT_{b1}}{dt} = -(k-1)\phi_2.K_0(k).F_{12}.\sqrt{R.T_{b1}}\frac{T_{b1}}{w_1}. \end{cases} \quad (8)$$

Sử dụng phương pháp Runge-Kutta để giải các hệ phương trinh vi phân (1), (7) và (8). Với các thông số điều biện ban đầu tương ứng.

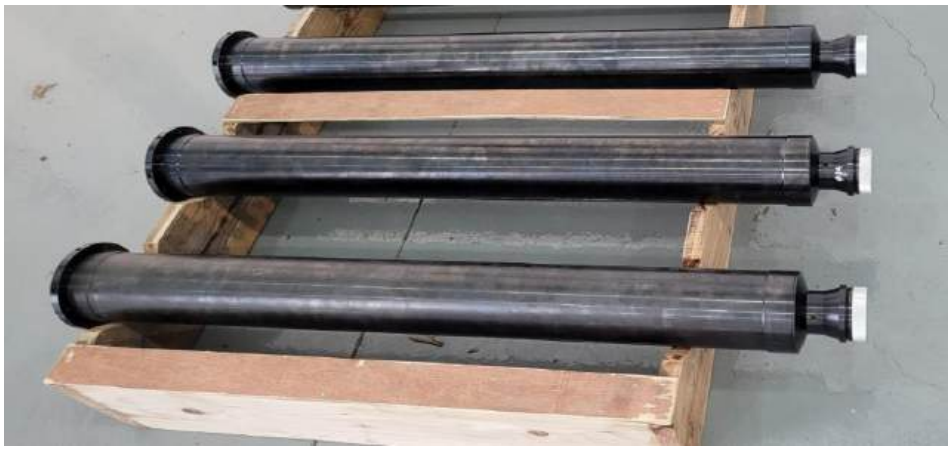
3. Kết quả tính toán và thảo luận

3.1. So sánh kết quả tính toán và thử nghiệm

Bài báo tiến hành tính toán các thông số thuật phóng trong của động cơ nhiên liệu rắn lắp trong thủy lôi PA-A hoạt động ở độ sâu từ 50 – 60 m trong môi trường nước biển tĩnh được nhà máy X28 của Cục Kỹ thuật Quân chủng Hải quân Việt Nam nghiên cứu và chế tạo. Do điều kiện thử nghiệm dưới độ sâu 50-60 m nước biển tĩnh là rất khó khăn, động cơ được nhóm tác giả thử nghiệm hoạt động ở độ sâu 10 m dưới nước trong bể thử nghiệm với các tham số thuật phóng cho trong *Bảng 1.* Trong môi trường nước biển tĩnh, mỗi khi xuống sâu thêm 10 m, áp suất sẽ tăng thêm ≈ 1 atm.



Hình 2. Thủy lôi thềm lục địa PA-A



Hình 3. Động cơ nhiên liệu rắn của thủy lôi thềm lục địa PA-A

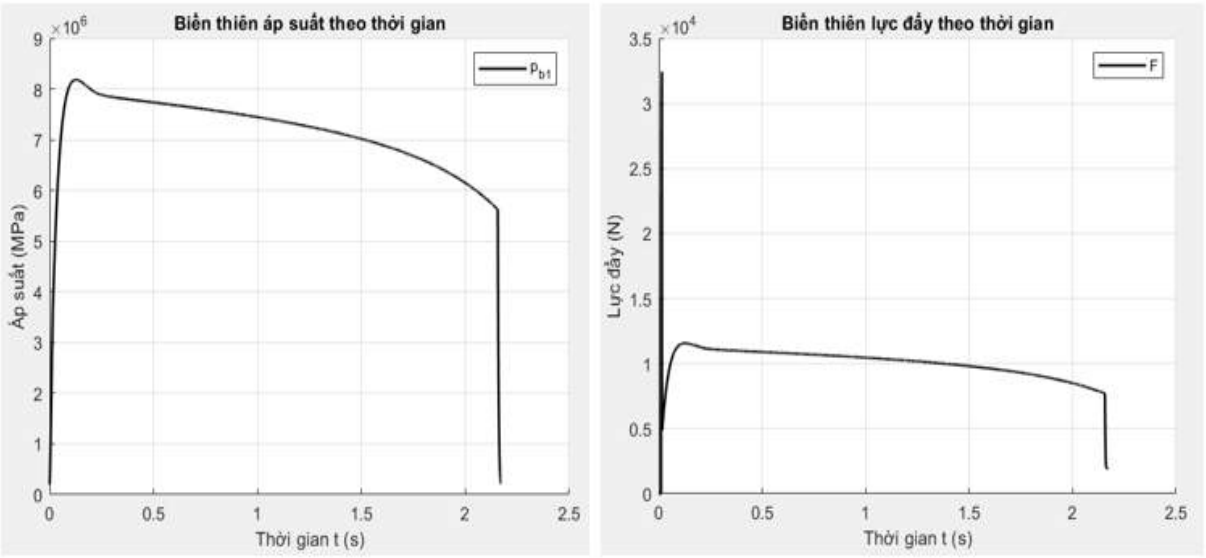
Bảng 1. Một số tham số thuật phóng của động cơ

TT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Đường kính ngoài thỏi thuốc phóng	D	104,5	mm
2	Đường kính trong thỏi thuốc phóng	d	18,0	mm
3	Chiều dài thỏi thuốc phóng	L	950	mm
4	Mật độ của nhiên liệu	ρ_T	1580	kg/m^3
5	Hệ số tốc độ cháy	u_1	$40{,}8.10^{-6}$	*m/s*
6	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k	1,25	
7	Số mũ tốc độ cháy	ν	0,3435	
8	Hệ số ảnh hưởng của nhiệt độ môi trường	K_T	0,0034	
9	Nhiệt độ môi trường	T_{mt}	293	K
10	Áp suất môi trường	p_{mt}	2.10^5	Pa
11	Đường kính trong buồng đốt	D_k	114	mm
12	Chiều dài buồng đốt	L_k	1020	mm
13	Đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt	d_{th}	34; 35	mm
14	Đường kính tiết diện cửa ra của loa phụt	d_a	72	mm
15	Đường kính trong nắp bịt nước	d_{nb}	110	mm

Giải các hệ phương trình vi phân (1), (7) và (8) bằng phương pháp số trên máy tính nhận được bảng kết quả một số tham số làm việc cơ bản của động cơ phóng theo *Bảng 2, Hình 4.*

Bảng 2. Kết quả tính toán thuật phóng động cơ khi hoạt động ở độ sâu 10m dưới nước

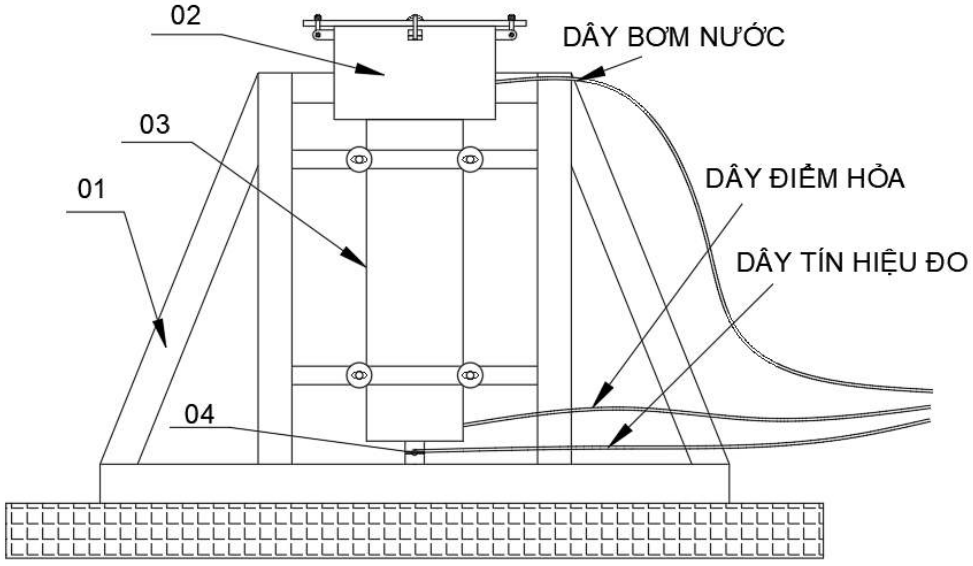
Đường kính tới hạn (*mm*)	**Áp suất lớn nhất (*MPa*)**	**Áp suất trung bình (*MPa*)**	**Lực đẩy lớn nhất (*N*)**	**Lực đẩy trung bình (*N*)**	**Thời gian làm việc (s)**	**Tổng xung lực đẩy (N.s)**
35	8,183	7,1195	32428,6	9997,6	2,17	21695
34	8,7748	7,7066	32200,3	10291,7	2,12	21802



Hình 4. Đồ thị áp suất và lực đẩy với đường kính tới hạn d_{th}=35 mm

Tiến hành thử nghiệm:

Động cơ của thủy lôi PA-A được đưa xuống bể thử và đo ở độ sâu 10m nước. Kết quả thử nghiệm và tính toán được cho trong *Bảng 3*.



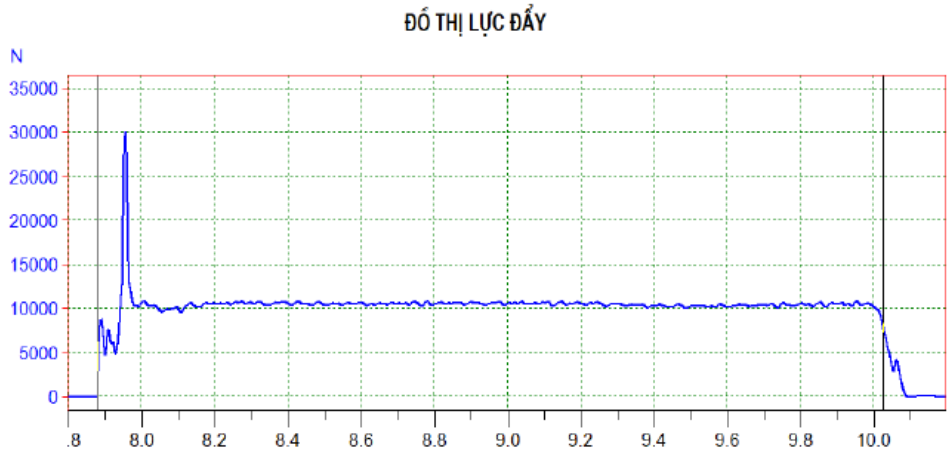
Hình 5. Mô hình đo thuật phóng động cơ dưới nước



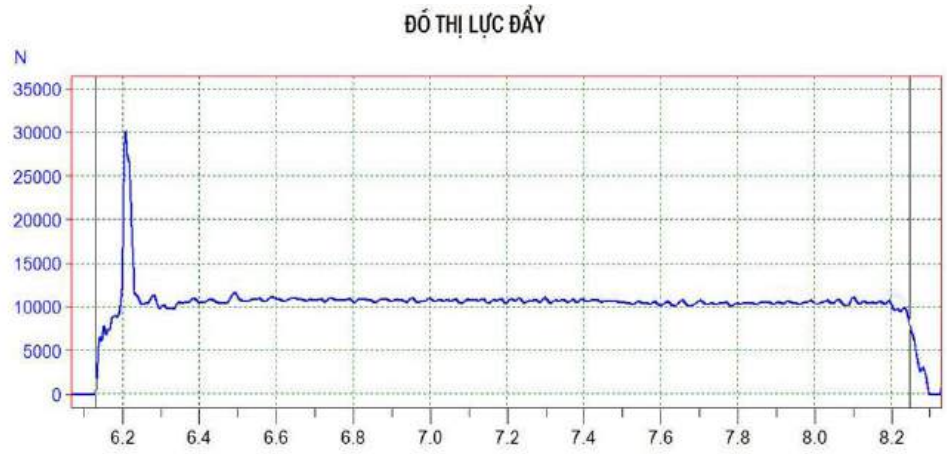
Hình 6. Đưa động cơ PA-A lên bể thử nghiệm

Bảng 3. Kết quả đo thực nghiệm động cơ ở bể nước thử có độ sâu 10 m

Phát số	Đường kính tới hạn d_{th} [mm]	Lực max [N]	Lực trung bình [N]	Tổng xung lực [N.s]	Thời gian làm việc [s]
Phát 1	35	30088,1	10250,0	22037,5	2,15
Phát 2	34	30032,7	10740,8	22770,4	2,12



Hình 7. Đồ thị lực đẩy đo thử nghiệm với đường kính tới hạn d_{th}=35 mm



Hình 8. Đồ thị lực đẩy đo thử nghiệm với đường kính tới hạn d_{th}=34 mm

* Nhận xét:

Đồ thị lý thuyết có dạng tương tự đồ thị đo được từ thực nghiệm, giá trị sai lệch đảm bảo độ tin cậy của tính toán. Lực đẩy động cơ trải qua hai giai đoạn rõ rệt:

+ Giai đoạn nắp bịt kín nước đang mở, lúc này có sự gia tăng áp suất trong khoang trung gian để phá vỡ nắp bịt kín tạo ra một xung lực đẩy cực đại (F_{max}). Giá trị này thực tế đạt trên 30.000 N, cao gấp khoảng 3 lần lực đẩy trung bình trong giai đoạn ổn định. Điều này xác nhận mô hình buồng cao áp - thấp áp đã mô tả chính xác hiện tượng vật lý tại cửa ra loa phụt.

+ Giai đoạn sau khi nắp kín được mở ra, động cơ nhiên liệu rắn hoạt động bình thường (sản phẩm cháy trong động cơ được phun vào môi trường nước thông qua loa phụt giống như môi trường không khí).

3.2. Luận giải kết quả tính toán và thảo luận

Qua thực nghiệm đã đo được biểu đồ lực đẩy động cơ nhiên liệu rắn khi hoạt động ở độ sâu 10m nước trong bể đo. Đây là kết quả quan trong và là sở cứ khoa học tin cậy để so sánh với kết quả tính toán được xây dựng từ mô hình kết cấu thực tế. Kết quả tính toán lý thuyết phù hợp với các giá trị thực nghiệm. Điều này phản ánh 2 vấn đề:

- Về định tính: việc mô tả nguyên lý làm việc trong giai đoạn trước và sau tách nắp bịt kín bởi các quá trình tuần tự là phù hợp với quy luật diễn ra trong thực tế;

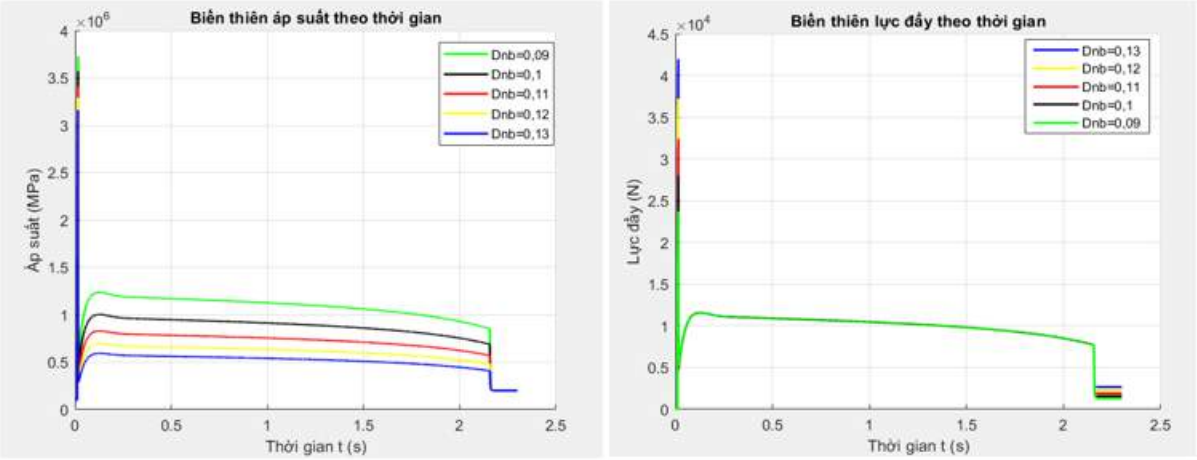
- Về định lượng: Việc đối chiếu số liệu cho thấy sai số giữa tính toán lý thuyết và thực nghiệm là trong mức cho phép. Thời gian làm việc (t): Có độ chính xác cao nhất với sai số chỉ 0,93 % (tại d_{th} = 35 mm). Tổng xung lực đẩy: Sai lệch nằm trong khoảng 1,55 % - 4,25 %. Đây là chỉ số quan trọng khẳng định mô hình bảo toàn khối lượng và năng lượng được xây dựng là hoàn toàn tin cậy. Lực đẩy lớn nhất (F_{max}): dù đây là tham số có biến động khá phức tạp do hiện tượng thủy động lực học khi bật nắp bịt kín, nhưng sai số vẫn được kiểm soát tốt ở mức 7,22 % - 7,78 %.

4. Khảo sát ảnh hưởng của đường kính trong nắp bịt nước

Giai đoạn văng nắp bịt là một quá trình biến thiên động lực học phức tạp, gây ra hiện tượng áp suất và lực đẩy tăng đột ngột. Sự biến thiên này phụ thuộc chặt chẽ vào các thông số hình học của nắp, trong đó đường kính nắp bịt là yếu tố quyết định diện tích chịu lực và thể tích khoang thấp áp. Việc khảo sát sự thay đổi của đường kính nắp bịt không chỉ giúp xác định giới hạn hình học tối ưu để lắp ghép mà còn là cơ sở để điều khiển thời gian trễ của giai đoạn đẩy nắp bịt. Chương trình tính toán với các tham số thuật phóng động cơ được cho trong bảng 1, với D_{th}= 35 mm. Kết quả khảo sát được cho trong *Bảng 4, Hình 9.*

Bảng 4. Kết quả khảo sát ảnh hưởng của nắp bịt loa phụt

Đường kính nắp bịt (*mm*)	**Áp suất P_{b2} max (*MPa*)**	**Áp suất P_{b2} trung bình (*MPa*)**	**Lực đẩy lớn nhất (*kN*)**	**Lực đẩy trung bình (*kN*)**	**Thời gian làm việc (s)**	**Tổng xung lực đẩy (N.s)**
90	3,73	1,08	23711,7	9989,4	2,17	21675
100	3,57	0.88	28031,5	9993,5	2,17	21685
110	3,41	0,73	32428,6	9997,6	2,17	21694,7
120	3,3	0,61	37224,6	10002,1	2,17	21705,1
130	3,16	0,52	41963	10006,6	2,17	21715,9



Hình 9. Đồ thị áp suất P_{b2} và lực đẩy qua khảo sát sự thay đổi đường kính nắp bịt tại D_{th} = 35 mm

*Từ các số liệu tính toán và biểu đồ biến thiên áp suất, lực đẩy khi thay đổi đường kính trong nắp bịt, ta rút ra các nhận xét quan trọng sau:

+ Ảnh hưởng đến áp suất buồng trung gian: Đường kính nắp bịt (d_{nb}) tỉ lệ nghịch với tốc độ tăng áp suất và thời điểm văng nắp. Khi d_{nb} giảm, thể tích khoang thấp áp giảm, khiến khí thuốc tích tụ và đẩy áp suất đạt ngưỡng bật nắp nhanh hơn. Ngược lại, d_{nb} lớn làm tăng thể tích khoang, giảm áp suất và kéo dài thời gian tích áp.

+ Ảnh hưởng đến đặc tính lực đẩy: d_{nb} tỉ lệ thuận với giá trị lực đẩy động cơ. Việc tăng d_{nb} tạo ra một diện tích khai thông dòng khí lớn hơn khiến sự chênh lệch áp suất giữa buồng trung gian và môi trường tạo ra một xung áp lực đột ngột lên tiết diện đáy sau, gây ra hiện tượng tăng vọt lực đẩy.

5. Kết luận

Bài báo đã thực hiện việc mô hình hoá hiện tượng phóng thành các giai đoạn, áp dụng các quy luật vật lý để thực hiện xây dựng bài toán thuật phóng trong của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước có kể tới hiện tượng vật lý khi mở nắp bịt kín. Trong bài báo nhóm tác giả đã thực hiện được các nội dung sau:

+ Đã xây dựng được mô hình toán và thiết lập được hệ phương trình và thuật giải bài toán động cơ nhiên liệu rắn hoạt động trong môi trường nước khi kể đến kết cấu thực của nắp kín nước bảo vệ động cơ.

+ Đã trình bày so sánh kiểm chứng kết quả tính toán và thực nghiệm các tham số làm việc của động cơ, kết quả tương đối trùng khớp.

+ Đã khảo sát ảnh hưởng của thông số đường kính nắp bịt nước tới các đặc trưng thuật phóng của động cơ, làm cơ sở cho quá trình thiết kế chế tạo động cơ sau này.

Bài báo cung cấp một công cụ tính toán hiệu quả, cho phép tính toán chính xác các đặc trưng thuật phóng của động cơ nhiên liệu rắn khi kể đến kết cấu nắp kín. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học quan trọng phục vụ việc tối ưu hóa thiết kế, chế tạo các loại động cơ hoạt động trong môi trường nước, giúp giảm thiểu chi phí thử nghiệm thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Đăng Điện, (1975),*"Thuật phóng trong của vũ khí đặc biệt (tập 1, 2)",* Trường Đại học Kỹ thuật quân sự.
2. Phạm Thế Phiệt, (1995), *"Lý thuyết động cơ tên lửa",* Học Viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

3. Đặng Hồng Triển, (2016), "*Lý thuyết động cơ tên lửa nhiên liệu rắn*", NXB Khoa học và Kỹ thuật.
4. D. H. Trien, N. T. Thanh, (2007), *"Ứng dụng bài toán ngược thuật phóng trong cho tính toán thiết kế liều phóng thay thế trong động cơ tên lửa nhiên liệu rắn"*, Tạp trí Khoa học và Công nghệ quân sự, pp. 137-144.
5. N. T. Than, H. T. Dung, (2025), "*Study on the effect of pressure on the thrust force of a solid propellant engineoperating in a water environment*", Journal of Military Science and Technology, Vol. 102, pp. 137-144.
6. Hoàng Thế Dũng, (2018), *"Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số buồng đốt đến các tham số làm việc đặc trưng của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn"*, Luận án tiến sỹ kỹ thuật, Viện KHCNQS.
7. Hoàng Thế Dũng, Lê Song Tùng, Đinh Văn Hiến (2024),"*Giáo trình thiết kế động cơ tên lửa*", NXB QĐND.
8. Орлов Б. В., (1968), *"Термодинамические и баллистические основы проектирования РДТТ",* Издательство Машиностроение, Москва.
9. *"Переносный противотанковый комплекс 9К111 - Техническое описание",* Военное издательство, Министерства обороны СССР, Москва (1981).
10. *"Техническое описание и инструкция по эксплуатации ПТУРС 9М111М",* Военное издательство, Министерства обороны СССР, Москва (1975).

Formulation of Internal Ballistic Governing Equations for an Underwater Solid Rocket Motor Accounting for Pressure Cavity Formation at the Nozzle Exit

***Abstract**: This paper investigates the operation of a solid rocket motor functioning in a water environment, with consideration of the influence of a sealed protective cap structure designed to prevent water ingress. The authors establish a system of governing equations to analyze the internal ballistic characteristics of the solid rocket motor, explicitly accounting for the pressure buildup phase leading to the rupture of the protective cap. During this stage, partial combustion of the propellant results in an increase in combustion chamber pressure sufficient to break the pressure-sealing cap, while a portion of the combustion gases flows into the cavity formed between the sealed cap and the nozzle, causing a rise in pressure within this cavity. When the pressure in the cavity reaches a critical level, it shears the retaining pin and forces the sealed cap to move. Once the sealed cap is expelled, the combustion gases are discharged through the nozzle into the surrounding medium, and the motor operates in a manner analogous to a conventional solid rocket motor. The results of this study provide a theoretical basis for the calculation, design, and fabrication of solid rocket motors intended for operation in underwater environments.*

Keywords: Solid rocket motor; High-pressure chamber; Low -pressure chamber; Underwater solid rocket motor; Internal ballistics.

Đánh giá hiệu quả sử dụng xung của động cơ phản lực xung để hiệu chỉnh đường bay

Đặng Hồng Duy[1*], Phạm Xuân Quyền[1]

[1]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự.

[*]Email: danghongduymta.17@gmail.com; Tel: 0886 817 196.

Tóm tắt

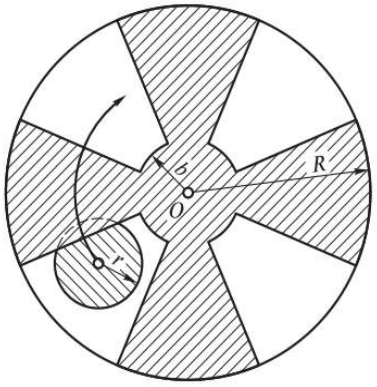
Bài báo nghiên cứu đánh giá hiệu quả sử dụng xung của động cơ phản lực xung để hiệu chỉnh quỹ đạo của đạn pháo dẫn đường, với ví dụ điển hình là đạn pháo dẫn đường "Centimetr". Trên cơ sở giả thiết phân bố sai số bắn tuân theo quy luật chuẩn, các công thức tính toán về mật độ, xác suất và tham số bán kính vòng tròn tản mát được thiết lập. Kết quả tính toán xung lực của động cơ phản lực xung cho thấy, một lần hiệu chỉnh lý tưởng có bổ sung vùng không nhạy làm tăng thêm hiệu quả sử dụng xung mà không làm thay đổi đáng kể xung lực tối ưu. Các kết quả này có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế đạn pháo thông minh sử dụng nguyên lý điều khiển xung để hiệu chỉnh đường bay.

Từ khóa: *Đạn pháo dẫn đường; động cơ phản lực xung; vùng không nhạy; bán kính vòng tròn tản mát.*

1. Mở đầu

Trong tác chiến hiện đại, đạn pháo dẫn đường ngày càng được quan tâm phát triển, trong đó phương pháp điều khiển xung là một giải pháp khả thi để hiệu chỉnh quỹ đạo giúp nâng cao độ chính xác của hỏa lực pháo binh.

Ví dụ điển hình về sử dụng điều khiển xung là đạn pháo dẫn đường "Centimetr" (Сантиметр) cỡ 152 mm do Nga sản xuất [2], hoạt động trên nhánh đi xuống của quỹ đạo. Nhờ chuyển động quanh trục dọc, hệ thống cảm biến quang học có khả năng quét khu vực mục tiêu được chiếu sáng bằng laser (Hình 1). Khi lớp cảm quang bị chiếu sáng, kíp nổ nhiệt của động cơ phản lực xung (ĐCPLX) tương ứng được kích hoạt, sinh ra xung lực để hiệu chỉnh đường bay nhằm giảm sai số.



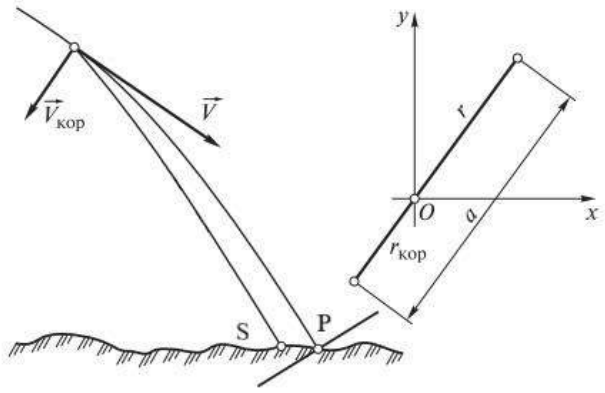
Hình 1. Bộ thu quang của đạn pháo dẫn đường "Centimetr"

Với giả thiết các ĐCPLX có biên độ xung đồng nhất, bài toán xác định giá trị tối ưu của xung a sao cho giảm thiểu bán kính vòng tròn tản mát sau hiệu chỉnh [3]. Đồng thời, để loại trừ các hiệu chỉnh dẫn tới tăng sai số cho những điểm rơi gần tâm, phân tích được mở rộng bằng cách đưa ra khái niệm vùng không nhạy. Vùng không nhạy trong điều khiển ĐCPLX là một khoảng giá trị sai lệch nhỏ quanh tâm quỹ đạo mà hệ thống không thực hiện hiệu chỉnh, tức là khi đạn đã bay tương đối chính xác, nằm trong giới hạn chấp nhận được, thì không kích hoạt ĐCPLX.

2. Nội dung nghiên cứu

2.1. Mô hình sai số bắn

Xét bài toán điều chỉnh ĐCPLX lý tưởng của xung lực đầu tiên [4]:



Hình 2. Sơ đồ điều chỉnh ĐCPLX lý tưởng

Giả sử quá trình hiệu chỉnh là lý tưởng, tức là điểm va chạm dự kiến P được dịch chuyển chính xác về tâm S của vùng phân tán (Hình 2) trong mặt phẳng vuông góc với vectơ vận tốc $\vec{V}$ của đạn tại điểm va chạm. Như vậy, kết quả của hiệu chỉnh là độ lớn của véc tơ $\overrightarrow{r_{kop}}$ theo quy luật:

$$r_{kop} = |r - a|$$

với *a* là độ lớn của lượng chỉnh hướng do ĐCPLX sinh ra để hiệu chỉnh quỹ đạo của đạn.

Luật phân bố xác suất sai lệch và xác định độ chính xác bắn. Giả sử sai số bắn phân bố theo phân bố chuẩn trên mặt phẳng ảnh (vuông góc với phương vận tốc), khi đó hàm mật độ xác suất được viết dưới dạng:

$$f(x,y) = \frac{1}{2\pi\sigma^2}\exp\left(-\frac{x^2+y^2}{2\sigma^2}\right) \quad (1)$$

Trong đó:

- σ - độ lệch chuẩn ủa phân bố chuẩn hai chiều mô tả sai số bắn, thể hiện mức độ phân tán trung bình của điểm rơi quanh tâm phân bố;

- x, y - tọa độ sai lệch theo 2 phương.

Phân bố bán kính sai lệch $r = \sqrt{x^2+y^2}$ .Ta tìm xác suất điểm rơi nằm trong vòng tròn bán kính r:

$$\left\{\sqrt{x^2+y^2} < r\right\} = \iint\limits_{\left(x^2+y^2<r\right)} \frac{1}{2\pi\sigma^2}\exp\left(-\frac{x^2+y^2}{2\sigma^2}\right)dxdy =$$

$$\int_0^{2\pi} d\varphi \int_0^r \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) rdr = 1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) = \psi(r) \quad (2)$$

Lấy đạo hàm theo *r*, ta được hàm mật độ xác suất cho độ lệch bán kính *r* trong mặt phẳng phân bố sai số bắn hai chiều:

$$\psi'(r) = \frac{r}{\sigma^2}\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right),\ r \geq 0 \tag{3}$$

Đây chính là phân bố thường gặp trong xác suất pháo binh.

2.2. Bán kính vòng tròn tản mát

Trong pháo binh, độ chính xác được đánh giá bằng bán kính vòng tròn tản mát *E* (vòng tròn chứa 50 % số đạn rơi vào) [1]:

$$\int_0^E \frac{r}{\sigma^2} exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) = \frac{1}{2} \tag{4}$$

Từ (4), suy ra bán kính vòng tròn tản mát được xác định theo công thức (5):

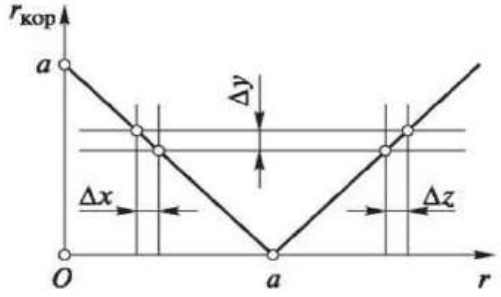
$$E = \sigma\sqrt{2\ln 2} = 1{,}774\sigma \tag{5}$$

2.3. Hiệu chỉnh lý tưởng một lần

Giả sử hiệu chỉnh lý tưởng (hiệu chỉnh theo một xung tức thời, bỏ qua thời gian cháy xung và bỏ qua yếu tố khí động), điểm P được dịch chính xác về tâm S (Hình 2).

Kết quả của hiệu chỉnh:

$$r_{KOP} = \begin{cases} r - a, & r \geq a \\ a - r, & r < a \end{cases} \tag{6}$$



Hình 3. Phép biến đổi tuyến tính từng phần theo công thức (6)

Suy ra, khi $r_{KOP} < a$, mật độ phân bố tuân theo:

$$\psi(y) = \frac{a-y}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(a-y)^2}{2\sigma^2}\right] + \frac{a+y}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(a+y)^2}{2\sigma^2}\right] \tag{7}$$

Khi $r_{KOP} < a$ trong biểu thức (7) chỉ còn lại hạng tử thứ hai. Biểu thức (7) biểu thị phân bố cần tìm của môđun bán kính vectơ r_{KOP} của điểm rơi trên mặt phẳng ảnh sau một lần hiệu chỉnh.

Để tìm sai số vòng tròn xác suất đối với quỹ đạo đã được hiệu chỉnh. Ký hiệu tham số cần tìm là E_{KOP}, ta sẽ tìm nó thông qua biểu thức tích phân.

$$\int_0^{E_{KOP}} \psi(y)dy = \frac{1}{2} \tag{8}$$

Giả sử rằng $E_{KOP} < a$. Khi đó, phương trình (8) có dạng sau:

$$\int_0^{E_{KOP}} \frac{a-y}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(a-y)^2}{2\sigma^2}\right]dy + \int_0^{E_{KOP}} \frac{a+y}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(a+y)^2}{2\sigma^2}\right]dy = \frac{1}{2} \quad (9)$$

Giả sử trong tích phân thứ nhất $y=a-t$, còn trong tích phân thứ hai $y=a+t$, ta có:

$$-\int_0^{a-E_{KOP}} \frac{t}{\sigma^2}\exp\left(-\frac{t^2}{2\sigma^2}\right)dt + \int_0^{a+E_{KOP}} \frac{t}{\sigma^2}\exp\left(-\frac{t^2}{2\sigma^2}\right)dt = \int_{a-E_{KOP}}^{a+E_{KOP}} \frac{t}{\sigma^2}\exp\left(-\frac{t^2}{2\sigma^2}\right)dt = \frac{1}{2}$$

Từ đó suy ra phương trình đối với E_{KOP}:

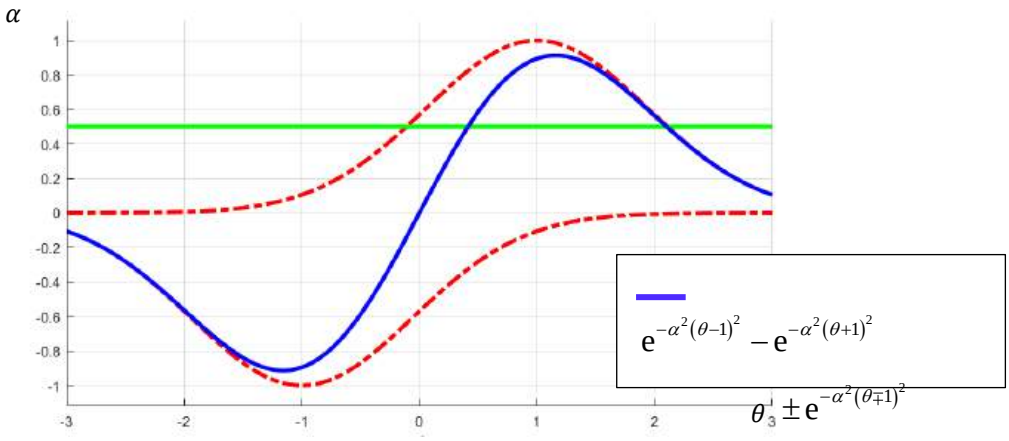
$$\exp\left[-\frac{(a-E_{KOP})^2}{2\sigma^2}\right] - \exp\left[-\frac{(a+E_{KOP})^2}{2\sigma^2}\right] = \frac{1}{2} \quad (10)$$

Phương trình này liên hệ giữa đại lượng hiệu chỉnh a với sai số vòng tròn trung bình E_{KOP} khi đã biết phương sai của bắn không hiệu chỉnh σ^2. Như vậy, một phương trình này chứa hai ẩn số: a và E_{KOP}.

Điều kiện bổ sung làm cho bài toán trở nên xác định hoàn toàn được phát biểu như sau: cần tìm một cặp số a và E_{KOP} sao cho giá trị E_{KOP} là nhỏ nhất trong tất cả các giá trị có thể. Để đơn giản hóa, ta đưa vào các ký hiệu: $\theta = \frac{a}{E_{KOP}}$ và $\alpha = \frac{E_{KOP}}{(\sigma\sqrt{2})}$

Lúc đó, thay vào phương trình (10), ta có:

$$\exp\left[-\alpha^2(\theta-1)^2\right] - \exp\left[-\alpha^2(\theta+1)^2\right] = \frac{1}{2} \quad (11)$$



Hình 4. Giải phương trình (11) trên MATLAB bằng phương pháp lặp Newton-Raphson

Từ đồ thị, khi giá trị tham số α đủ lớn, phương trình (11) có hai nghiệm. Khi giá trị α giảm đi, các nghiệm này dần gần lại và cuối cùng hợp nhất thành một nghiệm duy nhất, thỏa mãn bài toán tìm giá trị nhỏ nhất của E_{KOP}. Giá trị α tương ứng có thể dễ dàng tìm thấy, vì khi đó cực đại của vế trái phương trình (11) bằng 0,5. Khi đạo hàm phương trình (11) theo θ, ta có:

$$(\theta+1)exp(-2\theta\alpha^2) - (\theta-1)exp(2\theta\alpha^2) = 0 \quad (12)$$

Từ đây suy ra:

$$\alpha^2 = \frac{1}{4\theta} ln \frac{\theta+1}{\theta-1} \quad (13)$$

Thay giá trị α từ (13) vào phương trình (11), ta thu được một phương trình chỉ còn một ẩn số θ, có thể dễ dàng giải bằng phương pháp lặp, nghiệm tối ưu:

$$\theta^* = 2{,}3528;\ a = \theta^*\sigma$$

Sau đó, xác định vòng tròn tản mát:

$$E_{KOP} = \frac{a}{\theta} = \alpha\sigma\sqrt{2} = 0{,}4392\sigma \tag{14}$$

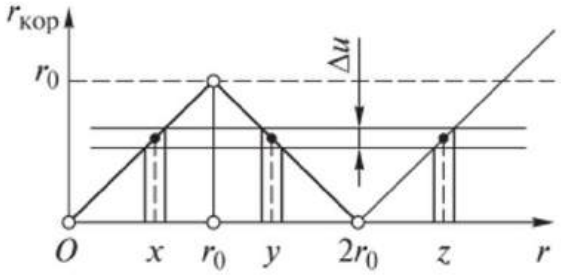
Bây giờ ta có thể đánh giá mức độ giảm của sai số bán kính vòng tròn tản mát trung bình sau một lần hiệu chỉnh so với bán kính vòng tròn tản mát khi bắn không hiệu chỉnh. Dựa vào các biểu thức (5) và (14), ta có:

$$\frac{E}{E_{KOP}} = \frac{1{,}1774\sigma}{0{,}4392\sigma} = 2{,}68 \tag{15}$$

Ta thấy, sau khi áp dụng một lần hiệu chỉnh xung, bán kính tản mát giảm khoảng 2,68 lần so với trước khi hiệu chỉnh.

2.4. Mô hình bổ sung vùng không nhạy

Từ Hình 2 có thể thấy rõ rằng nếu hiệu chỉnh các điểm rơi nằm rất gần tâm phân tán, thì việc hiệu chỉnh như vậy lại làm sai số tăng lên. Để khắc phục điều đó, có thể đưa vào một vùng không nhạy trong đặc tính phân biệt của bộ điều phối mục tiêu. Phép biến đổi phi tuyến tương ứng khác với phép biến đổi được trình bày trong Hình 3 và có dạng được thể hiện trong Hình 5:



Hình 5. Biến đổi phi tuyến trong điều kiện tồn tại vùng không nhạy r_0

Biểu thức chính thức của phép biến đổi phi tuyến theo mô-đun của vectơ sai lệch:

$$r_{KOP} = \begin{cases} r, & 0 \le r \le r_0 \\ 2r_0 - r, & r_0 \le r \le 2r_0 \\ r - 2r_0, & 2r_0 \le r \le \infty \end{cases}$$

Hàm mật độ xác suất trong khoảng $0 \le u \le r_0$ có dạng:

$$\psi(u) = \frac{u}{\sigma^2}\exp\left(-\frac{u^2}{2\sigma^2}\right) + \frac{2r_0 - u}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(2r_0 - u)^2}{2\sigma^2}\right] + \frac{2r_0 + u}{\sigma^2}\exp\left[-\frac{(2r_0 + u)^2}{2\sigma^2}\right] \tag{16}$$

Khi $r_0 \le u < \infty$ trong công thức (16) chỉ còn lại hạng tử cuối cùng. Chúng ta sẽ cho thấy rằng với phương pháp hiệu chỉnh như vậy (tức là có vùng không nhạy), lợi ích thực sự được tăng lên so với phương án không có vùng không nhạy. Tiến hành tích phân biểu thức (16), ta thu được:

$$exp\left(-\frac{E_{KOP}^2}{2\sigma^2}\right)+exp\left[-\frac{\left(2r_0-E_{KOP}\right)^2}{2\sigma^2}\right]-exp\left[-\frac{\left(2r_0+E_{KOP}\right)^2}{2\sigma^2}\right]=\frac{1}{2}$$

Ta có biểu thức dưới dạng gọn hơn:

$$exp\left[-\alpha^2\left(\theta-1\right)^2\right]-exp\left[-\alpha^2\left(\theta+1\right)^2\right]=exp\left(-\alpha^2\right)-\frac{1}{2} \quad (17)$$

Để tính toán tham số α, vẫn có thể sử dụng công thức (13). Tuy nhiên, sau khi thay thế vào biểu thức (17), ta thu được $\theta^* = 2,7415$.

Từ đó suy ra $\alpha = 0,2641$ và $E_{KOP} = \alpha\sigma\sqrt{2} = 0,3735\sigma$.

Như vậy, mức độ giảm của sai số bán kính vòng tròn tản mát trung bình sau một lần hiệu chỉnh so với bán kính vòng tròn tản mát khi bổ sung hiệu chỉnh so với trường hợp không hiệu chỉnh đã tăng lên:

$$\frac{E}{E_{KOP}} = \frac{1,1774\sigma}{0,3735\sigma} = 3,15 \quad (18)$$

Khi đó độ lớn của độ lớn của lượng chỉnh hướng do ĐCPLX sinh ra để hiệu chỉnh quỹ đạo của đạn tăng rõ rệt:

$$a=2r_0=\theta E_{KOP}=2,7415.0,3735\sigma=1,0239\sigma$$

3. Kết quả nghiên cứu và thảo luận

3.1. Kết quả nghiên cứu

Mô hình lý thuyết khảo sát cho thấy tồn tại một biên độ xung tối ưu α nhằm giảm thiểu bán kính vòng tròn tản mát sau hiệu chỉnh. Khi không có vùng không nhạy giá trị tối ưu tính toán lý thuyết là khoảng $\alpha \approx 2,35$, tương ứng với bán kính tản mát giảm khoảng 2,68 lần so với trước khi hiệu chỉnh (Biểu thức (15))

Khi có xét đến vùng không nhạy, bài toán giải cho thấy nghiệm tối ưu thay đổi: $\theta^* \approx 2,7415$ và một hệ số bổ sung được xác định là $\alpha \approx 0,2641$, tương ứng với bán kính tản mát giảm khoảng 3,15 lần so với trước khi hiệu chỉnh (Biểu thức (18)). So sánh cho thấy việc áp dụng vùng không nhạy làm giảm bán kính vòng tròn tản mát đáng kể so với trường hợp không có vùng không nhạy (tăng 17,54 %).

3.2. Thảo luận

Qua nghiên cứu cho thấy, khi giá trị α nhỏ (so với σ) thì biên độ hiệu chỉnh không đủ lớn để dịch chuyển nhiều phát bắn ra khỏi vùng phân tán ban đầu, do đó không giảm được đáng kể bán kính vòng tròn tản mát. Ngược lại, nếu giá trị α quá lớn thì những phát bắn vốn đã nằm gần tâm có thể bị "hiệu chỉnh quá", dẫn tới tăng bán kính vòng tròn tản mát trung bình của phát bắn. Do đó, cần xác định nghiệm tối ưu cho giá trị α phản ánh một cân bằng giữa hai hiệu ứng trên.

Kết quả lý thuyết dựa trên các giả thiết lý tưởng (xung có biên độ chính xác, hướng xung trùng lý tưởng, kích hoạt đúng thời điểm). Trong thực tế, các nguồn nhiễu (biến thiên biên độ, thời gian kích hoạt, sai số góc) sẽ làm dịch chuyển phân bố hậu xung và có thể làm thay đổi nghiệm tối ưu.

Điểm hạn chế mô hình: Mô hình sử dụng cho sai số ban đầu và coi xung là một biến đổi

vectơ tức thời không kèm theo nhiễu. Mô hình bỏ qua ảnh hưởng động lực học theo thời gian sau khi xung làm việc (bỏ qua thời gian cháy xung, quán tính) và chưa xét trường hợp tương tác nhiều xung.

- Về ý nghĩa thực tiễn:

+ Các kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học để thiết kế, chế tạo các loại đạn pháo dẫn đường sử dụng điều khiển xung.

+ Kết quả giúp định hướng việc lựa chọn xung lực tối ưu, thiết kế đặc tính cảm biến và bố trí vùng không nhạy nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu.

+ Nghiên cứu cũng gợi mở khả năng áp dụng phương pháp này cho các loại vũ khí khác (tên lửa chiến thuật, Bom không quân, bom lượn) có yêu cầu hiệu chỉnh nhanh và chính xác trong điều kiện chiến đấu phức tạp.

Phương pháp điều khiển xung là giải pháp hiệu quả, khả thi trong việc nâng cao độ chính xác của đạn pháo dẫn đường. Việc kết hợp giữa tính toán xung tối ưu và cải tiến thiết kế cảm biến sẽ góp phần quan trọng vào phát triển các hệ vũ khí thông minh của Quân đội ta trong tương lai.

4. Kết luận

Việc bổ sung vùng không nhạy giúp tránh những điều chỉnh không cần thiết cho các phát bắn đã nằm trong khoảng chấp nhận được, do đó làm giảm bán kính vòng tròn tản mát trung bình. Điều này cho thấy không hiệu chỉnh khi điểm rơi đã đủ gần tâm giúp tránh làm xấu đi phân bố.

Kết quả cung cấp nền tảng lý thuyết hữu ích cho việc lựa chọn tham số thiết kế: biên độ xung, tiêu chí kích hoạt, và mức đặt vùng không nhạy cho hệ thống động cơ phản lực xung trên đạn pháo dẫn đường. Khi được bổ sung các yếu tố thực nghiệm và mô phỏng đầy đủ, phương pháp có tiềm năng trở thành giải pháp thiết kế cho các vũ khí hiệu chỉnh quỹ đạo yêu cầu độ chính xác cao.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Thế Phiệt. (2019). *Lý thuyết động cơ tên lửa,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

2. Phạm Xuân Quyền. (2015). *Hệ thống điều khiển đạn dược,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

3. Phạm Xuân Quyền. (2023). *Tính toán một số tham số kết cấu chủ yếu của động cơ phản lực xung trong đạn tên lửa,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

4. Ю.М. Астапов, В.А. Велданов, С.А. Люшнин. (2019). *Системы наведения и управления высокоточных боеприпасов,* МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва.

Evaluation of impulse utilization efficiency of a pulse jet engine for trajectory correction

Abstract: *This paper investigates and evaluates the impulse utilization efficiency of a pulse jet engine used for trajectory correction of guided artillery projectiles, with the guided artillery shell "Centimert" taken as a representative example. Based on the assumption that firing errors follow a normal distribution law, analytical formulations for probability density, probability distribution, and circular error probable radius parameters are established. The calculated impulse characteristics of the pulse jet engine indicate that a single ideal correction incorporating a dead zone significantly improves impulse utilization efficiency without causing considerable variation in the optimal impulse magnitude. These results provide important scientific and practical significance for the design of intelligent artillery munitions employing impulse control principles for flight trajectory correction.*

Keywords: Guided artillery projectile; pulse jet engine; dead zone; circular error probable.

Nghiên cứu quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp bằng phương pháp mô phỏng số

Đặng Hồng Duy[1*], Đỗ Văn Minh[1], Hoàng Văn Cường[1], Nguyễn Tuyển Vũ[1]

[1]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự.

[*]Email: danghongduymta.17@gmail.com; Tel: 0886 817 196.

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu, đánh giá quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Autodyn 2D. Sử dụng phương trình trạng thái JWL mở rộng có bổ sung năng lượng của quá trình cháy sau nổ, để mô phỏng quá trình nổ của khối thuốc nổ nhiệt áp, đồng thời so sánh với quá trình nổ của khối thuốc nổ thông thường (sử dụng phương trình trạng thái JWL thuần túy) có kích thước tương tự. Kết quả mô phỏng cho thấy thuốc nổ nhiệt áp sinh ra sóng nổ có xung lượng lớn hơn nhiều xung tạo bởi thuốc nổ phá thông thường, điều này phản ánh đúng cơ sở lý thuyết về thuốc nổ nhiệt áp, cho thấy tính xác thực của phương pháp mô phỏng. Nghiên cứu giúp bổ sung lý thuyết tính toán mô phỏng nổ của đạn nhiệt áp, phục vụ thiết kế, chế tạo tối ưu đạn.

Từ khóa: *Thuốc nổ nhiệt áp, phương trình trạng thái JWL, phần mềm Ansys Autodyn.*

1. Đặt vấn đề

Theo tài liệu [1]: Do thuốc nổ nhiệt áp có chứa các hạt kim loại có tính oxi hóa mạnh (không cân bằng oxy) và thiếu oxy để đốt cháy hết các chất phản ứng, thì các chất phản ứng còn lại có thể tiếp tục cháy và giải phóng năng lượng hóa học của chúng ở những thời điểm muộn hơn. Việc cháy muộn này và sự bổ sung năng lượng đi kèm có thể gọi là quá trình cháy sau nổ. Yêu cầu tối thiểu để xảy ra quá trình cháy sau nổ là phải có đủ oxy ngoài (ví dụ từ môi trường xung quanh) và nhiệt độ đủ cao để duy trì phản ứng hóa học. Quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp bản chất sự lan truyền các phản ứng nổ xuất phát từ đám mây của hỗn hợp nhiên liệu – không khí (nguyên lý hoạt động theo hệ thống nổ khối 1 kỳ), dẫn tới hình thành sóng va đập và ngọn lửa gây sát thương, phá hoại sinh lực và phương tiện che chắn kỹ thuật.

Phương trình trạng thái JWL (Jones – Wilkins – Lee) là một mô hình thực nghiệm mô tả mối quan hệ giữa áp suất, thể tích và năng lượng của sản phẩm nổ sau khi thuốc nổ đã kích nổ. Phương trình trạng thái JWL thuần túy này có nhược điểm chỉ chính xác trong vùng áp suất và nhiệt độ được hiệu chỉnh và không mô tả rõ quá trình cháy sau nổ hoặc phản ứng của sản phẩm nổ với không khí. Bài báo trình bày hai phương pháp mở rộng phương trình trạng thái JWL để mô phỏng quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp, đồng thời mô phỏng khối thuốc nổ thông thường (sử dụng phương trình trạng thái JWL thuần túy) có mô hình hình học tương tự để so sánh, đánh giá hiệu quả của hai phương pháp.

2. Nội dung nghiên cứu

2.1. Tổng quan và các đặc trưng của thuốc nổ nhiệt áp

Thành phần thuốc nổ nhiệt áp [2, 3] gồm thuốc nổ thông thường, chất cháy, chất oxi hóa, chất kết dính và phụ gia:

- Thuốc nổ thường sử dụng là: Hexogen, HMX, CL - 20..., chiếm 20 % ÷ 30 % khối lượng cả khối thuốc nổ.

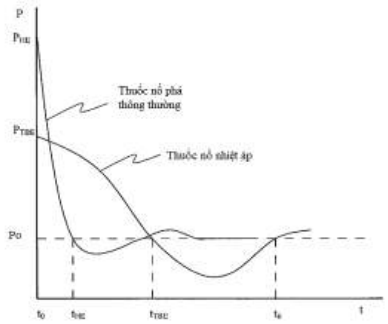
- Chất cháy: Thường sử dụng bột nhôm (Al) bởi lượng nhiệt cao của quá trình đốt cháy, giá cả hợp lý và nguồn nguyên liệu sẵn có, ngoài ra cũng có thể dùng bột Magie (Mg) khi cháy

cũng sinh ra nhiệt lượng lớn. Tuy nhiên, khi thành phần chất cháy lớn (vượt quá 30 % về khối lượng) có thể làm giảm hiệu quả cháy, dẫn đến làm giảm uy lực nổ phá của đầu đạn.

- Chất oxi hóa: Trong quá trình cháy thích hợp, Nhôm có nhiệt độ cháy cao (2200 K). Việc cháy hoàn toàn các hạt Nhôm, yêu cầu phải giữ trong môi trường nhiệt độ cao mà chỉ có thể đạt được về mặt hóa học bởi quá trình đốt cháy các chất oxi hóa khác như amoni peclorat - AP (có nhiệt độ mồi cháy thấp khoảng 250°C). Quá trình cháy của AP tạo ra các khí nóng để thúc đẩy quá trình cháy của kim loại vì vậy quá trình cháy của kim loại sẽ đạt được hiệu quả cao.

- Chất kết dính: là polimer polibutadien hydroxyl hóa cuối mạch được lưu hóa bởi isophorone-diisocyanat và thêm các phụ gia (chất hóa dẻo, chất chống oxi hóa và tác nhân liên kết), chỉ chiếm 2 % ÷ 5 % khối lượng cả khối thuốc nổ.

Cơ chế hoạt động của thuốc nổ nhiệt áp: so với thuốc nổ phá thông thường, thuốc nổ nhiệt áp có ưu điểm hơn hẳn là nâng cao tác dụng nhiệt và uy lực nổ phá. Sóng xung kích từ vụ nổ nhiệt áp có thời gian dài hơn thuốc nổ thông thường và có bán kính sát thương lớn hơn. Tác dụng nhiệt áp đạt được bởi áp suất dư và nhiệt xảy ra trong thời gian dài do quá trình cháy hoàn toàn của sản phẩm nổ cùng oxi không khí.



Hình 1. Đồ thị P(t) của thuốc nổ nhiệt áp và thuốc nổ phá thông thường

Từ đồ thị (Hình 1) cho thấy mặc dù píc áp suất dư của thuốc nổ phá thông thường P_{HE} lớn hơn so với píc áp suất dư của thuốc nổ nhiệt áp P_{TBE}. Tuy nhiên, đối với thuốc nổ phá, áp suất dư tạo ra bởi thuốc nổ mạnh sẽ giảm với tốc độ rất nhanh về áp suất môi trường ở thời gian t_{HE}, ngược lại áp suất cao tạo bởi thuốc nổ nhiệt áp duy trì thời gian dài hơn đến t_{TBE}. Do đó với công thức tính xung lượng riêng:

$$i = \int_{t_0}^{t_{HE(TBE)}} p(t)dt \qquad (1)$$

Có thể nhận thấy xung lượng riêng tạo bởi thuốc nổ nhiệt áp lớn hơn nhiều xung tạo bởi thuốc nổ phá.

Quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp [4] trải qua các giai đoạn sau đây:

- Giai đoạn 1: Phản ứng kị khí (không có sự tham gia của oxi không khí) được thực hiện trong sóng nổ và kéo dài đến vài micro giây. Phản ứng chủ yếu là phản ứng oxi hóa khử của các phân tử thuốc nổ phá. Các hiện tượng trong sóng nổ có ảnh hưởng đến tác dụng của hỗn hợp thuốc nổ như phá hủy vỏ bọc.

- Giai đoạn 2: Phản ứng cháy kị khí kéo dài đến hàng trăm micro giây là phản ứng chính của sản phẩm nổ với hạt kim loại. Phản ứng cháy sau khi nổ ảnh hưởng đến các đặc trưng của sóng xung kích dùng để đánh giá khả năng của thuốc nổ như khả năng phá vỡ bức tường của

các tòa nhà, bong ke,...

- Giai đoạn 3: Giai đoạn cháy ưa khí (cùng với oxi của không khí), giai đoạn này xảy ra trong không khí và sản phẩm giàu chất cháy sau khi trộn bởi sóng xung kích được tạo ra bởi vụ nổ và chuyển động hỗn loạn. Ảnh hưởng chính của giai đoạn cháy sau là nhiệt để làm tăng nhiệt độ, áp suất khí và cường độ của sóng xung kích.

2.2. Quá trình cháy sau nổ của thuốc nổ nhiệt áp

Phương trình trạng thái JWL được sử dụng để mô tả sự giãn nở của sản phẩm nổ trong môi trường xung quanh (không khí, nước, vật rắn); dự đoán áp suất lớn nhất của vụ nổ, xung áp suất, năng lượng truyền sang môi trường, và khả năng phá hủy. Phương trình trạng thái JWL là nền tảng cho mô hình nổ trong các phần mềm như Ansys Autodyn, LS-DYNA, CTH (Sandia National Laboratories), ALE-3D,... Tuy nhiên, phương trình trạng thái JWL thuần túy này có nhược điểm là phương trình thực nghiệm, chỉ chính xác trong vùng áp suất và nhiệt độ được hiệu chỉnh và không mô tả rõ quá trình cháy sau hoặc phản ứng với không khí của sản phẩm nổ.

Theo tài liệu [5] đưa ra phương trình trạng thái JWL mở rộng có bổ sung năng lượng Q do quá trình cháy sau nổ của sản phẩm nổ:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_2V} + \frac{\omega(E+Q)}{V} \quad (2)$$

Trong đó: các hệ số của phương trình trạng thái JWL thuần túy: A, B, R_1, R_2, ω, E_0. Năng lượng bổ sung để mô tả sự cháy sau của kim loại là Q.

Có thể xác định năng lượng bổ sung Q của quá trình cháy sau bằng hai phương pháp [5]:

- Phương pháp mở rộng Miller (Miller Extension); Phương pháp bổ sung năng lượng cháy trong khoảng thời gian xác định (từ T_1 đến T_2).

2.2.1. Phương pháp mở rộng Miller (Miller Extension)

Đối với phương pháp mở rộng Miller, năng lượng cháy sau được bổ sung thông qua hàm tăng trưởng phụ thuộc theo thời gian, mô tả sự phát triển năng lượng của hệ theo thời gian thực, phản ánh quá trình cháy muộn diễn ra trong sản phẩm nổ [5]:

$$Q = \lambda Q_0 \quad (3)$$

$$\frac{d\lambda}{dt} = a(1-\lambda)^m P^n \quad (4)$$

Trong đó:

- Q_0 - năng lượng riêng bổ sung được giải phóng trong quá trình cháy sau của các sản phẩm nổ (do oxy hóa nhôm (Al) hoặc các sản phẩm chưa cháy hết gây ra); a - Hằng số tốc độ cháy sau; n - Hệ số mô tả tốc độ suy giảm năng lượng còn lại cho quá trình cháy; m - Hệ số thể hiện phụ thuộc tốc độ cháy vào áp suất môi trường: áp suất càng cao, phản ứng cháy sau càng nhanh.

Philip J.Miller và Raafat H.Guirguis [5] đưa ra giá trị của bốn tham số thực nghiệm trong mô hình JWL mở rộng, mô tả quá trình cháy sau của hỗn hợp AL/AP, như sau:

Bảng 1. Giá trị các tham số của phương pháp mở rộng Miller

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị tính	Giá trị
1	Năng lượng riêng bổ sung	Q_0	kJ/cm^3	11,0

2	Hằng số tốc độ cháy sau	a	ms^{-1}	0,0065
3	Hệ số mô tả tốc độ suy giảm năng lượng còn lại cho quá trình cháy	n		0,5
4	Hệ số thể hiện phụ thuộc tốc độ cháy vào áp suất môi trường	m		0,16667

2.2.2. Phương pháp bổ sung năng lượng cháy trong khoảng thời gian xác định

Giả sử tổng năng lượng cần thêm là Q_T, bắt đầu tại T_1 và kết thúc tại T_2 với $\Delta T=T_2-T_1$ [5], năng lượng cần thêm sẽ được đưa vào từ 0 đến cực đại, là một hàm theo thời gian t, có dạng:

$$q(t)=k(t-T_1),\ \ t\in[T_1;T_2] \tag{5}$$

Tổng năng lượng được bổ sung: $Q_T=\int_{T_1}^{T_2}q(t)dt$. Suy ra: $k=\frac{2Q_T}{\Delta T^2}$

Như vậy:

$$q(t)=\begin{cases}\frac{2Q_T}{\Delta T^2}(t-T_1), & T_1\le t\le T_2\\ 0, & t<T_1,T_2<t\end{cases} \tag{6}$$

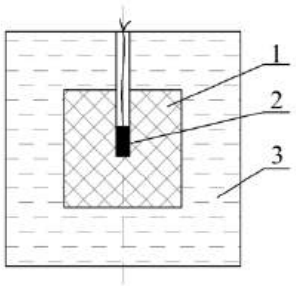
Tổng năng lượng cung cấp theo thời gian:

$$Q(t)=\begin{cases}0, & t<T_1\\ \frac{2Q_T}{\Delta T^2}(t-T_1), & T_1\le t\le T_2\\ Q_T, & t>T_2\end{cases} \tag{7}$$

Như vậy, đối với phương pháp bổ sung năng lượng cháy trong khoảng thời gian xác định này, cần xác định các tham số đầu vào cho vật liệu Q_T, T_1, T_2.

2.3. Xây dựng mô hình mô phỏng quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp có kể đến quá trình cháy sau nổ

Để mô phỏng quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp, bài báo đề xuất kết cấu của khối thuốc nổ nhiệt áp gồm liều thuốc nổ mạnh CompB hình trụ (1) và lớp vỏ bọc tích cực (3) nằm ngoài liều thuốc, kíp nổ (2) được đặt ở giữa của khối thuốc (Hình 2). Lớp vỏ tích cực là hỗn hợp Al/AP gồm bột kim loại Nhôm (Al) mịn trộn với chất oxi hóa mạnh amoni peclorat (AP) để thúc đẩy quá trình cháy của kim loại. Theo mục 2.1, tỷ lệ khối lượng gồm: CompB (25 %) và còn lại là hỗn hợp Al/AP (75 %).

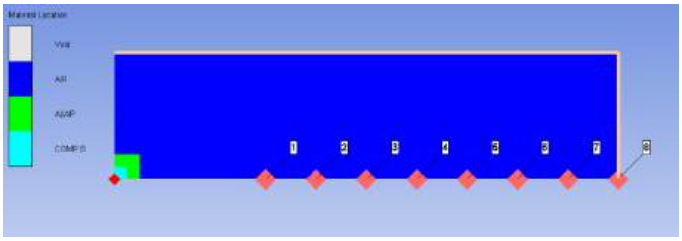


Hình 2. Kết cấu khối thuốc nổ nhiệt áp

1- Chất nổ thông thường, 2- Kíp nổ, 3- Lớp vỏ tích cực

Khi kíp nổ (2) kích hoạt làm liều thuốc (1) nổ, lớp vỏ tích cực (3) bị phá hủy và tạo thành các bụi kim loại chuyển động ngay phía trước mặt sóng nổ. Những hạt kim loại này bị sóng nổ nung nóng đến nhiệt độ thăng hoa, chúng nhanh chóng bắt cháy và chuyển động kéo dài ra phía sau mặt sóng nổ. Năng lượng tỏa ra từ phản ứng này tác dụng trực tiếp lên mặt sóng bù đắp cho sự suy giảm của nó. Khi phân tích quá trình hoạt động của liều nổ với vỏ bọc tích cực này, nó là quá trình hoạt động của nổ khối 1 kỳ hay còn gọi là nổ nhiệt áp.

Trên phần mềm Ansys Autodyn 2D, xây dựng mô hình đối xứng qua trục Ox và Oy (Hình 3): không gian mô phỏng là vùng không khí có kích thước (2 × 2) m, khối thuốc nổ nhiệt áp có kích thước (10 × 10) cm, trong đó khối thuốc nổ Comp B kích thước (5 × 5) cm được bao bọc bên ngoài bởi hỗn hợp Nhôm – Amoni peclorat (Al/AP). Điểm nổ tại gốc tọa độ O (0;0). Đặt các điểm quan sát tương ứng ở các cự ly cách điểm nổ: 60 cm, 80 cm, 100 cm, 120 cm, 140 cm, 160 cm, 180 cm, 200 cm.



Hình 3. Mô hình khối thuốc nổ nhiệt áp trên phần mềm Ansys Autodyn

Bài báo tiến hành mô phỏng 2 trường hợp tương ứng 2 phương pháp để mô phỏng quá trình nổ của khối thuốc nổ nhiệt áp:

- Trường hợp 1: phương pháp Miller với các tham số mở rộng Q_0, a, m, n (Bảng 2).

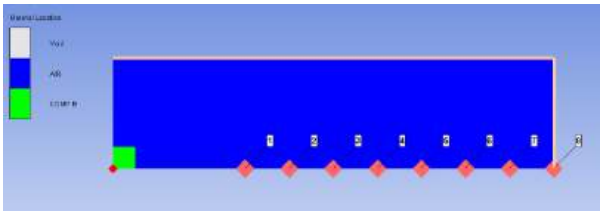
- Trường hợp 2: phương pháp bổ sung năng lượng cháy trong khoảng thời gian xác định với các tham số mở rộng Q_T, T_1, T_2 (Bảng 2).

Bảng 2. Giá trị các tham số mô phỏng thuốc nổ nhiệt áp trong 2 trường hợp [5]

Tham số		**Giá trị**	
		Thuốc nổ Comp B	**Hỗn hợp AL/AP**
Hệ số phương trình trạng thái JWL	A (Mbar)	5,2423	6,9513
	B (Mbar)	0,0768	0,0313
	R_1	4,2	5,4
	R_2	1,1	1,4
	ω	0,34	0,4
	D_0 (cm/μs)	0,798	0,59
	E_0 (kJ/cm^3)	8,50	7,0
	P_0 (Mbar)	0,295	0,15
Tham số mở rộng Trường hợp 1	Q_0 (kJ/cm^3)	-	11,0
	a (ms^{-1})	-	6,5
	m	-	0,16667
	n	-	0,5
	Q_T (kJ/cm^3)	-	11,0

Tham số mở rộng Trường hợp 2	T_1 (ms)	-	0,1
	T_2 (ms)	-	0,3

Để so sánh với thuốc nổ nhiệt áp, bài báo xây dựng mô hình khối thuốc nổ thông thường – Trường hợp 3 có kích thước và điều kiện mô phỏng tương tự khối thuốc nổ nhiệt áp ở trên: không gian mô phỏng là vùng không khí có kích thước (2 × 2) m, khối thuốc Comp B có kích thước (10 × 10) cm, điểm nổ và các điểm quan sát cũng tương tự (Hình 4).

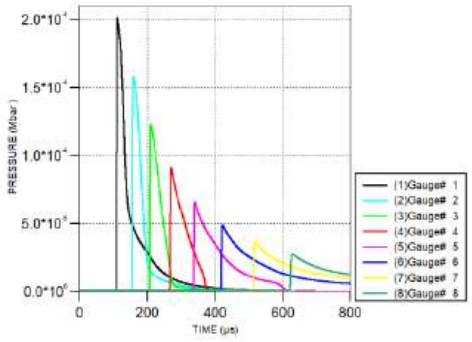


Hình 4. Mô hình khối thuốc nổ Hexogen trên phần mềm Ansys Autodyn – Trường hợp 3

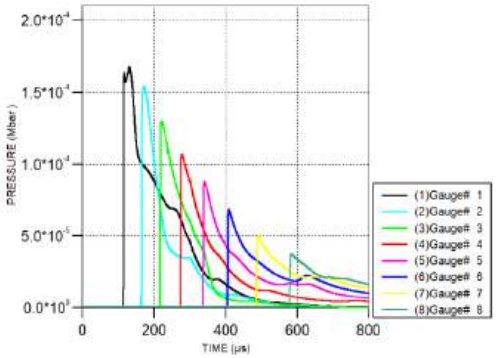
3. Kết quả nghiên cứu và đánh giá

Tiến hành mô phỏng trên phần mềm Ansys Autodyn 2D ba trường hợp trên: Mô phỏng thuốc nổ nhiệt áp theo hai phương pháp và mô phỏng khối thuốc nổ thông thường để so sánh, đánh giá.

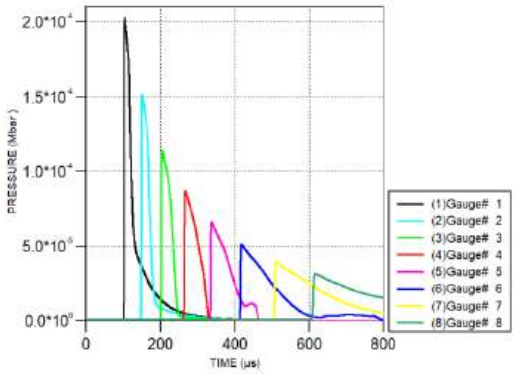
Kết quả mô phỏng cho ra đồ thị áp suất theo thời gian tại các cự ly khác nhau của ba trường hợp như Hình 5, Hình 6 và Hình 7, các điểm quan sát Gause 1 đến Gause 8 lần lượt là vị trí cách tâm nổ 60 cm, 80 cm, 100 cm, 120 cm, 140 cm, 160 cm, 180 cm, 200 cm.



Hình 5. Đồ thị P(t) tại các cự ly của thuốc nổ nhiệt áp khi mô phỏng theo phương pháp mở rộng Miller – Trường hợp 1



Hình 6. Đồ thị P(t) tại các cự ly của thuốc nổ nhiệt áp khi mô phỏng theo phương pháp bổ sung năng lượng trong khoảng thời gian xác định. – Trường hợp 2



Hình 7. Đồ thị P(t) tại các cự ly của thuốc nổ thông thường – Trường hợp 3

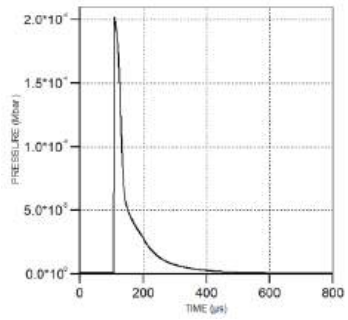
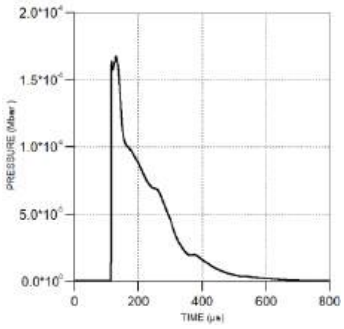
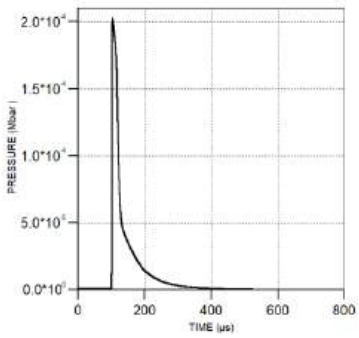
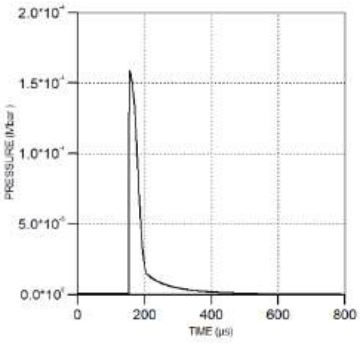
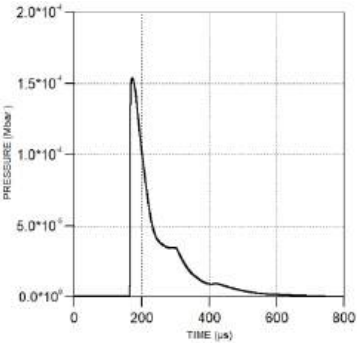
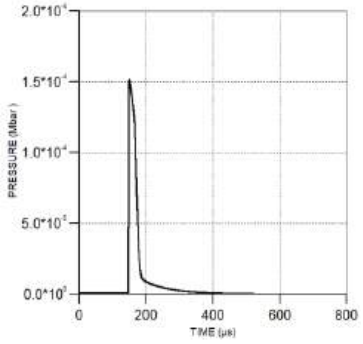
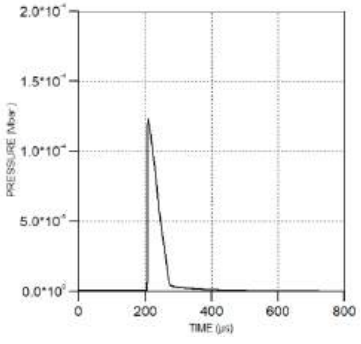
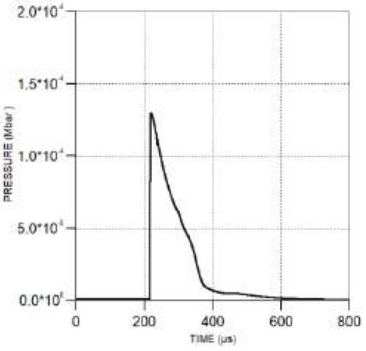
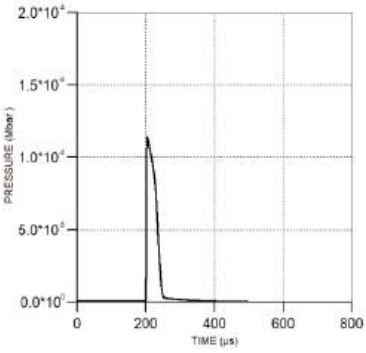
Từ ba đồ thị trên, nhận thấy:

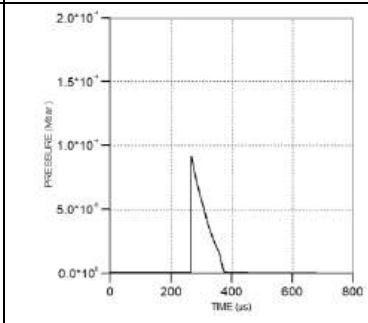
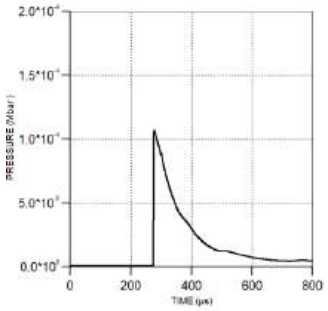
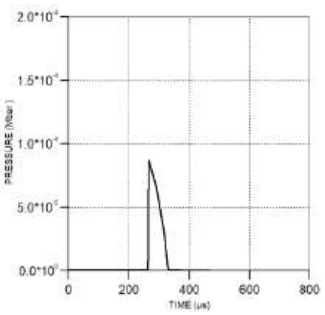
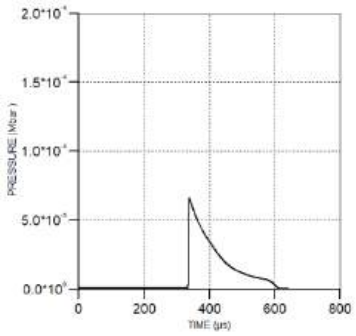
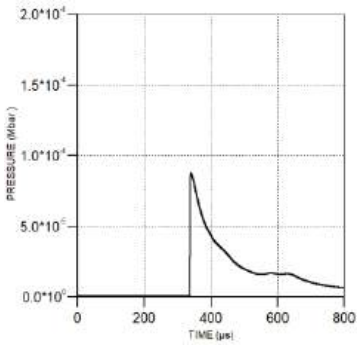
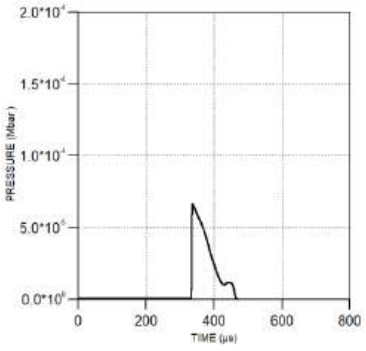
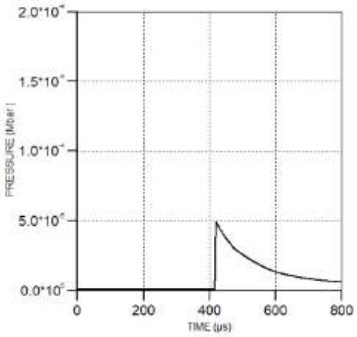
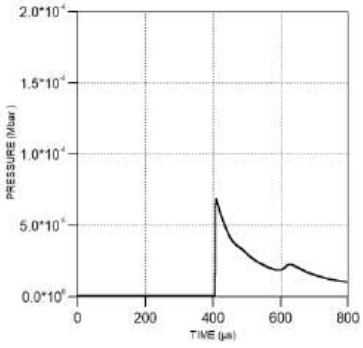
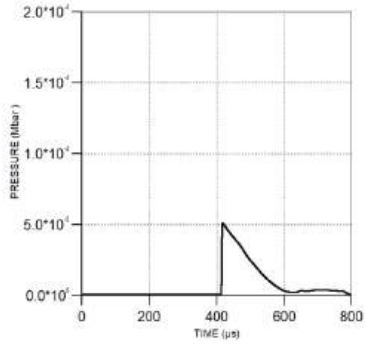
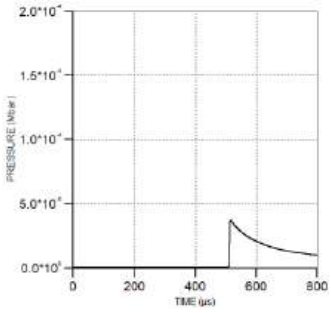
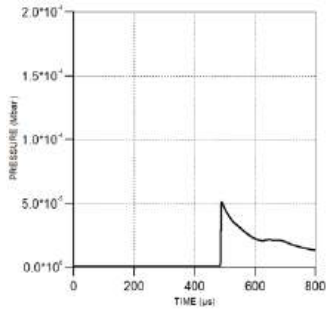
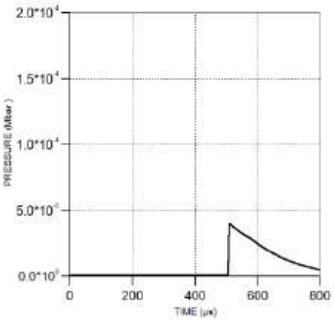
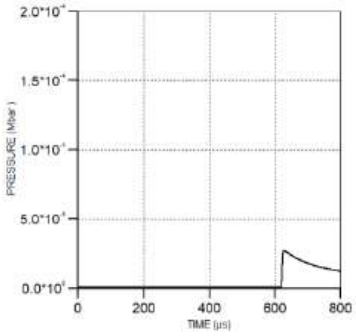
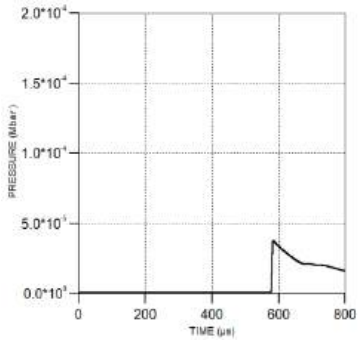
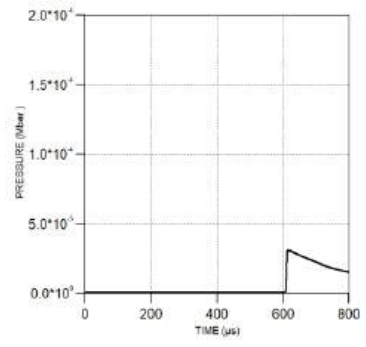
- Cả ba trường hợp mô phỏng đều thể hiện đầy đủ các pha điển hình của một vụ nổ: xuất hiện xung áp đột ngột tại vị trí gần tâm nổ, sau đó áp suất giảm dần theo thời gian.

- Độ lớn áp suất giảm theo khoảng cách: các điểm quan sát (gauge) gần tâm nổ đạt áp suất đỉnh cao hơn và sớm hơn so với các cảm biến ở xa; các điểm quan sát ở xa đạt đỉnh áp suất theo thứ tự thời gian trễ dần, chứng tỏ sóng nổ lan truyền từ tâm nổ, phù hợp với vận tốc truyền sóng nổ trong môi trường.

Từ kết quả mô phỏng trên, tiến hành lập bảng so sánh các đồ thị áp suất theo thời gian tại từng cự ly đối với 3 trường hợp mô phỏng (Bảng 3):

Bảng 3. So sánh đồ thị áp suất theo các cự ly của 3 trường hợp mô phỏng

Cự ly (cm)	**Thuốc nổ nhiệt áp**		**Thuốc nổ thuần túy**
	Trường hợp 1	**Trường hợp 2**	**Trường hợp 3**
60			
80			
100			

Cự ly (cm)	Thuốc nổ nhiệt áp		Thuốc nổ thuần túy
	Trường hợp 1	Trường hợp 2	Trường hợp 3
120			
140			
160			
180			
200			

Nhận xét:

- Trong ba trường hợp mô phỏng, tại cùng một cự ly, áp suất lớn nhất đều có giá trị tương đương nhau và thời điểm đạt được cũng tương đương nhau.

- Đối với thuốc nổ thông thường giải phóng áp suất cao rất nhanh, xung áp ngắn; đối với 2 trường hợp mô phỏng thuốc nổ nhiệt áp cũng có áp suất cao nhanh nhưng được duy trì, kéo dài hơn. Và đối với mô phỏng thuốc nổ nhiệt áp theo Trường hợp 2 cho kết quả áp suất được duy trì lớn nhất, mức độ suy giảm của áp suất thấp nhất.

Để cụ thể hóa độ lớn xung lượng của thuốc nổ nhiệt áp với thuốc nổ thông thường, lập bảng so sánh giá trị tổng xung lượng theo các cự ly trong 3 trường hợp mô phỏng:

Bảng 4. So sánh giá trị tổng xung lượng theo các cự ly của thuốc nổ nhiệt áp với thuốc nổ thông thường

Cự ly (cm)	**Giá trị tổng xung lượng của thuốc nổ thông thường (Mbar.ms)**	**Thuốc nổ nhiệt áp**			
		Trường hợp 1		**Trường hợp 2**	
		Tổng xung lượng (Mbar.ms)	Độ lớn so với thuốc nổ thông thường (%)	Tổng xung lượng (Mbar.ms)	Độ lớn so với thuốc nổ thông thường (%)
60	7,199	9,581	33,09	21,564	199,54
80	4,633	6,106	31,79	13,025	181,14
100	3,964	5,133	29,49	11,762	196,72
120	3,996	5,217	30,56	12,667	216,99
140	4,373	6,760	54,58	12,581	187,70

Có thể thấy, cả hai trường hợp mô phỏng thuốc nổ nhiệt áp đều cho giá trị tổng xung lượng lớn hơn thuốc nổ thông thường ở mọi cự ly khảo sát.

Thuốc nổ nhiệt áp mô phỏng ở Trường hợp 2, cho kết quả xung lượng lớn hơn mạnh nhất: tổng xung lượng lớn hơn từ 180 % ÷ 217 % (tức 2,8 ÷ 3,2 lần). Còn theo Trường hợp 1, cho kết quả xung lượng lớn hơn ở mức độ nhẹ, vừa phải: lớn hơn từ 29 % ÷ 33 % ở các cự ly 60 cm ÷ 120 cm; tại 140 cm có bất thường lớn hơn (54,58 %).

Sự khác biệt này phản ánh đặc trưng của thuốc nổ nhiệt áp là pha dương kéo dài (do có bổ sung năng lượng từ quá trình cháy sau nổ) dẫn đến tổng xung lượng riêng của đồ thị p(t) lớn hơn; do đó thuốc nổ nhiệt áp có khả năng gây phá hoại lớn hơn, đặc biệt trong môi trường kín. Điều này thể hiện đúng lý thuyết về thuốc nổ nhiệt áp.

Bên cạnh đó, giữa Trường hợp 1 và Trường hợp 2 cho kết quả có sự khác biệt tương đối lớn, điều này có thể lý giải do các tham số đầu vào khác nhau, điều kiện mô tả quá trình nổ nhiệt áp khác nhau. Từ đây có thể thấy cách khai thác, sử dụng 2 phương pháp mở rộng phương trình trạng thái JWL cho các mục đích cụ thể trong nghiên cứu về thuốc nổ nhiệt áp:

- Đối với phương pháp mở rộng Miller: Phù hợp với việc khảo sát, đánh giá tác dụng của một loại thuốc nổ nhiệt áp có sẵn thông qua việc đo đạc, phân tích, tính toán xác định các tham số: λ, a, m, n. Phương pháp này phù hợp khi mục tiêu là hiểu cơ chế cháy sau nổ và trích xuất tham số từ thí nghiệm.

- Phương pháp bổ sung năng lượng cháy trong khoảng thời gian xác định: Sử dụng để thiết kế một loại thuốc nổ nhiệt áp mới, như xác định thời gian hoạt động của quá trình cháy,

nhiệt lượng cháy ban đầu để đáp ứng yêu cầu chiến kỹ thuật đề ra (cỡ đạn, mục tiêu, tầm bắn, cách phóng đạn, uy lực,..) của đạn dược nhiệt áp.

4. Kết luận

Mô phỏng sử dụng phương trình trạng thái JWL mở rộng cho thấy thuốc nổ nhiệt áp sinh ra sóng nổ có xung lượng lớn hơn nhiều xung tạo bởi thuốc nổ phá thông thường, điều này phản ánh đúng cơ sở lý thuyết về quá trình nổ của thuốc nổ nhiệt áp, thể hiện sự phù hợp của mô hình mô phỏng với lý thuyết. Kết quả này giúp bổ sung phương pháp tính toán mô phỏng quá trình nổ của đạn nhiệt áp, phục vụ khảo sát mẫu đạn nhiệt áp và nghiên cứu thiết kế, chế tạo các loại đạn dược mới.

Tài liệu tham khảo

1. Dr Anna E Wildegger-Gaismaier (2003), *Aspects of thermobaric weapony*, ADF Health 4.
2. Nancy Johnson, Pamela Carpenter, Kirk Newman, Steve Jones, Eric Schlegel, Robert Gill, Douglas Elstrodt, Jason Brindle, Tiffany Mavica, and Joyce DeBolt, *Evaluation of explosive candidates for a thermobaric M72 LAW shoulder launched weapon*, NDIA 39th Annu.
3. A.Apparao, R.R. Samudra, R.S. Punekar, N.G. Waghmare, and S.H. Sidi (2007), *Evaluation of casable thermobaric explosive compositions for enhanced blast and thermal effects*, Sixth Internationnal high energy materials conference & exhibit.
4. K.K Chand, B.Hazarica and K.Choudhury (2012), *New generation weapon systems, Thermobaric weapony-An overview*, Proccedings of Nationl Seminar.
5. Leonard E Schwer (2016), *Jones-Wilkens-Lee (JWL) Equation of State with Afterburning*, 14th International LS-DYNA Users Conference.
6. ANSYS, Inc. (2024), *ANSYS Workbench User's Guide*.

Numerical simulation of the detonation process in thermobaric explosives

Abstract: *This paper presents the research results and evaluation of the detonation process of thermobaric explosives using numerical simulation methods implemented in Ansys Autodyn 2D software. Two approaches for incorporating the post-detonation combustion energy release into the JWL equation of state were employed to simulate the explosion process of a thermobaric explosive charge. The obtained results were simultaneously compared with those of a conventional high explosive charge of equivalent geometry modeled using the classical JWL equation of state. Simulation results indicate that thermobaric explosives generate blast waves with significantly higher impulse compared to those produced by conventional high explosives. This observation is consistent with the theoretical characteristics of thermobaric explosives, thereby confirming the validity and reliability of the proposed simulation methodology. The study contributes to improving the theoretical basis for numerical simulation of thermobaric munition explosions and provides support for the optimal design and development of thermobaric warheads.*

Keywords: Thermobaric explosive; JWL equation of state; Ansys Autodyn software.

Nghiên cứu đánh giá mô hình toán cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy

Đặng Hồng Duy[1], Phạm Đức Hùng[1], Nguyễn Việt Trung[1], Ngô Tiến Sỹ[2]

[1]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự.

[2]Viện Vũ khí, Tổng cục Công nghiệp quốc phòng.

**Email: danghongduymta.17@gmail.com; Tel: 0886 817 196.*

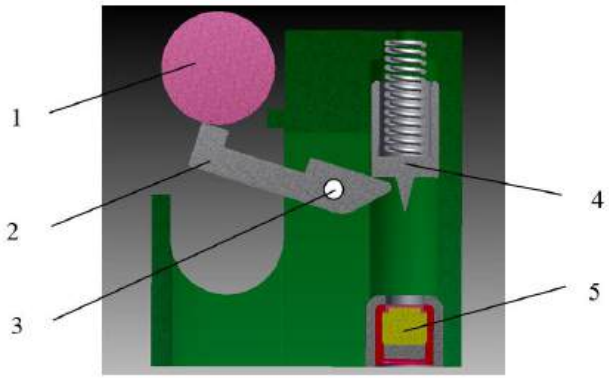
Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu đặc điểm cấu tạo của cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy dùng cho ngòi đạn. Từ mô hình tính toán cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy của ngòi U-505, đánh giá khả năng hoạt động tin cậy của cơ cấu. Kết quả của bài báo là cơ sở nghiên cứu kết cấu nâng cao độ tin cậy cho ngòi nổ của đầu đạn nhiệt áp 93 mm, đồng thời đóng góp lý thuyết phục vụ thiết kế, chế tạo và đánh giá hiệu quả của cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy cho các loại đạn dược mới sau này.

Từ khóa: *Cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy, ngòi U-505.*

1. Đặt vấn đề

Cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa là bộ phận then chốt, có chức năng duy trì trạng thái an toàn trong quá trình bảo quản - vận chuyển, đồng thời đảm bảo chuyển sang trạng thái sẵn sàng chiến đấu và kích nổ đúng thời điểm [1]. Việc sử dụng cơ cấu bảo hiểm quán tính đối với đạn phản lực gặp khó khăn khá lớn vì chúng thường có gia tốc trục nhỏ, để khắc phục điều đó một số ngòi nổ dùng cho đạn phản lực có cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy, cơ cấu này có độ tin cậy cao nhờ ưu điểm về kích thước nhỏ gọn, truyền động chính xác và khả năng làm việc ổn định trong điều kiện tải trọng động phức tạp.



Hình 1. Cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy

1 – Đối trọng; 2 – Cần bẩy; 3 – Trục quay của cần bẩy; 4 – Cụm kim hỏa; 5 – Hạt lửa

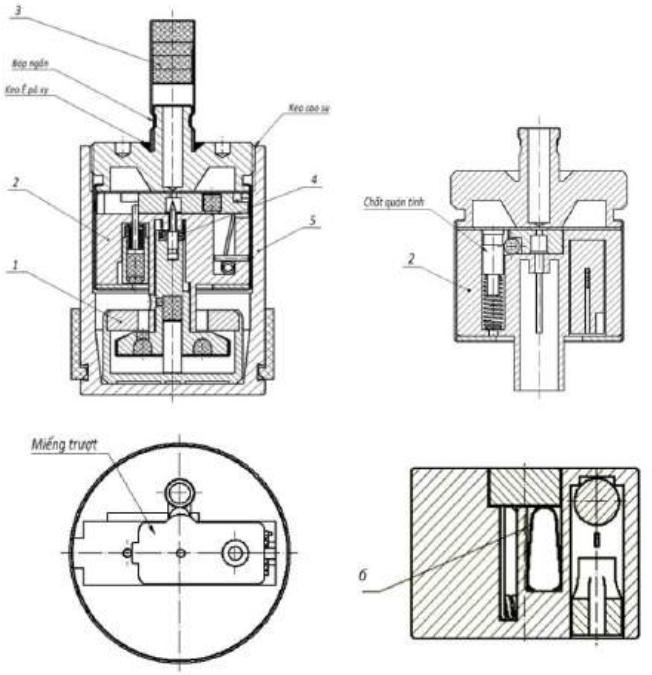
Cấu tạo cơ bản của cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy gồm các thành phần chính (Hình 1): Bi thép (đóng vai trò là đối trọng), cần bẩy, cụm kim hỏa và hạt lửa.

Kết cấu này phức tạp hơn kết cấu kiểu quán tính, ly tâm, quán tính – ly tâm xuất hiện trên một số ngòi truyền thống, vì thế việc thiết kế và đánh giá cơ cấu bảo hiểm – phát hỏa kiểu đòn bẩy đòi hỏi hiểu rõ mối quan hệ động học – động lực học giữa các chi tiết, cũng như ảnh hưởng của lực quán tính, lực ma sát và thông số hình học đến khả năng làm việc của toàn hệ.

Xuất phát từ yêu cầu đó, bài báo trình bày kết quả nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán và mô phỏng cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy của ngòi U-505. Mô hình được thiết lập dựa trên cơ sở cơ học lý thuyết, sử dụng phương pháp động lực học hệ nhiều vật và được kiểm chứng thông qua các tham số đặc trưng về chuyển vị, vận tốc, gia tốc của các khâu.

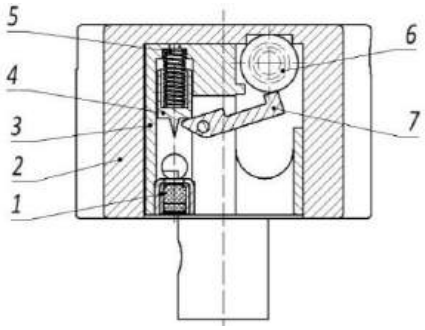
Kết quả nghiên cứu góp phần nâng cao độ chính xác của công tác thiết kế, đồng thời làm cơ sở cho việc tối ưu hóa các cơ cấu ngòi kiểu đòn bẩy trong thực tế sản xuất quốc phòng.

Ngòi nổ U-505 là ngòi đáy cơ khí, chạm nổ quán tính, mở bảo hiểm xa bằng thuốc hỏa thuật**,** dùng cho một số loại đạn phản lực vác vai (đạn TBG-7, RShG-1, RShG-2, RPO-A,...), ngòi có cấu tạo gồm có các cơ cấu (Hình 2): nhóm truyền nổ; cơ cấu ngăn cách, cơ cấu bảo hiểm quán tính, cơ cấu bảo hiểm xa, cơ cấu tự hủy, cơ cấu phát hỏa kiểu đòn bẩy.



Hình 2. Cấu tạo ngòi U-505

1 - Nhóm quán tính; 2 - Cụm thân ngòi; 3 - Ống nổ; 4 - Nhóm kim hỏa; 5 - Vỏ ngòi; 6 - Lò xo nhíp.



Hình 3. Cụm phát hỏa trong ngòi U-505

1 - Hạt lửa; 2 - Thân ngòi; 3 - Nhóm phát hỏa; 4 - Kim hỏa; 5 - Lò xo phát hỏa; 6 - Bi thép; 7 - Cần bẩy.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Nguyên lý hoạt động của cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy

Cụm phát hỏa ngòi U-505 [3] là cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy, gồm các bộ phận: Thân phát hỏa 2 được làm bằng hợp kim nhôm, lò xo 5 ở trạng thái nén nằm trong phần đuôi kim hỏa 4 luôn có xu thế đẩy kim hỏa lao vào hạt lửa 1 nhưng bị cần bẩy 7 giữ lại, phía trên cần bẩy được lắp viên bi thép 6.

Khi bắn, dưới tác dụng của lực quán tính trục viên bi trong cơ cấu phát hỏa đẩy cần bẩy chuyển động theo chiều kim đồng hồ, kim hỏa chuyển động lên phía trên, đến một lúc nào đó cần bẩy trượt khỏi đuôi kim hỏa, kim hỏa được giải phóng. Lò xo kim hỏa dãn ra đẩy kim hỏa lao vào hạt lửa. Tia lửa của hạt lửa truyền vào khoảng trống trong vỏ bọc thân ngòi mồi cháy liều thuốc phóng trong cơ cấu mở bảo hiểm xa, đồng thời tia lửa cũng truyền qua lỗ trên thân khối quán tính đốt cháy liều thuốc trong khối quán tính. Lúc này, tia lửa cũng đốt cháy liều thuốc của bộ phận tự hủy.

Trong bảo quản vận chuyển, bi thép gài vào rãnh khuyết miếng trượt và tựa vào thành chốt quán tính, chốt quán tính luôn bị lò xo quán tính đẩy lên hết cỡ làm cho bi thép không chuyển động được.

2.2. Mô hình toán và phương pháp giải

Hoạt động của cụm phát hỏa khi bắn có thể chia làm 2 giai đoạn [3]:

Giai đoạn 1: Dưới tác dụng của lực quán tính trục, viên bi chuyển động từ phải sang trái (Hình 4), tác dụng vào đầu dài của đòn bẩy, làm đòn bẩy quay quanh tâm O (trục quay), đầu ngắn của đòn bẩy tác dụng lên kim hỏa, làm cho kim hỏa chuyển động từ trái sang phải, nén lò xo thêm một đoạn nửa. Khi góc quay của đòn bẩy lớn hơn hoặc bằng góc quay cần thiết để mở bảo hiểm $\varphi = 34^o$ (theo kích thước trên bản vẽ), tương đương với chuyển động của kim hỏa sang phải một đoạn là 2,18 mm, thì đòn bẩy thoát khỏi vị trí giữ kim hỏa, kim hỏa được giải phóng.

Giai đoạn 2: Kim hỏa được giải phóng, dưới tác dụng của lực nén lò xo, kim hỏa chuyển động từ phải sang trái, mũi kim hỏa đâm vào hạt lửa để phát hỏa.

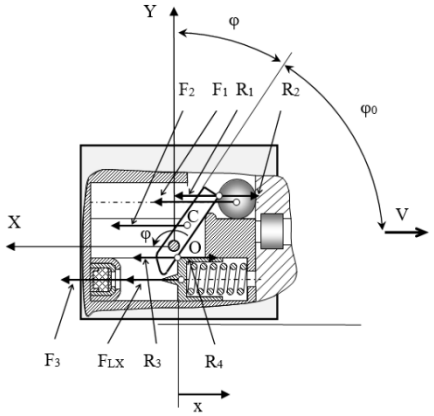
Do đó điều kiện để cơ cấu phát hỏa làm việc tin cậy khi bắn là:

- Lực quán tính trục tác dụng lên chi tiết chuyển động để mở bảo hiểm gồm: Bi thép, đòn bẩy, phải đủ lớn để góc quay của đòn bẩy lớn hơn hoặc bằng góc quay cần thiết để mở bảo hiểm.

- Thời gian, từ khi đòn bẩy bắt đầu quay đến khi góc quay của nó đạt đến giá trị cần thiết để mở bảo hiểm, phải nhỏ hơn thời gian tác dụng của lực quán tính (thời gian đạn chuyển động trong nòng). Xuất phát từ điều kiện này, ở giai đoạn 2, năng lượng phát hỏa hạt lửa được tạo nên không chỉ bởi lực lò xo mà còn bởi lực quán tính trục tác dụng lên kim hỏa và lò xo.

2.2.1. Mô hình tính toán động lực học cụm phát hỏa trong giai đoạn 1 khi bắn

Mô hình tính toán động lực học để đánh giá độ tin cậy hoạt động của cụm phát hỏa khi bắn được đưa ra trên Hình 4:



Hình 4. Mô hình tính toán cho cụm phát hỏa khi bắn, giai đoạn 1

Các lực tác dụng lên cơ cấu khi bắn [1] gồm:

- R_1, R_2: Lực tác dụng lên đòn bẩy từ phía viên bi và phản lực ngược lại. $R_1 = R_2$.

- R_3, R_4: Lực tác dụng lên đòn bẩy từ phía kim hỏa và phản lực ngược lại. $R_3 = R_4$.

- F_1, F_2, F_3: Lần lượt là lực quán tính trục tác dụng lên viên bi, đòn bẩy và kim hỏa:

$$F_1 = m_1 \frac{dV}{dt}; \quad F_2 = m_2 \frac{dV}{dt}; \quad F_3 = \left(m_3 + \frac{1}{3} m_{LX} \right) \frac{dV}{dt}$$

Trong đó: m_1, m_2, m_3 và m_{LX} là khối lượng của viên bi, đòn bẩy, kim hỏa và lò xo tương ứng.

- F_{LX}: Kháng lực của lò xo: $F_{LX} = R_L + k.x$

Với k là độ cứng lò xo, x là quãng đường chuyển động của kim hỏa nén lò xo.

Tách các thành phần của cơ hệ gồm bi thép, đòn bẩy và chốt, kim hỏa và lò xo, viết phương trình chuyển động cho mỗi thành phần, sử dụng các biểu thức liên hệ giữa chuyển động quay của đòn bẩy và chuyển động tịnh tiến của kim hỏa, bi [1]. Có thể lập được phương trình chuyển động quay của đòn bẩy quanh trục quay O theo thời gian như sau:

$$J_o.\frac{d\omega}{dt}+\frac{d\omega}{dt}.\frac{m_1.OA^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}+\frac{d\omega}{dt}.\frac{m_3.OB^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}=F_1.OA+F_2.OC.\cos(\frac{\pi}{2}-\varphi_0-\varphi)-F_3.OB-F_{LX}.OB \quad (1)$$

Phương trình có thể viết dưới dạng:

$$\frac{d^2\varphi}{dt^2}\left(J_o+\frac{m_1.OA^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}+\frac{m_3.OB^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}\right)=F_1.OA+F_2.OC.\cos(\frac{\pi}{2}-\varphi_0-\varphi)-F_3.OB-F_{LX}.OB \quad (2)$$

Đây là phương trình vi phân cấp 2, ẩn số là φ. Trong đó: OA, OB, OC lần lượt là khoảng cách từ tâm O tới đường tác dụng của lực F_1, F_3 (F_{LX}), F_2;

Đặt $\frac{d\varphi}{dt}=\xi$; đạo hàm 2 vế theo t nhận được: $\frac{d\xi}{dt}=\frac{d^2\varphi}{dt^2}$

Khi đó phương trình vi phân cấp 2 ở trên có thể viết dưới dạng hệ 2 phương trình vi phân cấp 1 như sau:

$$\frac{d\xi}{dt}\left(J_o+\frac{m_1.OA^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}+\frac{m_3.OB^2}{\sin^2(\varphi+\varphi_0)}\right)=F_1.OA+F_2.OC.\cos(\frac{\pi}{2}-\varphi_0-\varphi)-F_3.OB-F_{LX}.OB \quad (3)$$

Các điều kiện đầu và điều kiện biên để giải phương trình trên là:

Điều kiện đầu: $t=0;\ \varphi=0;\ \xi=0$

Điều kiện biên: $0<t<t_1$; $F_1=m_1\frac{dV}{dt}$; $F_2=m_2\frac{dV}{dt}$; $F_3=\left(m_3+\frac{1}{3}m_{LX}\right)\frac{dV}{dt}$

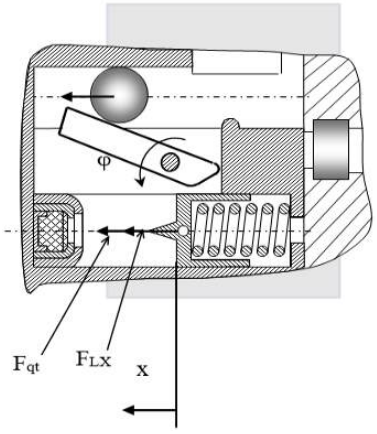
$t=0$ hoặc $t\geq t_1$; $F_1=0;\ F_2=0;\ F_3=0$

Trong đó: t_1 là thời gian đạn chuyển động trong nòng, được xác định từ bài toán thuật phóng trong của hệ súng đạn.

2.2.2. Mô hình tính toán động lực học của cụm phát hỏa trong giai đoạn 2 khi bắn

Sau khi đòn bẩy giải phóng kim hỏa, dưới tác dụng của lực lò xo, kim hỏa sẽ chuyển động để phát hỏa hạt lửa. Tại thời điểm kim hỏa được giải phóng, đạn vẫn đang chuyển động trong nòng, do đó ngoài lực lò xo, kim hỏa còn chịu tác dụng của lực quán tính trục.

Mô hình tính toán động lực học của cơ cấu phát hỏa trong giai đoạn 2 được đưa ra trên Hình 5:



Hình 5. Mô hình tính toán động lực học của cơ cấu phát hỏa khi bắn, giai đoạn 2

Trong đó:

- F_{LX} : Lực lò xo, được tính theo công thức: $F_{LX} = K_{lx}(\Delta + x)$

- F_{qt} : Lực quán tính trục tác dụng lên kim hỏa, được tính theo công thức:

$$F_{qt} = \left(m + \frac{1}{3} m_{LX} \right) \frac{dV}{dt}$$

Phương trình chuyển động của kim hỏa như sau:

$$\left(m + \frac{1}{3} m_{LX} \right) . \frac{d^2 x}{dt^2} = F_{lx} + F_{qt} \tag{4}$$

Đây là phương trình vi phân cấp 2, ẩn số là x.

Đặt $\frac{dx}{dt} = y$; đạo hàm 2 vế theo t nhận được $\frac{dy}{dt} = \frac{d^2 x}{dt^2}$, khi đó phương trình vi phân cấp 2 ở trên có thể viết dưới dạng hệ 2 phương trình vi phân cấp 1 như sau:

$$\frac{dy}{dt} = \frac{F_{lx} + F_{qt}}{\left(m + \frac{1}{3} m_{LX} \right)} \tag{5}$$

Các điều kiện đầu và điều kiện biên để giải hệ phương trình trên là:

Điều kiện đầu: $t=0;\ x=0;\ y=0$

Điều kiện biên: $t \le t_1 ;\ F_{qt} = \left(m + \frac{1}{3} m_{LX} \right) \left(\frac{dV}{dt} \right)_{TB}$

$t > t_1 ;\ F_{qt} = 0$

Trong đó: t_1 là thời gian đạn chuyển động trong nòng, được xác định từ bài toán thuật phóng trong của hệ súng đạn.

3. Kết quả nghiên cứu và đánh giá

3.1. Kết quả tính toán động lực học của cụm phát hỏa trong giai đoạn 1

Các thông số đầu vào của cơ cấu phát hỏa của ngòi U-505 [3] để giải phương trình vi phân cấp 1 thuần nhất (3) được cho trong Bảng 1:

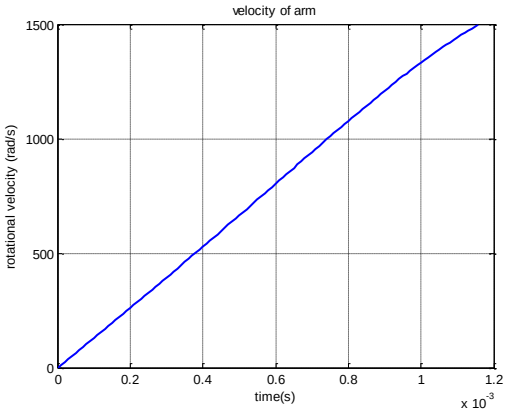
Bảng 1. Thông số đầu vào để tính toán độ tin cậy của cơ cấu phát hỏa của ngòi U-505, giai đoạn 1

Tên đại lượng	Ký hiệu	Giá trị
Khối lượng bi, kg	m_1	$0{,}432.10^{-3}$
Khối lượng đòn bẩy, kg	m_2	$0{,}082.10^{-3}$
Khối lượng kim hỏa, kg	m_3	$0{,}178.10^{-3}$
Độ cứng lò xo, N/m	k_{lx}	432 ÷ 675
Khoảng nén ban đầu của lò xo, kg	Δ	$(5{,}23 \div 6{,}5)\ .10^{-3}$
Góc quay của đòn bẩy để mở bảo hiểm	φ_{mbh}	$34{,}67^0 \div 51{,}16^0$
Cánh tay đòn, m	OA	7.10^{-3}
Cánh tay đòn, m	OB	$3{,}2.10^{-3}$
Cánh tay đòn, m	OC	$3{,}5.10^{-3}$
Mômen quán tính của đòn bẩy đối với trục đi qua tâm O, vuông góc với đòn bẩy, KG.m^2	J_o	$1{,}78.10^{-9}$
Góc nghiêng ban đầu của đòn bẩy	φ_0	$75{,}27^0 \div 77{,}82^0$
Thời gian chuyển động của đạn trong nòng, s	t_{lv}	0,012298
Gia tốc max chi tiết ngòi nhận được khi bắn, m/s^2	$(dV/dt)_{max}$	10.979

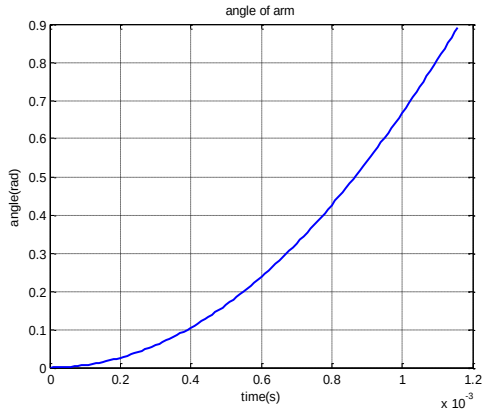
Các giả thiết để giải hệ PTVP mô tả hoạt động của cụm phát hỏa khi bắn:

Để tính độ tin cậy (ma sát giữa các chi tiết ảnh hưởng đến tốc độ chuyển động), gia tốc chi tiết ngòi nhận được khi bắn được tính bằng 2/3 giá trị gia tốc lớn nhất, tức là $\left(\frac{dV}{dt}\right)_{TB} = \frac{2}{3}\left(\frac{dV}{dt}\right)_{max} = \frac{2}{3}10979 = 7319{,}33\ (m/s^2)$, đồng thời lấy giá trị lớn nhất đối với các đại lượng: độ cứng lò xo, khoảng nén ban đầu của lò xo, góc quay cần thiết để mở bảo hiểm [2].

Kết quả giải hệ PTVP (3) được thể hiện trên đồ thị Hình 6 và Hình 7:



Hình 6. Vận tốc quay của đòn bẩy khi bắn, theo thời gian



Hình 7. Góc quay của đòn bẩy khi bắn, theo thời gian

Theo kết quả trên đồ thị Hình 7, góc quay của đòn bẩy đạt 51,16^o (0,892 rad), bằng góc quay cần thiết lớn nhất để mở bảo hiểm (51,16^o) kim hỏa được giải phóng, tại thời điểm t = 0,00012 s nhỏ hơn thời gian đạn chuyển động trong nòng t_{lv} = 0,012298 s. Do đó, cơ cấu phát hỏa hoạt động tin cậy khi bắn.

3.2. Kết quả tính toán động lực học của cụm phát hỏa trong giai đoạn 2 khi bắn

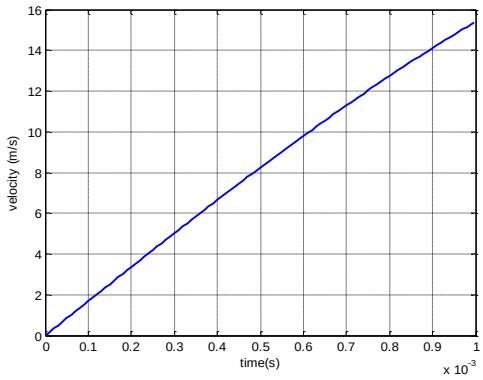
Các thông số đầu vào để giải phương trình vi phân cấp 1 thuần nhất (5) được cho trong Bảng 2:

Bảng 2. Thông số đầu vào để tính kiểm tra tin cậy hoạt động của cơ cấu phát hỏa

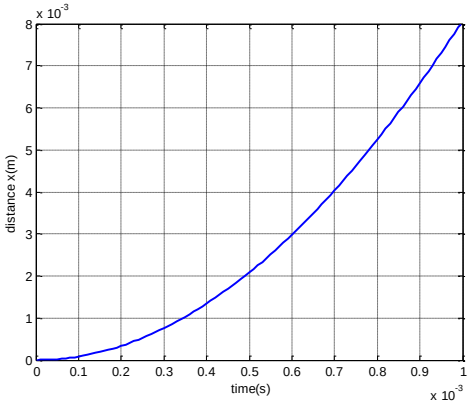
Tên đại lượng	Ký hiệu	Giá trị
Khối lượng kim hỏa, kg	m	$0{,}178.10^{-3}$
Khối lượng lò xo, kg	m_{LX}	$0{,}047.10^{-3}$
Độ cứng lò xo, N/m	K_{lx}	432…675
Chiều dài lắp của lò xo phát hỏa, m	Δ	8.10^{-3}
Quãng đường chuyển động của kim hỏa để phát hỏa hạt lửa, m	a	$6{,}5.10^{-3}$

Để tính toán đánh giá độ tin cậy phát hỏa, giá trị của các đại lượng: độ cứng lò xo, khoảng nén của lò xo, quãng đường chuyển động của kim hỏa đến đâm vào hạt lửa v.v. là giá trị nhỏ nhất.

Kết quả giải bài toán động lực học của cơ cấu phát hỏa giai đoạn 2, được thể hiện trên đồ thị Hình 8 và Hình 9:



Hình 8. Vận tốc của kim hỏa khi phát hỏa, theo thời gian



Hình 9. Chuyển động của kim hỏa khi phát hỏa theo thời gian

Trên đồ thị Hình 8, vận tốc kim hỏa tại thời điểm đâm vào hạt lửa là 15,8 m/s. Động năng phát hỏa gần bằng 0,03 J, bảo đảm hạt lửa phát hỏa tin cậy.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng được mô hình động lực học đầy đủ cho cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy của ngòi U-505, bao gồm hai giai đoạn làm việc chính: mở bảo hiểm dưới tác dụng của lực quán tính trục và phát hỏa dưới tác dụng kết hợp của lực lò xo và lực quán tính. Kết quả giải hệ phương trình cho thấy:

- Đòn bẩy luôn đạt được góc quay cần thiết để mở bảo hiểm trong thời gian rất ngắn ($1{,}2.10^{-4}$ s), nhỏ hơn nhiều so với thời gian đạn còn trong nòng. Điều này chứng tỏ cơ cấu mở bảo hiểm hoạt động tin cậy ngay cả trong điều kiện gia tốc nhỏ của đạn phản lực.

- Trong giai đoạn phát hỏa, kim hỏa đạt vận tốc (15,8 m/s) và năng lượng đủ lớn (0,03 J) để phát hỏa hạt lửa tin cậy, bảo đảm quá trình truyền lửa cho các cơ cấu tiếp theo của ngòi.

Như vậy, mô hình tính toán đã chứng minh tính tin cậy của cơ cấu đòn bẩy khi lắp trên các loại đạn có gia tốc dọc trục nhỏ. Kết cấu ngòi nhỏ gọn, yêu cầu công nghệ chế tạo không quá phức tạp, phù hợp với khả năng sản xuất trong nước. Kết quả nghiên cứu đồng thời cung cấp cơ sở khoa học quan trọng phục vụ thiết kế, tối ưu hóa và đánh giá các cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy trong các loại đạn dược mới, đặc biệt là đầu đạn nhiệt áp cỡ 93 mm.

Tuy nhiên, cơ cấu gồm nhiều chi tiết nhỏ, đòi hỏi các cụm nhóm của ngòi phải được lắp ghép thật chính xác về vị trí, kích thước (bảo đảm cơ cấu đòn bẩy làm việc tin cậy). Kết cấu này phức tạp hơn kết cấu kiểu quán tính, ly tâm, quán tính – ly tâm xuất hiện trên một số ngòi truyền thống, vì thế việc thiết kế và đánh giá cơ cấu bảo hiểm và phát hỏa kiểu đòn bẩy đòi hỏi hiểu rõ mối quan hệ động học – động lực học giữa các chi tiết, cũng như ảnh hưởng của lực quán tính, lực ma sát và thông số hình học đến khả năng làm việc của toàn hệ.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm. (2008). *Nguyên lý kết cấu tính toán và thiết kế ngòi đạn.* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Thủy, Phan Văn Tuấn. (2007). *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí.* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
3. Lê Minh Đức. (2025). *Báo cáo Tổng kết đề tài cấp Quốc gia: Nghiên cứu thiết kế, chế tạo tổ hợp súng và đạn nhiệt áp theo mẫu RPO-A của Liên Bang Nga.* Viện Vũ khí, Tổng cục CNQP, Hà Nội.

Research on the evaluation of a mathematical model for a lever actuated safety and arming mechanism

Abstract: *This paper presents the research results on the structural characteristics of a lever-type safety and arming mechanism used in fuzes. Based on the mathematical model of the lever-type safety and arming mechanism of the U-505 fuze, the operational reliability of the mechanism is evaluated. The results obtained provide a scientific basis for structural optimization aimed at improving the reliability of the fuze employed in the 93 mm thermobaric warhead. In addition, the study contributes theoretical foundations supporting the design, manufacture, and performance evaluation of lever-type safety and arming mechanisms for future generations of ammunition.*

Keywords: Lever actuated safety and arming mechanism, U-505 fuze.

Nghiên cứu thiết kế thiết bị đánh giá ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực của đạn xuyên lõm

Phùng Văn Cường*, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Văn Cường

Học Viện Kỹ thuật quân sự

Email: cuongmta41ctd@gmail.com; Tel: 0976307457

Tóm tắt

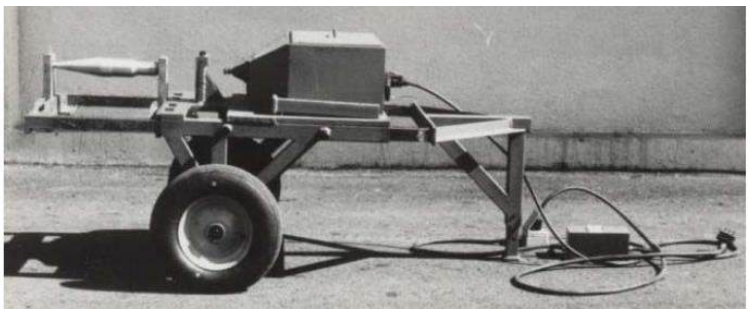
Chuyển động quay của đầu đạn xuyên lõm là một trong những yếu tố ảnh hưởng đáng kể đến quá trình hình thành và ổn định của dòng xuyên, từ đó tác động đến khả năng xuyên sâu vào mục tiêu. Bài báo trình bày nghiên cứu thiết kế một hệ thiết bị thử nghiệm cho phép tạo chuyển động quay có kiểm soát cho đầu đạn và đo lường chính xác tốc độ quay tại thời điểm kích nổ. Thiết bị được thiết kế bảo đảm độ ổn định cơ học, khả năng truyền điện khi trục quay và đo tốc độ quay theo nguyên lý cảm biến Hall. Kết quả nghiên cứu là cơ sở cho các thực nghiệm đánh giá định lượng ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực đạn xuyên lõm.

Từ khóa: *Đạn xuyên lõm quay; thiết bị tạo chuyển động quay; kích nổ đầu đạn quay*

1. Mở đầu

Uy lực xuyên của đạn xuyên lõm phụ thuộc vào nhiều yếu tố như cấu trúc hình học, vật liệu phễu lót, đặc tính thuốc nổ và điều kiện kích nổ. Trong đó, chuyển động quay quanh trục đối xứng của đầu đạn được chứng minh có thể làm suy giảm độ ổn định của dòng xuyên do gây xoắn và phân tán dòng [3]. Ở trong nước hiện nay chưa có nghiên cứu nào về thử nghiệm kiểm tra uy lực đạn xuyên lõm có tính đến chuyển động quay. Trên thế giới đã có nhiều nghiên cứu về uy lực của đạn xuyên lõm có chuyển động quay, tuy nhiên phương pháp thực nghiệm về đạn xuyên lõm quay thì ít có nghiên cứu được công bố, chỉ mang tính giới thiệu về kết quả thực nghiệm.

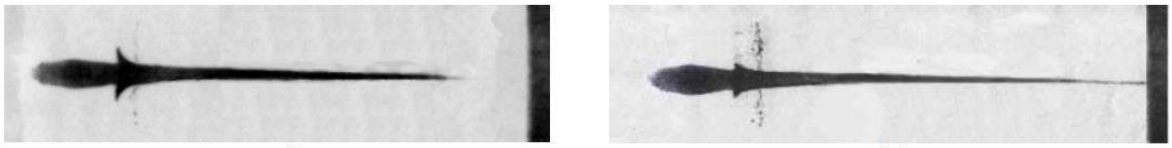
Năm 2007, nhóm tác giả Marinko Ugrčić, Stevan Maksimović (Viện Kỹ thuật Quân sự, Serbia) đã nghiên cứu cứu ứng suất nguy hiểm của dòng xuyên của đạn xuyên lõm quay, đăng trên tạp chí Facta Universitatis năm 2007 [9]. Trong nghiên cứu này, tác giả đã đề cập đến thiết bị thử nghiệm đạn xuyên lõm quay, hình 1 là hình ảnh đầu đạn xuyên lõm cỡ 60 mm (đạn B41) được gá trên thiết bị tạo chuyển động quay.



Hình 1. Thiết bị phục vụ thử nghiệm khả năng xuyên của đạn xuyên lõm có chuyển động quay.

Bên cạnh chức năng điều khiển từ xa để kích hoạt đạn xuyên lõm, thiết bị này còn cho phép kiểm tra khả năng xuyên của dòng xuyên trong điều kiện thay đổi tốc độ quay của đạn, từ 800 đến 6000 vòng/phút.

Hình 2 trình bày ảnh X-quang của dòng xuyên từ đạn xuyên lõm cỡ 60 mm tại thời dòng xuyên hình thành (2 a), và tại thời điểm dòng xuyên va chạm với mục tiêu (2 b).



a) b)

Hình 2. Ảnh X-quang của dòng xuyên từ đạn xuyên lõm cỡ 60 mm
a) tại thời điểm dòng xuyên hình thành
b) tại thời điểm dòng xuyên va chạm với vật cản.

Khả năng xuyên được kiểm tra trên hai mẫu, mỗi mẫu chứa 10 đạn xuyên lõm: một mẫu không quay (n_0 = 0 vòng/phút) và một mẫu quay với tốc độ n_{1000} = 1000 vòng/phút. Các lỗ xuyên đầu ra tương ứng của dòng xuyên tại mặt sau của vật cản được thể hiện trong hình 3.



a) n_0 = 0 vòng/phút *b) n_0 = 1000 vòng/phút*

Hình 3. Miệng lỗ xuyên đầu ra của dòng xuyên tại mặt sau của vật cản dày 40 mm.

Từ kết quả nghiên cứu của nhóm tác giả Marinko Ugrčić, Stevan Maksimović có thể thấy đường kính miệng lỗ xuyên khi đạn quay lớn hơn khi đạn không quay, do vậy ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực của đạn xuyên lõm là khá rõ, tuy nhiên nghiên cứu đã không trình bày rõ cấu tạo cụ thể của thiết bị tạo chuyển động quay. Để nghiên cứu thực nghiệm ảnh hưởng này, cần có thiết bị cho phép:

Tạo chuyển động quay ổn định với tốc độ xác định;

Đảm bảo kích nổ an toàn khi hệ đang quay;

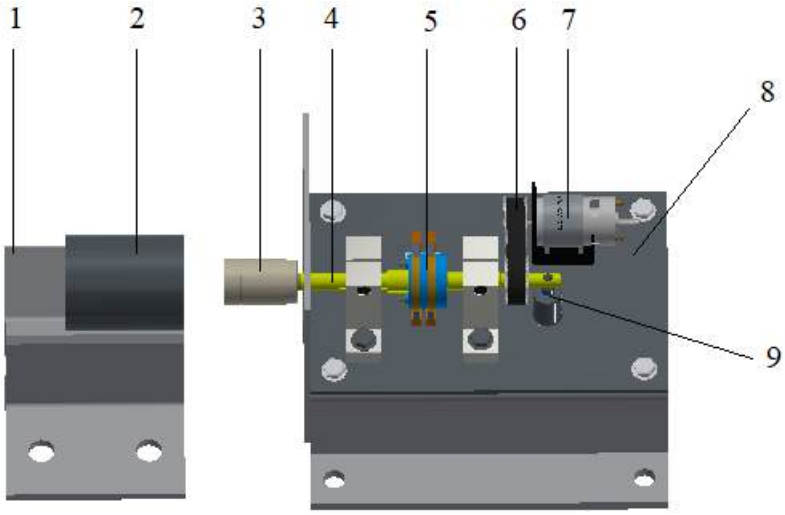
Đo tốc độ quay với độ tin cậy cao.

Bài báo này nhóm tác giả sẽ tập trung trình bày thiết kế hệ thiết bị đáp ứng các yêu cầu trên.

2. Thiết kế thiết bị tạo chuyển động quay và kích nổ đầu đạn xuyên lõm.

2.1. Cấu tạo của thiết bị

Thiết bị tạo chuyển động quay cho đạn được thiết kế đảm bảo đạn có thể quay tối đa trên 10.000 vòng/phút, đạn được kích nổ từ xa bằng nguồn điện. Cấu tạo các bộ phận của thiết bị như hình 4: động cơ (7) sử dụng nguồn điện 12÷24 V, có tốc độ quay tối đa khi không tải là 12.000 vòng/phút. Động cơ truyền chuyển động cho trục quay thông qua bộ dây đai và Puly (6), dây đai và Puly được thiết kế đảm bảo động cơ truyền chuyển động quay cho trục (4) được tối đa. Trên trục quay được lắp bộ cổ góp truyền điện (5), đảm bảo kích nổ được đầu đạn khi trục quay. Trục quay còn gắn công tác nam châm của thiết bị đo tốc độ quay (hình 4), bạc đỡ (9) được thiết kế để gắn cảm biến tốc độ quay của thiết bị đo tốc độ quay. Toàn bộ được lắp trên cụm giá (8), khi thử nghiệm cố định giá đỡ trên nền đất, đảm bảo thiết bị hoạt động ổn định. Bia mục tiêu (2) được đặt trên giá đỡ bia mục tiêu (1), được bố trí đảm bảo đúng tiêu cự nổ, giá đỡ được gia cố chắc chắn trên nền đất. Đầu đạn (3) được lắp vào trục quay bằng mối ghép ren, trục khi quay đảm bảo không được tháo ren ra khỏi đạn.



Hình 4. Mô hình thiết bị tạo chuyển động quay và kích nổ đạn xuyên lõm

1 – Giá đỡ bia mục tiêu; 2 – Bia mục tiêu; 3 – Đầu đạn; 4 – Trục quay; 5- Cổ góp truyền điện; 6 – Bộ dây đai và Puly truyền động; 7 – Động cơ; 8- Cụm giá; 9 – Bạc đỡ

Thiết bị đo tốc độ quay (hình 5), có cấu tạo gồm: cảm biến Hall (1), nam châm (2) và đồng hồ hiển thị tốc độ (3) (hiển thị tốc độ quay từ (10÷9999 vòng/phút). Cảm biến Hall có độ nhạy với từ trường cao, độ tin cậy cao, hiệu suất chống nhiễu tốt và hoạt động ổn định trong thời gian dài. Khi thử nghiệm đồng hồ hiển thị sẽ đặt cách thiết bị tạo chuyển động quay từ (10÷15) m, khi tốc độ quay đạt giá trị tính toán, tiến hành kích nổ đầu đạn từ xa bằng nguồn điện một chiều 12 V. Độ sai lệch của thiết bị qua kiểm tra với thiết bị kiểm tra tốc độ quay tương đương là ±5 vòng/phút.



Hình 5. Thiết bị đo tốc độ quay

1 – Cảm biến Hall; 2 – Nam châm; 3 – Đồng hồ hiển thị tốc độ quay

2.2. Tính toán cho thiết bị tạo chuyển động quay.

Một số bộ phận chính của thiết bị có cấu tạo như sau:

- Puly sử dụng lắp vào trục quay và trục động cơ là loại Puly có bước răng 3 mm (3M), số răng: 40 răng, bề rộng 15 mm, chất liệu: hợp kim nhôm.

- Dây đai vòng, Curoa HTD có bước răng 3 mm (3M), rộng 15 mm, chu vi 270 mm (90 răng).

- Trục quay làm bằng thép, bán kính trung bình r = 7,5 mm. Khối lượng trục quay: 315 gam.

- Khối lượng đầu đạn: 170 gam.

- Vòng bi W 6004-2RS1/VP311:

+ Đường kính trong (d): 15 mm.

+ Đường kính ngoài (D): 35 mm.

+ Độ dày (B): 12 mm.

Vòng bi W 6004-2RS1/VP311 thuộc chủng loại bi cầu SKF thế hệ Explorer, có tuổi thọ bền bỉ và khả năng làm việc trong điều kiện vận hành cao.

- Khoảng cách hai ổ bi: 100 mm

- Hệ thống sử dụng nguồn một chiều dạng chuyển mạch (SMPS) 24V – 20A (nguồn tổ ong) để cấp điện cho động cơ truyền động.

a. Xác định tỷ số truyền của bộ truyền đai

Tỷ số truyền của bộ truyền đai răng được xác định theo công thức [5]:

$$i = \frac{z_2}{z_1} \quad (1)$$

Trong đó:

z_1 - số răng puly chủ động (gắn với động cơ)

z_2 - số răng puly bị động (gắn với trục quay)

Do hai puly có cùng số răng (40–40), nên: i = 1

Vận tốc quay trục:

$$n_s = \frac{n_m}{i} \quad ((2)$$

Trong đó:

n_s - tốc độ quay của trục.

n_m - tốc độ quay động cơ.

Vì i = 1, nên: $n_s = n_m$

Tại điều kiện không tải: $n_{s,\ max,\ lý\ thuyết}$ =12000 vòng/phút

b. Hiệu chỉnh theo điều kiện có tải

Khi mang tải (trục + đầu đạn), tốc độ thực tế của động cơ giảm so với tốc độ không tải.

Tổng khối lượng quay:

$$m_t = m_s + m_d = 0{,}315 + 0{,}170 = 0{,}485 \text{ kg}$$

Trong động cơ DC, tốc độ quay tỉ lệ nghịch với mômen tải. Ở chế độ làm việc ổn định, tốc độ thực tế thường đạt khoảng 85÷95% tốc độ không tải [11].

Giả thiết làm việc ở điện áp cực đại 24 VDC và tải trung bình, chọn hệ số suy giảm tốc độ do tải: $\eta_n = 0{,}9$.

Tốc độ thực tế của trục: $n_{s,\ max} = \eta_n \times n_{s,\ max,\ lý\ thuyết}$

$$\Rightarrow n_{s,\ max} = 0{,}9 \times 12000 \approx 10800 \text{ vòng/phút}$$

c. Kiểm tra điều kiện làm việc của ổ bi

Sử dụng hai vòng bi W 6004-2RS1/VP311, đường kính trong 15 mm, bố trí cách nhau 100 mm.

Vận tốc quay tối đa: $n_{s,max}$ = 10.800 vòng/phút

Giá trị này nằm trong giới hạn cho phép của ổ bi cầu rãnh sâu loại 6004 (tốc độ làm việc cho phép thường lớn hơn 15.000 vòng/phút khi bôi trơn bằng mỡ).

Tải trọng tác dụng lên ổ bi chủ yếu gồm:

- Lực hướng tâm do lực căng dây đai;
- Lực do mất cân bằng khối lượng quay.

Với mô men quán tính nhỏ và đặc tính truyền động đồng bộ của dây đai HTD (không xảy ra trượt), tải trọng hướng tâm dự kiến nhỏ hơn tải trọng động cho phép của ổ bi. Do đó, ổ bi đảm bảo làm việc an toàn và đáp ứng yêu cầu tuổi thọ trong điều kiện thử nghiệm.

d. Kiểm tra chiều dài dây và khoảng cách trục

Đối với bộ truyền gồm hai puly có đường kính bằng nhau, chiều dài dây đai được xác định gần đúng theo biểu thức [4]:

$$L = 2.C + \pi.d \tag{3}$$

Trong đó:

L – chiều dài danh nghĩa của dây đai;

C – khoảng cách trục;

d – đường kính vòng chia puly.

Với L = 270 mm và d = 38,2 mm.

Suy ra khoảng cách trục:

$$C = \frac{L - \pi.d}{2} \tag{4}$$

$$\Rightarrow C = \frac{270 - \pi.38,2}{2} = 75\,\text{mm}.$$

Như vậy khoảng cách trục hợp lý khi sử dụng dây 270-3M-15 với hai puly 40 răng là: C ≈ 75 mm.

Giá trị này nhỏ hơn khoảng cách hai ổ bi (100 mm), do đó phù hợp bố trí puly ở đầu trục, không ảnh hưởng đến kết cấu đỡ trục.

e. Tính toán động năng quay của hệ trục – đạn

Tổng khối lượng phần quay: m_t = 0,485 kg

Vận tốc góc tại 10.800 vòng/phút: $\omega = \frac{2.\pi.n}{60}$

$$\Rightarrow \omega = \frac{2.\pi.1080}{60} \approx 1131\ \text{rad/s}$$

Giả thiết hệ quay tương đương một khối trụ đặc có bán kính trung bình r = 7,5 mm (0,015 m), mô men quán tính được xác định theo công thức [6]:

$$J = \frac{1}{2} m.r^2 \quad (5)$$

$$\Rightarrow J = \frac{1}{2}.0,485.0,0075^2 \approx 1,36.10^{-5} \text{ kg.m}^2.$$

Động năng quay của hệ: $E = \frac{1}{2} J.\omega^2$

$$\Rightarrow E = \frac{1}{2}.1,36.10^{-5}.(1131)^2 = 8,7 \text{ J}$$

Giá trị động năng quay tương đối nhỏ, không gây quá tải cho bộ truyền đai và động cơ trong điều kiện làm việc ngắn hạn.

f. Tính thời gian tăng tốc [8]

Phương trình động lực học quay:

$$M = J.\alpha \quad (6)$$

Trong đó:

M - mômen động cơ (N·m)

α - gia tốc góc (rad/s²)

Giả thiết động cơ có công suất cực đại xấp xỉ:

$$P = U.I = 24.20 = 480 \text{ W}$$

Quan hệ giữa công suất và mômen:

$$P = M.\omega$$

Suy ra mômen tại tốc độ làm việc:

$$M = P/\omega = 480/1131 \approx 0,42 \text{ N.m}$$

Gia tốc góc:

$$\alpha = M/J = 0,42/(1,36\times10^{-5}) \approx 30882 \text{ rad/s2}$$

Thời gian tăng tốc từ 0 đến ω:

$$t = \omega/\alpha = 1131/30882 \approx 0,037 \text{ s}$$

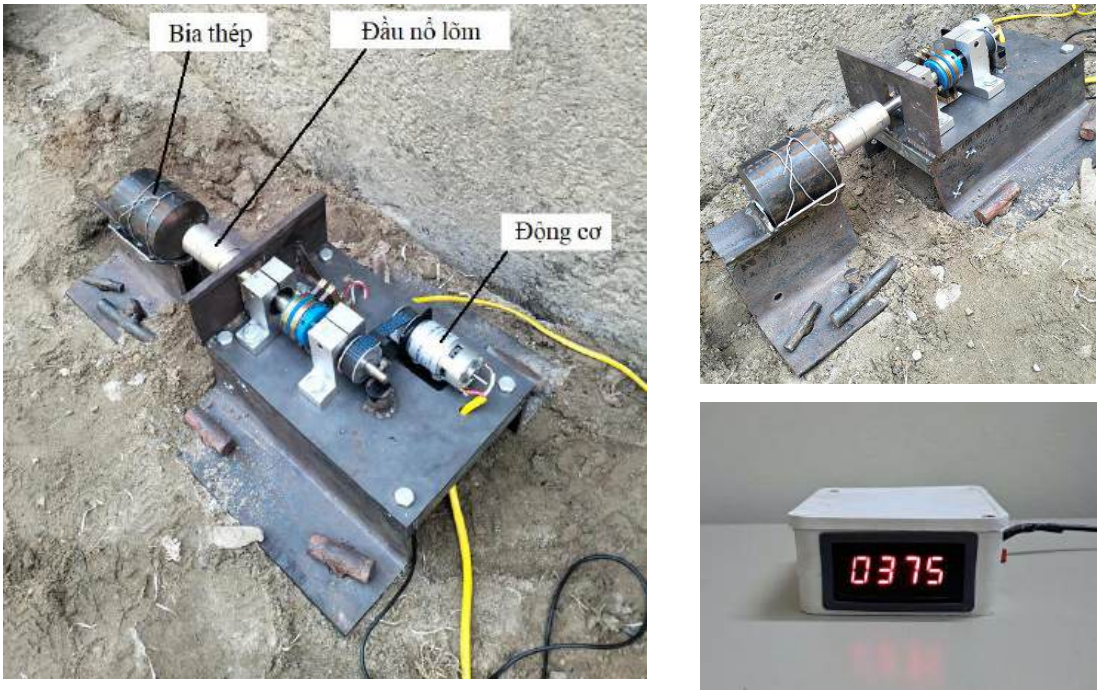
Như vậy hệ đạt tốc độ lớn nhất trong khoảng 0,04 giây.

3. Thử nghiệm với thiết bị tạo quay

3.1. Bố trí thử nghiệm

Trên hình 6, toàn bộ thiết bị được đặt trên nền đất, được cố định chắc chắn (ảnh hưởng của rung động với mỗi tốc độ quay khác nhau đến đầu đạn là khá nhỏ), độ đảo của đầu đạn khá nhỏ, bia mục tiêu được đặt trên giá đảm bảo đúng tiêu cự nổ. Đồng hồ hiển thị tốc độ quay và nguồn điện cho động cơ, nguồn điện điểm hỏa cách vị trí đặt thiết bị khoảng (10÷20) m.

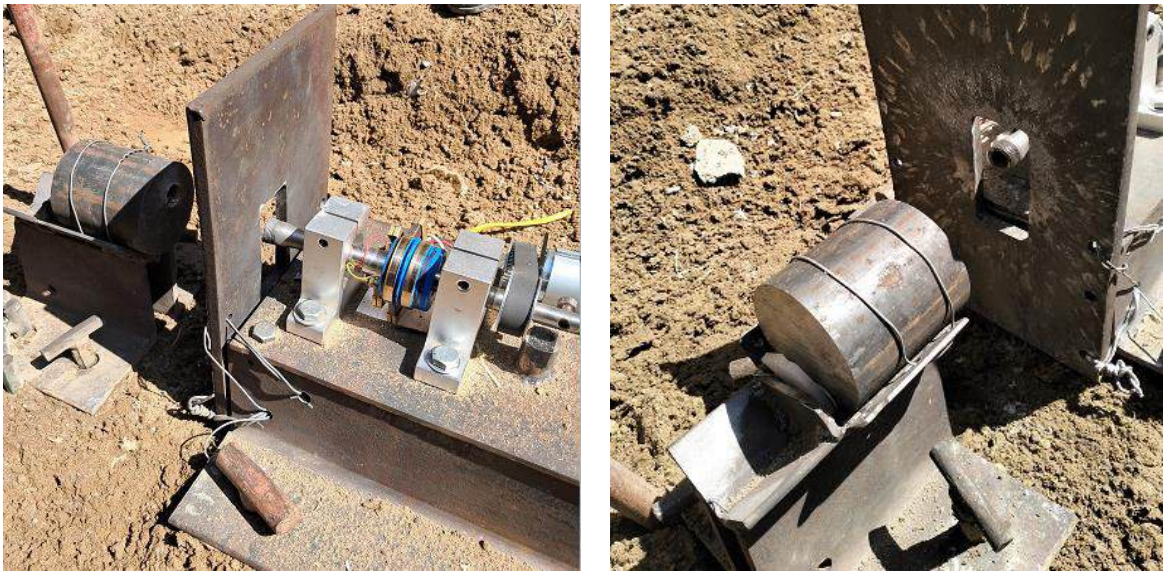
Sau khi cấp nguồn cho động cơ, tiến hành điều chỉnh tốc độ động cơ đến giá trị yêu cầu, khi đạn quay ổn định tại tốc độ tính toán tiến hành kích nổ đầu đạn.



Hình 6. Bố trí thử nghiệm thử nghiệm

3.2. Kết quả thực nghiệm

Sau mỗi lần thử nghiệm, bia mục tiêu và trục quay bị hỏng được tháo khỏi thiết bị, tiến hành lắp đặt trục quay đầu đạn và bia mục tiêu mới để chuẩn bị cho lần thử tiếp theo; hình 7 là một số hình ảnh của thiết bị sau thử nghiệm.



Hình 7. Một số hình ảnh sau thử nghiệm

Kết quả thử nghiệm cho thấy ảnh hưởng của tốc độ quay khá rõ, chiều sâu xuyên giảm dần khi tốc độ quay càng tăng. Kết quả chiều sâu xuyên đo được khi đạn quay ở các dải tốc độ 2.000 vòng/phút đến 8.700 vòng/phút tương ứng giảm từ 81 mm đến 57 mm, số lượng thử nghiệm 9 phát đều kích nổ hoàn toàn khi quay đạt tốc độ. Như vậy khả năng phát hỏa của thiết bị đáng tin cậy.

Quá trình thử nghiệm tốc độ tối đa của thiết bị đạt 8700 vòng/phút, một số nguyên nhân dẫn đến nhỏ hơn với tính toán ban đầu (10.800 vòng/phút) như:

- Sai lệch tỷ số truyền thực tế của bộ truyền đai (Khi tải tăng hoặc lực căng đai không đủ, xuất hiện trượt vi mô giữa đai và puly, làm giảm tốc độ trục bị dẫn).

- Tổn thất do ma sát trong ổ lăn (lệch tâm giữa hai gối đỡ gây tăng ma sát và rung động).

- Mô men quán tính của hệ quay: Nếu động cơ có tốc độ không tải 12000 vòng/phút nhưng mô men suy giảm mạnh ở vùng tốc độ cao, thì tốc độ thực tế sẽ bị giới hạn.

- Công suất và đặc tính động cơ: Điện áp nguồn không đủ 24V khi tải lớn (sụt áp nguồn tổ ong 24V–20A); Dòng điện không đạt mức yêu cầu làm mô men động cơ giảm.

4. Kết luận

Bài báo đã thiết kế, chế tạo và thử nghiệm thành công thiết bị tạo chuyển động quay phục vụ nghiên cứu đạn xuyên lõm trong điều kiện có tốc độ quay xác định. Hệ thống bảo đảm các yêu cầu kỹ thuật gồm: tạo chuyển động quay ổn định đến 10.800 vòng/phút, kích nổ từ xa an toàn trong khi quay, đo và kiểm soát tốc độ bằng cảm biến Hall, đồng thời bảo đảm độ cứng vững cơ khí và an toàn điện.

Các tính toán về bộ truyền đai, mô men quán tính hệ trục - đạn, khả năng làm việc của ổ bi và nguồn cấp điện cho thấy thiết bị đáp ứng yêu cầu làm việc trong chế độ ngắn hạn. Kết quả thực nghiệm đạt tốc độ tối đa 8.700 vòng/phút (≈ 81% giá trị thiết kế). Sai lệch so với tính toán chủ yếu do tổn thất truyền động, ma sát ổ lăn, đặc tính tải của động cơ và sụt áp nguồn khi làm việc ở tốc độ cao.

Mặc dù chưa đạt 10.800 vòng/phút, thiết bị vẫn bảo đảm khả năng tạo chuyển động quay ổn định ở dải tốc độ lớn, đáp ứng yêu cầu nghiên cứu thực nghiệm ảnh hưởng của vận tốc quay đến đặc tính làm việc của đạn xuyên lõm và có thể tiếp tục hoàn thiện, nâng cấp trong các nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Bùi Xuân Sơn, Phạm Đức Hùng, Võ Duy Thông, Đỗ Văn Giôn, Đào Văn Toàn, Kongsathit Phanthavong (2023), *Nghiên cứu ứng dụng cơ cấu va đập bán toàn phương làm cơ cấu đóng mạch cho ngòi lựu đạn chạm nổ điện-cơ*, Chuyên san Bảo đảm Kỹ thuật quân sự/Tạp chí KH&KT, ISSN 1859-0209, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Đỗ Văn Minh, Phạm Hữu Nguyên (2018), *Ảnh hưởng của bề dày phễu lót đến các tham số dòng xuyên*, Tạp chí Cơ khí Việt Nam, 8.
3. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007), *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
4. Trịnh Chất, Lê Văn Uyển, 2010, *Tính toán thiết kế hệ dẫn động cơ khí*, Nhà xuất bản Giáo dục Việt Nam, Hà Nội.
5. Nguyễn Trọng Hiệp, 2006, *Chi tiết máy*, Nhà xuất bản Giáo dục, Hà Nội.
6. Nguyễn Văn Đạo, 2008, *Cơ lý thuyết*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.
7. Phạm Hữu Nguyên, Lê Minh Thái (2018), *Phương pháp xác định vận tốc nén ép phễu lót trong quá trình hình thành dòng xuyên đạn lõm*, Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật, số 192, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
8. J. L. Meriam; L. G. Kraige; J. N. Bolton, 2016, *Engineering Mechanics: Dynamics (8th Edition)*, Wiley, Hoboken, New Jersey, USA.
9. Marinko Ugrčić, Stevan Maksimović (2007), *Critically shaped charge jet stress caused by angular velocity*. Facta universitatis-series: Mechanics, Automatic Control and Robotics, 6(1), 119-130

10. Richard G. Budynas, J. Keith Nisbett, 2015, *Mechanical Engineering Design*, McGraw-Hill, New York, USA.
11. Stephen J. Chapman, 2012, *Electric Machinery Fundamentals (5th Edition)*, McGraw-Hill, New York, USA.

Research on the Design of a Device for Evaluating the Effect of Rotational Speed on the Penetration Performance of Shaped Charges

Abstract: *The rotational motion of a shaped charge warhead is one of the significant factors affecting the formation and stability of the penetration jet, thereby influencing its penetration capability into the target. This paper presents the design study of an experimental device capable of generating controlled rotational motion for the warhead and accurately measuring the rotational speed at the moment of detonation. The system is designed to ensure mechanical stability, reliable electrical transmission during shaft rotation, and rotational speed measurement based on the Hall sensor principle. The research results provide a foundation for quantitative experimental evaluation of the effect of rotational speed on the penetration performance of shaped charges.*

Keywords: Rotating shaped charge; rotational motion generation device; detonation of a rotating warhead.

Xác định mô hình bền của vật liệu khi chịu tải trọng tốc độ cao trên thiết bị Hopkinson

Đỗ Thành Nhân[1*], Hoàng Văn Cường[1], Phan Văn Tuấn[1], Nguyễn Quang Dũng[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: Thanhnhansqkt2000@gmail.com; Tel: 0906937703

Tóm tắt

Bài báo xây dựng phương pháp tính toán các hệ số đặc trưng cơ tính vật liệu kim loại trong mô hình Johnson–Cook, một trong những mô hình tăng bền phổ biến trong các mô phỏng tương tác tốc độ cao. Từ kết quả thí nghiệm nén mẫu trên thiết bị Hopkinson với 3 loại mẫu thép, nhôm và đồng, dữ liệu ứng suất, biến dạng, tốc độ biến dạng của các mẫu được thu thập và xử lý hồi quy để tìm các hệ số trong mô hình vật liệu Johnson–Cook của chúng. Các hệ số tìm được sẽ được sử dụng trong mô hình vật liệu Johnson–Cook ứng dụng trong phần mềm mô phỏng phổ biến như Ansys, Abaqus... Các kết quả của bài báo có thể ứng dụng trong các bài toán tính toán, mô phỏng trường ứng suất biến dạng của vật thể khi chịu tải trọng tốc độ cao.

Từ khóa: *Thí nghiệm Hopkinson; mô hình Johnson-Cook; ứng suất; biến dạng, tốc độ cao.*

1. Đặt vấn đề

Việc mô tả chính xác ứng xử cơ học của vật liệu trong điều kiện tốc độ biến dạng cao và nhiệt độ tăng là yếu tố then chốt để xây dựng các mô hình mô phỏng số có độ tin cậy trong các bài toán động lực học va chạm, xuyên phá. Trong các nghiên cứu trước đây đã có nhiều mô hình vật liệu được phát triển nhằm mô tả đặc trưng cơ học của vật liệu chịu tải trọng động, tiêu biểu như mô hình Johnson-Cook (J-C), mô hình Cowper-Symonds [1], mô hình Zerilli-Armstrong [2], mô hình ứng suất ngưỡng cơ học (Mechanical Threshold Stress - MTS) [3]….Trong số đó, mô hình J-C [4] được sử dụng rộng rãi nhất nhờ dạng biểu thức đơn giản, khả năng mô tả đồng thời hiện tượng hóa bền biến dạng, nhạy cảm với tốc độ biến dạng và mềm hóa do nhiệt trong một dải điều kiện tải trọng động.

Đối với vật liệu khảo sát trong thí nghiệm Hopkinson, ứng xử cơ học chịu ảnh hưởng chủ yếu của biến dạng dẻo và tốc độ biến dạng cao. Mô hình J-C được lựa chọn do có khả năng mô tả đồng thời các yếu tố này thông qua dạng hàm đơn giản, các tham số dễ xác định trực tiếp từ dữ liệu thực nghiệm. Bên cạnh đó, mô hình J-C đã được kiểm chứng rộng rãi trong miền tốc độ biến dạng cao, phù hợp với điều kiện thí nghiệm của nghiên cứu. Trong phạm vi nhiệt độ phòng, ảnh hưởng nhiệt có thể bỏ qua, cho phép sử dụng dạng rút gọn của mô hình mà vẫn đảm bảo độ chính xác.

Các đặc trưng cơ học cơ bản của vật liệu như mô đun đàn hồi, giới hạn bền và độ dẻo thường được xác định thông qua thí nghiệm kéo hoặc nén đúng tâm trên các thiết bị thử cơ tính truyền thống [5-7]. Tuy nhiên, các phương pháp này chỉ cho phép nghiên cứu vật liệu trong điều kiện tải trọng tĩnh hoặc bán tĩnh, với tốc độ biến dạng trong khoảng từ 10^{-3} s^{-1} đến 10 s^{-1}. Trong khi đó, trong nhiều ứng dụng kỹ thuật và đặc biệt là trong lĩnh vực đạn dược, vật liệu thường chịu tác dụng của tải trọng động do va chạm hoặc nổ, với tốc độ biến dạng có thể đạt từ 10^2 s^{-1} đến 10^4 s^{-1} [8, 9]. Do đó, để mô tả chính xác ứng xử của vật liệu trong các bài toán động lực học, đặc biệt là trong các nghiên cứu về va chạm và xuyên phá, cần sử dụng các mô hình ứng suất–biến dạng có xét đến ảnh hưởng của tốc độ biến dạng cao.

Mô hình J-C được xem là một mô hình thực nghiệm hiệu quả, có khả năng ứng dụng cao. Tuy nhiên, độ chính xác của mô hình phụ thuộc chủ yếu vào việc xác định chính xác các

hệ số đặc trưng của vật liệu (A, B, n, C, m), biểu thị các ảnh hưởng tổng hợp của hóa bền biến dạng, nhạy cảm tốc độ biến dạng và mềm hóa do nhiệt. Do vậy bài báo sẽ tiến hành nghiên cứu, xây dựng quy trình tính toán nhằm xác định các hệ số của mô hình J-C dựa trên dữ liệu thu được từ thí nghiệm trên thiết bị thanh Hopkinson. Bộ thông số vật liệu thu được cho phép mô phỏng chính xác hơn ứng xử cơ học của vật liệu trong các điều kiện tải trọng động, qua đó nâng cao độ tin cậy của các mô phỏng số trong các bài toán va chạm, xuyên phá và tương tác nổ.

2. Cơ sở lý thuyết

2.1. Mô hình vật liệu Johnson-Cook

Mô hình này sử dụng để mô tả cho tính tăng bền của các vật liệu kim loại khi biến dạng lớn, tốc độ biến dạng cao và nhiệt độ cao. Tính chất đó có thể phát sinh khi chịu tải trọng động do va chạm tốc độ cao. Với mô hình này, giới hạn chảy khác nhau tùy thuộc vào mức độ biến dạng, tốc độ biến dạng và nhiệt độ. Mô hình tăng bền J-C để thể hiện qua công thức:

$$\sigma_c^d = \left[A + B\varepsilon_p^n\right]\left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}}\right)\right]\left[1 - \left(T_H\right)^m\right] \quad (1)$$

Trong đó: ε_p - biến dạng dẻo; $\dot{\varepsilon}_p$ - tốc độ biến dạng dẻo; $\dot{\varepsilon}_{po}$ - tốc độ biến dạng dẻo tham chiếu xác định bằng thực nghiệm; $T_H = \left(T - T_{room}\right)/\left(T_{melt} - T_{room}\right)$; T - nhiệt độ vật liệu (độ K); T_{melt} - nhiệt độ nóng chảy của kim loại vật liệu; T_{room} - nhiệt độ môi trường; A, B, C, n và m - 5 hằng số vật liệu. A - Ứng suất chảy dẻo tĩnh; B - Hệ số biến cứng; C - Hệ số tốc độ biến dạng; n - Chỉ số mũ tăng cứng; m - Hệ số kể tới ảnh hưởng của nhiệt độ.

2.2. Bản chất thí nghiệm Hopkinson

Thiết bị Hopkinson (Split Hopkinson Bar – SHB) hoạt động dựa trên nguyên lý truyền sóng đàn hồi một chiều. Hệ thống thí nghiệm bao gồm nòng bắn khí nén, thanh va đập, thanh tới và thanh truyền, như được minh họa trong Hình 1. Thanh va đập được gia tốc bằng áp suất khí và va chạm với thanh tới, tạo ra một sóng nén đàn hồi lan truyền dọc theo thanh tới đến mẫu thử. Khi sóng tới tác động đến mẫu, một phần sóng được truyền qua mẫu sang thanh truyền (xung truyền), trong khi phần còn lại phản xạ ngược lại thanh tới (xung phản xạ). Cả hai dạng sóng này được ghi nhận thông qua các cảm biến biến dạng gắn trên thanh tới và thanh truyền.

Các giá trị ứng suất kỹ thuật, biến dạng kỹ thuật và tốc độ biến dạng kỹ thuật trong mẫu thử được xác định dựa trên nguyên lý liên tục của ứng suất và chuyển động tại các mặt tiếp xúc giữa thanh và mẫu, đó là các giá trị danh nghĩa (kỹ thuật). Các phương trình xác định các đại lượng này được biểu diễn như sau:

Ứng suất: $$\sigma_s = \frac{AE\varepsilon_t}{A_s} \quad (2)$$

Biến dạng: $$\varepsilon_s = \frac{-2C}{L_s}\int_0^t \varepsilon_r dt \quad (3)$$

Tốc độ biến dạng: $$\dot{\varepsilon}_s = \frac{-2C}{L_s}\varepsilon_r \quad (4)$$

Trong đó: A và A_s: tiết diện ngang của thanh và mẫu thử; E: mô đun đàn hồi của vật liệu thanh; C: vận tốc lan truyền sóng dọc trong thanh; L_s: chiều dài mẫu thử; $\sigma_s, \varepsilon_s, \dot{\varepsilon}_s$: lần lượt là ứng suất, biến dạng, và tốc độ biến dạng trong mẫu; $\varepsilon_r, \varepsilon_t$: lần lượt là xung biến dạng phản xạ trong thanh tới và xung biến dạng truyền qua trong thanh truyền.

Theo [9], để tính toán xác định các hệ số trong mô hình J-C, các giá trị ứng suất - biến dạng kỹ thuật và giá trị ứng suất - biến dạng thực được tính theo các công thức:

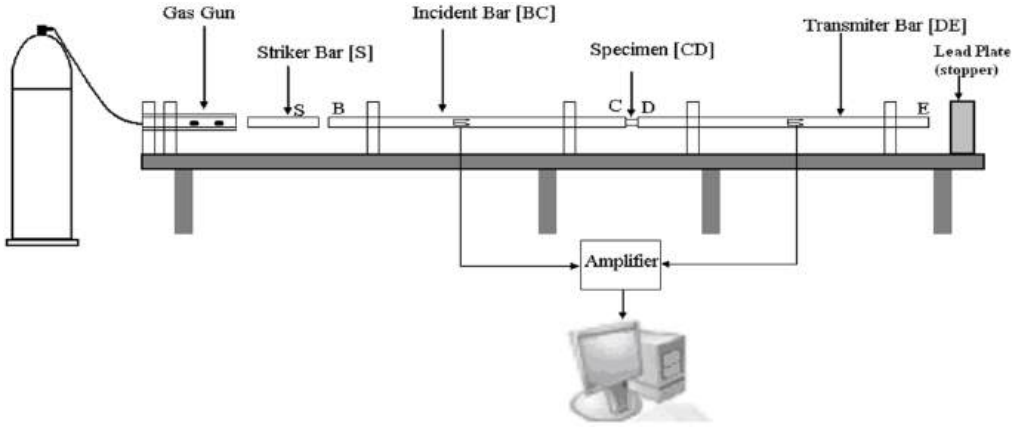
$$\varepsilon_{kt} = \frac{\delta}{l_0};\ \sigma_{kt} = \frac{P}{A_0}$$

Biến dạng thực: $\varepsilon_{tr} = -\ln\left(l/l_0\right) = -\ln\left(A_0/A\right) = -\ln\left(1-\varepsilon_{kt}\right)$

Ứng suất thực: $\sigma_{tr} = P/A = \sigma_{kt}\left(A_0/A\right) = \sigma_{kt}\left(1-\varepsilon_{kt}\right)$

Tốc độ biến dạng thực: $\dot{\varepsilon}_{tr} = \dot{\varepsilon}_{kt}\left(1-\varepsilon_{kt}\right)^{-1}$

Cơ sở lý thuyết chi tiết và quá trình suy luận các phương trình của phương pháp SHB đã được trình bày trong các tài liệu tham khảo [1-5].



Hình 1. Hệ thống bố trí thí nghiệm nén trên máy Hopkinson [1-5]

3. Quy trình thí nghiệm

3.1. Vật liệu và mẫu thí nghiệm

Các thí nghiệm ở tốc độ biến dạng cao được tiến hành trên vật liệu thép, đồng và nhôm với các vật liệu cụ thể ở bảng dưới. Trong quá trình thực nghiệm, các phép thử được thực hiện ở nhiều mức áp suất khí nén khác nhau, tương ứng với các dải tốc độ biến dạng khác nhau của mẫu thử. Các mẫu thử dạng trụ tròn có đường kính 6 mm và chiều cao 6 mm được sử dụng cho thí nghiệm nén.

Các thông số hình học và cơ lý của các thanh và mẫu thử được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Thông số cơ bản của vật liệu và mẫu thí nghiệm

Thông số	Thanh va đập	Thanh tới	Thanh truyền	Mẫu thử
Chiều dài (mm)	400	1800	1200	6
Đường kính (mm)	13	13	13	6
Vật liệu	Thép	Thép	Thép	Thép C45 TCVN
				Đồng thau CuZn37 TCVN

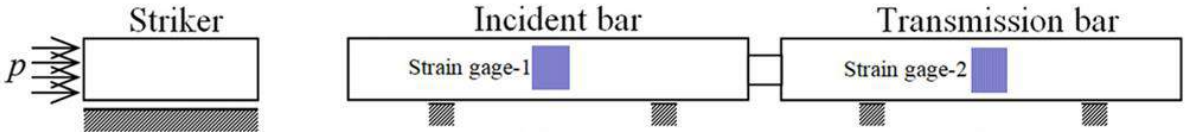
Thông số	Thanh va đập	Thanh tới	Thanh truyền	Mẫu thử
				Nhôm A6061 TCVN
Hệ số Poisson	0,34	0,34	0,34	
Mô đun đàn hồi (Gpa)	200	200	200	

Các thanh va đập, thanh tới và thanh truyền đều được chế tạo bằng thép đàn hồi cao, đảm bảo trong suốt quá trình lan truyền sóng ứng suất, ứng suất trong thanh nhỏ hơn giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, tức là thanh chỉ làm việc trong vùng đàn hồi tuyến tính.

3.2. Quy trình thí nghiệm và kết quả thu được

3.2.1. Quy trình thí nghiệm

Sau khi lựa chọn vật liệu và mẫu thí nghiệm, ta tiến hành lắp các thanh tới và thanh truyền lên khung, căn chỉnh đảm bảo các thanh thẳng hàng, đồng trục, song song với mặt đất và mẫu thử được kẹp giữa hai thanh. Sơ đồ bố trí thí nghiệm nén trên thiết bị Hopkinson được thể hiện trong Hình 2. Hệ thống bao gồm hai thanh chính là thanh tới và thanh truyền, với mẫu thử được kẹp giữa hai thanh này. Tín hiệu xung biến dạng được đo bởi các cảm biến biến dạng gắn tại giữa thanh tới và thanh truyền. Các cảm biến này ghi nhận tín hiệu điện áp (mV) theo thời gian, sau đó được chuyển đổi thành dữ liệu biến dạng theo thời gian.



Hình 2. Sơ đồ bố trí thí nghiệm nén trên máy Hopkinson

Sau đó ta tiến hành nạp áp suất vào thiết bị, áp suất khí nén nạp vào càng lớn thì vận tốc va chạm giữa đạn với thanh tới cũng như tốc độ biến dạng của mẫu càng lớn. Cần phải lưu ý giới hạn giá trị áp suất nạp vào thiết bị nén không làm cho các thanh vượt quá giá trị biến dạng đàn hồi (ứng suất trong các thanh không vượt quá giới hạn $\sigma_{0,2}$).

Do điều kiện thiết bị hiện tại chưa cho phép khảo sát ở các mức nhiệt độ khác nhau, nên trong phạm vi nghiên cứu này, mọi thí nghiệm được tiến hành ở điều kiện nhiệt độ phòng, coi như nhiệt độ không đổi. Ảnh hưởng của nhiệt độ đến quá trình tăng bền được bỏ qua, do đó tham số m trong mô hình tăng bền được giả định bằng 1 (m = 1).

Các thí nghiệm được tiến hành ở nhiều chế độ tải trọng khác nhau, tương ứng với các vận tốc va đập của thanh va đập. Tốc độ biến dạng trung bình của mẫu được xác định từ dạng sóng phản xạ và thay đổi theo thời gian trong suốt quá trình thí nghiệm. Dải vận tốc va đập được sử dụng trong nghiên cứu được trình bày trong Bảng 2 dưới đây.

Bảng 2. Giá trị áp suất và vận tốc thanh va đập tương ứng với từng mẫu vật liệu trong thí nghiệm nén

STT	Mẫu thép		Mẫu đồng		Mẫu nhôm	
	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)
1	0,25	7,5	0,25	6,1	0,25	8,3
2	0,3	10,2	0,3	9,7	0,3	9,9
3	0,35	11,5	0,35	11,9	0,35	10,3

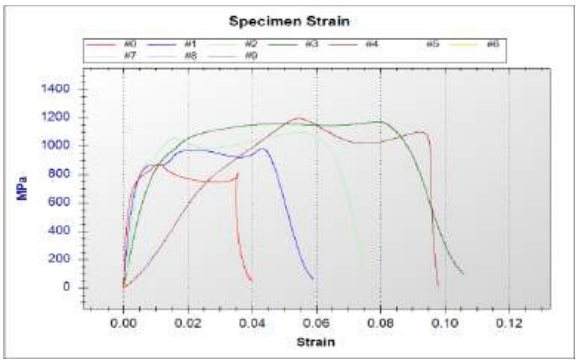
STT	Mẫu thép		Mẫu đồng		Mẫu nhôm	
	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)	Áp suất nén (bar)	Vận tốc thanh va đập (m/s)
4	0,4	12,4	0,4	12,8	0,4	13
5	0,45	12,9	0,45	15,3	0,45	14,4
6	0,5	13,9	0,5	14,6	0,5	15

Các tín hiệu biến dạng được ghi nhận bằng cảm biến biến dạng gắn trên bề mặt các thanh và được xử lý thông qua hệ thống thu nhận dữ liệu tốc độ cao. Các dạng sóng thu được sau đó được phân tích để xác định mối quan hệ giữa ứng suất - biến dạng - tốc độ biến dạng của mẫu thử, làm cơ sở cho việc xác định các hệ số trong mô hình tăng bền J-C của vật liệu.

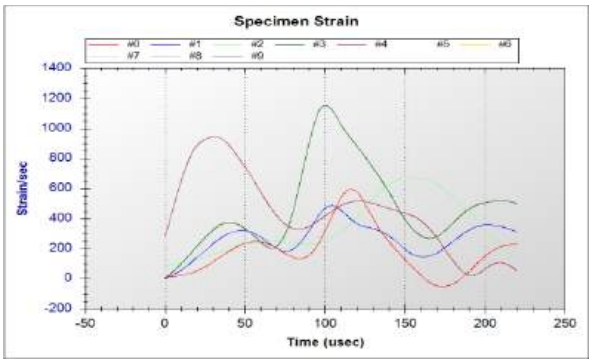
3.2.2. Kết quả thu được

Sau khi tiến hành thí nghiệm nhiều lần trên thiết bị Hopkinson với các dải áp suất nén khác nhau tương ứng với các dải tốc độ biến dạng khác nhau. Sau đó, ta tiến hành xử lý số liệu bằng phần mềm chuyên dùng là: SHB - SS (Split Hopkinson Bar - Signal Software). Đây là phần mềm được sử dụng để xử lý và phân tích các dữ liệu này bằng các lý thuyết cơ học (sóng dọc trong thanh đàn hồi, bảo toàn động lượng và năng lượng, phương trình ứng suất - biến dạng, truyền sóng qua giao diện thanh và vật mẫu, lý thuyết thanh Hopkinson). Sau quá trình xử lý, ta thu được đồ thị áp suất - biến dạng kỹ thuật và tốc độ biến dạng kỹ thuật theo thời gian của mẫu vật liệu thép, đồng và nhôm như sau:

- Đối với vật liệu thép:

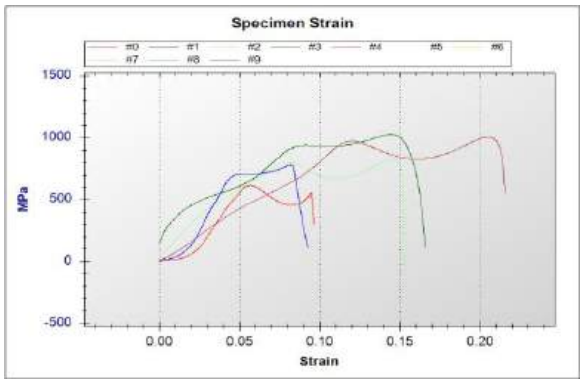


Hình 3. Đồ thị biểu diễn đường cong ứng suất và biến dạng của mẫu thép

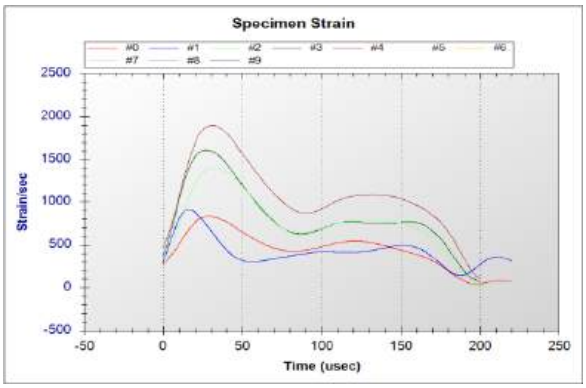


Hình 4. Đồ thị biểu diễn tốc độ biến dạng của mẫu thép theo thời gian

- Đối với vật liệu đồng:

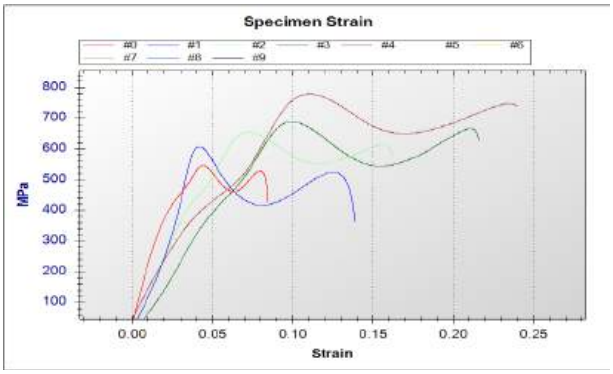


Hình 5. Đồ thị biểu diễn đường cong ứng suất và biến dạng của mẫu đồng

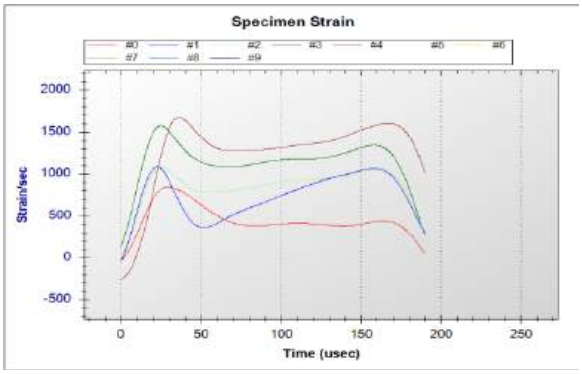


Hình 6. Đồ thị biểu diễn tốc độ biến dạng của mẫu đồng theo thời gian

- Đối với vật liệu nhôm:



Hình 7. Đồ thị biểu diễn đường cong ứng suất và biến dạng của mẫu nhôm



Hình 8. Đồ thị biểu diễn tốc độ biến dạng của mẫu nhôm theo thời gian

4. Quy trình tính toán xác định các hệ số của mô hình Johnson-Cook

4.1. Xác định tốc độ biến dạng tham chiếu $\dot{\varepsilon}_{p0}$

Trước tiên để xác định các hệ số của mô hình J-C tương ứng với từng loại vật liệu, ta lựa chọn tốc độ biến dạng tham chiếu $\dot{\varepsilon}_{p0}$. Thông thường giá trị $\dot{\varepsilon}_{p0}$ được lựa chọn tương ứng với giá trị nhỏ nhất của tốc độ biến dạng thu được trong các thí nghiệm, đặc biệt là trong vùng biến dạng dẻo ổn định để tính toán, nhằm đảm bảo điều kiện tải động ổn định nhất, đồng thời phù hợp để dùng làm mốc chuẩn cho việc xác định các hệ số A, B, n trong mô hình J-C. Từ kết quả thí nghiệm trên thiết bị Hopkinson, ta xác định các giá trị $\dot{\varepsilon}_{p0}$ tương ứng của từng loại vật liệu như sau:

Bảng 3. Xác định giá trị tốc độ biến dạng tham chiếu

Loại vật liệu	Thép	Đồng	Nhôm
Giá trị $\dot{\varepsilon}_{p0}$ (s^{-1})	186	461,4	464

4.2. Xác định hệ số A, B và n

Các hệ số A, B, n trong mô hình J-C được xác định từ quan hệ giữa ứng suất thực và biến dạng dẻo thực:

$$\sigma = A + B\varepsilon_p^n \tag{5}$$

Trong đó, hệ số A biểu thị ứng suất chảy ban đầu của vật liệu tại tốc độ biến dạng chuẩn chuẩn, tương ứng với thời điểm bắt đầu quá trình biến dạng dẻo của mẫu vật liệu.

Từ kết quả thí nghiệm, giá trị tham số A được xác định tương ứng với từng loại vật liệu là:

Bảng 4. Xác định giá trị hệ số A của từng loại vật liệu

Loại vật liệu	Thép	Đồng	Nhôm
Giá trị A	634	303	360

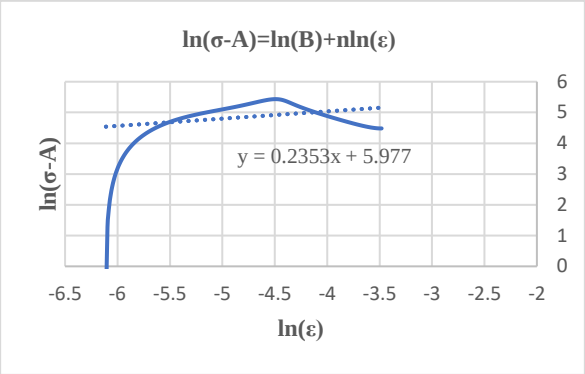
Từ phương trình (5), ta có biểu thức:

$$\sigma - A = B.\varepsilon_p^n \tag{6}$$

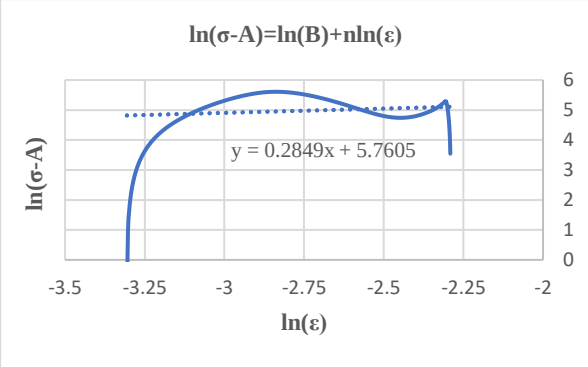
Lấy logarit 2 vế, ta thu được:

$$\ln(\sigma - A) = \ln B + n\ln(\varepsilon_p) \tag{7}$$

Như vậy, trong miền biến dạng dẻo ổn định (loại bỏ phần đầu chưa cân bằng và phần cuối mềm hóa), thực hiện phương pháp hồi quy tuyến tính, ta được kết quả như sau:



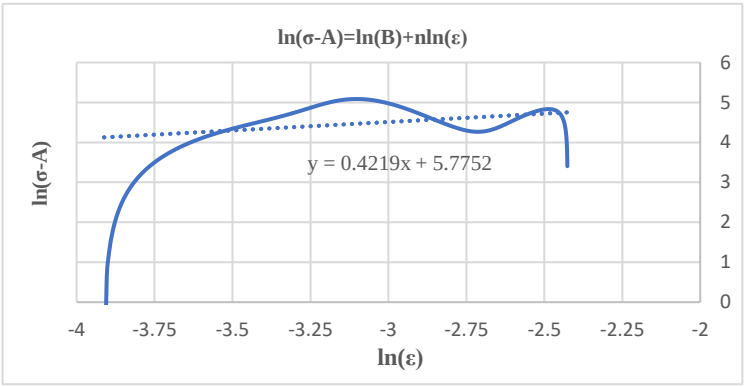
Hình 9. Đồ thị đường cong xấp xỉ xác định hệ số B và n của thép



Hình 10. Đồ thị đường cong xấp xỉ xác định hệ số B và n của đồng

Từ kết quả khảo sát trên, ta xác định được hệ số $n = 0,2353$ và $B = e^{5,977} = 394,25$.

Từ kết quả khảo sát trên, ta xác định được hệ số $n = 0,2849$ và $B = e^{5,7605} = 317,51$.



Hình 11. Đồ thị đường cong xấp xỉ xác định hệ số B và n của nhôm

Từ kết quả khảo sát trên, ta xác định được hệ số $n = 0,4219$ và $B = e^{5,7752} = 322,2$.

4.3. Xác định hệ số C

Dữ liệu từ các thí nghiệm được tiến hành từ các tốc độ biến dạng khác nhau (tương đương với các áp suất nén ban đầu khác nhau), các thử nghiệm được tiến hành ở điều kiện tham chiếu T_0 ở nhiệt độ phòng. Do đó phương trình (1) mô hình J-C trở thành:

$$\sigma_c = \left[A + B\varepsilon_p^n\right]\left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}}\right)\right] \tag{8}$$

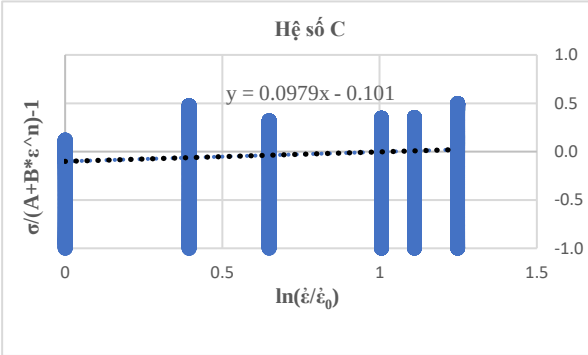
Biến đổi toán học, ta được:

$$\frac{\sigma_c}{A + B\varepsilon_p^n} - 1 = C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}}\right) \tag{9}$$

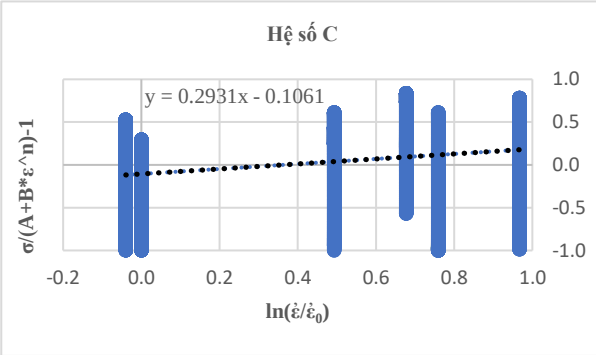
Thực hiện phép tính toán xấp xỉ hàm ở trên, ta được kết quả như sau:

- Đối với vật liệu thép: Hệ số tốc độ biến dạng C = 0,0979.

- Đối với vật liệu đồng: Hệ số tốc độ biến dạng C = 0,2931.

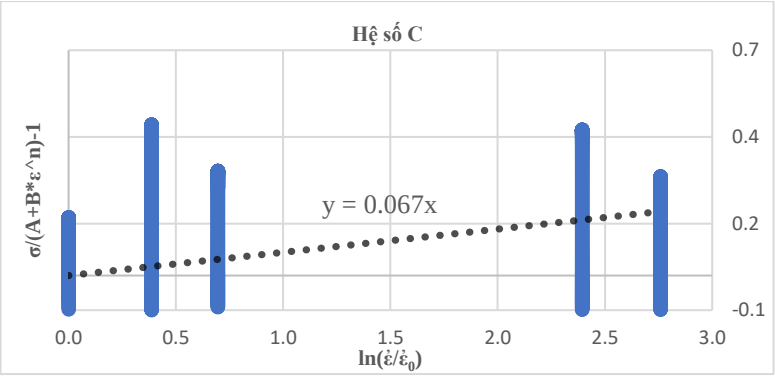


Hình 12. Đồ thị xấp xỉ xác định hệ số C của thép



Hình 13. Đồ thị xấp xỉ xác định hệ số C của đồng

- Đối với vật liệu nhôm: Hệ số tốc độ biến dạng C = 0,067.



Hình 14. Đồ thị xấp xỉ xác định hệ số C của nhôm

4.4. Mô hình Johnson-Cook hoàn chỉnh của vật liệu

Như vậy, ta đã xác định được bộ tham số vật liệu đặc trưng cho mô hình J-C của 3 mẫu vật liệu: Thép, nhôm và đồng. Các mẫu vật liệu được thử nghiệm ở trạng thái biến dạng tốc độ cao và bỏ qua ảnh hưởng của nhiệt độ trong quá trình thí nghiệm và tính toán.

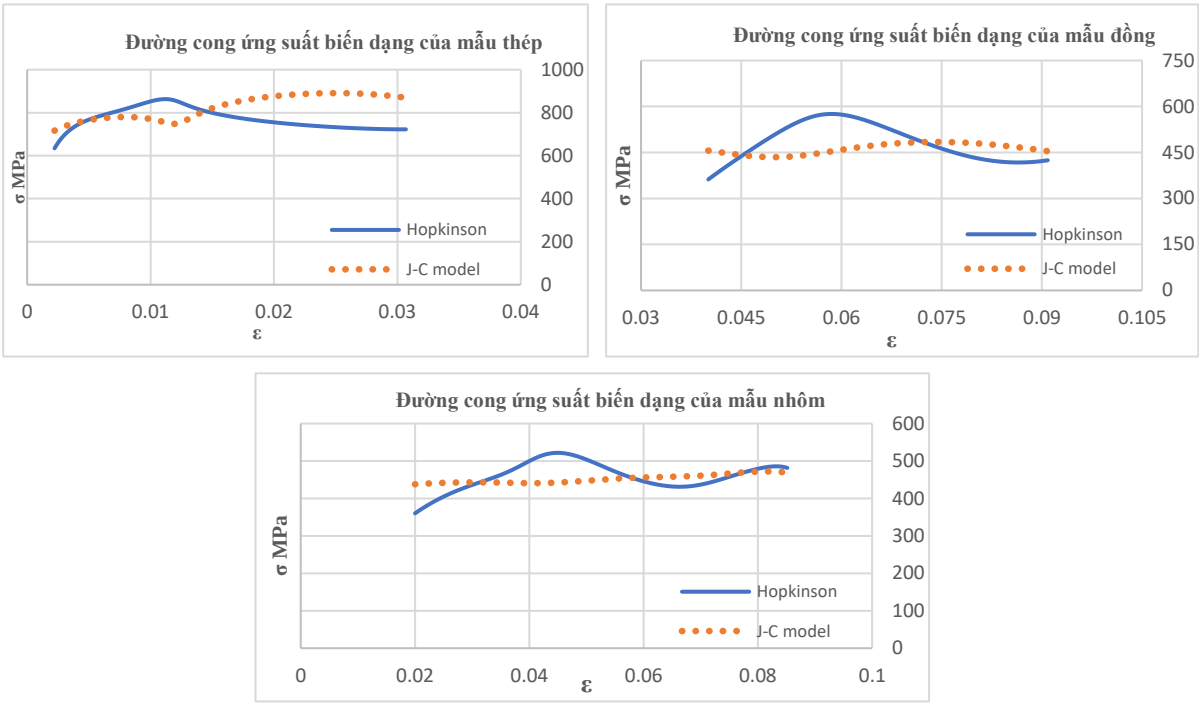
Bảng 5 dưới đây trình bày các tham số của mô hình J-C phụ thuộc tốc độ biến dạng của 3 mẫu vật liệu:

Bảng 5. Các tham số mô hình J-C dùng cho mô phỏng biến dạng dẻo

Vật liệu	Tốc độ biến dạng chuẩn (s^{-1})	A	B	n	C
Thép C45	186	634	394,25	0,2353	0,0979
Đồng thau CuZn37	461,4	303	317,51	0,2849	0,2931
Nhôm A6061	464	360	322,2	0,4219	0,067

5. Đánh giá kết quả

Sau khi xác định các hệ số A, B, n, C của mô hình J-C từ dữ liệu thí nghiệm Hopkinson, tiến hành so sánh đường cong ứng suất - biến dạng thu được từ mô hình J-C với đường cong ứng suất - biến dạng từ thí nghiệm của vật liệu trong giai đoạn dẻo.



Hình 15. Đồ thị so sánh đường cong ứng suất biến dạng

Kết quả so sánh giữa đường cong ứng suất-biến dạng thu được từ thí nghiệm Hopkinson và mô hình J-C cho thấy vật liệu có sự phụ thuộc rõ rệt vào tốc độ biến dạng. Cụ thể, ứng suất tăng nhanh ở giai đoạn đầu, đạt giá trị cực đại, sau đó có xu hướng giảm nhẹ ở vùng biến dạng lớn, đặc biệt rõ đối với mẫu thép và nhôm. Đây là đặc trưng của quá trình cạnh tranh giữa cơ chế hóa bền biến dạng và mềm hóa nhiệt trong điều kiện tải trọng động. Trong miền biến dạng dẻo ổn định, đường ứng suất chảy theo mô hình J-C có xu thế phù hợp tốt với đường cong thực nghiệm, thể hiện khả năng mô tả hợp lý cơ chế hóa bền và ảnh hưởng của tốc độ biến dạng của vật liệu.

Mặc dù vẫn tồn tại một số sai lệch cục bộ giữa kết quả tính toán và số liệu thí nghiệm, đặc biệt tại các vùng biến dạng lớn và vùng xuất hiện mềm hóa, nhưng các sai lệch này là phù hợp với đặc thù của thí nghiệm động tốc độ cao. Độ sai lệch giữa hai kết quả được đánh giá thông qua sai số phần trăm trung bình (MAPE). Kết quả tính toán cho thấy MAPE ≈ 5 - 10 %, chứng tỏ mức độ phù hợp tốt giữa mô hình và thực nghiệm. Sai số nhỏ này cho thấy các hệ số A, B, n, C đã được xác định hợp lý và có khả năng phản ánh đúng đặc trưng cơ học của vật liệu dưới tải trọng động. Nguyên nhân chủ yếu xuất phát từ các yếu tố như: sai số đo lường trong thí nghiệm Hopkinson, nhiễu tín hiệu và dao động sóng ứng suất; giả thiết bỏ qua ảnh hưởng tăng nhiệt độ do biến dạng dẻo adiabatic; cũng như việc mô hình J-C dạng rút gọn chưa xét đến các cơ chế mềm hóa và phá hủy của vật liệu ở mức biến dạng lớn. Tuy nhiên, xét trong miền biến dạng làm việc chủ yếu của vật liệu và với mục đích mô phỏng ứng xử động lực học ở tốc độ biến dạng cao, bộ tham số J-C thu được vẫn cho độ phù hợp tốt với thực nghiệm, phản ánh đúng xu thế biến dạng - ứng suất và mức độ nhạy với tốc độ biến dạng. Do đó, có thể khẳng định rằng bộ hệ số J-C xác định trong nghiên cứu này là chấp nhận được về mặt cơ học và đủ tin cậy để sử dụng trong các bài toán mô phỏng số và phân tích đáp ứng động của vật liệu trong điều kiện tải trọng động.

6. Kết luận

Nội dung của bài báo đã tiến hành thí nghiệm trên thiết bị Hopkinson để khảo sát ứng xử của vật liệu trong điều kiện tương tác tốc độ cao. Từ kết quả thí nghiệm, có thể dự đoán được giới hạn bền của vật liệu khi có hiện tượng tăng bền. Bài báo cũng tiến hành xây dựng phương pháp tính tính toán bộ tham số (A, B, n, C, m) trong mô hình tăng bền J-C cho ba loại vật liệu thép, đồng và nhôm. Kết quả của bài báo là cơ sở cho người nghiên cứu khảo sát, phân tích, đánh giá và chọn lựa vật liệu phù hợp khi chịu tốc độ biến dạng cao. Đây cũng là thông số đầu vào cho bài toán mô phỏng bằng các phần mềm mô phỏng số thông dụng hiện nay như Ansys, Abacus, ….

Tài liệu tham khảo

1. Johnson, G.R., & Cook, W.H. (1983). *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures.* Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, Netherlands, 541–547.
2. Gray, G.T. (2000). *Classic split Hopkinson pressure bar testing.* ASM Handbook, Vol. 8: Mechanical Testing and Evaluation, ASM International, 462–476.
3. Follansbee, P.S., & Kocks, U.F. (1988). *A constitutive description of the deformation of copper based on the use of mechanical threshold stress as an internal state variable.* Acta Metallurgica, 36(1), 81–93.
4. G.T. Gray III (2012). *High strain-rate testing of metals and the split Hopkinson pressure bar technique*. Experimental Mechanics, 52(4), 377–390.
5. Khan, A.S., & Huang, S. (1995). *Continuum Theory of Plasticity.* John Wiley & Sons, New York.
6. Ramesh, K.T. (2008). *High Strain Rate and Impact Experiments.* Springer, Berlin.
7. K. Gopinath, V. Narayanamurthy , S.N. Khaderi, and Y.V.D. Rao (2023), *Determination of Parameters for Johnson-Cook Dynamic Constitutive and Damage Models for E250 Structural Steel and Experimental Validations*, 2023, DOI:10.1007/s11665-023-08733-4.
8. Namık Kılıç a, Bülent Ekici b, Selim Hartomacıoğlu c (2015), *Determination of penetration depth at high velocity impact using finite element method and artificial neural network tools*, Defence Technology, DOI:10.1016/j.dt.2014.12.001.
9. M.K. Samal and S. Sharma (2021). *A New Procedure to Evaluate Parameters of Johnson–Cook Elastic–Plastic Material Model from Varying Strain Rate Split Hopkinson Pressure Bar Tests*. ASM International, 1059-9495.

Determination of the material constitutive model under high strain-rate loading using the Split Hopkinson Pressure Bar

Abstract: *This paper presents a systematic method for determining the mechanical material parameters of the Johnson–Cook constitutive model, which is one of the most widely used strength models in high-strain-rate interaction simulations. Based on compression experiments conducted using a Split Hopkinson Pressure Bar apparatus on three types of materials steel, aluminum, and copper the stress, strain, and strain-rate data of the specimens were acquired and processed through regression analysis to identify the corresponding Johnson–Cook material constants. The obtained parameters were subsequently implemented into the Johnson–Cook material model for use in widely adopted numerical simulation software such as ANSYS and ABAQUS. The proposed parameter identification procedure provides essential input data for material modeling in high-velocity and high-strain-rate interaction problems, thereby supporting research, design, manufacturing, and development of modern weapons and ammunition systems.*

Keywords: Hopkinson bar; Johnson–Cook model; stress; strain; high strain rate.

Ảnh hưởng của tham số hình học phễu lót đến uy lực xuyên thép của đạn xuyên lõm cỡ 40 mm ổn định quay

Huỳnh Thanh Sơn[1], Đỗ Văn Minh[1], Bùi Xuân Sơn[1], Hoàng Văn Cường[1]
Lê Xuân Cường[2], Phùng Văn Cường[3]
[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự, [2]Viện khoa học hình sự, [3]Viện Vũ khí
Email: huynhtit1994@gmail.com; Tel: 0336449062

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số hình học phễu lót đến uy lực xuyên thép của đạn xuyên lõm cỡ 40 mm trong điều kiện ổn định quay. Bài báo sử dụng phương pháp SPH trong ANSYS Autodyn, cho phép mô tả quá trình nén ép phễu, hình thành và phát triển dòng xuyên trong điều kiện biến dạng lớn và phá hủy mục tiêu. Kết quả mô phỏng cho thấy góc mở (26°, 28°, 30°, 32°, 34°) và hình dạng của phễu lót (hình nón, loa kèn, cầu và hình có góc mở thay đổi) ảnh hưởng rõ rệt đến chiều sâu xuyên và độ ổn định của dòng xuyên. Trên cơ sở đó, nghiên cứu xác định được quy luật biến thiên của uy lực xuyên theo từng tham số khảo sát, qua đó đề xuất cấu hình phễu lót hợp lý cho đạn xuyên lõm 40 mm ổn định quay, góp phần nâng cao hiệu quả thiết kế và ứng dụng thực tiễn của loại vũ khí này.

Từ khóa: *Phễu lót; đạn lõm quay; góc mở; hình dạng phễu; Ansys Autodyn SPH.*

1. Mở đầu

Hiệu ứng nổ lõm là một hiện tượng vật lý quan trọng trong lĩnh vực vũ khí chống giáp. Các đại lượng đặc trưng cho uy lực xuyên của đạn lõm bao gồm chiều sâu xuyên, đường kính lỗ xuyên, vận tốc đỉnh và tính liên tục của dòng xuyên; những đại lượng này phụ thuộc trực tiếp vào hình học phễu (góc mở, độ dày, dạng phễu…), vật liệu và điều kiện kích nổ [1].

Đối với đạn cỡ 40 mm, được sử dụng rộng rãi cho các súng phóng lựu bộ binh như: M79, M203, GP-25, Mục tiêu chính của loại đạn này là tiêu diệt phương tiện bọc thép hạng nhẹ, xe cơ giới, công sự kiên cố ở tầm bắn ngắn đến trung bình. Trong bối cảnh giáp xe hiện đại ngày càng được tăng cường, yêu cầu nâng cao khả năng xuyên của đạn 40 mm tại cự ly gần trở nên cấp thiết. Khác với các đầu đạn ổn định bằng cánh, đạn 40 mm thường ổn định theo nguyên lý con quay; lực ly tâm sinh ra có thể gây phân tán dòng xuyên và làm giảm hiệu quả xuyên, do đó việc nghiên cứu ảnh hưởng của hình học phễu lót trong điều kiện quay là cần thiết và mang tính thực tiễn cao [2,3].

Trong những năm gần đây, phương pháp mô phỏng số dựa trên thủy động lực học hạt mịn SPH được ứng dụng rộng rãi trong mô phỏng nổ lõm nhờ khả năng mô tả chính xác các biến dạng rất lớn, tách phá vật liệu và sự hình thành dòng xuyên mà không gặp các giới hạn méo lưới như phương pháp phần tử hữu hạn truyền thống. Với công cụ ANSYS Autodyn-SPH, quá trình hình thành dòng xuyên, tương tác giữa thuốc nổ, phễu lót, bản thép và ảnh hưởng tốc độ quay của đầu đạn có thể được mô phỏng trong không gian ba chiều với độ chính xác cao [4].

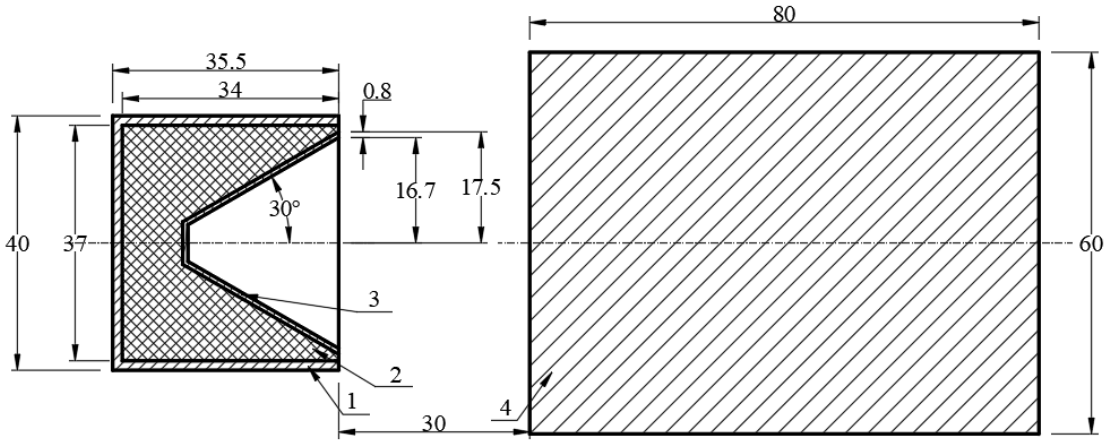
Bài báo này trình bày nghiên cứu ảnh hưởng của góc mở và hình dạng phễu lót đến uy lực xuyên thép của đạn xuyên lõm 40 mm trong điều kiện ổn định quay, thực hiện bằng mô phỏng số theo phương pháp SPH trên phần mềm ANSYS Autodyn. Mục tiêu là xác định quy luật biến thiên của chiều sâu xuyên và các chỉ tiêu liên quan theo từng tham số hình

học, phân tích ảnh hưởng của tốc độ quay, và từ đó đề xuất cấu hình phễu lót phù hợp cho đạn 40 mm nhằm nâng cao hiệu quả xuyên trong điều kiện thực tế.

2. Thiết lập bài toán và các tham số mô phỏng

2.1. Mô hình hình học

Mô hình nghiên cứu gồm các thành phần chính của đầu đạn xuyên lõm cỡ 40 mm: vỏ đạn, phễu lót, khoang thuốc, cùng một khối mục tiêu bằng thép đủ dày để ghi nhận quá trình xuyên. Trong bài báo chỉ trình bày các kích thước và ký hiệu cần thiết để mô tả bài toán: đường kính thân D, chiều dài đầu đạn L, góc mở phễu α, độ dày phễu δ, và khoảng cách từ miệng phễu đến mặt trước mục tiêu F. Hình cắt ngang mô tả các kích thước đạn khảo sát và bản thép như Hình 1.

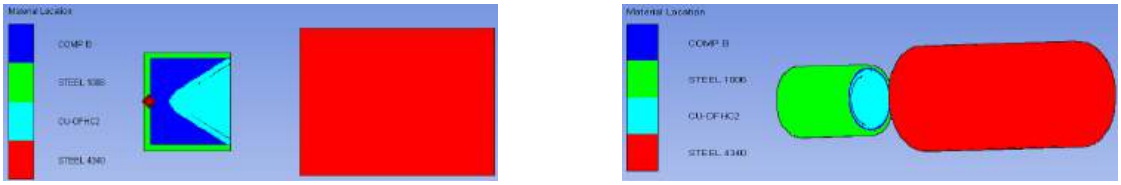


Hình 1. Mô hình khảo sát

1. Phễu lót, 2. Vỏ đầu đạn, 3. Thuốc nổ, 4. Bản thép.

2.2. Mô hình mô phỏng

Mô hình mô phỏng 3D được thiết lập bằng phương pháp SPH, mô phỏng quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đầu đạn cỡ 40 mm ổn định quay. Đầu đạn gồm 3 phần: vỏ thép (Steel 1006), thuốc nổ (Comp B) và phễu lót đồng (Cu-OFHC2). Mục tiêu là trụ thép (Steel 4340) có đường kính 60 mm, dày 80 mm. Các bộ phận của đầu đạn và bản thép được rời rạc hóa thành các hạt với kích thước 0,4 mm. Điểm nổ đặt ở đáy khối thuốc nổ và chọn trùng với gốc tọa độ. Tương tác giữa các đối tượng trong mô phỏng được thiết lập theo kiểu Lagrange/Lagrange. Hình 2 là mô hình 3D đã xây dựng cho bài toán mô phỏng.



Hình 2. Mô hình 3D của bài toán mô phỏng

2.3. Tham số mô phỏng

Mục tiêu phần mô phỏng là đánh giá ảnh hưởng độc lập của góc mở α và hình dạng phễu lót lên quá trình hình thành dòng xuyên và chiều sâu xuyên. Các tham số còn lại (khối lượng thuốc nổ, khối lượng phễu lót) được giữ không đổi bằng cách điều chỉnh thể tích nhưng bảo toàn các kích thước đặc trưng của đầu đạn, sao cho với khối lượng riêng của từng vật liệu,

khối lượng thuốc nổ và phễu lót trong mọi trường hợp khảo sát là như nhau. Cách lựa chọn này bảo đảm khả năng so sánh trực tiếp giữa các phương án. Các tham số cụ thể dùng trong bài toán mô phỏng số được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Tham số khảo sát phục vụ mô phỏng

STT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị khảo sát	Đơn vị	Ghi chú
1	Góc mở phễu	α	26°, 28°, 30°, 32°, 34°	°	Tham số khảo sát
2	Hình dạng phễu		Hình nón Hình cầu Hình loa kèn Hình góc mở thay đổi		Tham số khảo sát
3	Vật liệu phễu	–	Đồng	–	
4	Tốc độ quay của đạn	n	4.000	Vòng/phút	Giữ cố định trong toàn bộ các trường hợp
5	Khoảng cách tới mục tiêu	F	30	mm	Tính từ miệng phễu

Kết quả thu được từ mỗi mô phỏng bao gồm chiều sâu xuyên, đường kính lỗ xuyên và dạng hình thành dòng xuyên, dùng để đánh giá quy luật biến thiên của uy lực xuyên do ảnh hưởng của các tham số khảo sát.

3. Mô hình vật liệu

3.1. Mô hình thuốc nổ - phương trình trạng thái JWL

Trong mô hình mô phỏng sử dụng thuốc nổ Comp B có sẵn trong thư viện phần mềm. Mô hình vật liệu phù hợp là mô hình được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL (Jones Wilkins Lee). Phương trình trạng thái sản phẩm nổ JWL có dạng [5]:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_2V} + \frac{\omega E}{V}$$

Trong đó: p – áp suất của sản phẩm nổ; ω, A, B, R_1, R_2 - các hệ số thực nghiệm ở Bảng 2, được lựa chọn từ thư viện của phần mềm [6]; $V = \rho_0 / \rho$ - tỉ số mật độ ban đầu với mật độ ở thời điểm tính toán; E – năng lượng riêng của chất nổ.

Bảng 2. Các thông số trong phương trình trạng thái JWL của chất nổ Comp B

ρ_0 kg/m^3	D km/s	A Gpa	B Gpa	R_1	R_2	ω
1,717	7,98	524,2	7,678	4,20	1,10	0,30

3.2. Mô hình vật liệu cho vật rắn

Phễu lót bằng đồng (CU-OFHC2) được mô tả bằng mô hình Johnson - Cook, phù hợp với điều kiện va chạm tốc độ cao, biến dạng lớn và gia nhiệt mạnh trong bài toán đạn xuyên lõm. Các tham số mô hình vật liệu phễu lót trong Bảng 3 [6].

Bảng 3. Các thông số mô hình Johnson-Cook của vật liệu phễu lót

ρ_0 g/cm^3	A Mbar	B Mbar	C	n	m	T_{nc} K
8,96	0,09	0,0029	0,025	0,31	1,09	1356

Vật liệu vỏ đầu đạn là thép 1006 với mật độ là 7,87 g/cm^3. Khi chịu tải trọng nổ, vật liệu biến dạng lớn dẫn đến sự thay đổi cả thể tích và hình dạng của phân tử. Vì vậy, sử dụng phương trình trạng thái Shock để mô tả mô hình vật liệu của vỏ. Các thông số phương trình trạng thái Shock của vật liệu thép 1006 được cho trong Bảng 4 và mô hình Johnson-Cook của vật liệu trong Bảng 5 [6]:

Bảng 4. Các thông số mô hình trạng thái shock của thép 1006

ρ_0 g/cm^3	Γ	C_1 $cm.\mu s^{-1}$	S_1	C2 $cm.\mu s^{-1}$	S_2	$\frac{VB}{v_0}$
7,87	2,17	0,46	1,49	0	0	0

Bảng 5. Các thông số mô hình Johnson-Cook của thép 1006

ρ_0 g/cm^3	A Mbar	B Mbar	C	n	m	T_{nc} K
7,87	0,0035	0,0028	0,022	0,36	1	1811

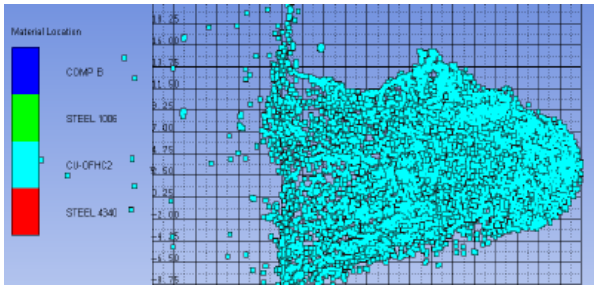
Mục tiêu là hình trụ thép có đường kính 60mm, dài 80mm, vật liệu là thép STEEL 4340. Các thông số mô hình vật liệu mục tiêu được cho trong Bảng 6 [6].

Bảng 6. Các thông số mô hình bền Johnson-Cook của vật liệu mục tiêu

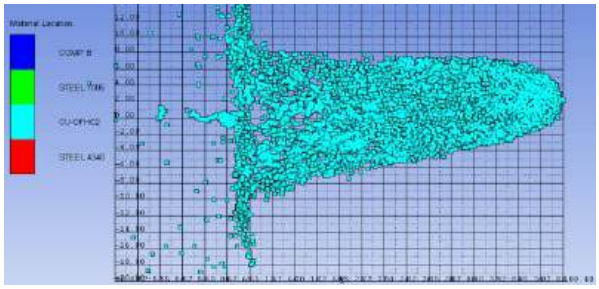
ρ_0 g/cm^3	A Mbar	B Mbar	C	n	m	T_{nc} K
7,83	0,00792	0,0051	0,014	0,26	1,03	1793

4. Khảo sát ảnh hưởng tham số hình học của phễu lót đến uy lực xuyên của đạn 40mm ổn định quay

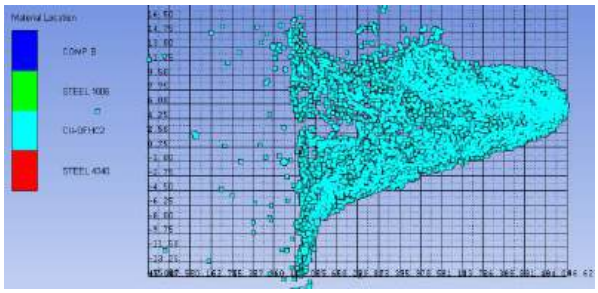
4.1. Ảnh hưởng của góc mở



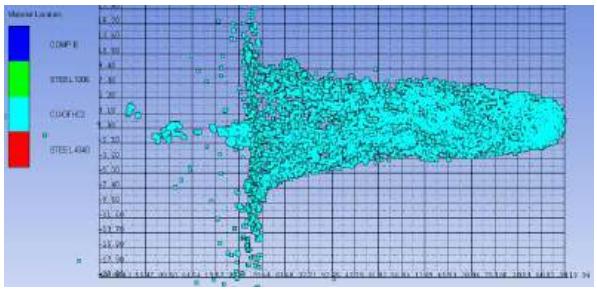
Góc 26° (Chiều sâu xuyên 35,11) mm, Đường kính miệng lỗ xuyên 18,75 mm)



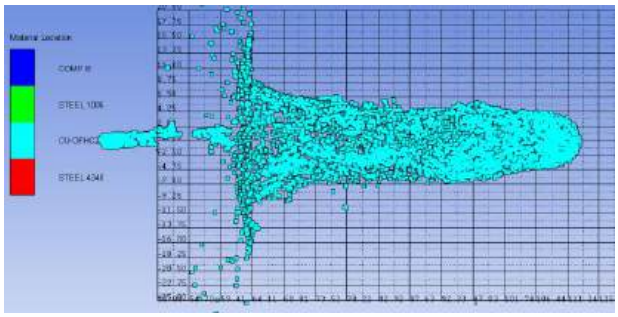
Góc 28° (Chiều sâu xuyên 36,54 mm, Đường kính miệng lỗ xuyên 12 mm)



Góc 30° (Chiều sâu xuyên 33,85 mm,
Đường kính lỗ xuyên 15 mm)



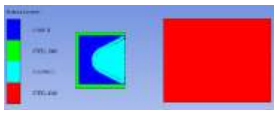
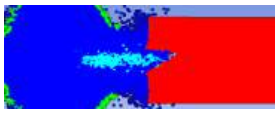
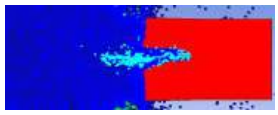
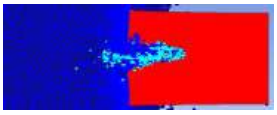
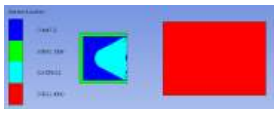
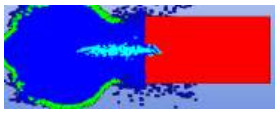
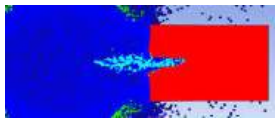
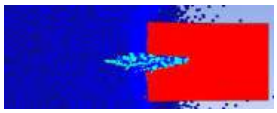
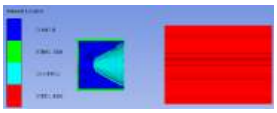
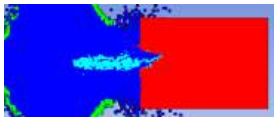
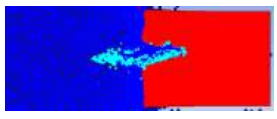
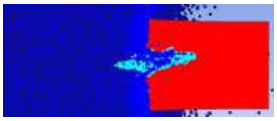
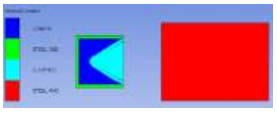
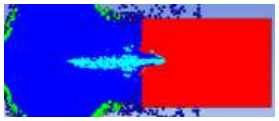
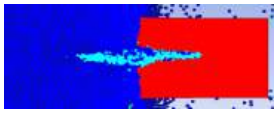
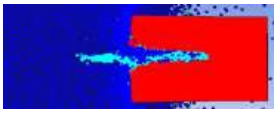
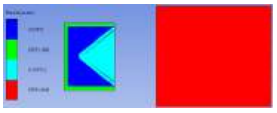
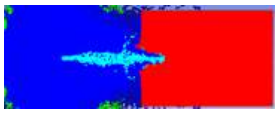
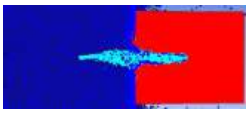
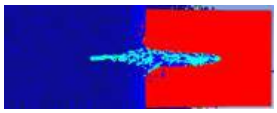
Góc 32° (Chiều sâu xuyên 49,11 mm,
Đường kính lỗ xuyên 10 mm)



Góc 34° (Chiều sâu xuyên 49,38 mm,
Đường kính lỗ xuyên 11,87 mm)

Hình 3. Hình dạng và chiều sâu xuyên ứng với các góc mở

Bảng 7. Ảnh hưởng của góc mở phễu lót đối với chiều sâu xuyên ở các thời điểm

Góc mở, (^{o})	***Thời gian, μs***			
	0	***20***	***40***	***60***
26				
28				
30				
32				
34				

Kết quả mô phỏng tương ứng năm giá trị góc mở phễu lót α = 26°, 28°, 30°, 32°, 34° (Hình 3, Bảng 7) cho thấy ảnh hưởng của tham số này tới hình thái dòng xuyên và uy lực xuyên thép là khá rõ rệt và mang tính không tuyến tính. Khi tăng góc mở α từ 26° lên 28°

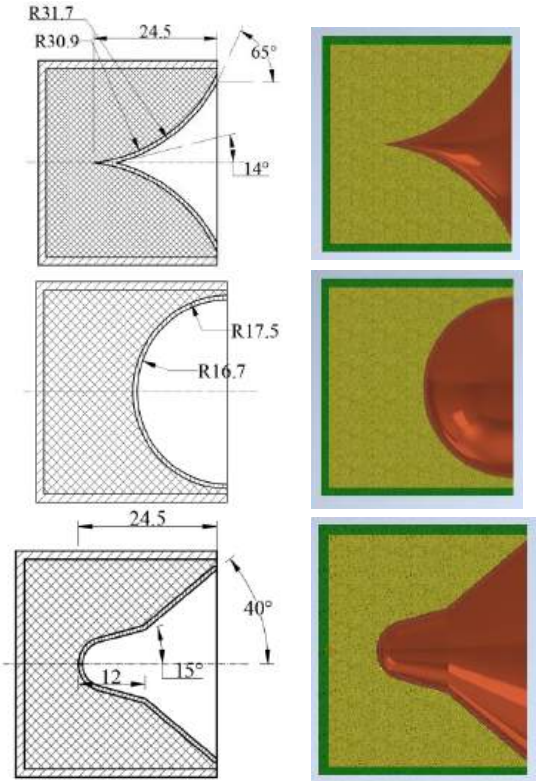
chiều sâu xuyên chỉ tăng nhẹ từ 35,11 mm lên 36,54 mm (tăng 4,07 %), và đến α = 30º thì giảm xuống 33,85 mm (giảm 7,36 % so với 28°). Như vậy, trong miền từ 26° đến 30°, chiều sâu xuyên chỉ dao động khoảng 7,9 % có thể xem là không thay đổi đáng kể. Các đặc điểm hình học lỗ xuyên gần như tương đồng, đường kính miệng lỗ xuyên xấp xỉ bằng một nửa đường kính đạn.

Ngược lại, trường hợp α = 32°, các đại lượng đặc trưng thay đổi rõ rệt: chiều sâu xuyên tăng vọt lên 49,1 mm (tăng 45,05 %) so với trường hợp 30°, trong khi đường kính miệng lỗ xuyên chỉ khoảng 10 mm, nhỏ hơn đáng kể so với các góc còn lại; vùng phá hủy trong mục tiêu có dạng hẹp và kéo dài, biên dạng lỗ xuyên thẳng hơn, dòng xuyên duy trì được mức độ tập trung cao từ miệng lỗ xuyên tới đỉnh dòng.

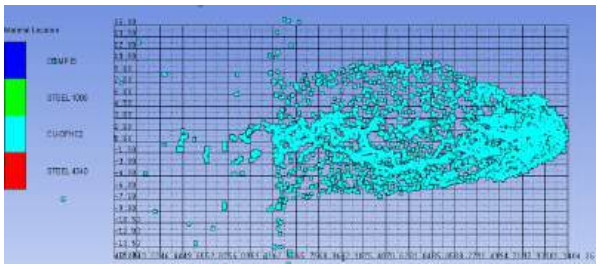
Tuy nhiên, khi tiếp tục tăng góc mở α = 34°, chiều sâu xuyên tăng rất ít 49,38 mm (tăng 0,57 % so với góc mở 32º) và hình thái dòng xuyên bắt đầu có xu hướng phân tán hơn, không còn thon gọn như trường hợp góc mở 32º.

Như vậy, trong điều kiện đạn 40 mm ổn định quay, với tiêu cự, khối lượng thuốc nổ và phễu lót giữ nguyên, có thể thấy việc điều chỉnh góc mở phễu lót trong khoảng 26° - 34° tác động mạnh tới chất lượng dòng xuyên. Các góc nhỏ (khoảng 26° - 30°) tạo lỗ xuyên có đường kính lớn hơn, phù hợp với yêu cầu phá hoại theo diện, trong khi các góc lớn hơn trong miền khảo sát (khoảng 32° - 34°) làm tăng rõ rệt chiều sâu xuyên và mức độ tập trung của dòng xuyên nhưng không cho thấy sự cải thiện đáng kể khi vượt quá 32°. Kết quả này là cơ sở để lựa chọn góc mở phù hợp với yêu cầu nhiệm vụ cụ thể của đầu đạn xuyên lõm, tuỳ ưu tiên về chiều sâu xuyên hay phạm vi phá hoại theo diện. Trong tập hợp các cấu hình đã khảo sát, α = 32° cho sự kết hợp thuận lợi nhất giữa chiều sâu xuyên và độ tập trung của dòng xuyên.

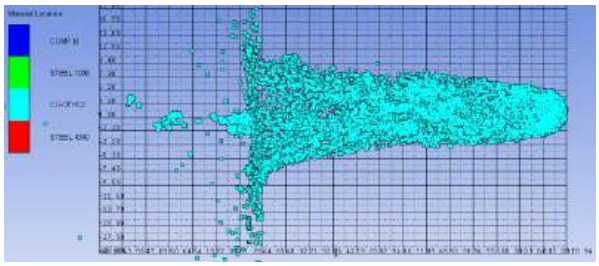
4.2. Ảnh hưởng của hình dạn phễu lót



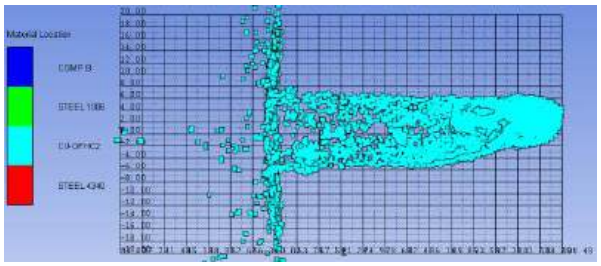
Hình 4. Mô hình khảo sát phễu lót dạng hình loa kèn, hình cầu và hình phễu có góc mở thay đổi



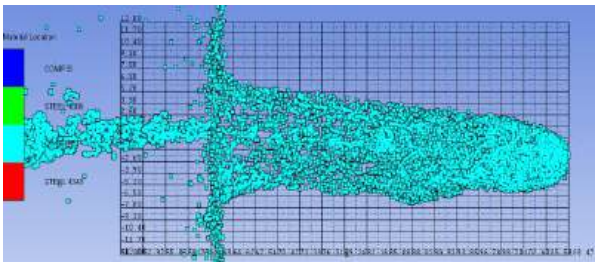
Phễu hình cầu
Chiều sâu xuyên: 40,83mm
Đường kính lỗ xuyên: 16,38 mm



Phễu hình nón
Chiều sâu xuyên: 49,11 mm
Đường kính lỗ xuyên: 12 mm



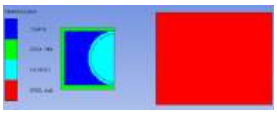
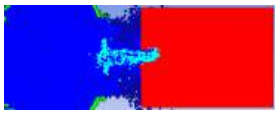
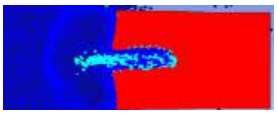
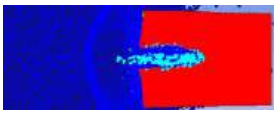
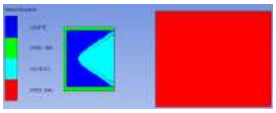
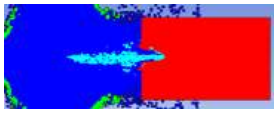
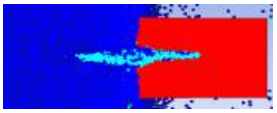
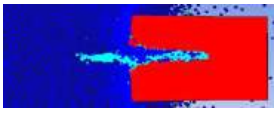
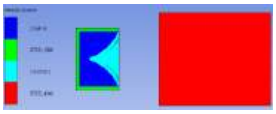
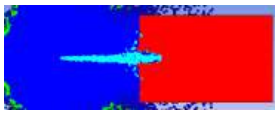
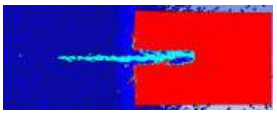
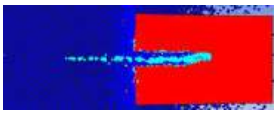
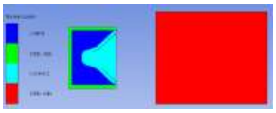
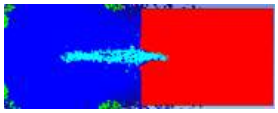
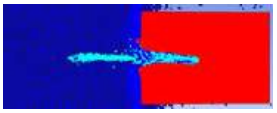
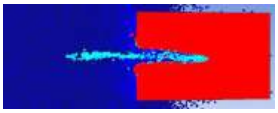
Phễu hình loa kèn
Chiều sâu xuyên 50,28 mm
Đường kính lỗ xuyên 12 mm



Phễu góc mở thay đổi
Chiều sâu xuyên 46,78 mm
Đường kính lỗ xuyên 9,1 mm

Hình 5. Hình dạng và chiều sâu xuyên ứng với các hình dạng phễu lót

Bảng 8. Ảnh hưởng của hình dạng phễu lót đối với chiều sâu xuyên ở các thời điểm

Hình dạng phễu	***Thời gian, μs***			
	0	***20***	***40***	***60***
Cầu				
Nón				
Loa kèn				
Góc mở thay đổi				

Kết quả mô phỏng (Hình 5, Bảng 8) cho thấy hình dạng phễu lót ảnh hưởng rất rõ đến hình thái dòng xuyên và chiều sâu xuyên. Với cùng cấu hình đầu đạn, vật liệu và khoảng cách nổ đang xét, phễu hình loa kèn cho chiều sâu xuyên lớn nhất, đạt 50,28 mm, đồng thời duy trì

đường kính miệng lỗ xuyên hẹp (12 mm), thể hiện dòng xuyên thon dài, tập trung. Phễu hình nón cho chiều sâu xuyên 49,11 mm, chỉ nhỏ hơn không đáng kể (2,33 %) so với phễu loa kèn nhưng cũng tạo lỗ xuyên hẹp (12 mm) và dòng xuyên khá ổn định. Bên cạnh đó, phễu lót có góc mở thay đổi tuy dòng xuyên được hình thành và vuốt dài như phễu lót hình loa kèn, nhưng chiều sâu xuyên đạt 46,78 mm, thấp hơn 4,74 % so với phễu hình nón và thấp hơn 6,96 % so với phễu hình loa kèn. Ngược lại, phễu hình cầu cho chiều sâu xuyên nhỏ hơn rõ rệt 40,8 mm (giảm 18,86 %), song đường kính lỗ xuyên lớn hơn (16,38 mm, tăng 36,5 %) so với phễu hình loa kèn; biên lỗ xuyên loe hơn, phản ánh xu hướng phá hoại theo diện nhiều hơn là tập trung chiều sâu.

Đáng chú ý, mặc dù phễu loa kèn cho giá trị xuyên lớn nhất, nhưng so với phễu hình nón là nhỏ, cho thấy hiệu quả của biên dạng loa kèn phụ thuộc mạnh vào tham số thiết kế chi tiết; trong mô hình hiện tại, tỷ lệ $h/D < 1,3$. Tổng hợp kết quả khẳng định xu hướng chung: các phễu có biên dạng hình nón, loa kèn và góc mở thay đổi cho dòng xuyên tập trung và chiều sâu xuyên lớn hơn so với phễu cầu; đồng thời nhấn mạnh vai trò của mô phỏng số trong lựa chọn hình dạng phễu lót phù hợp thay vì lựa chọn thuần tuý theo các nhận xét định tính.

5. Kết luận

Kết quả mô phỏng cho thấy, với cấu hình đạn 40 mm và tiêu cự cố định, chiều sâu xuyên đạt giá trị ưu thế trong khoảng góc mở α từ 32° đến 34°; tại $\alpha = 32°$, chiều sâu xuyên tăng khoảng 45,05 % so với trường hợp $\alpha = 30°$, đồng thời dòng xuyên thon dài, tương đối liên tục và ít bị phân tán bởi lực ly tâm.

So sánh các dạng phễu cho thấy phễu loa kèn chỉ nhỉnh hơn phễu hình nón một lượng nhỏ về chiều sâu xuyên (cao hơn 2,33 %), phễu có góc mở thay đổi cũng bị hạn chế chiều sâu xuyên thấp hơn (giảm 4,74 % so với hình nón và 6,96 % so với hình loa kèn), trong khi phễu cầu cho chiều sâu xuyên thấp nhất (giảm 18,86 %) nhưng lỗ xuyên rộng (tăng 36,5 %) so với phễu hình loa kèn, phù hợp hơn với các bài toán ưu tiên phá hoại theo diện. Do đó, hiệu quả của từng dạng phễu vì vậy phụ thuộc chặt chẽ vào tổ hợp tham số hình học, tốc độ quay, tiêu cự và điều kiện nổ.

Các kết quả thu được bước đầu khẳng định tính phù hợp của mô hình số xây dựng trong việc mô tả quá trình hình thành dòng xuyên và xu hướng biến đổi uy lực xuyên theo góc mở và hình dạng phễu lót trong điều kiện quay. Đồng thời cung cấp cơ sở định hướng cho việc lựa chọn sơ bộ hình học phễu lót trong thiết kế đạn xuyên lõm 40 mm ổn định quay.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, (2007). *Uy lực đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Đỗ Văn Minh, Phạm Hữu Nguyên, (2018). *Ảnh hưởng của bề dày phễu lót đến các tham số dòng xuyên*. Tạp chí Cơ khí Việt Nam.
3. Phạm Hữu Nguyên, Lê Minh Thái, (2018). *Phương pháp xác định vận tốc nén ép phễu lót trong quá trình hình thành dòng xuyên đạn lõm*. Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật, số 192, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
4. Bùi Xuân Sơn, (2023). *Mô phỏng các tác dụng của đạn dược*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
5. Trần Đình Thành, Nguyễn văn Thủy, (2020). *Vật lý nổ và va đập*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
6. Ansys, Inc. (2024). *ANSYS Autodyn User's Manual*. Release 2024 R1, Ansys, Inc.

Influence of liner geometric parameters on the steel penetration performance of a spin-stabilized 40 mm shaped-charge projectile

Abstract: *The paper presents results on the influence of liner geometric parameters on the steel-penetration capability of a 40 mm shaped-charge warhead under spin-stabilized conditions. A numerical model is developed using the Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) approach in ANSYS AUTODYN, enabling a clear representation of liner collapse, jet formation and evolution under large deformation, and target failure. Simulation results indicate that both the liner apex angle (26°, 28°, 30°, 32°, and 34°) and liner geometry (conical, trumpet, spherical, and variable-angle profiles) significantly affect penetration depth and jet stability. Based on these findings, the study identifies the variation trend of penetration performance with respect to each investigated parameter and proposes a rational liner configuration for a 40-mm spin-stabilized shaped-charge warhead, thereby improving design efficiency and supporting practical application of this weapon system.*

Keywords: Liner; spin-stabilized shaped-charge warhead; cone angle; cone profile; Ansys Autodyn SPH.

Phân tích và tổng hợp hệ thống bảo hiểm của ngòi mìn lục quân

Huỳnh Thanh Sơn[1], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Nguyễn Thế Mạnh[1], Võ Duy Thông[1], Lê Xuân Cường[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Viện Khoa học hình sự

Email: huynhtit1994@gmail.com; Tel: 0336449062

Tóm tắt

Bài báo hệ thống hóa và phân loại một số cơ cấu bảo hiểm sử dụng trong ngòi mìn lục quân theo nguyên lý làm việc (cơ khí thuần túy, hẹn giờ cơ, điện - hoá, cơ cấu dùng chất hòa tan, cơ - điện nhiều tầng). Trên cơ sở tổng quan tài liệu và phân tích cấu tạo - nguyên lý hoạt động của từng nhóm cơ cấu, bài báo so sánh ưu, nhược điểm, phạm vi ứng dụng theo các tiêu chí an toàn và độ tin cậy trong các giai đoạn bảo quản, vận chuyển, bố trí và chờ nổ. Bài báo làm rõ vai trò trung tâm của cơ cấu bảo hiểm trong toàn bộ vòng đời mìn lục quân, chỉ ra các yêu cầu cốt lõi về an toàn, độ tin cậy và các yếu tố môi trường, khai thác chi phối hoạt động của cơ cấu. Kết quả nghiên cứu cho thấy không tồn tại một cơ cấu bảo hiểm tối ưu duy nhất cho mọi loại ngòi; việc lựa chọn phải gắn với mục đích chiến thuật, điều kiện sử dụng và yêu cầu kỹ thuật cụ thể. Cơ cấu cơ khí thuần vẫn là lựa chọn hợp lý cho nhiều loại mìn, cơ cấu điện - hoá phù hợp với các trường hợp đòi hỏi hẹn giờ an toàn lớn và bảo đảm bí mật, trong khi cơ cấu cơ - điện nhiều tầng là hướng chủ đạo cần ưu tiên phát triển trong thiết kế - chế tạo ngòi mìn hiện đại.

Từ khóa: *Ngòi mìn lục quân; cơ cấu bảo hiểm; cơ - điện; điện - hoá.*

1. Đặt vấn đề

Trong vũ khí công binh, mìn lục quân vẫn là một trong những phương tiện quan trọng để ngăn chặn, làm chậm, tiêu hao sinh lực và phương tiện đối phương. Ngòi mìn là bộ phận trực tiếp quyết định khả năng tác dụng của mìn, đồng thời là khâu tiềm ẩn nguy cơ mất an toàn cao nhất trong toàn bộ hệ thống. Thực tiễn khai thác, cất giữ và xử lý mìn cho thấy, nhiều tai nạn, sự cố đã và có thể xảy ra do cơ cấu bảo hiểm của ngòi không bảo đảm yêu cầu, bị suy giảm tính năng khi bảo quản dài ngày hoặc bị sử dụng sai quy trình. Trong bối cảnh yêu cầu bảo đảm an toàn kho tàng, huấn luyện, cơ động ngày càng cao, trong khi nguồn mìn trang bị có nguồn gốc, niên hạn và trình độ công nghệ chế tạo khác nhau, việc nghiên cứu lại một cách có hệ thống các cơ cấu bảo hiểm ngòi mìn là hết sức cần thiết.

Các tài liệu trong và ngoài nước hiện nay chủ yếu trình bày cơ cấu bảo hiểm gắn với từng loại mìn, từng kiểu ngòi cụ thể, tập trung vào mô tả cấu tạo hoặc nguyên lý hoạt động, ít khi đặt chúng trong một hệ thống phân loại thống nhất từ góc độ an toàn và độ tin cậy. Điều này gây khó khăn khi cần so sánh, lựa chọn cơ cấu phù hợp cho một loại mìn mới, khi đánh giá mức độ đáp ứng yêu cầu an toàn - độ tin cậy hoặc khi xây dựng tiêu chuẩn, quy trình thử nghiệm. Mặt khác, xu hướng phát triển cơ cấu bảo hiểm trên thế giới là chuyển từ các cơ cấu đơn giản, ít tầng bảo hiểm sang các cơ cấu đa tầng, kết hợp cơ - điện - điện tử, đòi hỏi phải nhìn nhận lại các cơ cấu truyền thống (cơ khí, điện - hoá, chất hòa tan…) dưới góc độ hệ thống, có xem xét đầy đủ các điều kiện khai thác trong thực tế.

Xuất phát từ các vấn đề trên, mục tiêu của bài báo là hệ thống hóa và phân loại một số cơ cấu bảo hiểm sử dụng trong ngòi mìn lục quân theo nguyên lý làm việc và đặc điểm khai thác; Phân tích cấu tạo, nguyên lý hoạt động, ưu điểm, nhược điểm và phạm vi ứng dụng của từng nhóm cơ cấu; Trên cơ sở đó, làm rõ vai trò và các yêu cầu chủ yếu về an toàn, độ tin cậy đối với cơ cấu bảo hiểm, qua đó định hướng cho việc lựa chọn, thiết kế và hoàn thiện cơ cấu bảo hiểm trong điều kiện hiện nay.

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là các cơ cấu bảo hiểm trong ngòi mìn lục quân Hệ 1 và một số cơ cấu tương tự đang hoặc có khả năng sử dụng trong trang bị hiện có. Bài báo tập trung vào mối quan hệ giữa cấu tạo, nguyên lý bảo hiểm với mức độ an toàn và độ tin cậy trong các giai đoạn bảo quản, vận chuyển, bố trí, chờ nổ và xử lý mìn.

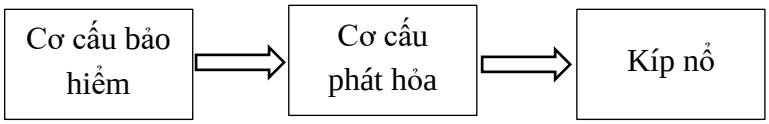
Về phương pháp, bài báo sử dụng cách tiếp cận thu thập và phân tích các tài liệu kỹ thuật về ngòi mìn lục quân; phân loại cơ cấu bảo hiểm theo nguyên lý làm việc và mức độ phức tạp; mô tả và so sánh các cơ cấu điển hình về cấu tạo, nguyên lý hoạt động, ưu nhược điểm và ứng dụng; từ đó khái quát vai trò, yêu cầu an toàn - độ tin cậy.

2. Các loại cơ cấu bảo hiểm trong ngòi mìn lục quân

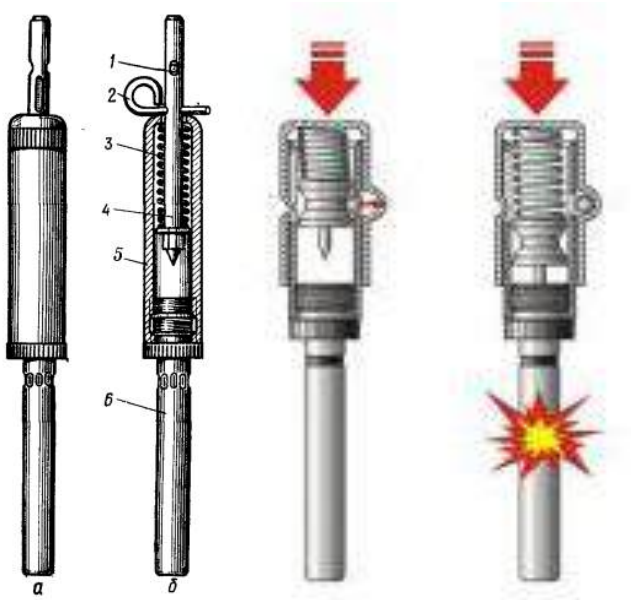
2.1. Cơ khí thuần

2.1.1. Ngòi có tác dụng tức thì

- Sơ đồ:



- Nguyên lý hoạt động: Ràng buộc cơ học giữa cơ cấu bảo hiểm và cơ cấu phát hỏa thường được thực hiện dưới dạng các chốt an toàn hoặc các viên bi chặn, có nhiệm vụ giữ kim hỏa không cho dịch chuyển đến kíp nổ (hạt lửa). Trong trạng thái an toàn, các chi tiết này nằm chắn trên đường chuyển động của kim hỏa. Khi có tác động bên ngoài làm tháo gỡ các cơ cấu an toàn (rút chốt, kéo dây, đạp mìn, tác động mục tiêu…), ràng buộc cơ học bị loại bỏ, kim hỏa được giải phóng; lò xo kim hỏa giãn ra, đẩy kim hỏa đâm vào kíp nổ hoặc hạt lửa, từ đó gây nổ mìn. Một số ngòi điển hình như: MYB (tác dụng tức thì), MYB-2, MYB-3, MYB-4 (có chốt an toàn thời gian, sau khi rút chốt an toàn thì mìn vẫn ở trạng thái an toàn không dưới 2,5 phút, điều này làm tăng mức an toàn trong quá trình lắp đặt mìn), МВ5, ВЗД-3М, МВЩ-46, МВК-2, О3-1, ВР-04… [2,3,6].



Hình 1. Ngòi MYB và MB-5

1. Thân chốt, 2. Chốt an toàn, 3. Lò xo kim hỏa, 4. Kim hỏa,

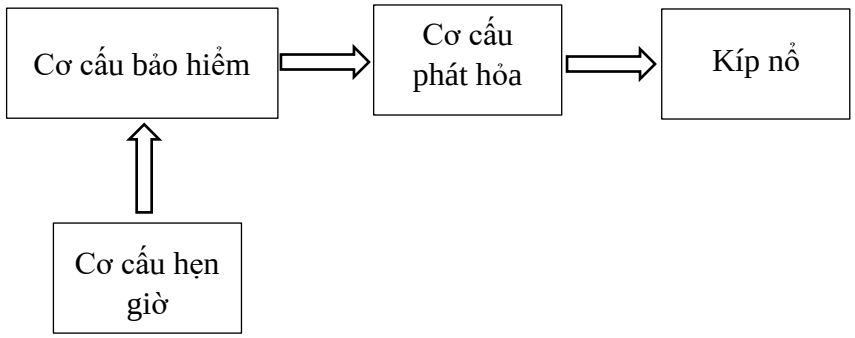
5. Thân ngòi, 6. Kíp nổ

- Ưu, nhược điểm: Cơ cấu bảo hiểm cơ khí thuần có ưu điểm là kết cấu đơn giản, dễ chế tạo hàng loạt, giá thành thấp, hoàn toàn thụ động, không cần nguồn cấp năng lượng bên ngoài, ít bị ảnh hưởng bởi môi trường điện - từ và rất thuận tiện cho việc kiểm tra, đánh giá trạng thái làm việc bằng quan sát trực tiếp. Tuy nhiên, độ an toàn của cơ cấu phụ thuộc nhiều vào thao tác của người sử dụng; các chi tiết cơ khí dễ bị lão hóa (mỏi lò xo, ăn mòn chốt, kẹt do bụi bẩn), nên mức độ an toàn trong quá trình bảo quản, vận chuyển và chiến đấu không cao, đồng thời khó tích hợp thêm các chức năng an toàn - tự hủy hiện đại như đối với ngòi điện tử.

- Ứng dụng: Trong thực tế, loại cơ cấu này thường được lắp cho các loại mìn chống bộ binh như mìn vướng nổ, mìn bẫy, mìn dính (СПМ), mìn nhảy hoặc khối thuốc gỡ mìn, cũng như một số mìn chống tăng, mìn nổ phá, mìn huấn luyện mô phỏng và mìn tạo khói phục vụ huấn luyện [2,3,6].

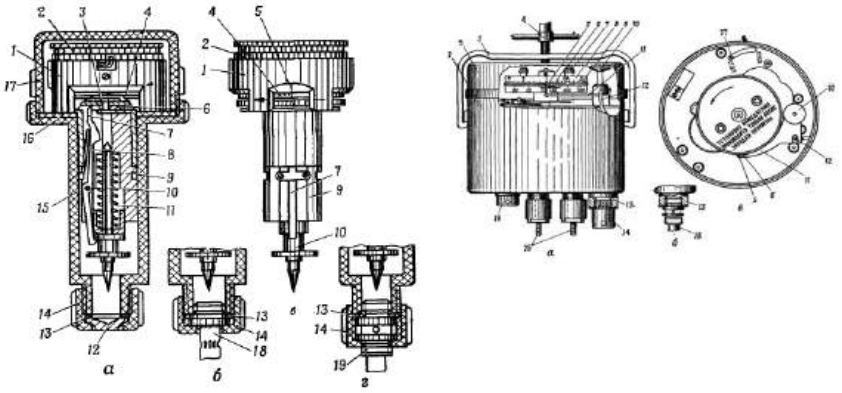
2.1.2. Ngòi hẹn giờ

- Sơ đồ:



- Nguyên lý hoạt động: Loại cơ cấu bảo hiểm trong ngòi mìn này sử dụng bộ hẹn giờ bằng đồng hồ cơ khí, cho phép đặt thời gian để mìn tự nổ sau một khoảng trễ xác định trước. Trong trạng thái chờ, lò xo kim hỏa bị nén và được lẫy của cơ cấu nhả giữ chặt. Lò xo cót của bộ đồng hồ cấp năng lượng cho hệ bánh răng, truyền chuyển động quay đến các đĩa chia. Khi đĩa chia quay đến đúng vị trí đã định trước (tương ứng với thời gian trễ đã cài đặt), trạng thái của cơ cấu nhả thay đổi, lẫy không còn giữ kim hỏa, lò xo kim hỏa được giải phóng, đẩy kim hỏa đâm vào kíp nổ và gây nổ mìn. Một số ngòi điển hình như: YMB-16, YMB-60, YMB-120; ВЗД-6ч, ВЗД-144, ВЗД-20М… [2,3].

Ngoài ra cơ cấu bảo hiểm hẹn giờ còn được dùng để hẹn giờ mở bảo hiểm từ trạng thái an toàn sang trạng thái sẵn sàng chiến đấu như ngòi cho các loại mìn chống tăng: МВЧ-62, МВЗ-62, МВП-62М, МВЩ-62, МВН-72, МВЗ-57, МВ-57… [4].



1. Thân, 2. Trống, 3. Bánh răng, 4. Đĩa chia, 5. Vạch chuẩn định vị, 6. Đĩa nhả, 7. Cần nhả, 8. Lò xo cơ cấu nhả, 9. Ống lót, 10. Kim hỏa, 11. Lò xo kim hỏa, 12. Nút kim loại, 13. Đệm, 14. Đai ốc hãm, 15. Vỏ, 16. Đệm cao su, 17. Nắp 18. Kíp nổ.

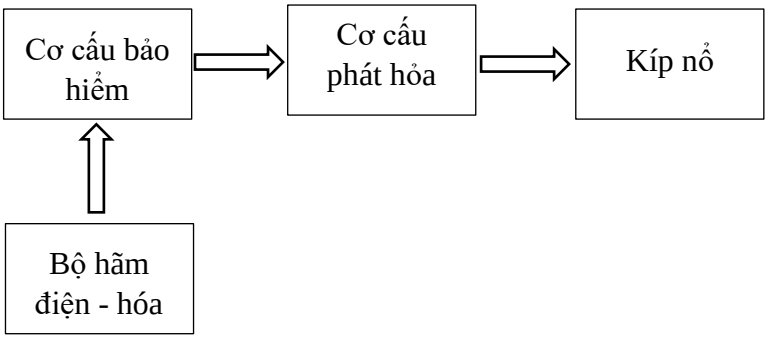
Hình 2. Ngòi YMB-16 và YMB-60

- Ưu, nhược điểm: Đối với ngòi sử dụng cơ cấu bảo hiểm hẹn giờ cơ khí, ưu điểm nổi bật là cơ cấu được chế tạo hoàn toàn bằng các chi tiết cơ khí nên không cần nguồn cấp năng lượng bên ngoài, ít bị ảnh hưởng bởi môi trường điện - từ, khó bị phát hiện hoặc chế áp bằng tác chiến điện tử; nếu được che kín, bôi trơn và bảo quản đúng quy trình thì có thể làm việc ổn định trong thời gian dài, không phụ thuộc tuổi thọ nguồn nuôi, đồng thời cho phép điều chỉnh thời gian mìn tự nổ trong một khoảng trễ khá rộng, phù hợp với các nhiệm vụ đánh phá đặc thù. Tuy nhiên, cơ cấu này chịu ảnh hưởng đáng kể của dao động nhiệt độ, độ ẩm, rung lắc và va chấn mạnh, dễ bị bụi bẩn, cát, ăn mòn hoặc dầu mỡ khô làm kẹt các chi tiết chuyển động, từ đó làm sai lệch thời gian trễ hoặc giảm độ tin cậy; kết cấu kiểu đồng hồ đòi hỏi gia công khá tinh xảo, nhiều chi tiết nhỏ, kích thước và khối lượng thường lớn hơn các cơ cấu giữ chậm bằng thuốc đen, và chỉ bảo đảm độ chính xác tốt ở cấp giờ - ngày chứ không đạt được độ chính xác cao ở cấp giây - phút như ngòi điện tử hiện đại.

- Ứng dụng: Trong thực tế, cơ cấu bảo hiểm hẹn giờ cơ khí thường được ứng dụng cho các loại mìn nổ phá, mìn phá hoại cầu, đường, công trình, một số loại mìn chống tăng hoặc liều phá đặt sâu dưới đất, dưới nước, cũng như trong các sơ đồ tự hủy, tự vô hiệu hóa có thời gian trễ dài [2-4].

2.2. Ngòi hẹn giờ điện - hóa

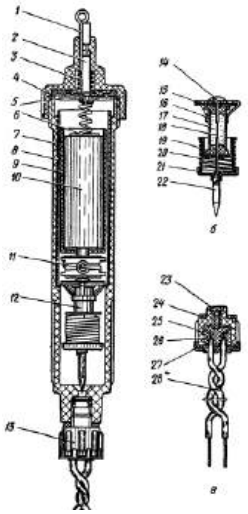
- Sơ đồ:



- Nguyên lý hoạt động: Cơ cấu bảo hiểm trong ngòi này làm việc dựa trên hiện tượng điện phân kim loại trong dung dịch điện ly. Khi cấp nguồn điện một chiều ổn định cho bộ hãm điện hoá, dòng điện đi qua dung dịch (thường là dung dịch muối đồng) và các thanh/phiến đồng mảnh làm nhiệm vụ phần tử neo sẽ bị hoà tan dần do điện phân. Thời gian trì hoãn được ấn định trước bằng cách lựa chọn giá trị điện trở mắc nối tiếp với bộ hãm, qua đó điều chỉnh mật độ dòng điện và tốc độ ăn mòn. Sau khoảng thời gian trễ đã đặt, các thanh đồng mảnh giữ lò xo kim hoả bị ăn mòn và đứt, giải phóng lò xo kim hoả; lò xo giãn ra, đẩy kim hoả đâm vào kíp nổ (hoặc đóng mạch nổ điện), làm nổ mìn. Ngòi điển hình của loại này là ЭХВ-7, МЗМ, АДМ8, АДМ7... [2,4,5].

- Ưu, nhược điểm: Cơ cấu bảo hiểm dùng bộ phận hãm điện hoá có ưu điểm là cho phép tạo thời gian chậm bằng cách lựa chọn giá trị điện trở, điện áp nguồn và đặc tính bộ hãm, với dải điều chỉnh rộng (từ nhiều giờ đến nhiều chục ngày) và độ ổn định cao hơn so với cơ cấu hẹn giờ cơ khí; trong điều kiện môi trường thiết kế, sai số thời gian tương đối nhỏ, ít chịu ảnh hưởng của rung động, chấn động cơ học, đồng thời kết cấu động học đơn giản, hầu như không có các chi tiết quay trượt nên giảm mài mòn và nguy cơ kẹt như ở cơ cấu đồng hồ. Ngoài ra, cơ

cấu làm việc hoàn toàn bí mật, không phát ra tiếng động và không phát xạ điện - từ, khó bị phát hiện hoặc chế áp bằng tác chiến điện tử, việc điều chỉnh thời gian chậm cũng tương đối thuận lợi thông qua thay đổi tham số mạch điện. Tuy nhiên, loại cơ cấu này phụ thuộc vào nguồn điện và chất lượng tiếp điện; sự suy giảm dung lượng pin, ôxy hoá tiếp điểm hoặc ẩm trong quá trình bảo quản dài ngày có thể làm tăng sai số thời gian hoặc gây không nổ, đồng thời rất nhạy với điều kiện môi trường: ở môi trường lạnh, khô tốc độ điện phân giảm mạnh làm kéo dài thời gian trễ, còn ở môi trường nóng, ẩm tốc độ điện phân tăng có thể làm rút ngắn thời gian so với cài đặt ban đầu. Cơ cấu hãm điện hoá cũng khó kiểm tra nhanh tình trạng làm việc bằng quan sát bên ngoài (không đánh giá trực tiếp được mức độ ăn mòn phần tử neo) và đòi hỏi yêu cầu cao về độ kín, vật liệu chống ăn mòn, quy trình chế tạo - lắp ráp, nên công nghệ phức tạp hơn cơ cấu hẹn giờ cơ khí.



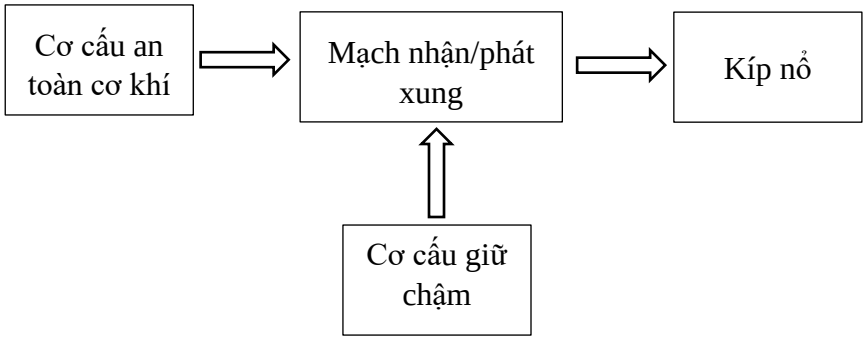
1. Vòng chiến đấu, 2. Lò xo cơ cấu va đập, 3. Chốt,
4. Nắp trên, 5. Đệm tiếp xúc, 6. Thân nhựa, 7. Thân ngòi,
8. Thanh kim loại, 9. Ống cách điện,
10. Bộ hãm điện hóa (ЭХВ),
11. Khối điện trở điều chỉnh thời gian, 12. Đầu nối nguồn
13. Cụm nắp điện tiếp xúc, 14. Tiếp điểm trung tâm
15. Võng đỡ, 16. Vòng đồng, 17. Chén đồng điện phân,
18. Dây đồng mãnh (phần tử bị ăn mòn), 19. Nắp nhựa, 20. Lò xo kim hỏa, 21. Đĩa đỡ lò xo; 22. Đầu kẹp giữ dây,
23. Bản cực tiếp xúc, 24. Đệm cao su cách ẩm,
25. Nắp kim loại, 26. Vòng cách điện, 27. Vít; 28. Dây dẫn.

Hình 3. Ngòi ЭХВ-7

- Ứng dụng: Bộ hãm điện hoá ЭХВ được lắp trong các loại mìn chậm nổ như МЗД-1, МЗД-2, МЗД-5, cho phép điều chỉnh thời gian nổ chậm từ khoảng vài giờ đến nhiều chục ngày bằng cách thay đổi điện trở kèm theo. Ngòi nổ điện hoá ЭХ*B* -7 được sử dụng làm cơ cấu tự nổ, tự huỷ cho một số loại mìn chống đổ bộ và mìn đặt dưới nước, bảo đảm sau khoảng thời gian đã định, mìn sẽ tự nổ hoặc tự vô hiệu hoá để giảm nguy hiểm tồn dư sau chiến đấu [2,4,5].

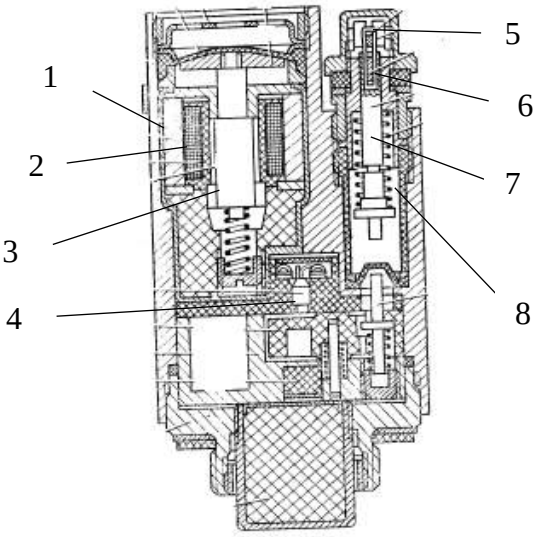
2.3. Cơ cấu bảo hiểm kết hợp cơ – điện

- Sơ đồ:



- Nguyên lý hoạt động: Đối với loại ngòi sử dụng cơ cấu bảo hiểm kết hợp cơ - điện, ở trạng thái an toàn, bộ phận cơ khí (chốt, thanh chặn, công tắc cơ khí…) làm gián đoạn đường truyền tín hiệu từ bộ phận nhận xung đến kíp nổ, nên dù có xung điện ngoài ý muốn thì mạch

nổ vẫn bị hở, mìn ở trạng thái an toàn. Sau khi tháo bảo hiểm cơ khí và hoàn thành thao tác lắp đặt, một cơ cấu giữ chậm (thường là cơ cấu cắt/khóa bằng phần tử kim loại) làm việc trong khoảng thời gian đã định trước; hết thời gian trễ, dao hoặc chốt sẽ cắt đứt tấm kim loại hay chuyển mạch, khôi phục đường mạch nổ, đưa ngòi vào trạng thái chiến đấu. Khi đó, khi nhận xung điện từ bên ngoài (điều khiển có dây, vô tuyến, cảm biến mục tiêu…) hoặc từ bộ phát tín hiệu tích hợp sẵn, năng lượng điện được đưa tới kíp nổ điện, kích nổ kíp và gây nổ mìn. Ngòi điển hình cho loại này là ВПЗ-1, ВПЗ-1, УМП, ЖДМ-6, МЗС, ВТ06… [3-5,7].



- Máy phát xung:
1. Nam châm vĩnh cửu vòng;
2. Cuộn cảm ứng;
3. Phần ứng;
4. Kíp điện;
- Cơ cấu an toàn cơ khí có giữ chậm:
5. Dao cắt;
6. Phần tử kim loại;
7. Trục;
8. Lò xo.

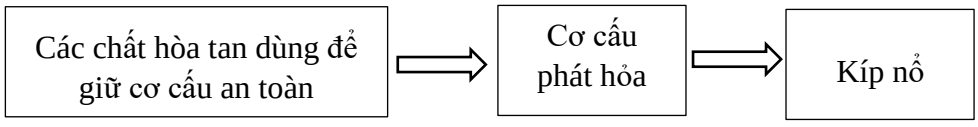
Hình 4. Ngòi ВПЗ-1

- Ưu điểm: Cơ cấu bảo hiểm kết hợp cơ - điện có ưu điểm là bảo đảm an toàn nhiều lớp nhờ kết hợp khoá cơ khí, cơ cấu giữ chậm và mạch điều khiển điện, do đó độ tin cậy cao hơn so với cơ khí thuần hoặc điện thuần; có thể điều khiển nổ theo yêu cầu (có dây hoặc vô tuyến) hoặc cho nổ khi mạch nhận xung thu được tín hiệu từ đối tượng tác chiến, đồng thời vẫn bảo đảm an toàn trong bảo quản, vận chuyển và thao tác lắp đặt. Trong các điều kiện đặc thù như môi trường nước, độ ẩm cao hoặc bố trí ngầm, cơ cấu cơ - điện phát huy hiệu quả tốt nhờ khả năng đặt mạch điều khiển cách xa khối nổ, dễ tổ chức điều khiển tập trung và phối hợp hoả lực. Tuy nhiên, loại cơ cấu này có cấu tạo phức tạp hơn, số lượng chi tiết và phần tử chức năng nhiều, chi phí sản xuất và yêu cầu kỹ thuật chế tạo, lắp ráp cao; đồng thời đòi hỏi điều kiện bảo quản nghiêm ngặt hơn (đảm bảo kín nước, chống ẩm, chống ăn mòn, bảo đảm nguồn điện và các mối tiếp xúc điện ổn định).

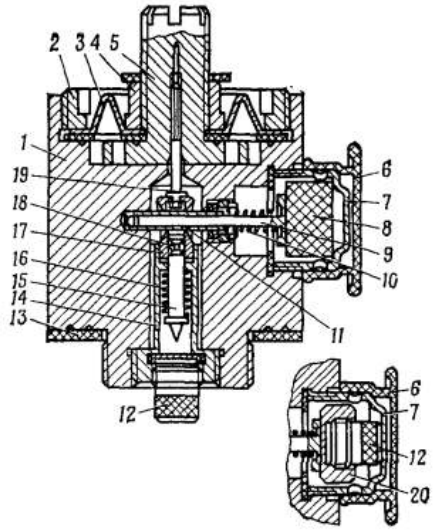
- Ứng dụng: Các cơ cấu bảo hiểm cơ - điện được sử dụng rộng rãi để kích nổ cho các loại mìn dưới nước như mìn СЗ-3А, СЗ-6, СЗ-6М dùng với ngòi ВПЗ-1 [3], ngòi МВЭ-72 trang bị cho mìn định hướng МОН-50, mìn nhảy ОЗМ-72, mìn chống tăng ТМ-72, ngòi ВТ-06 dùng cho mìn ПТМ-3 và một số loại mìn khác, nơi yêu cầu vừa an toàn cao, vừa có khả năng điều khiển nổ linh hoạt... [4,5,7].

2.4. Ngòi có cơ cấu bảo hiểm giữ chậm dạng hòa tan

- Sơ đồ:



- Nguyên lý: Cơ cấu bảo hiểm dùng phần tử hoà tan (chủ yếu là khối đường ép) trong trạng thái an toàn, một khối chất dễ hoà tan trong nước được bố trí như chi tiết neo, giữ chặt chốt, lò xo hoặc dây cáp, nhờ đó mạch nổ vẫn hở hoặc mìn còn liên kết với neo, chưa chuyển sang tư thế chiến đấu. Sau khi mìn được thả xuống nước, nước thấm dần vào khoang chứa, khối đường bắt đầu hoà tan; đến khi hoà tan hết (sau một khoảng thời gian phụ thuộc vào nhiệt độ nước), chốt hoặc dây bị giải phóng, các cơ cấu cơ khí liên kết với ngòi sẽ dịch chuyển, đóng mạch nổ hoặc cho phép ngòi làm việc, mìn chuyển sang trạng thái sẵn sàng chiến đấu. Một số ngòi điển hình như: ВРМ (mìn ЯРМ), ВПДМ-1М (mìn ПДМ-1М), ВПДМ-1 (mìn ПДМ-1) [2].



1. Thân; 2 và 4. Đai ốc giữ;
3. Màn đàn hồi; 5. Đầu ngòi;
6. Chụp cao su; 7. Nắp;
8. Khối an toàn bằng đường;
9. Cần an toàn;
10. Lò xo của cần;
11. Ống đồng thành mỏng;
12. Kíp МД10; 13. Vòng đệm; 14. Ống lót;
15. Kim hỏa; 16. Lò xo kim hỏa; 17. Chụp;
18. Viên bi; 19. Thanh kéo;
20. Chèn kim loại.

Hình 5. Ngòi ВПДМ-1М

- Ưu, nhược điểm: Kết cấu rất đơn giản, hoàn toàn thụ động, không cần nguồn năng lượng ngoài, không có chi tiết quay trượt nên hầu như không bị mài mòn cơ khí; cơ cấu làm việc êm, không phát tiếng động, không phát xạ điện - từ, khó bị phát hiện và không bị chế áp bằng biện pháp tác chiến điện tử. Thời gian trễ được tạo ra một cách tự nhiên thông qua tốc độ hoà tan của khối đường trong nước, bảo đảm sau khi thả mìn một khoảng thời gian nhất định mìn mới chuyển trạng thái sẵn sàng chiến đấu, tăng mức an toàn cho tàu, phương tiện và lực lượng rải mìn. Tuy nhiên, loại cơ cấu này phụ thuộc rất mạnh vào điều kiện môi trường: nhiệt độ nước, độ mặn, tốc độ dòng chảy và trạng thái bề mặt khối đường (nứt, rạn, bám màng…) đều có thể làm thay đổi đáng kể thời gian trễ, nên sai số thời gian tương đối lớn; nếu bảo quản, niêm kín không tốt, khối đường có thể hút ẩm, mốc, nứt gãy hoặc hoà tan một phần ngay từ giai đoạn cất giữ, làm giảm độ tin cậy hoặc gây nổ sớm ngoài ý muốn. Bên cạnh đó, trạng thái làm việc của phần tử hoà tan rất khó kiểm tra từ bên ngoài và không thể cài đặt lại sau khi đã bắt đầu quá trình hoà tan.

- Ứng dụng: Chủ yếu được ứng dụng trong các mìn chống đổ bộ và mìn neo dưới nước, nơi môi trường nước bảo đảm cho quá trình hoà tan diễn ra theo dự kiến, điển hình như mìn ЯРМ, và các mìn chống đổ bộ đáy kiểu ПДМ-1, ПДМ-2, ПДМ-3Я [2].

Ngoài ra còn có một số ngòi đặc biệt không dùng cơ cấu bảo hiểm như ngòi chủ động ВПМА (dùng kíp điện không có cơ cấu bảo hiểm), ngòi thụ động ВПМП (không có cơ cấu bảo hiểm) dùng cho mìn để phá băng [2].

3. Yêu cầu an toàn và độ tin cậy đối với cơ cấu bảo hiểm ngòi mìn lục quân

Cơ cấu bảo hiểm ngòi là phần tử trọng yếu quyết định trạng thái an toàn hay sẵn sàng nổ của mìn lục quân trong suốt vòng đời sử dụng. Mặc dù các loại cơ cấu có nguyên lý hoạt động rất khác nhau (cơ khí, hẹn giờ, điện - hoá, cơ - điện…), song đều phải thỏa mãn đồng thời hai nhóm yêu cầu cơ bản: bảo đảm an toàn trong các giai đoạn vận chuyển, bảo quản, mang vác, bố trí; và đạt độ tin cậy kích nổ đủ cao khi mìn đã chuyển sang trạng thái chiến đấu. Trong điều kiện tác chiến hiện đại, khi mìn được sử dụng với mật độ lớn, thời gian bố trí - chờ nổ kéo dài, môi trường khắc nghiệt và yêu cầu hạn chế tối đa tổn thất ngoài dự kiến, yêu cầu đối với cơ cấu bảo hiểm càng trở nên chặt chẽ, không chỉ ở mức định tính mà cần được lượng hoá bằng các chỉ tiêu xác suất làm việc tin cậy, xác suất nổ sớm, xác suất không nổ…

3.1. Vai trò của cơ cấu bảo hiểm ngòi trong mìn lục quân

Trong hệ thống mìn - ngòi - mục tiêu, cơ cấu bảo hiểm ngòi giữ vai trò như bộ chuyển mạch an toàn, điều khiển trạng thái năng lượng nổ từ bị khóa hoàn toàn sang cho phép truyền dẫn theo đúng trình tự chiến đấu. Ở các giai đoạn sản xuất, bảo quản, vận chuyển và mang vác, cơ cấu bảo hiểm phải duy trì trạng thái khóa khóa năng lượng, ngăn chặn mọi khả năng kích nổ do va đập, rơi, rung, chấn động, tác động nhiệt hoặc sai sót thao tác thông thường. Khi mìn được bố trí và hoàn thành các thao tác chuẩn bị, cơ cấu bảo hiểm mới cho phép ngòi chuyển dần từ trạng thái an toàn sang sẵn sàng nổ, thường thông qua một chuỗi các bước tháo chốt, giải phóng phần tử quán tính, kích hoạt cơ cấu hẹn giờ hoặc khép kín mạch điện.

Ở giai đoạn chờ nổ, cơ cấu bảo hiểm tiếp tục đảm bảo rằng vụ nổ chỉ xảy ra khi có tác động kích thích phù hợp với loại mìn (áp lực, kéo dây, chạm, từ trường, điều khiển từ xa…). Như vậy, cùng một lúc cơ cấu vừa phải nhạy với tín hiệu đặc trưng của mục tiêu, vừa phải không nhạy với các tác động nhiễu từ môi trường. Sau khi chiến sự kết thúc hoặc trong các nhiệm vụ rà phá, trạng thái của cơ cấu bảo hiểm quyết định mức độ nguy hiểm còn lại của bãi mìn. Các cơ cấu có khả năng duy trì trạng thái an toàn lâu dài hoặc cho phép vô hiệu hoá, tháo gỡ theo quy trình sẽ hạn chế đáng kể rủi ro cho lực lượng công binh và dân thường. Có thể nói, cơ cấu bảo hiểm là điểm nút chi phối toàn bộ cân bằng giữa hiệu quả sát thương và an toàn trong khai thác sử dụng mìn lục quân.

3.2. Yêu cầu an toàn và độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm

Về an toàn, cơ cấu bảo hiểm phải bảo đảm xác suất nổ sớm trong các điều kiện khai thác bình thường là rất nhỏ, tiệm cận "0" trong giới hạn cho phép về kỹ thuật. Điều này đòi hỏi cơ cấu phải có đủ số tầng bảo hiểm, sử dụng các nguyên lý khác nhau (cơ, quán tính, hẹn giờ, khóa điện…) để tránh hỏng đồng thời do cùng một nguyên nhân. Các thao tác thường xuyên trong quá trình tiếp nhận, cơ động, bốc xếp, bố trí phải không đủ gây ra sự chuyển trạng thái từ an toàn sang sẵn sàng nổ. Mặt khác, khi chưa thực hiện đầy đủ trình tự thao tác chuẩn của người sử dụng, cơ cấu bảo hiểm phải giữ ngòi ở trạng thái khóa, không cho phép truyền nổ. Đây chính là yêu cầu an toàn trong quá trình bảo quản, vận chuyển, thao tác lắp đặt… Khi có hỏng hóc hoặc thao tác sai, ưu tiên trạng thái không nổ hơn là nổ ngoài ý muốn.

Về độ tin cậy, một khi mìn đã được bố trí đúng quy định và cơ cấu bảo hiểm đã hoàn tất quá trình chuyển sang trạng thái chiến đấu, xác suất ngòi làm việc đúng (kích nổ khi có tác động mục tiêu) phải đạt giá trị cao theo yêu cầu thiết kế. Độ tin cậy này chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố: chế độ tải kích thích (áp lực, gia tốc, thời gian tác động), sai lệch chế tạo, lão hoá

vật liệu, ăn mòn, độ ẩm, nhiệt độ môi trường, thời gian bảo quản dài ngày… Đối với từng nhóm mìn cụ thể (mìn sát thương, mìn chống tăng, mìn điều khiển nổ từ xa…), yêu cầu về xác suất kích nổ thành công và mức cho phép của xác suất không nổ có thể khác nhau, nhưng đều phải được quy định rõ trong các chỉ tiêu kỹ thuật và được kiểm chứng qua thử nghiệm.

Nhìn chung, cơ cấu bảo hiểm ngòi mìn lục quân phải đạt được sự cân bằng tối ưu giữa hai mặt: an toàn tối đa trong giai đoạn khai thác và độ tin cậy cao trong giai đoạn chiến đấu. Việc xác lập các yêu cầu này không chỉ dừng ở mức mô tả định tính mà cần gắn với mô hình độ tin cậy, các chỉ tiêu xác suất cụ thể và quy trình thử nghiệm - đánh giá tương ứng, làm cơ sở cho thiết kế, hoàn thiện và tiêu chuẩn hoá các loại cơ cấu bảo hiểm trong điều kiện hiện nay.

4. Kết luận

Bài báo đã phân loại và phân tích các cơ cấu bảo hiểm dùng trong ngòi mìn lục quân theo nguyên lý làm việc, gồm cơ khí thuần túy, hẹn giờ cơ, điện - hoá, cơ cấu dùng chất hòa tan và cơ cấu cơ - điện kết hợp. Trên cơ sở đó, bài báo làm rõ đặc điểm cấu tạo, nguyên lý hoạt động, ưu nhược điểm và phạm vi ứng dụng của từng nhóm, đồng thời xác định các yêu cầu cốt lõi đối với cơ cấu bảo hiểm là bảo đảm an toàn cao trong khai thác sử dụng thông thường, ưu tiên trạng thái không nổ khi có hỏng hóc hoặc thao tác sai, nhưng vẫn duy trì độ tin cậy kích nổ khi mìn đã chuyển sang trạng thái chiến đấu. Kết quả nghiên cứu góp phần xây dựng cách tiếp cận có hệ thống cho việc lựa chọn, thiết kế, cải tiến và đánh giá cơ cấu bảo hiểm ngòi mìn lục quân theo các tiêu chí an toàn và độ tin cậy.

Từ các phân tích trên có thể khẳng định rằng không tồn tại một cơ cấu bảo hiểm tối ưu duy nhất cho mọi loại ngòi mìn; việc lựa chọn phải gắn với mục đích chiến thuật, điều kiện sử dụng và yêu cầu kỹ thuật cụ thể. Cơ cấu cơ khí thuần vẫn phù hợp với nhiều loại mìn nhờ cấu tạo đơn giản và độ bền cao; cơ cấu điện - hoá thích hợp với trường hợp cần thời gian trễ an toàn lớn và bảo đảm yếu tố bí mật; còn cơ cấu cơ - điện kết hợp là hướng ưu tiên phát triển đối với ngòi mìn hiện đại, vì cho phép tổ chức nhiều tầng bảo hiểm có tính độc lập chức năng, kết hợp giữa khoá cơ khí, cơ cấu giữ chậm an toàn và mạch điều khiển điện. Nhờ đó, cơ cấu này vừa làm giảm khả năng kích nổ ngoài ý muốn trong bảo quản, vận chuyển và lắp đặt, vừa bảo đảm khả năng chuyển sang trạng thái chiến đấu có kiểm soát và thực hiện kích nổ linh hoạt theo yêu cầu tác chiến. Chính khả năng dung hoà tốt hơn giữa an toàn, độ tin cậy và tính điều khiển là cơ sở để xem đây là hướng phát triển có nhiều triển vọng trong nghiên cứu và chế tạo ngòi mìn hiện nay.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm (1999). *Ngòi đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Министерство обороны СССР (1976). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части и применению. Книга первая*. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.
3. Министерство обороны СССР (1976). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части и применению*. *Книга вторая*. Средства взрывания и инженерные мины. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва
4. Министерство обороны СССР (1976). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части и применению*. *Книга третья*. Средства минирования и разминирования. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.

5. Министерство обороны СССР (1976). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части и применению. Книга четвёртая*. Средства минирования и разминирования. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.
6. Министерство обороны СССР, Управление начальника инженерных войск (1987). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части. Книга пятая*. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва, 1987.
7. Министерство обороны СССР, Управление начальника инженерных войск (1987). *Инженерные боеприпасы. Руководство по материальной части. Книга шестая. Противотанковые и противопехотные мины, взрыватели и боеприпасы специального назначения*. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.

Analysis and synthesis of safety mechanisms in landmine fuzes

Abstract: *The paper systematizes and classifies several types of safety mechanisms used in landmine fuzes according to their operating principles (purely mechanical, mechanical time fuze, electrochemical, soluble–element type, and multi-stage electromechanical mechanisms). Based on a literature review and an analysis of the structure and operating principles of each group, the paper compares their advantages, disadvantages and fields of application using safety and reliability criteria in the stages of storage, transportation, emplacement and standby. The paper clarifies the central role of the safety mechanism throughout the entire life cycle of a landmine, identifies the core requirements for safety and reliability, and points out environmental and operational factors that govern its performance. The results show that there is no single safety mechanism that is universally optimal for all fuze types; the choice must be matched to the tactical purpose, operating conditions and specific technical requirements. Purely mechanical mechanisms remain a reasonable option for many types of mines, electrochemical mechanisms are suitable for cases requiring long safe time delays and high secrecy, while multi-stage electromechanical mechanisms represent the main direction that should be prioritized in the design and manufacture of modern landmine fuzes.*

Keywords: Landmine fuze; safety-and-arming mechanism; electromechanical; electrochemical.

Ảnh hưởng của đường kính đầu đạn đến một số tính năng của các loại đạn súng sử dụng vỏ đạn 7,62×51 NATO làm cơ sở

Lê Hoàng Long[1], Trần Văn Doanh[1]
[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự
Email: lehoanglong1811@gmail.com; Tel: 0982.679.389

Tóm tắt

Trên cơ sở mô hình đồng dạng, báo cáo đưa ra quan hệ giữa một số đặc trưng tính năng của đạn lấy vỏ đạn 7,62×51 NATO làm cơ sở với cỡ của đầu đạn. Trong điều kiện áp suất khí thuốc lớn nhất không thay đổi, cỡ đạn giảm giúp tăng động năng riêng miệng nòng và giảm xung lùi của phát bắn nhưng cũng có xu hướng tăng, giảm khác nhau đối với một số đặc trưng uy lực của đạn. Các quan hệ này là một trong các căn cứ quan trọng để thiết kế, hoặc lựa chọn loại đạn súng trường xung kích đáp ứng yêu cầu xuyên giáp chống đạn trong tình hình mới.

Từ khóa: *mô hình đồng dạng; đạn 7,62×51 NATO; cỡ đầu đạn; uy lực đạn.*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển nhanh của giáp chống đạn cá nhân trong chiến tranh hiện đại đã làm gia tăng yêu cầu đối với khả năng xuyên và uy lực của đạn súng bộ binh, đặc biệt ở các cự ly tác chiến trung bình và xa. Thực tiễn chiến trường cho thấy, nhiều loại đạn súng trường hiện đang trang bị đã bộc lộ hạn chế nhất định khi tác động vào các mục tiêu được bảo vệ bằng giáp hiện đại, từ đó đặt ra nhu cầu nghiên cứu các hướng cải tiến đạn nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu.

Một trong những xu hướng nghiên cứu quan trọng hiện nay là khai thác lại các vỏ đạn đã được tiêu chuẩn hóa, thay vì phát triển hoàn toàn một loại vỏ đạn mới. Cách tiếp cận này cho phép giảm đáng kể khối lượng thử nghiệm, đánh giá và hoàn thiện công nghệ, đồng thời tận dụng được các dây chuyền sản xuất, hệ thống bảo đảm kỹ thuật, băng đạn và cơ cấu khóa nòng của vũ khí hiện có. Nhờ đó, quá trình cải tiến đạn trở nên khả thi hơn về mặt kỹ thuật, kinh tế và tổ chức trang bị.

Trong số các loại vỏ đạn đang được sử dụng rộng rãi, vỏ đạn 7,62×51 mm NATO có nhiều ưu điểm nổi bật để làm cơ sở nghiên cứu. Đây là loại vỏ đạn có dung tích buồng đốt lớn, khả năng chịu áp suất cao, đã được kiểm chứng lâu dài trong thực tiễn, đáp ứng tốt các yêu cầu về tầm bắn xa, độ ổn định và uy lực. Trước áp lực ngày càng tăng của các loại giáp chống đạn cá nhân, việc khai thác tiềm năng năng lượng của vỏ đạn 7,62×51 mm thông qua thay đổi đường kính đầu đạn được xem là một hướng nghiên cứu có nhiều triển vọng. Trong thực tế, giai đoạn 2019 - 2022, Quân đội Hoa Kỳ phát triển đạn cỡ 6,8 mm (.277 SIG FURY) trong chương trình NGSW nhằm nâng cao khả năng xuyên giáp. Ngoài ra từ những năm 1950 đến nay, nhiều nước NATO đã từng phát triển một số biến thể đạn sử dụng vỏ 7,62×51 mm NATO làm cơ sở, như các loại M80 nâng cao, M993 xuyên giáp … - tất cả nhằm tối ưu uy lực cụ thể trong chiến trường hiện đại.

Xuất phát từ những cơ sở nêu trên, bài báo tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính đầu đạn đến một số tính năng cơ bản của các loại đạn súng sử dụng vỏ đạn 7,62×51 mm NATO làm cơ sở, trong điều kiện áp suất khí thuốc lớn nhất không thay đổi. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học phục vụ công tác thiết kế, cải tiến và lựa chọn đạn súng trường (súng trường xung kích) nhằm đáp ứng yêu cầu xuyên giáp chống đạn và tác chiến ở cự ly xa trong điều kiện chiến tranh hiện đại.

2. Phương pháp nghiên cứu và mô hình đồng dạng

2.1. Cơ sở của phương pháp mô hình đồng dạng

Phương pháp mô hình đồng dạng được sử dụng rộng rãi trong nghiên cứu đạn đạo nhằm đánh giá ảnh hưởng của một số tham số hình học hoặc động lực học đến các đặc trưng tính năng của đạn, trong khi giữ không đổi các điều kiện nền tảng của bài toán. Ưu điểm cơ bản của phương pháp này là cho phép xác lập các quan hệ tỷ lệ giữa các đại lượng đặc trưng, từ đó giảm khối lượng tính toán và vẫn bảo đảm ý nghĩa vật lý của kết quả.

Trong bài báo này, phương pháp mô hình đồng dạng được áp dụng để nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính đầu đạn đến các đặc trưng thuật phóng và một số tính năng chủ yếu của đạn súng, bằng cách sử dụng vỏ đạn 7,62×51 mm NATO làm cơ sở. Các phương án đầu đạn nghiên cứu được xây dựng sao cho đồng dạng hình học với đầu đạn 7,62 mm, trong khi thể tích buồng đốt ban đầu và áp suất khí thuốc lớn nhất được giữ không đổi.

2.2. Các giả thiết và điều kiện đồng dạng

Theo [1], để bảo đảm tính thống nhất và khả năng so sánh giữa các phương án, các giả thiết sau được sử dụng trong nghiên cứu:

- Vỏ đạn không thay đổi, do đó:

  + Thể tích buồng đốt ban đầu $W_0 = const$

- Các đặc trưng thuật phóng, mật độ nhồi, áp suất khí thuốc lớn nhất trong quá trình bắn là như nhau đối với tất cả các phương án: $p_{max} = const$

- Các đầu đạn nghiên cứu là đồng dạng hình học với đầu đạn cơ sở: $d = d_* k_d$

Trong đó:

+ d_* – đường kính đầu đạn cơ sở (7,62 mm);

+ d – đường kính đầu đạn phương án;

+ k_d – hệ số đồng dạng theo cỡ đầu đạn.

- Vật liệu đầu đạn được giả thiết không đổi, do đó khối lượng đầu đạn biến đổi theo quy luật: $m = m_* \cdot k_d^3 = C_m d^3$

Với C_m – khối lượng tương đối của đầu đạn;

Các giả thiết trên cho phép rút ra các quan hệ đồng dạng giữa các đặc trưng thuật phóng và tính năng chủ yếu của đạn.

2.3. Quan hệ đồng dạng của các tính năng đạn súng ảnh hưởng bởi đường kính đầu đạn

Trong nghiên cứu đạn súng, khi chỉ thay đổi đường kính đầu đạn, một số đặc trưng thuật phóng trong, thuật phóng ngoài cũng như hiệu quả tại mục tiêu sẽ thay đổi theo, các đặc trưng chủ yếu được xét trong bài báo bao gồm:

2.3.1. Các đặc trưng thuật phóng trong [2]

- *Sơ tốc đầu đạn* v_d *:* Sơ tốc đầu đạn là vận tốc của đầu đạn tại thời điểm rời khỏi miệng nòng súng. Đây là một trong những đặc trưng quan trọng nhất, quyết định trực tiếp đến động năng, tầm bắn và khả năng xuyên của đạn. Trong điều kiện áp suất khí thuốc lớn nhất không đổi, sơ tốc đầu đạn phụ thuộc vào khối lượng đầu đạn và tiết diện ngang của đầu đạn. Theo quan hệ đồng dạng, khi giảm đường kính đầu đạn, sơ tốc có xu hướng tăng.

- *Động năng đầu đạn tại miệng nòng E_d:* Phụ thuộc vào khối lượng và sơ tốc của đầu đạn. Động năng này phản ánh tổng năng lượng mà đầu đạn mang theo khi rời nòng, là cơ sở để đánh giá uy lực chung của phát bắn.

- *Xung lùi của phát bắn D*: là tổng động lượng truyền ngược lại cho vũ khí, được xác định xấp xỉ bởi. Xung lùi là đại lượng đặc trưng cho tác dụng của phát bắn đối với vũ khí và người bắn, có ảnh hưởng trực tiếp đến độ ổn định và khả năng bắn chính xác.

2.3.2. Đặc trưng thuật phóng ngoài [3]

- *Cự ly bắn X:* Là đại lượng tính toán khoảng cách của đầu đạn so với miệng nòng khi xác định được thời gian bay hoặc vận tốc chạm của đầu đạn

2.3.3. Hiệu quả tại mục tiêu [4]

- *Đặc trưng sát thương ΔE:* là tổn thất động năng ΔE của đầu đạn khi xuyên vào phần mềm một đoạn S=0,1 m.

- *Chiều sâu xuyên lớn nhất S_{max}:* là đặc trưng cho tác dụng va xuyên của đầu đạn vào vật cản

- *Chiều sâu xuyên thép s*: Thể hiện khả năng xuyên vào bản thép của đầu đạn

- *Cường độ xuyên giáp C_d*: Đại lượng thể hiện khả năng xuyên giáp của đầu đạn, phụ thuộc vào động năng riêng $\overline{D}$

- *Động năng riêng $\overline{D}$:* Là động năng tính trên một đơn vị diện tích tiết diện ngang của đầu đạn, đây là chỉ tiêu đặc trưng cho khả năng tập trung năng lượng, có ý nghĩa quan trọng trong đánh giá khả năng xuyên giáp chống đạn.

2.3.4. Các mối quan hệ đồng dạng về các thông số tính năng đạn súng

Theo phương pháp mô hình đồng dạng, với các giả thiết đã đưa ra, các phương án thay đổi cỡ đầu đạn đều có cùng một số đặc trưng thuật phóng như khối lượng thuốc phóng $\omega = \omega_*$, thể tích buồng đốt ban đầu $W = W_*$, áp suất khí thuốc trong buồng đốt $p = p_*$, động năng ban đầu của đầu đạn $E = E_*$, ta có bảng các quan hệ đồng dạng của các đặc trưng thuật phóng [1].

Bảng 1. Các biểu thức xác định các mối quan hệ đồng dạng của các đặc trưng thuật phóng

Thông số		**Đạn cơ sở**	**Đạn thiết kế**
Đường kính đầu đạn	d	d_*	$k_d d_*$
Khối lượng đầu đạn	m	m_*	$m_* \cdot k_d^3$
Khối lượng viên đạn	m_d	m_{d*}	$m_{d*} + \left(k_d^3 - 1\right) m_*$
Quãng đường chuyển động của đầu đạn tại miệng nòng	l_d	$l_{\text{d}*}$	$\frac{l_{\text{d}*}}{k_d^2}$
Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng	v_d	v_{d*}	$\frac{v_{d*}}{\sqrt{k_d^3}}$
Động năng của đầu đạn tại miệng nòng	E_d	E_{d*}	E_{d*}
Động năng của đầu đạn tại mục tiêu	E_{rd}	E_{rd*}	$\frac{E_{d*}}{k_d^2}$
Xung lùi của phát bắn	D	D_*	$D_* + \left(\sqrt{k_d^3} - 1\right) m_* v_{d*}$

Thông số		Đạn cơ sở	Đạn thiết kế
Cự ly bắn (tại cùng vận tốc chạm)	X	X_*	$\frac{C_m k_d d_*}{0,4736 i \overline{C}_{x.d}} \ln \frac{1}{\sqrt{k_d^3}} + k_d X_*$
Vận tốc chạm của đầu đạn	v_c	v_{c*}	v_{c*}
Tổn thất động năng của đầu đạn khi xuyên vào cơ thể	ΔE	ΔE_*	$k_d^2 \Delta E_*$
Chiều sâu xuyên lớn nhất của đầu đạn vào vật cản	S_{max}	S_{max*}	$k_d S_{max*}$
Chiều sâu xuyên thép của đầu đạn (vuông góc)	s	s_*	$k_d^{1,07} s_*$
Cường độ xuyên giáp của đầu đạn	C_d	C_{d*}	$\sqrt{\left(\frac{k_d^{1,07} b^*}{k_b}\right)^2 + \left(k_d^2 \overline{D}_*\right)^2}$

3. Tính toán các đặc trưng thuật phóng cho các phương án

3.1. Các thông số đặc trưng thuật phóng của đạn cơ sở 7,62 × 51 mm NATO

- d_* = 7,62 mm
- v_* = 833 m/s
- m_* = 9,5 g
- ω_* =2,9 g
- Chiều dài nòng súng trường M14: l_{d*} = 560 mm
- Động năng tại miệng nòng: E_{d*} = 3300 J
- Áp suất lớn nhất buồng đốt: p_{max*} = 415 Mpa (60200 psi)
- Xung lùi của phát bắn: D_* = 11,6 N.s

3.2. Tính toán các đặc trưng thuật phóng khi thay đổi đường kính đầu đạn

Để tính toán các đặc trưng thuật phóng trên, cũng như để so sánh giữa các phương án, ta cần xem xét đến vận tốc và áp suất của đầu đạn khi chuyển động trong lòng nòng.

Theo [5], ta có công thức xác định quan hệ thuật phóng theo Le Duc:

$$v = \frac{al}{b+l} \tag{1}$$

Trong đó: l – quãng đường chuyển động của đầu đạn;

v – vận tốc chuyển động của đầu đạn;

a, b – các hệ số.

$$b = \frac{1 - 2Kl_d - \sqrt{1 - 4Kl_d}}{2K} \tag{2}$$

$$a = \frac{(b + l_d) v_d}{l_d} \tag{3}$$

Trong đó: $K = \frac{4\varphi m v_d^2}{27 S p_m l_d^2}$ – tham số hình dạng của đường cong áp suất;

S – diện tích tiết diện lòng nòng;

φ – hệ số tính công thứ yếu, được xác định theo [2]:

$$\phi = K + \frac{1}{3}\frac{\omega_*}{m_*} \text{ (với súng bộ binh, K=1,10)} \quad (4)$$

Hàm áp suất $p(l)$ được xác định theo:

$$p = \frac{\varphi m a^2 b}{S}\frac{l}{(b+l)^3} \quad (5)$$

Vị trí của đầu đạn mà áp suất đạt giá trị lớn nhất:

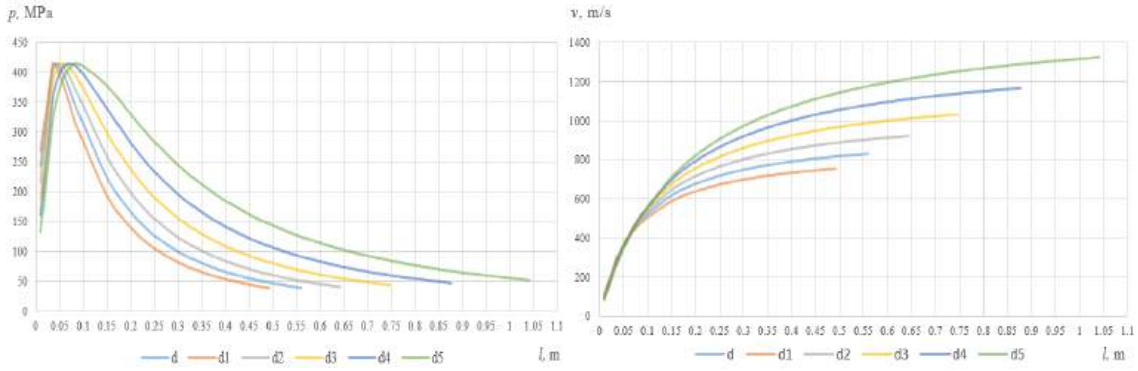
$$l_m = \frac{b}{2} \quad (6)$$

Từ đó ta xây dựng được bảng giá trị vận tốc và áp suất của đầu đạn khi chuyển động trong lòng nòng, với đạn cơ sở 7,62×51 mm M80, bắn trên súng trường M14, *d=7,62 mm (3 inch)* ta có bảng giá trị sau:

Bảng 2. Các giá trị vận tốc và áp suất của đầu đạn trong lòng nòng

l, mm / Đặc trưng	10	40	100	150	200	250	350	450	560
v, m/s	104	318	526	618	678	720	774	808	833
p, MPa	243	**415**	311	225	167	127	81	56	39

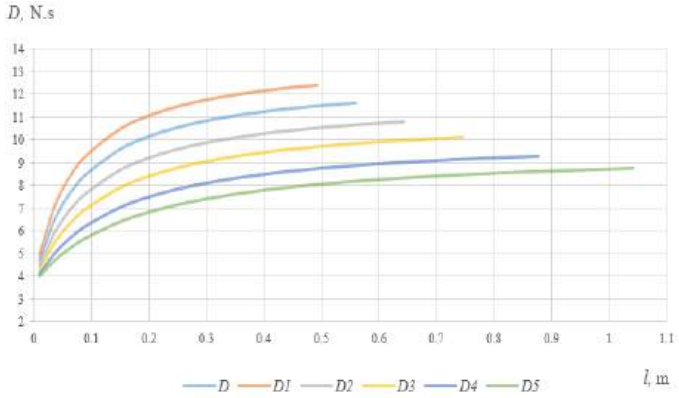
Theo phương pháp đồng dạng, ta tính toán cho các phương án đầu đạn thiết kế có đường kính d_1 *=8,13 mm (3,2 inch),* d_2 *=7,11 mm (2,8 inch),* d_3 *=6,6 mm (2,6 inch),* d_4 *=6,09 mm (2,4 inch) và* d_5 *=5,59 mm (2,2 inch),* khi đó ta có giá trị các thông số vận tốc và áp suất của đầu đạn thiết kế sau:



(a) *(b)*

Hình 1. Đồ thị so sánh áp suất (a), vận tốc (b) của các đầu đạn thiết kế khi chuyển động trong lòng nòng súng

Khi đầu đạn chuyển động trong lòng nòng, sinh ra xung lùi phát bắn, với đạn cơ sở có xung lùi *D*, lấy l_d *= 0,492m*, tính được xung lùi của từng đầu đạn thiết kế $D_1 - D_5$ [1], như Hình 2:



Hình 2. Đồ thị so sánh xung lùi phát bắn của đầu đạn khi chuyển động trong lòng nòng súng

Đồ thị ở Hình 2 cho thấy mối quan hệ xung lùi phát bắn với từng chiều dài nòng, có thể thấy, khi đường kính đầu đạn giảm, xung lùi phát bắn cũng giảm theo.

- Theo phương pháp đồng dạng, với $l_d = 0{,}492$ *m*, ta tính toán được các đặc trưng thuật phóng và hiệu quả tại mục tiêu khi thay đổi đường kính đầu đạn, để xác định vận tốc chạm v_c tại cự ly bắn X, theo [3,4]:

Khi bắn đạn cơ sở 7,62×51mm M80, với $m_* = 9{,}5$g, $h_1 = 16{,}19$ mm, $v_d = 818{,}6$ m/s ta tính được vận tốc chạm ở các cự ly như bảng sau:

Bảng 3. Giá trị vận tốc chạm ở các cự ly bắn khi bắn đạn cơ sở

X, m	100	200	300	400	500
v_c, m/s	744,5	671,9	604,3	540,5	480,6

Từ vận tốc chạm của đạn cơ sở ở các cự ly bắn trên, ta tính toán được cự ly bắn của đạn khi thay đổi đường kính đầu đạn:

Bảng 4. Giá trị cự ly bắn của các cỡ đầu đạn tại cùng vận tốc chạm

Đường kính đầu đạn (*d*, mm)	**Cự ly bắn *X* của đạn theo các cỡ đầu đạn tại các vận tốc chạm (m)**				
	744,5 m/s	***671,9 m/s***	***604,3 m/s***	***540,5 m/s***	***480,6 m/s***
8,13	16	123	230	337	443
7,62	100	200	300	400	500
7,11	174	267	360	454	547
6,60	242	329	415	502	588
6,09	300	380	460	540	620
5,59	343	416	490	563	636

Để đánh giá hiệu quả tại mục tiêu của đầu đạn, còn phải tính đến tác dụng sát thương, khả năng va xuyên, chiều sâu xuyên thép và cường độ xuyên giáp của đầu đạn.

- Khi tính toán tác dụng sát thương, người ta đã dùng đặc trưng sát thương ΔE, đây là tổn thất động năng khi đầu đạn va đập vào phần mềm. Theo [1, 4], ΔE có mối quan hệ với các thông số đầu đạn và vận tốc chạm của nó với mục tiêu:

$$\Delta E = \lambda a \frac{\pi d^2}{4} S\left(1 + b v_c^{\,2}\right) \tag{7}$$

Với $a = 43{,}3.10^5$ N/m^2, $b = 1{,}8.10^{-5}$ s^2/m^2, S = 0,1 mm, kết quả vận tốc chạm tại các cự ly ở Bảng 3 và phương pháp đồng dạng, ta tính toán được đặc trưng sát thương của các cỡ đầu đạn khi có cùng vận tốc chạm, lấy tại $l_d = 0{,}492$ *m*:

Bảng 5. Đặc trưng sát thương của các cỡ đầu đạn tại cùng vận tốc chạm

Đường kính đầu đạn (*d*, mm)	**Đặc trưng sát thương của các cỡ đầu đạn tại các vận tốc chạm *ΔE* (J)**				
	744,5 m/s	***671,9 m/s***	***604,3 m/s***	***540,5 m/s***	***480,6 m/s***
8,13	287,7	239,2	198,5	164,0	135,2
7,62	252,7	210,1	174,3	144,1	118,7
7,11	220,0	182,9	151,8	125,4	103,4
6,60	189,6	157,6	130,8	108,1	89,1
6,09	161,4	134,2	111,4	92,0	75,8
5,59	136,0	113,1	93,8	77,5	63,9

- Khi tính toán khả năng va xuyên của đầu đạn [1,4], người ta lấy chiều sâu xuyên S_{max} làm đặc trưng, để đánh giá đầu đạn có khả năng sát thương sau khi xuyên:

$$S_{max} = \frac{2C_m d}{\pi \lambda ab} \ln\left(1 + bv_c^{\ 2}\right) \tag{8}$$

Ta xét hai loại môi trường vật cản là cát ($a = 43{,}5.10^5$ N/m^2, $b = 2.10^{-5}$ s^2/m^2) và tường gạch ($a = 316.10^5$ N/m^2, $b = 1{,}5.10^{-5}$ s^2/m^2)

Theo (8), khi bắn đạn cơ sở M80, ta có bảng giá trị khả năng va xuyên tối đa vào cát và tường gạch như sau:

Bảng 6. Chiều sâu va xuyên lớn nhất khi bắn đạn cơ sở ở các cự ly

X, m	100	200	300	400	500
v_c, m/s	744,5	671,9	604,3	540,5	480,6
S_{max} , mm *(đối với cát)*	2559	2367	2173	1975	1772
S_{max} , mm *(đối với tường gạch)*	420	386	352	317	282

Theo phương pháp đồng dạng, từ Bảng 1, ta tính khả năng va xuyên theo từng cỡ của đầu đạn khi cùng vận tốc chạm:

Bảng 7. Chiều sâu va xuyên lớn nhất của các cỡ đầu đạn tại cùng vận tốc chạm khi bắn vào môi trường vật cản tường gạch

Đường kính đầu đạn (*d*, mm)	**Chiều sâu va xuyên lớn nhất tại các vận tốc chạm S_{max} (mm)**				
	744,5 m/s	***671,9 m/s***	***604,3 m/s***	***540,5 m/s***	***480,6 m/s***
8,13	449	412	376	338	301
7,62	420	386	352	317	282
7,11	392	361	329	296	263
6,60	364	335	305	275	244
6,09	336	309	281	254	225
5,59	308	284	258	207	207

- Để tính khả năng xuyên thép, ta giả thiết đầu đạn là một thể thống nhất, va chạm với bản thép theo phương vuông góc, theo công thức Gia-cốp-đơ-Mar, [1,4]:

$$s = \left(\frac{v_c m^{0,5}}{K.d^{0,75}}\right)^{\frac{1}{0,7}} \tag{9}$$

Xét va chạm với bản thép có độ cứng thấp, lấy K = 1800, từ (9) và Bảng 1, ta tính toán được khả năng xuyên thép tại các vận tốc chạm của các cỡ đầu đạn như Bảng 8:

Bảng 8. Chiều sâu xuyên thép của các cỡ đầu đạn tại cùng vận tốc chạm

Đường kính đầu đạn (*d*, mm)	**Chiều sâu xuyên thép tại các vận tốc chạm S_{max} (mm)**				
	744,5 m/s	***671,9 m/s***	***604,3 m/s***	***540,5 m/s***	***480,6 m/s***
8,13	17,2	14,9	12,8	10,9	9,2
7,62	16,1	13,9	11,9	10,2	8,6
7,11	14,9	12,9	11,1	9,4	8,0
6,60	13,8	11,9	10,2	8,7	7,4
6,09	12,6	10,9	9,4	8,0	6,8
5,59	11,5	10,0	8,6	7,3	6,2

Từ các bảng kết quả trên, khi thay đổi đường kính đầu đạn, ta xác định được các thông số đặc trưng cho các tính năng của đạn súng tại cùng vận tốc chạm, sử dụng vỏ đạn 7,62 × 51 mm NATO làm cơ sở.

4. Kết luận

Đưa ra mối quan hệ giữa đường kính đầu đạn đến các đặc trưng thuật phóng và một số tính năng khác của đạn súng sử dụng vỏ đạn 7,62 × 51 mm NATO làm cơ sở. Từ đó xác lập được quan hệ giữa vận tốc, áp suất, cự ly bắn và các thông số uy lực của đầu đạn.

Theo phương pháp đồng dạng, bài báo cho phép tính toán các đặc trưng thuật phóng, hiệu quả tại mục tiêu với các cỡ đạn khác nhau, dựa vào số liệu, đồ thị đường cong để thấy ưu nhược khi thay đổi đường kính đầu đạn. Các kết quả thu được góp phần cung cấp cơ sở lý thuyết phục vụ tính toán, thiết kế và đánh giá tính năng đạn súng theo hướng tối ưu hóa tầm bắn, khả năng xuyên hay xung lùi phát bắn.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Doanh, (2025). *Phương pháp nghiên cứu ảnh hưởng của cỡ đạn đến một số tính năng của đạn súng trong điều kiện thể tích buồng đốt ban đầu không thay đổi*. Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật.
2. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, (2015). *Thuật phóng trong*. HVKTQS.
3. Đỗ Văn Thọ (chủ biên), Nguyễn Đình Sại, (2003). *Thuật phóng ngoài*. HVKTQS.
4. G,A, Đanhilin, V,P, Ogorodnhicov, A,B, Davolocin (2007). *Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh*. (Người dịch: Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành), HVKTQS.
5. Trần Văn Doanh, Trần Bá Tấn, Bùi Xuân Sơn, (2021). *Thiết lập quan hệ thuật phóng trong dạng hàm số và hệ số sử dụng thể tích lòng nòng súng, pháo*. Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật.

Influence of projectile diameter on selected performance characteristics of small-arms cartridges based on the 7.62×51 mm NATO case

Abstract: *Based on the similarity model, the paper establishes relationships between several ballistic performance characteristics of cartridges using the 7.62×51 mm NATO case as the baseline and the projectile caliber. Under the condition that the maximum propellant gas pressure remains unchanged, a reduction in projectile caliber increases the specific muzzle energy and reduces the recoil impulse of the shot; however, it also leads to varying increasing or decreasing trends in certain lethality-related characteristics of the projectile. These relationships provide an important theoretical basis for the design or selection of assault rifle ammunition capable of meeting armor-penetration requirements in the current operational environment.*

Keywords: similarity model; 7.62×51 mm NATO cartridge; projectile caliber; projectile lethality.

Nghiên cứu ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đối với uy lực xuyên giáp của đạn súng 7,62 × 39 mm

Nguyễn Văn Bình[1], Trần Văn Doanh[1]

[1]Học viện kỹ thuật Quân sự

Email: nguyenbinh93uit@gmail.com; Tel:0337879986

Tóm tắt

Dựa trên phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng trong, báo cáo đưa ra mối quan hệ giữa sơ tốc đầu đạn theo áp suất khi thuốc lớn nhất có tính đến sự thay đổi mật độ nhồi và đặc trưng năng lượng của thuốc phóng. Kết quả tính toán cho cỡ đạn 7,62 × 39 mm cho thấy việc nâng cao áp suất khí thuốc lớn nhất lên tăng lên đáng kể động năng miệng nòng, từ đó nâng cao khả năng xuyên giáp của đạn. Kết quả nghiên cứu có ý nghĩa quan trọng để đề xuất phương án nâng cao uy lực xuyên giáp bằng giải pháp tăng áp cho đạn.

Từ khóa: *Thuật phóng trong, đạn 7,62 × 39 mm, áp suất khí thuốc, sơ tốc, uy lực xuyên.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống súng trường tấn công cỡ nòng 7,62 × 39 mm đã và đang là vũ khí trang bị chủ lực của quân đội nhiều nước trên thế giới, trong đó có Việt Nam. Tuy nhiên, trong bối cảnh tác chiến hiện đại sự phát triển mạnh mẽ của công nghệ vật liệu bảo vệ (áo giáp cá nhân cấp III/IV, các loại giáp gốm/composite trên xe cơ giới nhẹ) đã làm giảm đáng kể hiệu quả sát thương của loại đạn này. Yêu cầu đặt ra là phải nâng cao khả năng xuyên giáp của đạn để tăng hiệu quả sát thương mà vẫn có thể duy trì hệ thống vũ khí hiện có và đáp ứng được yêu cầu tác chiến hiện nay.

Theo [1] chiều sâu xuyên tỷ lệ thuận với động năng chạm mục tiêu, đúng hơn là phụ thuộc vào vận tốc đầu đạn. Trong bài toán thuật phóng trong, sơ tốc đầu đạn (v_0) và áp suất khí thuốc lớn nhất (p_{max}) có mối quan hệ chặt chẽ.

Trong điều kiện sự thay đổi chiều dài đầu đạn không nhiều, giữ nguyên chiều dài của nòng súng thì quãng đường chuyển động của đạn trong nòng l_d và thể tích buồng đạn W_0 là không thay đổi, khi đó giải pháp để tăng sơ tốc đầu đạn(v_0) là nâng cao áp suất khí thuốc lớn nhất (p_{max}). Tuy nhiên, việc tăng áp suất tiềm ẩn nguy cơ gây hỏng hóc trên hệ thống vũ khí cũ. Do đó, cần một phương pháp tính toán lý thuyết chính xác để khảo sát mối quan hệ "chi phí - lợi ích" giữa việc tăng áp suất và mức tăng uy lực xuyên (thông qua tăng sơ tốc).

Báo cáo này sử dụng phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng [3] để khảo sát định lượng mối quan hệ giữa áp suất và sơ tốc dưới tác động của hai yếu tố đầu vào: mật độ nhồi (Δ) và lực thuốc phóng (f), từ đó đánh giá hiệu quả lên uy lực xuyên của đạn. Trong điều kiện các thông số tính toán không đầy đủ vì vậy báo cáo sử dụng "phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng" với các hệ số ИКОПЗ để thiết lập mô hình khảo sát nhanh, chính xác và trực quan.

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình khảo sát

Để phục vụ mục đích khảo sát sự biến thiên của các đặc trưng thuật phóng (áp suất, sơ tốc) khi thay đổi các điều kiện đầu vào (loại thuốc, liều nhồi) trong điều kiện không đầy đủ thông số tính toán, phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng được xem là công cụ đơn giản.

Quá trình xảy ra trong nòng súng là một quá trình nhiệt - khí động lực học cực kỳ phức tạp, diễn ra trong thời gian rất ngắn (vài ms). Các đặc trưng cơ bản gồm:

- Áp suất khí thuốc lớn nhất (p_{max}): quyết định độ bền nòng súng.

- Sơ tốc đầu nòng (v_0): quyết định uy lực của đạn.

Hai đại lượng này phụ thuộc vào các thông số nhồi:

- Khối lượng thuốc phóng (ω).
- Lực thuốc phóng (f): Đặc trưng cho năng lượng đơn vị của thuốc.
- Thể tích buồng đốt (W_0).
- Đặc trưng hình học của hạt thuốc ($2e_1$, χ, λ…).

2.1. Hiệu chỉnh thuật phóng

Công thức hiệu chỉnh sơ tốc đầu nòng v_0 và áp suất khí thuốc lớn nhất p_{max}.

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = \sum_{i=1}^{n} l_{x_i} \frac{\partial x_i}{x_i} \tag{1}$$

$$\frac{\partial p_{max}}{p_{max}} = \sum_{i=1}^{n} m_{x_i} \frac{\partial x_i}{x_i} \tag{2}$$

Trong đó:

Các hệ số m_{x_i} và l_{x_i} được gọi là các hệ số hiệu chỉnh (các thông số x_i đặc trưng cho điều kiện nhồi).

Theo [3], lượng hiệu chỉnh của p_{max} và v_0 có thể xác định được khi ta biết các hệ số hiệu chỉnh m_{xi} và l_{xi}. Giá trị của các hệ số này thường được đưa ra dựa trên cơ sở của các kết quả bắn thực tế.

Dựa vào các số liệu của một số lớn các phát bắn tiến hành khi nghiên cứu thuốc phóng nitrôxenlulô (1985-1910) ИКОПЗ đã đưa ra các hệ số hiệu chỉnh với trọng lượng liều thuốc, bề dày cháy, thể tích buồng đốt, trọng lượng đạn, hàm lượng chất bay hơi trong thuốc phóng H% và nhiệt độ của liều thuốc theo bảng sau.

Bảng 1. Hệ số hiệu chỉnh ИКОПЗ

Các hệ số hiệu chỉnh của p_{max}	**Các hệ số hiệu chỉnh của v_0**
$m_\omega = 2$	$l_\omega = \frac{3}{4}$
$m_{e_1} = -\frac{4}{3}$	$l_{e_1} = -\frac{1}{3}$
$m_{w_0} = -\frac{4}{3}$	$l_{w_0} = -\frac{1}{3}$
$m_q = \frac{3}{4}$	$l_q = -\frac{2}{5}$
$m_h = -0,15$	$l_h = -0,04$
$m_t = 0,0036$	$l_t = 0,0011$

Hiệu chỉnh khối lượng thuốc phóng

Sử dụng biểu thức hiệu chỉnh tuyến tính các đặc trưng thuật phóng từ (1) và (2) ta có:

$$\frac{\partial p_m}{p_m} = m_\omega \frac{\partial \omega}{\omega} \tag{3}$$

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = l_\omega \frac{\partial \omega}{\omega} \tag{4}$$

Từ (3) rút ra: $\frac{\partial \omega}{\omega} = \frac{1}{m_\omega} \frac{\partial p_m}{p_m}$, thay vào (4), nhận được:

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{l_\omega}{m_\omega} \frac{\partial p_m}{p_m} \tag{5}$$

Theo ИКОПЗ [3], $m_\omega = 2$, $l_\omega = 0,75$, nên từ (5):

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{3}{8} \frac{\partial p_m}{p_m} \tag{6}$$

Hiệu chỉnh bề dày thuốc phóng

Theo [3], từ (1) và (2) ta có:

$$\frac{\partial p_m}{p_m} = m_{e1} \frac{\partial e_1}{e_1} \tag{7}$$

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = l_{e1} \frac{\partial e_1}{e_1} \tag{8}$$

Từ (7) rút ra: $\frac{\partial e_1}{e_1} = \frac{1}{m_{e1}} \frac{\partial p_m}{p_m}$, thay vào (8), nhận được:

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{l_{e1}}{m_{e1}} \frac{\partial p_m}{p_m} \tag{9}$$

2.2. Tính toán thuật phóng ngoài

Theo [2, 4], trong thuật phóng ngoài, dùng phương trình tuyến tính hóa biểu diễn mối quan hệ giữa tầm bay của đạn X, sơ tốc v_0, vận tốc tại mục tiêu v_c, với cả hệ số thuật phóng C – một đại lượng tích phân, người ta xác định lực cản không khí tác dụng vào đầu đạn:

$$C.X = D(v_c) - D(v_0) \Rightarrow D(v_c) = C.X + D(v_0) \tag{10}$$

Trong đó:

+ $D(v_c)$ và $D(v_0)$ là hàm vận tốc;

+ X là tầm bắn của đạn;

+ C là hệ số thuật phóng.

$$\text{Với: } C = \frac{i \times d^2}{q_\pi} \times 10^3$$

Đối với đầu đạn có vận tốc vượt âm, hệ số hình dạng phù hợp với quy luật Siachi còn có thể xác định theo công thức kinh nghiệm:

$$i = 1,1 - 0,343\frac{h_1}{d} + 0,042\left(\frac{h_1}{d}\right)^2$$

Hệ số hình dạng theo quy luật 1943: $i_{43} = n.i_{siachi}$

Với n là hệ số chuyển đổi phụ thuộc vào vận tốc ban đầu.

2.3. Tính toán uy lực xuyên

Theo [1] để đánh giá hiệu quả của giải pháp tăng áp suất khí thuốc đối với khả năng xuyên giáp của đạn, ta sử dụng Công thức thực nghiệm Jacob de Marre làm cơ sở lý thuyết để tính toán. Đây là mô hình toán học được sử dụng rộng rãi trong thiết kế vũ khí để xác định mối quan hệ giữa động năng đầu đạn và chiều dày giáp bị xuyên thủng.

Công thức Jacob de Marre (Gia-cốp đờ Ma)

$$v_c = k \cdot \frac{d^{0,75} \cdot b^{0,7}}{m^{0,5} \cdot \cos(\alpha)} \tag{11}$$

Trong đó:

v_c: Vận tốc chạm mục tiêu giới hạn (m/s);

d: Đường kính đầu đạn (dm);

q: Khối lượng đầu đạn (kg);

b: Chiều dày tấm giáp bị xuyên (dm);

α: Góc chạm của đạn so với pháp tuyến bia (độ);

k: Hệ số thực nghiệm.

Thiết lập tính toán chiều sâu xuyên theo vận tốc chạm.

Trong bài toán nghiên cứu cải tiến, chúng ta cần xác định chiều sâu xuyên tối đa (b) mà đầu đạn có thể đạt được tại một vận tốc chạm (v_c) cho trước. Từ công thức gốc, ta biến đổi để rút ra đại lượng b:

$$b^{0,7} = \frac{v_c \cdot m^{0,5} \cdot \cos(\alpha)}{k \cdot d^{0,75}} \tag{12}$$

Logarit hóa và biến đổi lũy thừa, ta thu được hàm phụ thuộc của chiều sâu xuyên vào vận tốc:

$$b = \left(\frac{v_c \cdot m^{0,5} \cdot \cos(\alpha)}{k \cdot d^{0,75}} \right)^{\frac{1}{0,7}}$$

Đặt $A = \left(\frac{q^{0,5} \cdot \cos(\alpha)}{k \cdot d^{0,75}} \right)^{1,43}$ ta có mối quan hệ đơn giản hóa: $b = A \cdot v_c^{1,43}$

Công thức trên chỉ ra rằng chiều sâu xuyên (b) tỷ lệ thuận với lũy thừa 1,43 của vận tốc chạm (v_c). Điều này có nghĩa là một lượng gia tăng nhỏ của vận tốc sẽ mang lại lượng gia tăng lớn hơn về chiều sâu xuyên.

Tính toán chiều sâu xuyên tại các mức áp suất khác nhau

Để khảo sát ảnh hưởng của việc tăng áp suất khí thuốc lớn nhất (p_{max}) đến chiều sâu xuyên (b), báo cáo thiết lập quy trình tính toán liên hoàn gồm 3 bước:

Bước 1: Tính toán sơ tốc đầu nòng (v_0) từ áp suất (p_{max}) sử dụng phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng trong xác định sơ tốc tương ứng với từng mức áp suất khảo sát:

Bước 2: Tính toán vận tốc chạm mục tiêu xác định vận tốc chạm tại cự ly chiến đấu (ví dụ X = 100 m):

$$D(v_c) = C.X + D(v_0)$$

Bước 3: Tính toán chiều sâu xuyên tương đối thay vì tính ra giá trị tuyệt đối (mm) phụ thuộc vào hệ số k khó xác định chính xác, ta tính tỷ lệ gia tăng xuyên so với đạn chuẩn:

$$b_{\%} = \frac{b_{moi}}{b_{chuan}} = \left(\frac{v_{c_moi}}{v_{c_chuan}} \right)^{1,43} \tag{13}$$

3. Tính toán cụ thể và khảo sát số liệu

Trong phần này, áp dụng các mô hình lý thuyết đã xây dựng ở mục 2 để tính toán cụ thể cho đạn 7,62 × 39 mm K56 bắn trên súng tiểu liên AK-47.

Để khảo sát bài toán tối ưu hóa uy lực, ta sử dụng mô hình hiệu chỉnh khối lượng thuốc phóng và bề dày cháy tăng áp suất và sơ tốc đạn.

3.1. Thông số đầu vào

Thông số Đạn K56 và Súng AK tiêu chuẩn:

Khối lượng đầu đạn (q): 7,9 g.

Đường kính đầu đạn (d): 7,62 mm.

Chiều dài mũi đầu đạn (h_1): 16,5mm

Khối lượng liều phóng: 1,6 g.

Lực thuốc phóng Pirocxilin ВУФЛ: 1,005 MJ/kg.

Áp suất khí thuốc lớn nhất trung bình: 2800 kG/cm²;

Sơ tốc đầu nòng: 715 m/s;

Giới hạn an toàn sử dụng (theo C.I.P): 3100 bar;

Cự ly bắn: 100 m.

3.2. Tính toán các phương án cụ thể

Bảng 2. Tỷ lệ tăng áp cụ thể cho từng phương án

Thông số	Đơn vị	PA 0	PA 1	PA 2	PA 3
Áp suất pmax	kG/cm²	2800	2940	3010	3080
Tỷ lệ tăng áp	%	0	5	7,5	10

3.2.1. Hiệu chỉnh khối lượng thuốc phóng

- PA 1: Lượng hiệu chỉnh tăng áp suất 5 %:

Ta có: $\partial p_m = p_{m_moi} - p_m = 2940 - 2800 = 140$

Từ công thức (6): $\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{3}{8}\frac{\partial p_m}{p_m}$

$$\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{3}{8}\frac{140}{2800} = 0,01875 \Rightarrow \partial v_0 = v_0.0,01875 = 715.0,01875 = 13,41$$

Từ đó ta tính được: $v_{0_moi} = \partial v_0 + v_0 = 13,41 + 715 = 728,41 (\text{m/s})$

Xác định vận tốc chạm ở cự ly 100 m:

Tính toán v_c với v_0 = 715 (m/s)

Vận tốc chạm được xác định bằng công thức (10):

$$C.X = D(v_c) - D(v_0) \Rightarrow D(v_c) = C.X + D(v_0)$$

Trong đó: $C = \frac{i \times d^2}{q_\pi} \times 10^3$

Đối với đầu đạn có vận tốc vượt âm ta xác định hệ số hình dạng từ công thức

$$\text{(Theo Siachi): } i = 1{,}1 - 0{,}343\frac{h_1}{d} + 0{,}042\left(\frac{h_1}{d}\right)^2$$

$$\text{Suy ra: } i = 1{,}1 - 0{,}343\frac{16{,}5}{7{,}62} + 0{,}042\left(\frac{16{,}5}{7{,}62}\right)^2 = 0{,}55$$

$$\text{Theo quy luật năm 1943: } i_{43} = \frac{0{,}55}{0{,}50} = 1{,}1$$

$$\text{Hệ số phóng C: } C = \frac{1{,}1\times 7{,}62^2\times 10^{-6}}{7{,}9\times 10^{-3}}\times 10^3 = 8{,}1$$

Theo [2] phụ lục 1, Với $v_0 = 715$ (m/s) => $D(v_0) = 8050$

$$C.X = D(v_c) - D(v_0) \Rightarrow D(v_c) = C.X + D(v_0)$$

$$\Rightarrow D(v_c) = 8{,}1.100 + 8050 = 8860$$

$$\text{Với } D(v_c) = 8860 \Rightarrow v_c = 632{,}12 \text{ (m/s)}$$

Tương tự ta tính toán cho $v_{0_moi} = 728{,}41$ (m/s)

Theo [2] phụ lục 1, Với $v_{0_moi} = 728{,}41$ m/s => $D(v_{0_moi}) = 7920$

$$C.X = D(v_c) - D(v_{0_moi}) \Rightarrow D(v_c) = C.X + D(v_{0_moi})$$

$$\Rightarrow D(vc) = 8{,}1.100 + 7920 = 8730$$

$$\text{Với } D(v_{c_moi}) = 8710 \Rightarrow v_{c_moi} = 644{,}93 \text{ (m/s)}$$

Tính toán tỷ lệ tăng chiều sâu xuyên tương đối:

$$b_{\%} = \frac{b_{moi}}{b} = \left(\frac{v_{c_moi}}{v_c}\right)^{1{,}43} = \left(\frac{644{,}93}{632.12}\right)^{1{,}43} = 1{,}029\%$$

Bảng 3. Kết quả tính toán cho từng phương án khi hiệu chỉnh khối lượng thuốc phóng

Thông số	**Đơn vị**	**PA 0**	**PA 1**	**PA 2**	**PA 3**
Áp suất p_m	kG/cm²	2800	2940	3010	3080
Tỷ lệ tăng áp	%	0	5	7,5	10
∂p_m	kG/cm²	0	140	210	280
∂v_0	m/s	0	13,41	19,15	24,94
Sơ tốc v_0	m/s	715	728,41	734,15	739,94
Vận tốc chạm cự ly 100m v_c	m/s	632,12	644,93	650,9	655,9

Tỷ lệ tăng chiều sâu xuyên b%	%	1	1,029	1,043	1,054

3.2.2. Hiệu chỉnh bề dày thuốc phóng

Từ công thức (9) ta có $\frac{\partial v_0}{v_0} = \frac{l_{e1}}{m_{e1}} \frac{\partial p_m}{p_m} = \frac{1}{4} \frac{\partial p_m}{p_m}$

Tính toán tương tự như khi thay đổi khối lượng thuốc phóng ta được kết quả.

Bảng 4. Kết quả tính toán cho từng phương án khi hiệu chỉnh bề dày cháy thuốc phóng

Thông số	**Đơn vị**	**PA 0**	**PA 1**	**PA 2**	**PA 3**
Áp suất p_m	kG/cm²	2800	2940	3010	3080
Tỷ lệ tăng áp	%	0	5	7,5	10
∂p_m	kG/cm²	0	140	210	280
∂v_0	m/s	0	8,94	12,77	16,63
Sơ tốc v_0	m/s	715	723,94	727,77	731,63
Vận tốc chạm cự ly 100m v_c	m/s	632,12	640,97	643,94	647,9
Tỷ lệ tăng chiều sâu xuyên b%	%	1	1,020	1,027	1,036



Hình 1. Mức tăng chiều sâu xuyên theo các phương án

Nhìn vào đồ thị tương quan, ta thấy mối quan hệ đồng biến giữa áp suất khí thuốc và chiều sâu xuyên là dạng tuyến tính (hơi cong nhẹ theo hàm mũ). Trong đó, đường cong biểu diễn phương án tăng khối lượng thuốc phóng (đường số 1) có độ dốc lớn hơn hẳn so với phương án thay đổi bề dày cháy (đường số 2). Điều này cho thấy rằng ở cùng một "chi phí" để đạt mức áp suất (ví dụ cùng chịu mức 3080 kG/cm²), thì việc chúng ta tác động vào khối lượng thuốc phóng sẽ đem lại "lợi nhuận" lớn hơn (tăng 5,4 % so với 3,6 %).

4. Kết luận

Qua quá trình nghiên cứu lý thuyết, khảo sát và tính toán cho đạn 7,62 × 39 mm K56 bắn trên súng AK dựa trên phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng, báo cáo rút ra các kết luận chính như sau.

Dựa trên sự thay đổi chiều dài đầu đạn không nhiều, giữ nguyên chiều dài của nòng súng thì quãng đường chuyển động của đạn trong nòng l_d và thể tích buồng đạn W_0 là không thay đổi, báo cáo này sử dụng phương pháp hiệu chỉnh thuật phóng với các hệ số ИКОПЗ để thiết lập mô hình khảo sát nhanh để khảo sát định lượng mối quan hệ giữa áp suất và sơ tốc.

Báo cáo đã khẳng định mối liên hệ chặt chẽ giữa các điều kiện nhồi (khối lượng thuốc phóng, lực thuốc phóng) với các đặc trưng thuật phóng (p_m, v_0) và uy lực xuyên (b). Kết quả khảo sát hiệu chỉnh khối lượng thuốc phóng và bề dày cháy đã chỉ ra rằng việc tăng áp suất sẽ tăng sơ tốc đầu nòng và chiều sâu xuyên sẽ tăng lên.

Kết quả tính toán khi hiệu chỉnh dựa trên khối lượng thuốc phóng và bề dày cháy cho từng phương án như sau.

Phương án 0: Là trạng thái ban đầu của đạn 7,62 x 39 mm K56, dùng để làm mốc so sánh với các phương án (100 %).

Thông số: Áp suất khí thuốc lớn nhất: $P_{\max_PA0} = 2800$ kG/cm². Sơ tốc: v_0 = 715 m/s. Tỷ lệ chiều sâu xuyên: 100 %.

Phương án 1: Tăng 5 % áp suất, lúc này ta thực hiện tăng nhẹ lượng thuốc phóng để đẩy áp suất lên.

Thông số:

Áp suất mới: $P_{\max_PA1} = 2800 \times 1,05 = 2940$ kG/cm². Sơ tốc: v_0 = 715 m/s

Mô hình 1 (Tăng khối lượng thuốc): Sơ tốc đạt: v_0 = 728,41 m/s, chiều sâu xuyên tăng thêm 2,9 %.

Mô hình 2 (Thay đổi bề dày cháy): Sơ tốc đạt: v_0 = 723,94 m/s, chiều sâu xuyên chỉ tăng thêm 2,0 %.

Phương án 2: Tăng 7,5 % áp suất, mức tăng áp suất trung bình.

Thông số:

Áp suất mới: $P_{\max_PA2} = 2800 \times 1,075 = 3010$ kG/cm²

Mô hình 1 (Tăng khối lượng thuốc): Sơ tốc đạt: v_0 = 734,15 m/s, Chiều sâu xuyên tăng thêm 4,3 %.

Mô hình 2 (Thay đổi bề dày cháy): Sơ tốc đạt: v_0 = 727,77 m/s, Chiều sâu xuyên tăng thêm 2,7 %.

Phương án 3: Tăng 10 % áp suất**,** đây là mức tăng cao trong giới hạn an toàn của súng bộ binh (gần đạt mức giới hạn an toàn là 3100 bar). Mức này cho uy lực cao nhất nhưng sẽ làm giảm tuổi thọ nòng súng.

Thông số:

Áp suất mới: $P_{\max_PA3} = 2800 \times 1,10 = 3080$ kG/cm²

Mô hình 1 (Tăng khối lượng thuốc): Sơ tốc đạt: v_0 = 739,94 m/s, Chiều sâu xuyên tăng thêm 5,4 %.

Mô hình 2 (Thay đổi bề dày cháy): Sơ tốc đạt: v_0 = 731,63 m/s, Chiều sâu xuyên tăng thêm 3,6 %.

Các kết quả cho thấy việc tăng áp suất lớn nhất sẽ dẫn đến tăng sơ tốc đầu nòng và tăng khả năng xuyên cho đạn đáng kể và nó cũng thể hiện rằng việc tăng áp suất lớn nhất bằng cách tăng thuốc phóng sẽ có lợi hơn về sơ tốc so với việc giảm bề dày cháy thuốc phóng.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, (2007). *Uy lực đạn*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành, (2007). "*Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh*". Học viện kỹ thuật quân sự..

3. Nguyễn Xuân Trình, (2015). *Thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

4. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại, (2003). *Thuật phóng ngoài*. Học viện kỹ thuật quân sự.

A Study on the Effect of Chamber Pressure on the Armor Penetration Capability of the 7,62 × 39 mm Cartridge

Abstract: *Based on the modified interior ballistics method, this paper establishes the relationship between muzzle velocity and peak chamber pressure, taking into account variations in loading density and the energetic characteristics of the propellant. Computational results for the 7,62 × 39 mm cartridge indicate that increasing the peak chamber pressure significantly raises the muzzle kinetic energy, thereby enhancing the armor penetration capability of the projectile. The research findings are of critical importance for proposing methods to improve penetration lethality through pressure-boosting solutions for the ammunition.*

Keywords: Interior ballistics, 7,62 × 39 mm cartridge, chamber pressure, muzzle velocity, penetration power.

Nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến quá trình xuyên của đầu đạn xuyên giáp 7,62x25 mm bằng phương pháp mô phỏng số

Đoàn Công Minh[1], Lê Hoàng Tuyến[1],
Nguyễn Quang Dũng[2], Đỗ Văn Minh[2], Bùi Xuân Sơn[2]
[1] Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự; [2] Khoa vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự
Email:congminh30092003@gmail.com; Tel: 0835406985

Tóm tắt

Bài báo trình bày ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng xuyên cho đạn súng ngắn K51 - XG, so sánh với đạn K22 - XG trong cùng một điều kiện góc chạm. Sử dụng phần mềm Ansys Autodyn mô phỏng quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép dày 6 mm trong những góc chạm khác nhau, qua đó đưa ra những kết luận về ảnh hưởng của điều kiện va chạm đối với khả năng xuyên thép. Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở để thiết kế, chế tạo mẫu đạn xuyên giáp với khả năng xuyên tốt hơn mẫu đạn hiện có trong trang bị.

Từ khóa: *Đạn K51 - XG; đạn K22 - XG; xuyên thép.*

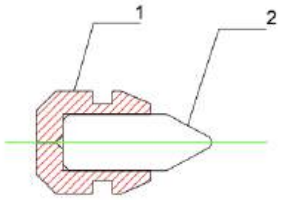
1. Đặt vấn đề

Đạn K51 - XG là tên gọi chung đối với đạn súng ngắn được sản xuất, chế tạo trên cơ sở đạn nguyên bản 7,62 × 25 mm Tokarev ở trong nước và các biến thể của nguyên bản này từ các quốc gia khác được nhập vào Việt Nam.

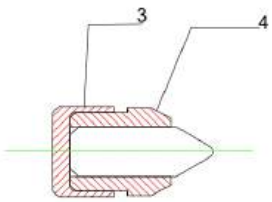
Trên cơ sở đó đặt ra yêu cầu cần phải cải tiến nâng cao uy lực xuyên cho các loại đạn cũ trong trang bị. Hiện nay, có nhiều giải pháp để tăng uy lực xuyên như: tăng sơ tốc đầu đạn, tăng khối lượng đầu đạn để tăng động năng, sử dụng lõi xuyên có độ cứng cao, hay tăng hệ số tải trọng ngang của đầu đạn, sử dụng thuốc phóng mới, tăng mật độ nhồi, ngoài ra có thể sử dụng đạn có kết cấu mới như: đạn nhỏ hơn cỡ, đạn thoát vỏ, ... [4,5]. Trong phạm vi của bài báo, các tác giả nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đối với khả năng xuyên của đầu đạn xuyên giáp 7,62 × 25 mm. Nội dung bài báo trình bày về kết cấu của đầu đạn, xây dựng mô hình tính toán và mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn 7,62 × 25 mm khi thay đổi góc chạm.

2. Kết cấu đầu đạn khảo sát

2.1. Mô hình vật lý



Hình 1a. Cấu tạo đầu đạn K51 - XG



Hình 1b. Cấu tạo đầu đạn K22 - XG

1-Lõi xuyên; 2- Thân vỏ ; 3 – Cốc đồng ; 4 – Áo nhôm

Kết cấu của đạn 7,62x25 mm có dạng như hình 1 bao gồm: thân vỏ và lõi xuyên (hay phần tích cực). Giữa phần thân vỏ và lõi xuyên được quét một lớp keo Epoxy (quét theo chu vi phần trụ). Khi đạn chuyển động ra khỏi nòng, cả phần thân vỏ và lõi xuyên bay đến mục tiêu. Khi chạm mục tiêu (bản thép), lõi xuyên là phần tích cực để thực hiện tác dụng xuyên vào bản thép, phần thân vỏ truyền một phần động năng của nó cho lõi xuyên giúp tăng khả xuyên cho đầu đạn.

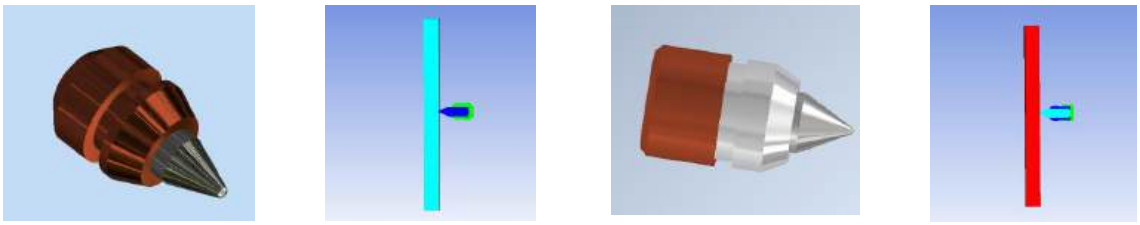
Đối với đầu đạn K22 - XG được thiết kế với phần cốc đồng đóng vai trò như một đai dẫn, tạo cho đầu đạn một tốc độ quay xác định. Phần áo nhôm nhẹ đóng vai trò đảm bảo khối lượng đầu đạn trong quá trình bay. Phần lõi xuyên làm bằng vật liệu cacbit vonfram giúp tăng khả năng xuyên thép.

2.2. Các giả thiết tính toán

- Mật độ vật liệu đồng nhất trên mỗi chi tiết của đầu đạn.
- Chiều dài của lõi xuyên và đầu đạn là không đổi.

3. Mô phỏng tác dụng xuyên thép

3.1. Mô hình bài toán mô phỏng tác dụng xuyên thép



Hình 2. Mô hình khảo sát

Với đầu đạn K51 - XG, khối lượng đầu đạn và vận tốc chạm được giữ không đổi lần lượt là 3,628 g và 478,95 m/s. Góc chạm được thay đổi trong các giá trị 0°, 15°, 30°, 45° và 60° để khảo sát ảnh hưởng đến khả năng xuyên, trong khi bề dày bản thép được giữ cố định ở 6 mm. Tương tự, đối với đầu đạn K22 - XG, khối lượng và vận tốc chạm được giữ không đổi lần lượt là 3,189 g và 497,6 m/s. Góc chạm được xét trong cùng các giá trị từ 0° đến 60°, với bề dày bản thép không đổi là 6 mm.

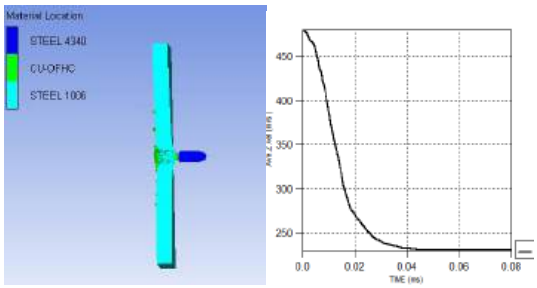
Bảng 1. Thông số vật liệu của mô hình khảo sát

Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên (Thép 4340)	Thân vỏ (Đồng OFHC)	Bản thép (Thép 1006)	Lõi xuyên (Cacbit vonfram)
Phương trình trạng thái: Shock					
Khối lượng riêng, ρ	kg/m^3	7850	8960	7896	14500
Hệ số Gruneisen, Γ		1,93	2,02	2,17	1.05
Tham số C1	m/s		3940	4569	4029
Tham số S1			1,489	1,49	1.237
Nhiệt dung riêng	J/kgK		383	452	250
Mô hình bền Jonh Cook					
Mô đun cắt	MPa			81800	
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa	1900		230	3000
Hệ số hóa cứng, B	Mpa	1100		180	89000
Số mũ hóa cứng, n		0,065		0,36	0,73
Hệ số tốc độ biến dạng, C		0,05		0,022	0
Số mũ mềm nhiệt, m		1		1,0	1
Mô hình bền Steinberg Guinan					2770
Mô đun cắt	MPa		47700		
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa		120		
Ứng suất chảy lớn nhất	MPa		640		
Hệ số hóa cứng B	Mpa		36		0.75
Số mũ hóa cứng, n			0,45		

Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên (Thép 4340)	Thân vỏ (Đồng OFHC)	Bản thép (Thép 1006)	Lõi xuyên (Cacbit vonfram)
Nhiệt độ nóng chảy, T_{nc}	^oC	1519,9	1516,9	1537,9	
Phá hủy biến dạng chính					
Biến dạng chính lớn nhất		0,15	0,3	0,2	
Xói mòn					
Biến dạng hình học			0,35	0,24	

3.2. Kết quả mô phỏng

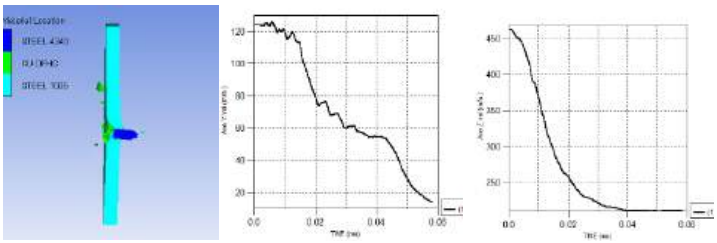
Thực hiện mô phỏng số quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép. Giả thiết bỏ qua chuyển động quay của đầu đạn khi va chạm. Do tính đối xứng của mô hình khảo sát nên để giảm thời gian mô phỏng, tác giả tiến hành cắt bổ và mô phỏng với 1/2 mô hình ban đầu. Điều kiện biên các là các mặt biên xung quanh bản thép được giữ cố định. Kết quả mô phỏng được thể hiện như các hình 3 - hình 12.



Hình 3. Kết quả mô phỏng đầu đạn K51 - XG với góc chạm 0^0

Khi đầu đạn va chạm vuông góc với bản thép, quá trình xuyên diễn ra theo phương thẳng đứng với quỹ đạo ổn định. Ngay sau khi tiếp xúc, vận tốc đầu đạn giảm nhanh do chịu lực cản lớn từ vật liệu mục tiêu. Trong suốt quá trình xuyên, đầu đạn duy trì hướng chuyển động ban đầu, đồng thời gây biến dạng dẻo cục bộ và tạo lỗ xuyên tương đối đối xứng trên bản thép.

Đường cong vận tốc theo thời gian cho thấy vận tốc giảm mạnh ở giai đoạn đầu va chạm, sau đó tốc độ suy giảm chậm dần khi đầu đạn tiến sâu vào vật liệu. Sau khi xuyên qua bản thép, vận tốc đầu đạn không thay đổi.

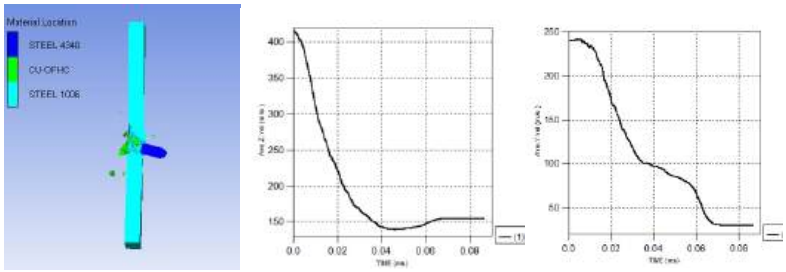


Hình 4.. Kết quả mô phỏng đầu đạn K51 - XG với góc chạm 15^0

Quỹ đạo chuyển động vẫn tương đối ổn định và quá trình xuyên vẫn chiếm ưu thế, nhưng đã xuất hiện dấu hiệu lệch nhẹ so với phương ban đầu.

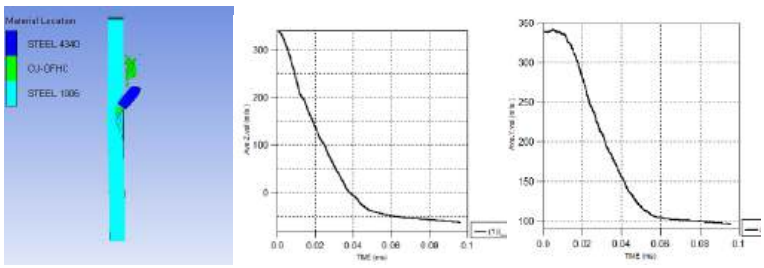
Lỗ xuyên không còn hoàn toàn đối xứng như ở góc 0°, cho thấy sự thay đổi bước đầu trong cơ chế tương tác. Đường cong vận tốc vẫn thể hiện xu hướng giảm mạnh ở giai đoạn đầu,

tương tự trường hợp vuông góc, nhưng bắt đầu xuất hiện sự khác biệt nhỏ ở giai đoạn sau khi tốc độ suy giảm chậm hơn.



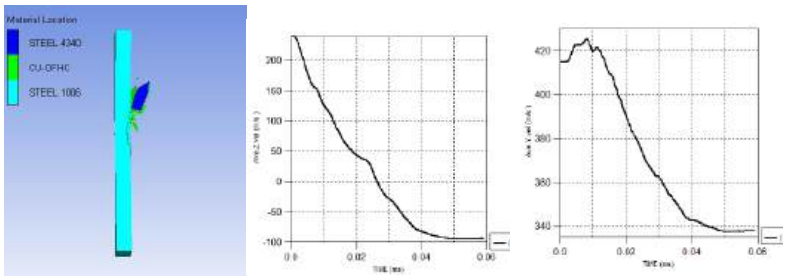
Hình 5. Kết quả mô phỏng đầu đạn K51 - XG với góc chạm 30^0

So với trường hợp va chạm ở góc 0^0, ở góc 30° đầu đạn bắt đầu xuất hiện xu hướng lệch quỹ đạo rõ rệt. Quá trình xuyên không còn duy trì tính đối xứng, lỗ xuyên có xu hướng kéo dài theo phương xiên. Mức suy giảm vận tốc vẫn lớn trong giai đoạn đầu, tuy nhiên quá trình giảm sau đó diễn ra chậm hơn



Hình 6. Kết quả mô phỏng đầu đạn K51 - XG với góc chạm 45^0

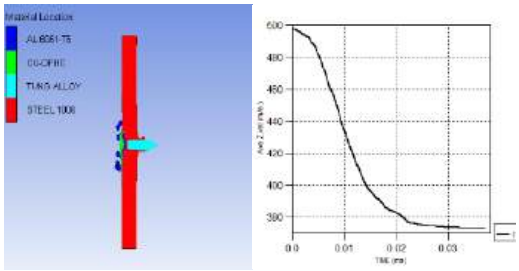
Khi tăng góc chạm lên 45°, hiện tượng lệch hướng trở nên rõ rệt hơn so với các trường hợp trước, dẫn đến hiện tượng thia lia, đầu đạn có xu hướng trượt trên bề mặt bản thép và tạo với bản thép một góc khoảng 45^0.



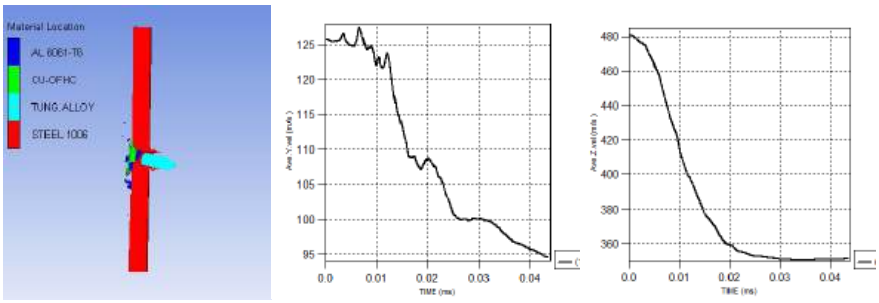
Hình 7. Kết quả mô phỏng đầu đạn K51 - XG với góc chạm 60^0

Khi góc chạm tăng lên 60°, vẫn xảy ra hiện tượng thia lia như trường hợp trước nhưng diễn ra nhanh hơn , đầu đạn có xu hướng trượt trên bề mặt bản thép và tạo với bản thép một góc khoảng 30^0.

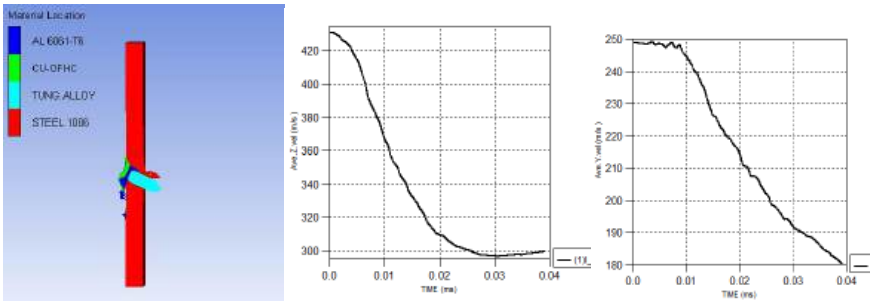
Tương tự, kết quả mô phỏng đạn K22 - XG được thể hiện như các hình



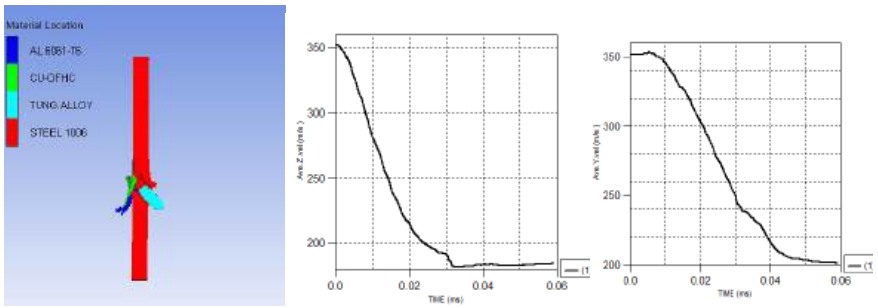
Hình 8. Kết quả mô phỏng đạn K22 - XG với góc chạm 0^0



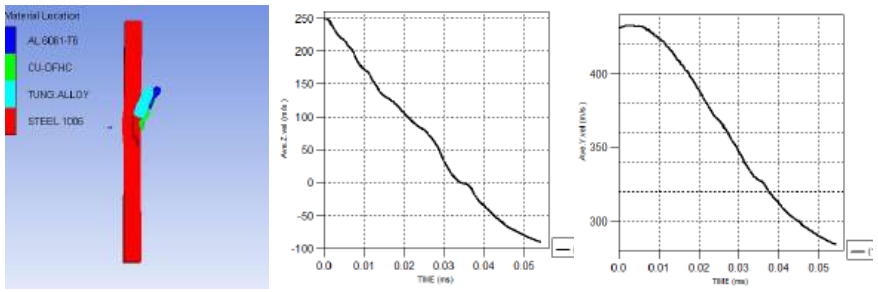
Hình 9. Kết quả mô phỏng đạn K22 - XG với góc chạm 15^0



Hình 10. Kết quả mô phỏng đạn K22 - XG với góc chạm 30^0



Hình 11. Kết quả mô phỏng đạn K22 - XG với góc chạm 45^0



Hình 12. Kết quả mô phỏng đạn K22 - XG với góc chạm 60^0

Nhìn chung, trong các trường hợp góc chạm từ 0° đến 30° và tại 60°, hai loại đạn K51 -XG và K22 - XG có xu hướng biến đổi tương đối tương đồng về cơ chế tương tác, bao gồm sự suy giảm vận tốc, mức độ xuyên và sự xuất hiện của hiện tượng trượt khi góc chạm tăng. Tuy nhiên, tại góc chạm 45°, sự khác biệt giữa hai loại đạn trở nên rõ rệt nhất và mang tính đặc trưng.

Cụ thể, ở góc 45°, đạn K51 - XG không xuyên được bản thép mục tiêu, xảy ra hiện tượng thia lia. Ngược lại, ở cùng góc chạm này, đạn K22 - XG vẫn duy trì được khả năng xuyên đối với bản thép mục tiêu, thể hiện qua việc vận tốc tiếp tục suy giảm sau giai đoạn va chạm ban đầu.

3.3.So sánh tổng hợp hai loại đạn K51-XG và K22-XG

Qua các kết quả mô phỏng ở nhiều góc chạm khác nhau, có thể nhận thấy sự khác biệt rõ rệt về đặc tính xuyên và tiêu hao năng lượng giữa hai loại đạn K51 - XG và K22 - XG:

Nhìn chung, trong các góc chạm nhỏ (0° – 30°) và góc lớn (60°), hai loại đạn K51 - XG và K22 - XG thể hiện xu hướng về sự suy giảm vận tốc và cơ chế tương tác. Tuy nhiên, sự khác biệt cơ bản giữa hai loại đạn bộc lộ rõ nhất tại góc chạm 45°, cho thấy sự ổn định và khả năng xuyên của đầu đạn K22-XG tốt hơn đầu đạn K51 - XG

Cụ thể, tại góc 45°, đạn K51 - XG không còn khả năng xuyên, mà xáy ra hiện tượng thia lia. Sau va chạm ban đầu, vận tốc của đầu đạn không suy giảm đáng kể, cho thấy năng lượng không được tiêu hao vào quá trình phá hủy vật liệu mà chủ yếu chuyển thành chuyển động lệch hướng.

Ngược lại, đạn K22 - XG tại cùng góc chạm vẫn duy trì được khả năng xuyên. Mặc dù có xuất hiện trượt, nhưng cơ chế xuyên vẫn đóng vai trò chính, cho thấy đầu đạn có khả năng xuyên mục tiêu tốt hơn trong điều kiện góc chạm lớn

4. Kết luận

Nội dung của bài báo đã tiến hành phân tích, đánh giá uy lực xuyên của hai loại đầu đạn bắn trên súng K54 bằng phương pháp mô phỏng số. Khảo sát ảnh hưởng của điều kiện va chạm cụ thể là góc chạm đến uy lực của đạn. Kết quả khảo sát cho thấy, góc chạm có ảnh hưởng rõ rệt đến khả năng xuyên của cả hai loại đầu đạn K51 - XG và K22 - XG, với xu hướng góc càng tăng thì khả năng xuyên càng giảm. Ở góc nhỏ, cả hai loại đạn đều xuyên ổn định; tuy nhiên tại góc chạm 45°, đầu đạn K22 - XG vẫn duy trì được khả năng xuyên, trong khi K51 - XG đã mất khả năng xuyên và chuyển sang hiện tượng "thia lia". Ở góc lớn, cả hai hầu như không còn xuyên mà chủ yếu bị bật lệch, cho thấy K22 - XG duy trì hiệu quả xuyên tốt hơn trong các góc chạm khác nhau. Kết quả mô phỏng hoàn toàn có thể được áp dụng cho việc phát triển thêm về khả năng ứng dụng phần mềm mô phỏng Ansys Autodyn rộng rãi và là cơ sở để nghiên cứu, thiết kế, đề xuất các giải pháp nâng cao uy lực cho đạn trong trang bị, cũng như thiết kế, chế tạo các mẫu đạn mới ứng dụng cho quân đội.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2005), *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Công (2023), *Nghiên cứu một số phương án kết cấu cho đầu đạn xuyên thoát vỏ cỡ 7,62x25 mm*, Luận văn thạc sĩ, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Bùi Xuân Sơn (2023) , *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, Nxb QĐND, Hà Nội.
4. Đỗ Văn Minh (2025), Báo cáo tổng hợp đề tài " *Nghiên cứu thiết kế chế tạo đạn xuyên giáp 7,625x25 mm bắn trên súng K54*", Học viện Kỹ thuật quân sự.
5. Phạm Đức Hùng (2025), Báo cáo tổng hợp đề tài " *Nghiên cứu thiết kế chế tạo súng ngắn và đạn xuyên giáp cỡ 7,625x25 mm*", Học viện Kỹ thuật quân sự.
6. A. Catovic, *Comparison of Penetration Capability of Several Contemporary 5,56x45 mm Projectiles into Hard Target.*

Researching on The influence of impact angle on the penetration process of a 7.62 × 25 mm armor-piercing projectile using numerical simulation methods.

Abstract: *This article presents the influence of impact angle on the penetration capability of the K51 - XG pistol projectile, in comparison with the K22 - XG projectile under the same impact angle conditions. The Ansys Autodyn software is used to simulate the penetration process of the projectile into a 6 mm thick steel plate at various impact angles, thereby providing conclusions on the effect of impact conditions on steel penetration performance. The research results serve as a basis for the design and development of armor-piercing projectiles with improved penetration capability compared to existing models in service.*

Keywords: K51 - XG; K22 - XG; steel penetration.

Nghiên cứu, đề xuất nguyên lý thiết kế thiết bị tháo (đẩy) khối cs ra khỏi lòng đạn

Trương Đức Thắng*, Nguyễn Hoàng Hải, Đỗ Xuân Tươi

Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: Linhphongkhong1990@gmail.com; Tel: 0365377638*

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu, thiết kế thiết bị tháo khối chất độc CS (Ochlorobenzylidenemalononitril) ra khỏi lòng đạn bằng phương pháp sử dụng lực ép cơ học thay thế lực đẩy của thuốc phóng. Từ việc phân tích kết cấu một số loại đạn CS hiện có, xây dựng mô hình tính toán cơ học nhằm xác định lực ép cần thiết để phá vỡ các chốt liên kết giữa nắp đáy và thân đầu đạn. Kết quả cho thấy lực ép thiết kế khoảng 43 kN, bảo đảm quá trình tháo diễn ra an toàn. Trên cơ sở đó, thiết bị sử dụng hệ thống ép thủy lực đã được Binh chủng Hóa học chế tạo, nghiệm thu và đưa vào sử dụng, đáp ứng yêu cầu kỹ thuật và phát huy hiệu quả trong thực tiễn xử lý đạn CS tại đơn vị.

***Từ khóa**: Đạn CS; thiết bị tháo đạn; máy ép thủy lực; xử lý đạn CS.*

1. Đặt vấn đề

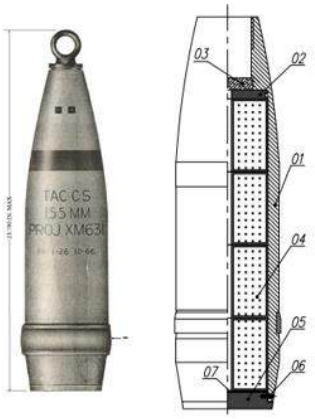
Đạn CS là loại đạn đặc chủng, tiềm ẩn nhiều nguy cơ mất an toàn trong quá trình xử lý do chứa chất kích thích mạnh và dễ phát tán ra môi trường. Thực tế hiện nay, việc tháo gỡ chủ yếu thực hiện thủ công nên khó kiểm soát lực tác động, dễ gây va đập, ma sát dẫn đến làm biến dạng kết cấu hoặc vỡ hộp chứa CS, dẫn đến phát tán chất độc, ảnh hưởng trực tiếp đến sức khỏe con người. Bên cạnh đó, tình trạng lão hóa, ăn mòn của đạn sau thời gian dài bảo quản làm tăng nguy cơ sự cố bất ngờ trong quá trình thao tác. Ngoài ra, các yếu tố như phát sinh nhiệt, ô nhiễm hóa học và sự phụ thuộc vào kinh nghiệm người thao tác cũng làm giảm độ an toàn và tính ổn định của quá trình xử lý. Các nguy cơ này có thể xảy ra đồng thời, làm gia tăng mức độ rủi ro tổng thể.

Từ những phân tích trên có thể khẳng định rằng, việc nghiên cứu, thiết kế và chế tạo thiết bị đặc chủng tháo đạn CS là yêu cầu cấp thiết, có ý nghĩa khoa học và thực tiễn rõ rệt.

2. Cơ sở nghiên cứu và mô hình bài toán

2.1. Đặc điểm kết cấu đạn CS liên quan đến nguyên lý

Khảo sát thực tế các loại đạn dược chứa chất độc CS hiện đang xử lý tại đơn vị (đạn pháo 155 mm CS, 105 mm CS và đạn cối 106,7 mm CS) cho thấy tuy khác nhau về kích thước nhưng có cấu trúc bên trong tương đối tương đồng. Các khối CS được chứa trong các hộp kim loại dạng trụ, xếp chồng nối tiếp theo phương dọc trục thân đạn, có độ bền cơ học cao và bị giữ chặt trong lòng thân đạn bởi nắp đáy. Nắp đáy đầu đạn liên kết với thân đầu đạn bằng các chốt kim loại bố trí đối xứng quanh chu vi. Vì vậy, khi tạo được lực ép dọc trục đủ lớn để cắt đứt các chốt này, toàn bộ khối CS có thể được đẩy ra ngoài theo phương dọc trục thân đạn.



Hình 1. Đầu đạn pháo 155 mm CS

1. Vỏ đầu đạn, 2. Tấm đệm, 3. Liều thuốc đẩy,

4. Hộp sắt chứa CS, 5. Ốc đáy, 6. Chốt liên kết, 7. Đệm bịt kín

2.2. Mô hình và giả thiết bài toán

Bài toán được mô hình hóa bài toán với các giả thiết sau:

- Các chốt liên kết làm việc trong trạng thái cắt đơn.

- Lực nén ép từ máy ép thủy lực tác dụng theo trục dọc thân đạn, truyền đều qua các bộ phận trung gian và phân bố đều lên các chốt liên kết.

- Các chốt liên kết có kích thước, vật liệu đồng nhất, bố trí đối xứng quanh chu vi đáy đầu đạn (120°).

- Ứng suất cắt trong chốt liên kết được giả thiết phân bố đều trên tiết diện cắt.

- Thân đạn, các khối CS và các chi tiết bên trong được giả thiết làm việc trong miền đàn hồi, không xét đến ảnh hưởng của dao động và tải trọng động.

2.3. Cơ sở tính toán và xác định lực cắt chốt liên kết, lực thiết kế

2.3.1. Thông số dữ liệu đầu vào và giả thiết tính toán

Đối tượng tính toán là đầu đạn pháo 155 mm CS. Các chốt liên kết giữa nắp đáy và thân đầu đạn được giả thiết làm việc trong trạng thái cắt đơn. Lực ép từ xi lanh thủy lực tác dụng dọc trục thân đạn, phân bố đều lên các chốt liên kết. Vật liệu chốt liên kết là thép C45 với giới hạn bền cho phép lấy $[\tau] \approx 300$ MPa. Hệ số an toàn thiết kế chọn $K_{at} = 1,5$.

Các thông số chính dùng cho tính toán gồm: Đường kính chốt d = 6,35 mm; số lượng chốt n = 3. Hộp CS hình trụ bằng nhôm kỹ thuật với giới hạn bền cho phép lấy $[\tau] \approx 150$ MPa, đường kính ngoài (D_{cs}) = 130 mm, đường kính trong (d_{cs}) = 125 mm, mô đun đàn hồi của nhôm (E) = 70.10^9 MPa. Độ lệch tâm tối đa cho phép khi ép (e) = 1 mm.

2.3.2. Tính toán lực cắt chốt, lực thiết kế

- Diện tích tiết diện cắt của một chốt:

$$A = \frac{\pi d^2}{4} = \frac{3,14 \times (6,35 \times 10^{-3})^2}{4} = 3,17 \times 10^{-5}\ m^2$$

- Lực cắt tới hạn của một chốt:

$$P_1 = [\tau] \times A = 300 \times 10^6 \times 3,17 \times 10^{-5} = 9,51 \times 10^{-3}\ N$$

Hay $P_1 \approx 9,51$ kN

- Lực cắt cho cả 3 chốt: $F_{cắt} = 3 \times P_1 = 3 \times 9,51 = 28,53$ kN

Xét đến hệ số an toàn thiết kế, lực ép dọc trục cần thiết được xác định:

$$F_{tk} = k_{at} \times F_{cắt} = 1,5 \times 28,53 = 42,8 \text{ kN}$$

Hay lực thiết kế: $F_{tk} \approx 43$ kN

Giá trị lực thiết kế này được sử dụng làm cơ sở lựa chọn công suất và thông số làm việc của máy ép thủy lực.

2.3.3. Kiểm tra điều kiện bền, ổn định

a) Kiểm tra chống lệch tâm

Mômen và ứng suất uốn có thể phát sinh do sai số gá đặt và chế tạo, trục lực có thể lệch trục tâm đạn một khoảng lệch tâm (e) gây ra.

+ Mômen uốn do lệch tâm:

$$M = F_{tk} \times e = 43.000 \times 0,001 = 43 \text{ Nm}$$

+ Mômen chống uốn:

$$W = \frac{\pi \times D^3}{32} = \frac{3,14 \times 0,155^3}{32} \approx 3,65 \times 10^{-4}\ m^3$$

+ Ứng suất uốn:

$$\sigma_u = \frac{M}{W} = \frac{43 \times 10^3}{3,65 \times 10^{-4}} \approx 0,12\ MPa$$

+ Ứng suất nén dọc trục:

$$\sigma_n = \frac{F_{tk}}{A} = \frac{43 \times 10^3}{1,89 \times 10^{-2}} \approx 2,3\ MPa$$

Trong đó: A là diện tích tiết diện mặt cắt thân đạn

$$A = \frac{\pi \times D^2}{4} = \frac{3,14 \times 0,155^2}{4} \approx 1,89 \times 10^{-2}\ m^2$$

Nhận thấy, $\sigma_u << \sigma_n$ và $\sigma_u << [\sigma] = 350$ MPa

Kết luận: Mômen và ứng suất uốn phát sinh rất nhỏ, ảnh hưởng không đáng kể đến độ bền và ổn định của thân đạn cũng như sự phân bố lực lên chốt liên kết.

b) Kiểm tra độ bền các khối hộp CS

- Lực nén truyền qua các hộp CS xấp xỉ lực ép thiết kế:

$$F = F_{tk} = 43 \text{ kN}$$

- Tiết diện chịu nén là tiết diện vành khuyên:

$$A_{cs} = \frac{\pi}{4} \times (D_{cs}^2 - d_{cs}^2) = \frac{3,14}{4} \times (0,13^2 - 0,125^2) \approx 1,00 \times 10^{-3}\ m^2$$

- Ứng suất nén trung bình trong vỏ hộp:

$$\sigma_n^{cs} = \frac{F_{tk}}{A_{cs}} = \frac{43 \times 10^3}{1,00 \times 10^{-3}} = 43\ MPa$$

Nhận thấy, $\sigma_n^{cs} << [\sigma] = 150$ MPa và hệ số an toàn theo bền:

+ Ứng suất tới hạn gây mất ổn định (Theo lý thuyết ổn định vỏ trụ mỏng):

$$k = \frac{[\sigma]}{\sigma_n^{cs}} = \frac{150}{43} \approx 3,5$$

$$\sigma_{cr} = k \times E \times \frac{t}{D_m}$$

Trong đó:

+ D_m: Đường kính trung bình của vỏ hộp CS.

$$D_m = \frac{D_{cs} + d_{cs}}{2} = \frac{0,13 + 0,125}{2} = 0,1275\ m$$

+ k: Hệ số điều kiện biên, k = 0,6.

+ t: Độ dày vỏ hộp, t = 0,0025 m.

Thay số ta được:

$$\sigma_{cr} = k \times E \times \frac{t}{D_m} = 0,6 \times 70 \times 10^9 \times \frac{0,0025}{0,1275} \approx 823\ MPa$$

Nhận thấy, $\sigma_n^{cs} << \sigma_{cr}$ và hệ số an toàn ổn định:

$$k = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_n^{cs}} = \frac{823}{43} \approx 19$$

Kết luận: Các khối hộp CS đủ bền và ổn định để chịu lực ép thiết kế trong quá trình cắt chốt liên kết.

c) Kiểm tra điều kiện chống trượt trong gá đỡ

Điều kiện chống trượt: Lực ma sát giữ thân đạn trong gá đỡ phải lớn hơn hoặc bằng lực ép dọc trục.

$F_{ms} \geq F_{tk}$ (Với: $F_{ms} = \mu \times N$)

Trong đó: + μ: Hệ số ma sát (thép): $\mu \approx 0,2$ - 0,25 (chọn $\mu = 0,2$)

+ N: Tổng lực kẹp hướng kính của gá đỡ

Từ điều kiện trên, tổng lực kẹp hướng kính của gá đỡ được xác định:

$$N \geq \frac{F_{tk}}{\mu} = \frac{43 \times 10^3}{0,2} = 215\ kN$$

Gá đỡ cần tạo lực kẹp hướng kính tối thiểu 215 kN để bảo đảm thân đầu đạn không bị trượt. Điều kiện này phù hợp với khả năng của gá đỡ dạng má kẹp kiểu bán nguyệt.

Kết luận: Hệ thống ép ổn định về mặt chống trượt.

Vậy, Lực ép thiết kế F_{tk} truyền qua các khối hộp CS tạo ứng suất nén trung bình nhỏ hơn nhiều so với giới hạn bền cho phép của vật liệu chế tạo vỏ hộp CS. Đồng thời, với độ lệch tâm cho phép nhỏ (e ≤ 1 mm), ứng suất uốn phát sinh trong thân đạn là không đáng kể so với ứng suất nén dọc trục. Do đó, các chi tiết chính bảo đảm điều kiện bền và ổn định trong quá trình ép tháo các hộp CS ra khỏi lòng đạn.

3. Đề xuất nguyên lý và thiết bị tháo khối CS

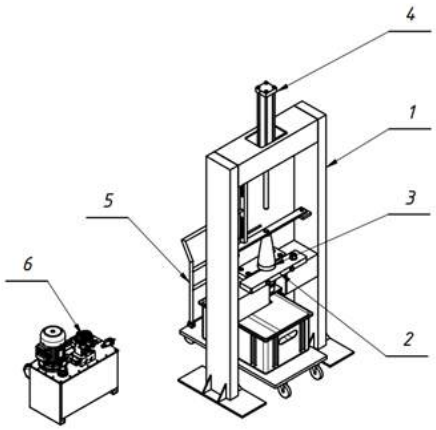
3.1. Nguyên lý thiết kế thiết bị

Thiết bị hoạt động phải tạo được lực ép cơ học dọc trục đủ lớn (Max 15 tấn) để cắt đứt đồng thời các chốt liên kết cố định giữa ốc đáy và thân đầu đạn, từ đó làm bung ốc đáy và đẩy toàn bộ các khối CS ra khỏi lòng thân đầu đạn.

3.2. Đề xuất thiết bị đặc chủng tháo đạn CS

3.2.1. Tổng quan về thiết bị

Thiết bị được đề xuất là máy ép thủy lực chuyên dụng làm việc theo nguyên lý ép tĩnh, tạo lực ép cơ học dọc trục để cắt đứt các chốt liên kết, làm bung ốc đáy và đẩy các khối CS ra khỏi thân đầu đạn. Thiết bị có kết cấu tương đối gọn, thiết kế linh hoạt, cho phép thao tác được với nhiều loại đạn khác nhau mà chỉ cần thay đổi cụm gá đầu đạn.



Hình 2. Mô hình 3D thiết bị đặc chủng tháo đạn CS

1. Cụm khung máy, 2. Cụm gá đầu đạn, 3. Đầu đạn,

4. Xi lanh thủy lực, 5. Xe đẩy, thùng nhựa, 6. Bộ nguồn thủy lực

Thiết bị được thiết kế bảo đảm các tính năng về kỹ thuật, bảo đảm hoạt động hiệu quả, an toàn, đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ và phù hợp với điều kiện đặc thù của đơn vị.

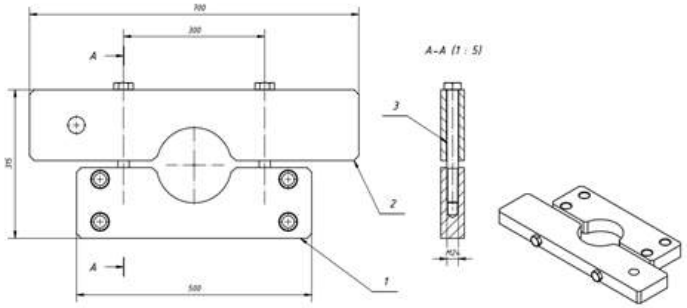
Bảng 1. Thông số chính về tính năng kỹ thuật của thiết bị

Số TT	Tên sản phẩm	Đơn vị đo	Thông số kỹ thuật
1	Lực đẩy (ép đạn)	Tấn	Đến 15
2	Hành trình pít tông	mm	Đến 550
3	Thời gian tháo đạn (cho 1 viên)	Giây	Khoảng 120
4	Áp suất làm việc	Bar	160
5	Công suất	kW	Từ 2,0 đến 2,2
6	Tốc độ ép Piston đi xuống	mm/s	Từ 6 đến 7
7	Tốc độ rút Piston đi lên	mm/s	Từ 10 đến 11
8	Kích thước bao (cao x dài x rộng)	mm	3,2 x 1,2 x 1,0
9	Tổng trọng lượng	Kg	Khoảng 1400

3.2.2. Kết cấu chính của thiết bị

a) Cụm đồ gá

Cụm đồ gá có tác dụng định vị, giữ chặt và cố định đầu đạn đúng tâm, đúng vị trí; không để đầu đạn bị lệch tâm trong suốt quá trình vận hành thiết bị. Cụm được thiết kế chung cho 03 loại đầu đạn: Đạn pháo 155 mm CS, đạn pháo 105 mm CS, đạn cối 106,7 mm CS.



Hình 3. Cụm đồ gá đầu đạn pháo 155 mm CS

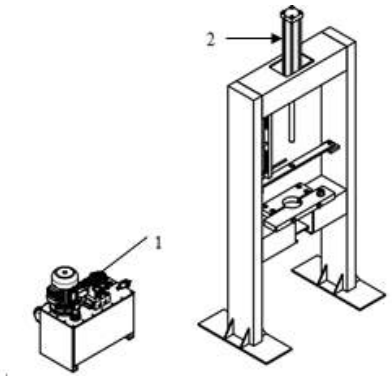
1. Tấm gá cố định, 2. Tấm gá di động. 3. Bu lông M24

Cấu tạo của cụm đồ gá gồm 2 chi tiết chính: Tấm gá cố định và Tấm gá di động.

Tấm gá cố định được liên kết cứng với bàn máy bằng bu lông, tấm gá di động có một đầu liên kết với bàn máy, một đầu tự do để tạo chuyển động quay khi thao tác kẹp, tháo đầu đạn. Bề mặt định vị và kẹp chặt đạn là bề mặt bán nguyệt ở cả 2 chi tiết.

b) Cụm thủy lực

Thông qua hoạt động xi lanh thủy lực tạo ra lực ép dọc trục lớn (Max 15 tấn) để cắt đứt các chốt liên kết và đẩy các hộp chất độc CS trong lòng đạn ra ngoài. Cung cấp khả năng điều khiển từ xa; có cơ đóng ngắt mạch tự động khi thiết bị hoạt động quá tải, quá áp, tự động dừng khi xảy ra sự cố.



Hình 4. Mô hình cụm thủy lực của thiết bị

1. Bộ nguồn thủy lực, 2. Xi lanh thủy lực

Cụm thủy lực gồm: Bộ nguồn thủy lực (Động cơ điện, bơm dầu, thùng dầu, van an toàn, van điều chỉnh tốc độ, dây dẫn, đồng hồ đo áp…), xi-lanh thủy lực, tủ điện điều khiển. Xi lanh thủy lực liên kết với khung máy bằng mối ghép bu lông.

c) Cụm khung máy

Gồm các chi tiết hàn cứng với nhau tạo thành khối có độ ổn định, chịu lực và bảo đảm độ cứng vững cho toàn bộ thiết bị trong quá trình hoạt động.

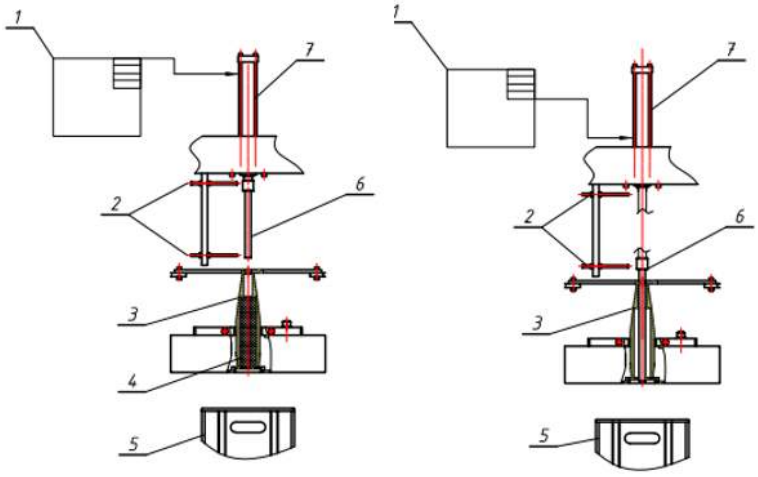
Cụm khung máy liên kết với xi lanh thủy lực bằng bu lông, giúp định vị và chống xoay cho xi lanh thủy lực, có thanh định hướng đảm bảo trục đẩy hộp thuốc CS luôn đồng trục với trục dọc đầu đạn. Liên kết với nền nhà trạm tháo gỡ bằng bu lông tạo độ vững chắc khi thiết bị hoạt động.

Trên cụm khung máy còn lắp chi tiết cảm biến, kiểu cảm biến tiếp cận điện từ, giúp xác định hành trình làm việc của xi lanh và được điều chỉnh tùy theo kích thước đầu đạn.

3.2.3. Hoạt động của thiết bị

Khi được cấp điện, động cơ điện hoạt động tạo chuyển động quay ổn định cho bơm dầu, từ đó hình thành lưu lượng và áp suất cần thiết. Dầu từ thùng dầu được lọc, làm mát rồi đi qua các van: van phân phối điều khiển hướng, van an toàn giới hạn áp suất, van tiết lưu điều chỉnh tốc độ.

Dầu áp suất vào xi lanh tác dụng lên pittông, biến năng lượng thủy lực thành cơ năng, tạo lực đẩy dọc trục tác động làm đứt các chốt liên kết và đẩy các hộp CS ra ngoài. Khi van đổi hướng, pittông chuyển động ngược lại, hoàn thành một chu trình. Chuyển động của pittông diễn ra ổn định, êm và điều chỉnh được nhờ kiểm soát lưu lượng và chênh lệch áp suất. Khi có sự cố, hệ thống dừng nhờ các thiết bị bảo vệ và điều khiển trên tủ điện.

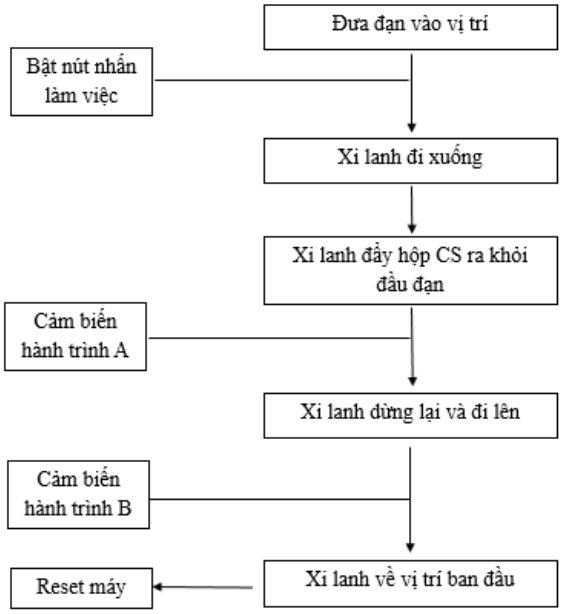


a. Vị trí ban đầu *b. Vị trí sau khi đẩy hộp CS ra ngoài*

Hình 5. Sơ đồ nguyên lý của thiết bị

1. Bộ nguồn thủy lực, 2. Cảm biến hành trình, 3. Đầu đạn, 4. Hộp chất CS

5. Thùng chứa dung dịch, 6. Trục đẩy thuốc, 7. Xi lanh thủy lực



Hình 6. Sơ đồ nguyên lý làm việc của thiết bị

4. Kết quả nghiên cứu và thảo luận

4.1. Kết quả nghiên cứu

Từ phân tích đặc điểm kết cấu khối hộp CS, nghiên cứu đã xây dựng mô hình tính toán cơ học và lựa chọn các giả thiết phù hợp nhằm bảo đảm tính chính xác và khả thi trong thiết kế. Kết quả tính toán xác định lực ép thiết kế dọc trục cần thiết để cắt đứt các chốt liên kết giữa ốc đáy và thân đầu đạn đạt khoảng 43 kN.

Trên cơ sở lực ép tính toán, các điều kiện làm việc của hệ thống được kiểm tra, bao gồm: điều kiện chống trượt, chống lệch tâm và điều kiện bền của các chi tiết. Kết quả cho thấy, với hệ số ma sát $\mu \approx 0,2$, lực kẹp hướng kính tối thiểu yêu cầu khoảng 215 kN để bảo đảm ổn định chi tiết trong quá trình ép, điều này phù hợp với phương án thiết kế má kẹp cho đầu đạn dạng hình bán nguyệt. Kết quả kiểm tra độ bền và ổn định cho thấy ứng suất phát sinh trong các bộ phận chính không vượt quá giới hạn cho phép của vật liệu, bảo đảm an toàn trong quá trình làm việc.

Từ đó, nghiên cứu đã đề xuất các thông số thiết kế của thiết bị như lực ép lên đến 15 tấn, sử dụng xilanh thủy lực đường kính 100 mm, hành trình pít tông 550 mm và áp suất làm việc 160 bar.

4.2. Thảo luận

Kết quả nghiên cứu cho thấy việc xây dựng mô hình tính toán cho quá trình ép cắt chốt liên kết là phù hợp và phản ánh đúng đặc điểm làm việc của thiết bị trong điều kiện tải trọng tĩnh. Việc lựa chọn các giả thiết thông số đầu vào, đặc biệt là hệ số ma sát và hệ số an toàn, giúp bảo đảm độ tin cậy của các kết quả tính toán, mặc dù có thể làm tăng yêu cầu về lực kẹp và kích thước thiết bị.

Kết quả kiểm tra chống lệch tâm và độ bền của các khối hộp CS cho thấy các ứng suất phát sinh đều nằm trong giới hạn cho phép của vật liệu, chứng tỏ kết cấu được lựa chọn có khả năng làm việc ổn định. Tuy nhiên, các sai số chế tạo và lắp ráp trong thực tế có thể làm thay đổi phân bố lực và ứng suất, do đó cần chú ý đến độ chính xác gia công và quy trình lắp đặt khi triển khai ứng dụng thực tế.

Giá trị lực F_{tk} = 43 kN là lực tối thiểu để cắt đứt chốt liên kết trong điều kiện lý tưởng. Tuy nhiên, trong thực tế, quá trình tháo gỡ chịu ảnh hưởng của ma sát, sai lệch lắp ráp, lệch tâm và vật liệu lão hóa, không đồng nhất, dẫn đến làm tăng lực cần thiết. Vì vậy, thiết bị được thiết kế với lực ép có dự trữ, lựa chọn mức tối đa 15 tấn (150 kN), bảo đảm làm việc ổn định, tin cậy và an toàn trong điều kiện thực tế.

Áp suất làm việc khoảng 160 bar (16 MPa) là mức tiêu chuẩn phổ biến trong hệ thống thủy lực công nghiệp vì bảo đảm tạo được lực lớn trong khi vẫn giữ kích thước thiết bị hợp lý. Với mức áp suất này, hệ thống có thể sử dụng xi lanh có kích thước vừa phải nhưng vẫn đạt được lực ép yêu cầu, tránh làm tăng kích thước và khối lượng thiết bị. Điều này phù hợp với kích thước bao của thiết bị, đường kính xi lanh thủy lực d = 100 mm.

5. Kết luận

Kết quả nghiên cứu, thiết kế và chế tạo thiết bị tháo đạn CS theo nguyên lý ép thủy lực tĩnh đã khẳng định tính hợp lý về mặt khoa học và có tính khả thi cao trong ứng dụng thực tiễn. Việc triển khai thiết bị trong nhiệm vụ xử lý đạn CS đã góp phần nâng cao mức độ an toàn,

giảm thiểu nguy cơ phát tán chất độc và hạn chế tối đa sự tiếp xúc trực tiếp của nhân viên kỹ thuật với môi trường hóa chất độc hại. Thiết bị cho phép kiểm soát chính xác lực tác động theo yêu cầu tính toán, bảo đảm quá trình phá vỡ liên kết cơ khí diễn ra ổn định, hạn chế hiện tượng va đập, biến dạng và sự cố đột ngột. So với phương pháp tháo gỡ thủ công, hiệu quả xử lý được nâng cao rõ rệt, giảm sự phụ thuộc vào yếu tố kinh nghiệm của người thao tác. Việc áp dụng thiết bị còn góp phần tự động hóa và chuẩn hóa quy trình công nghệ xử lý đạn CS, nâng cao độ tin cậy trong tổ chức thực hiện.

Kết quả áp dụng thực tiễn vào xử lý đạn CS tại Kho K61, Binh chủng Hóa học cho thấy thiết bị làm việc ổn định, đáp ứng yêu cầu kỹ thuật, nâng cao hiệu quả và bảo đảm an toàn. Đây là cơ sở quan trọng để tiếp tục nghiên cứu, phát triển các hệ thống thiết bị chuyên dụng có tính công nghệ vào công tác xử lý đạn dược trong toàn quân.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Đăng Bình, (2012), *Cơ sở thiết kế máy*, Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.
2. Lê Văn Uyển, (2011), *Thủy lực và khí nén*, Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.
3. Hoàng Xuân Lượng, (2003), *Sức bền vật liệu*, HVKT quân sự.
4. S. Timoshenko, J. N. Goodier, (1970), *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill Book Company.
5. J. E. Shigley, C. R. Mischke, R. G. Budynas, (2015), *Mechanical Engineering Design*, McGraw-Hill Education.

Research and proposal of the design principle for a device to remove (eject) the cs block from the projectile body

Abstract: *The paper presents the research and design of a device to remove CS canisters from CS ammunition using mechanical pressing force instead of propellant force. Based on the analysis of the structure of several existing types of CS ammunition, a mechanical calculation model was developed to determine the required pressing force to break the connecting pins between the base cap and the projectile body. The results show that the designed pressing force is about 43 kN, ensuring a safe disassembly process. Based on this, a hydraulic pressing system was manufactured, tested, and put into operation by the Chemical Corps, meeting technical requirements and proving effective in practical CS ammunition handling.*

Keywords: CS projectile; removal device; hydraulic press.

Hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân

Nguyễn Trung Nhân[1], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Lê Thiện Quý[1], Võ Duy Thông[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: trungnhan01@gmail.com; Tel: 0707926851

Tóm tắt

Bài báo trình bày tổng quan về nguyên lý cấu tạo và cơ chế hoạt động của ngòi bom không quân, trong đó tập trung nghiên cứu hệ thống bảo hiểm trong ngòi – bộ phận then chốt quyết định mức độ an toàn và độ tin cậy của ngòi trong suốt các giai đoạn bảo quản, vận chuyển và sử dụng. Trên cơ sở phân tích các hệ thống bảo hiểm gồm cơ khí, hoả thuật, cơ – điện tích hợp, bài báo tiến hành đánh giá các ưu nhược điểm và phạm vi ứng dụng của từng loại. Kết quả cho thấy xu hướng phát triển của hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân hiện nay là tích hợp đa tầng, đa cơ chế nhằm nâng cao mức độ an toàn, khả năng kiểm soát và độ tin cậy. Từ đó, bài báo cung cấp nền tảng và tài liệu tham khảo khoa học cho nghiên cứu, thiết kế và kiểm tra, đánh giá độ tin cậy ngòi bom không quân trong giai đoạn hiện nay.

Từ khóa: *Bom không quân; hệ thống bảo hiểm; cơ cấu bảo hiểm; độ tin cậy.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân (Safety and Arming System – SAS) là bộ phận đảm bảo bom chỉ kích nổ khi đạt đủ điều kiện an toàn và tác chiến. Hệ thống có nhiệm vụ ngăn cách năng lượng nổ giữa kíp và khối thuốc nổ trong giai đoạn bảo quản, vận chuyển, đồng thời chuyển sang trạng thái sẵn sàng tại thời điểm chiến đấu. Thực tế cho thấy, nhiều sự cố nổ sớm hoặc không nổ bắt nguồn từ sai hỏng của hệ thống bảo hiểm ngòi, do đó việc thiết kế và kiểm tra hệ thống luôn được coi là yếu tố quyết định độ tin cậy và an toàn của toàn bộ bom không quân [1, 2].

Cùng với sự phát triển của công nghệ cơ điện tử và vi cơ điện tử, các hệ thống bảo hiểm hiện nay đã chuyển từ cơ cấu cơ khí thuần túy sang dạng tích hợp đa vật lý (cơ – điện – quang – pyrotechnic), cho phép kiểm soát linh hoạt hơn nhưng cũng đặt ra yêu cầu cao về an toàn, chống nhiễu và độ bền môi trường. Trong bối cảnh hiện nay, việc nghiên cứu, phân tích và đề xuất giải pháp thiết kế phù hợp cho hệ thống bảo hiểm ngòi bom là cần thiết nhằm phục vụ công tác thiết kế, chế tạo và kiểm định ngòi bom không quân có độ tin cậy và an toàn cao.

2. Tổng quan về nguyên lý cấu tạo và cơ chế hoạt động ngòi bom không quân

Ngòi nổ trực tiếp AM: Ngòi nổ trực tiếp (nổ ngay) AM gồm ngòi nổ có chong chóng: AM – A và ngòi nổ không có chong chóng: AM – Б, AM – A Б/B. Các ngòi nổ này lắp vào bom với lỗ lắp có đường kính ren 26 mm.

Ngòi nổ AM – A: Ngòi gây nổ, nổ ngay khi va vào vật cản. Dùng lắp vào đầu bom sát thương, bom phá sát thương, bom khói, bom thực hành kết hợp với kíp khống chế chong chóng МДВ – 2. Thời gian mở bảo hiểm 5±1 giây.

Ngòi nổ AM – Б: Ngòi gây cháy, nổ ngay khi va vào vật cản, không cần kíp khống chế chong chóng МДВ – 2. Dùng lắp cho bom cháy nằm trong bom mẹ (РБК – 250 ЗАБ – 2,5М).

Ngòi nổ AM – A Б/B: Ngòi gây nổ, nổ ngay khi va vào vật cản, không cần kíp khống chế chong chóng МДВ. Dùng lắp cho bom con sát thương nằm trong bom mẹ (РБК – 250 – 275 АО – 1; РБК – 250 – 275 АО – ІСЧ).

Ngòi nổ АВУ – ЭТ: Ngòi nổ nhiều tác dụng có thiết bị gây nổ bằng điện, dùng để gây

nổ cho bom khi gặp vật cản, được lắp vào đầu và đuôi các loại bom phá, bom sát thương, bom phá sát thương có lỗ ren với đường kính lắp 52 mm, độ dài lỗ lắp ngòi không nhỏ hơn 30 mm. АВУ – ЭТ được lắp vào bom trên các loại máy bay có trang bị hệ thống điều khiển ngòi bằng điện. Cấu tạo của ngòi gồm: Thiết bị khởi động điện, cơ cấu khống chế từ xa, cơ cấu phát hoả, thiết bị giữ chậm và gây nổ.

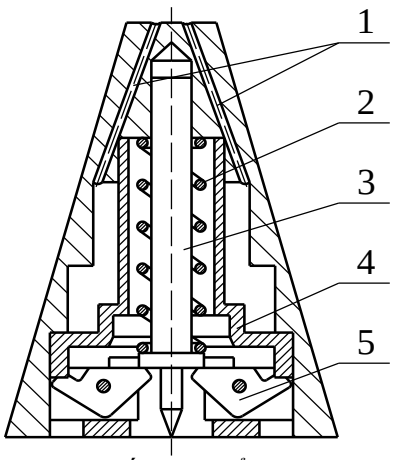
Ngòi nổ hẹn giờ ТМ – 24: Gồm ngòi gây nổ ТМ – 24А và ngòi gây cháy ТМ – 24Б có 8 cánh chong chóng kết với kíp khống chế chong chóng МДВ – 4. Các ngòi nổ lắp vào đầu hoặc đuôi bom với lỗ lắp có đường kính ren 26 mm. Ngòi ТМ – 24А lắp cho các loại bom phá sát thương. Ngòi ТМ – 24Б lắp cho các loại bom chiếu sáng, truyền đơn, bom mẹ chứa bom con.

Ngòi nổ АТК – ЭА: Ngòi nổ hoạt động từ xa với thiết bị gây nổ dùng để kích nổ cho thuốc nổ nhồi trong bom khi bom ở trên không (trên quỹ đạo) sau một khoảng thời gian nhất định kể từ khi bom rời máy bay. Được lắp trên bom treo trên loại máy bay có trang bị hệ thống điều khiển nổ ngòi bằng điện. Được lắp vào đầu bom hoặc đuôi bom. Cấu tạo ngòi gồm: Cơ cấu đặt thời gian, thiết bị khởi động điện cơ cấu đồng hồ, cơ cấu bảo hiểm, cơ cấu phát hoả thiết bị gây nổ.

3. Phân tích hệ thống bảo hiểm ngòi trong bom không quân

3.1. Cơ cấu bảo hiểm động lực không khí kiểu pít tông

Pít tông là chi tiết sẽ nhận tác động của áp lực dòng không khí để mở bảo hiểm cho cơ cấu. Độ an toàn của cơ cấu thường được bảo đảm bằng lò xo bảo hiểm, lò xo sẽ giữ chi tiết khỏi dịch chuyển cho tới thời điểm có tác dụng đủ mạnh của dòng không khí lên pít tông để thắng lực cản của lò xo.



Hình 1. Cơ cấu bảo hiểm khí động kiểu pít tông
1- Lỗ khí đi vào; 2 - Lò xo; 3 - Kim hỏa; 4 - Pit tông; 5 - Cam.

Khi thả bom, không khí sẽ luồn qua các lỗ 1 ở mũi ngòi vào bên trong và gây áp lực lên pít tông 4. Ngoài ra trên quỹ đạo tích cực pít tông 4 còn chịu tác dụng của lực quán tính trục. Lực tổng hợp của hai lực trên truyền lên các cam tạo ra mô men đối với trục quay của cam; ở thời điểm xác định trên quỹ đạo (khi đạn đã đạt một vận tốc nào đó) mô men đó thắng mô men do lực cản của lò xo và lực quán tính trục tác dụng lên kim hỏa sẽ làm cho các cam 5 quay quanh trục của mình, nâng nhẹ kim hỏa lên và thoát khỏi vai kim hỏa. Kim hỏa được giải phóng sẽ chuyển dịch xuống do lực đàn hồi của lò xo để đâm vào hạt lửa phát hỏa.

Ưu điểm là có khả năng bảo đảm độ an toàn trước khi bắn cao và cự li mở bảo hiểm khá lớn. Nhược điểm của cơ cấu là phải áp dụng biện pháp nhằm bảo đảm độ bịt kín cao của ngòi và có khả năng lỗ 1 bị tắc, đặc biệt khi đường kính lỗ nhỏ. Ngoài ra còn có nhược điểm khi bảo quản lâu dài lò xo bị mỏi khó giữ được tính đàn hồi ban đầu.

3.2. Cơ cấu bảo hiểm động lực không khí kiểu chong chóng

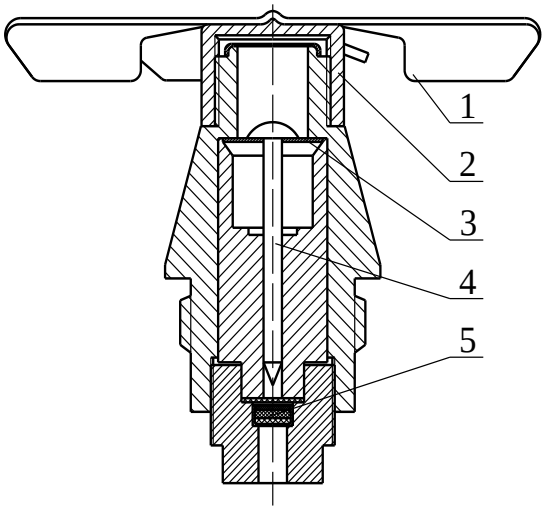
Trên quỹ đạo bay chong chóng sẽ nhận áp lực trực tiếp từ không khí để quay quanh trục của nó (trục chong chóng thường trùng với trục bom). Nếu chong chóng được vặn ren với thân ngòi, chuyển động quay của chong chóng sẽ làm trục của nó (cùng những chi tiết gắn với

trục chong chóng) chuyển động tịnh tiến so với thân ngòi và qua đó giải phóng cho chi tiết được giữ để mở bảo hiểm cho cơ cấu. Người ta cũng có thể thiết kế cơ cấu mở bảo hiểm dựa vào tốc độ quay của chong chóng, bởi vì khi bay tốc độ quay của chong chóng tăng dần; khi đó lực li tâm tác dụng lên chi tiết cùng quay với chong chóng cũng tăng dần, tới khi lực li tâm thắng lực cản của chi tiết bảo hiểm sẽ dẫn đến sự mở bảo hiểm của cơ cấu.

Độ an toàn của cơ cấu bảo hiểm động lực không khí kiểu chong chóng được bảo đảm bằng chốt hay nắp, chúng được rút hoặc vặn ra trước khi bắn. Trong một số trường hợp chong chóng lại được giữ bằng cơ cấu bảo hiểm khác, thường là cơ cấu bảo hiểm quán tính, cơ cấu này chỉ giải phóng chong chóng khi bắn. Kết cấu vừa nói dù làm cho cơ cấu phức tạp lên một ít nhưng lại có lợi hơn cả về phương diện giảm thời gian chuẩn bị khi bắn.

* Cơ cấu mở bảo hiểm do chuyển động tịnh tiến của trục chong chóng

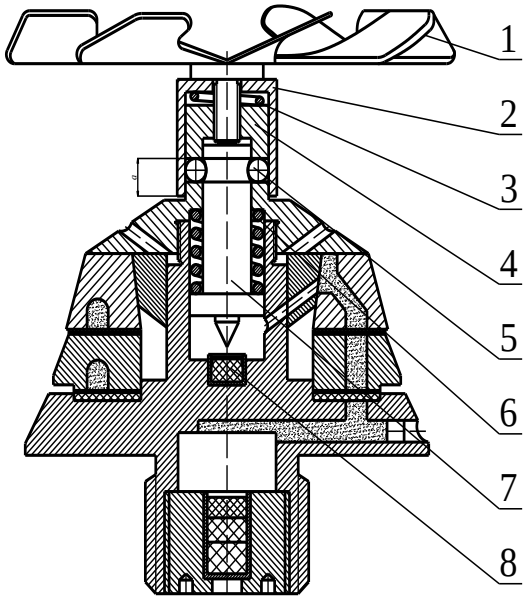
Trong trường hợp đơn giản nhất, chong chóng có nắp bảo hiểm chỉ che cho cơ cấu khỏi bị tác động của các lực xuất hiện trong thời kỳ trước khi bắn. Khi chong chóng quay và sau đó nó tách khỏi ngòi nổ, trong cơ cấu không hề có sự thay đổi nào khác. Đôi khi người ta nói chong chóng không liên hệ trực tiếp với các chi tiết của cơ cấu. Trong trường hợp này độ an toàn trước khi bắn không thể cao được. Một cơ cấu dạng như vậy được trình bày trên hình 2.



Hình 2. Cơ cấu chong chóng
1 - Chong chóng; 2 - Nắp; 3 - Đĩa bảo hiểm; 4 - Kim hỏa; 5 - Hạt lửa.

Trên hình 2 các cánh 1 gắn cứng với nắp 2, nắp 2 vặn vào thân ngòi và đậy kín miệng ngòi để bảo vệ cho cơ cấu chạm nổ ở thời kỳ trước khi bắn. Cơ cấu chạm nổ của ngòi gồm đĩa bảo hiểm 3, kim hỏa 4 và hạt lửa 5. Khi bom rơi, do tác dụng của dòng không khí chong chóng 1 sẽ quay vặn nắp 2 ra khỏi ngòi. Khi chạm đất cơ cấu chạm nổ của ngòi sẽ làm việc.

Thông thường trước khi thả bom chong chóng sẽ giữ các chi tiết nào đó của cơ cấu khỏi chuyển dịch, khi bay chuyển động tịnh tiến của chong chóng sẽ giải phóng chi tiết. Những cơ cấu loại này có độ an toàn trước khi bắn tốt hơn. Một dạng cơ cấu đã được biết đến khi nghiên cứu cơ cấu chạm nổ tác dụng mọi phía trên hình 2, trong đó chốt bảo hiểm 6 chính là trục của chong chóng.



Hình 3. Cơ cấu chong chóng
1 - Chong chóng; 2 - Nắp; 3, 6 - Lò xo; 4 - Ốc đầu; 5 - Bi; 7 - Kim hỏa; 8 - Hạt lửa.

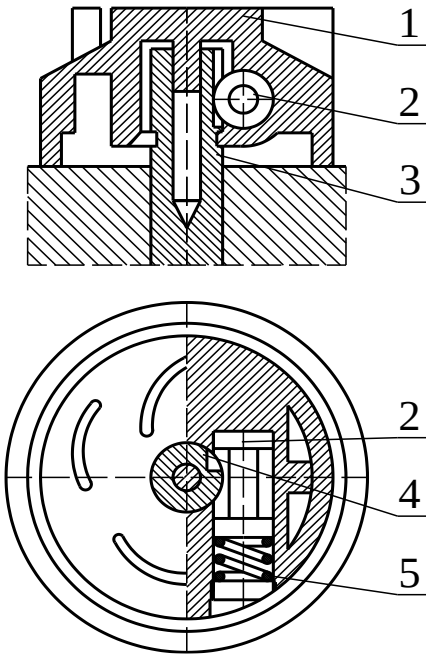
Hình 3 là một dạng khác của cơ cấu bảo hiểm động lực không khí kiểu chong chóng sử dụng trục chong chóng để giữ chi tiết khác, khi mở bảo hiểm trục chong chóng chuyển động tịnh tiến

dọc trục ngòi. Cơ cấu dùng để bảo hiểm cho cơ cấu phát hỏa của ngòi hẹn giờ bằng thuốc cháy. Lò xo 6 luôn đẩy kim hỏa 7 để đâm vào hạt lửa 8. Song kim hỏa 7 chưa chuyển động được do các bi 5 nằm trong lỗ ngang của ốc đầu 4 và gài vào rãnh tiện của kim hỏa. Các bi 5 lại được giữ bởi thành trong của nắp 2. Lò xo 3 luôn có xu hướng đẩy nắp 2 dịch chuyển để giải phóng các bi 5. Trong bảo quản vận chuyển, nắp 2 được giữ bởi mối ghép ren giữa trục chong chóng với ốc đầu. Khi bom rơi ngoài không gian, chong chóng quay tháo dần mối ghép ren giữa trục nó với ốc đầu 4. Trong quá trình đó, lò xo 3 đẩy nắp 2 đi lên theo cùng chong chóng. Tới khi nắp 2 đi lên được đoạn đường mở bảo hiểm a sẽ giải phóng các bi 5 và qua đó giải phóng kim hỏa để lực đàn hồi của lò xo 6 đẩy kim hỏa 7 lao xuống đâm vào hạt lửa 8; tia lửa từ hạt lửa 8 đi tới mồi cháy vòng thuốc hẹn giờ trên.

* Cơ cấu bảo hiểm do tốc độ góc quay của chong chóng

Những ngòi mà sự mở bảo hiểm của cơ cấu được bảo đảm bằng vận tốc góc của bản thân chong chóng thường có độ an toàn trước khi bắn rất cao, bảo đảm tầm mở bảo hiểm rất lớn, nhưng đa phần chúng có cấu tạo phức tạp.

Hình 4 trình bày cơ cấu bảo hiểm có đặc điểm là quá trình mở bảo hiểm của nó phụ thuộc vào vận tốc góc của tua bin 1 (chong chóng). Trong quá trình đạn bay, vận tốc góc của tua bin tăng dần, khi đạt được giá trị nào đó, lực li tâm tác dụng lên chốt 2 sẽ thắng lực cản của lò xo 5 và chuyển dịch tới mắc vào rãnh khía ở đầu 4 của trục vít 3 kéo nó vào chuyển động quay. Khi trục vít quay ra được một đoạn nhất định thì ngòi nổ mở bảo hiểm.

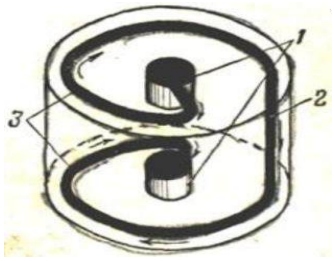


Hình 4. Cơ cấu chong chóng có chốt hãm li tâm
1 - Tua bin; 2 - Chốt hãm li tâm;
3 - Trục vít; 4 - Đầu chốt hãm; 5 - Lò xo.

Ưu điểm: có độ an toàn cao; kết cấu tương đối đơn giản; có thể dùng chi tiết li tâm; thực hiện mở bảo hiểm xa đơn giản. Nhược điểm: Chong chóng có thể bị biến dạng trước khi bắn; chỉ có khả năng bảo đảm mở bảo hiểm xa khi vận tốc của đầu đạn tương đối nhỏ; rất khó khăn hoặc không thể ứng dụng được cho các đầu đạn cỡ nhỏ.

3.3. Cơ cấu bảo hiểm bằng thuốc cháy

Cơ cấu bảo hiểm thuốc cháy: là những cơ cấu được mở bảo hiểm do tác dụng nhiệt từ tia lửa của hạt lửa điện hay hạt lửa trong cơ cấu phát hỏa.



Hình 5. Cơ cấu bảo hiểm thuốc cháy
1 - Thuốc cháy; 2 - Rãnh dọc;
3 - Rãnh vòng.

Độ an toàn trước khi bắn được bảo đảm bằng chi tiết bảo hiểm là thuốc cháy. Khối thuốc cháy ở thể rắn được bố trí nằm ở vị trí cản trở sự dịch chuyển của chi tiết di động nào đó. Khi bắn tia lửa từ hạt lửa điện hay hạt lửa trong cơ cấu phát hỏa đốt cháy liều thuốc bảo hiểm, đường đi của chi tiết di động sẽ được giải phóng từ từ trong quá trình liều thuốc bảo hiểm cháy. Tới khi liều thuốc bảo hiểm cháy hết cũng là lúc chi

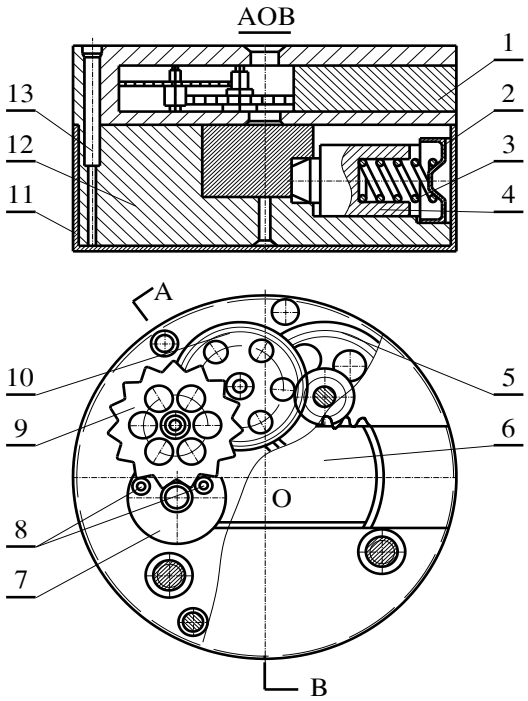
tiết di động được giải phóng hoàn toàn, sự dịch chuyển của chi tiết di động là do lực xuất hiện trong thời kỳ bay hay lực đàn hồi của lò xo.

Ưu điểm có thể mở bảo hiểm xa, thời gian mở bảo hiểm phụ thuộc vào tốc độ cháy và kích thước của liều thuốc bảo hiểm. Nhược điểm liều thuốc bảo hiểm có thể bị phá hủy hay bị hút ẩm khi giữ gìn lâu dài, không bắt lửa được khi bắn. Khi sử dụng cơ cấu bảo hiểm bằng thuốc cháy ngòi cần có mồi lửa điện hay cơ cấu phát hỏa.

Từ những ưu nhược điểm trên người ta ít khi sử dụng độc lập cơ cấu bảo hiểm bằng thuốc cháy mà thường sử dụng kết hợp với cơ cấu bảo hiểm kiểu li tâm hay quán tính.

3.4. Cơ cấu bảo hiểm cơ khí kiểu đồng hồ

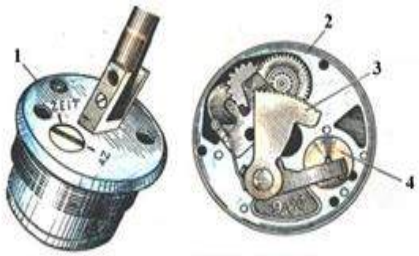
Cơ cấu gồm bệ 12, trong bệ chứa con chạy dạng thanh răng 6. Qua hai bánh răng trung gian 5, 10 và các bánh răng nhỏ con chạy 6 được liên kết với bánh răng vận hành 9 và con lắc 7. Hai chốt hãm 8 của con lắc 7 được liên kết với các răng tam giác của bánh răng vận hành 9. Trước khi bắn con chạy 6 được giữ khỏi chuyển dịch bằng chốt hãm 4, chốt 4 được giữ bởi lò xo 3.



Hình 6. Cơ cấu bảo hiểm cơ khí kiểu đồng hồ
1- Bản bằng; 2 - Đĩa; 3 - Lò xo; 4 - Chốt hãm; 5,10 - Bánh răng trung gian; 6 - Con chạy; 7 - Con lắc; 8 - Các chốt con lắc; 9 - Bánh răng vận hành; 11 - Nắp; 12 - Bệ; 13 - Chốt.

Cơ cấu này có thể dùng để giữ khối va đập mang kim hỏa, hay để ngăn cách kíp nổ khỏi trạm nổ. Khi đó khối va đập tỳ vào con chạy 6 hay con chạy 6 cản trở chi tiết mang kíp nổ chuyển động về vị trí mở ngăn cách.

Khi thả bom rơi dưới tác dụng của lực quán tính làm chốt hãm 4 nén lò xo 3 chuyển dịch ra giải phóng cho con chạy 6. Cũng dưới tác dụng của lực li tâm con chạy dạng thanh răng 6 bắt đầu chuyển dịch, và qua các bánh răng trung gian 5, 10 nó sẽ làm quay bánh răng vận hành 9. Sự liên kết giữa bánh răng 9 và các chốt 8 dẫn tới sự lắc qua lắc lại của con lắc 7, điều này ngăn ngừa được sự quay tức thời của bánh răng vận hành 9 và bảo đảm con chạy chuyển dịch từ từ về vị trí đợi nổ.

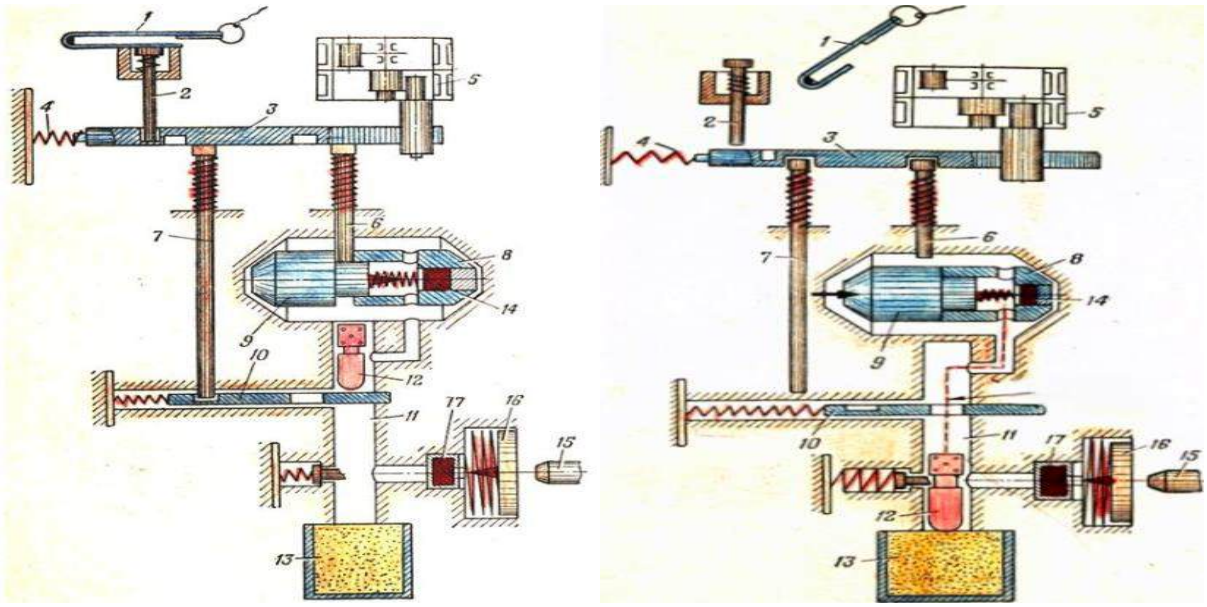


Hình 7. CCBH của Ngòi Đức 41
1,2 - Thân ngòi; 3 - Bánh răng cung; 4 - Xi lanh quán tính

Với ngòi bom Đức 41 Hình 7. Bánh răng cung 3 là bộ phận của cơ cấu thời gian, được điều khiển bởi lò xo và bộ truyền. Khi trục an toàn được giải phóng, bánh răng bắt đầu quay, quyết định thời điểm giải phóng kim hoả. Xi lanh quán tính 4 chỉ di chuyển dưới tác động của gia tốc đủ lớn. Bánh răng rãnh và xi lanh quán tính bảo đảm hệ thống bảo hiểm hoạt động tin cậy. Nếu bom rơi ở góc nghiêng, trượt, hoặc va đập không đủ mạnh cơ cấu

ZEIT sẽ bảo đảm ngòi phát hoả với thời gian định trước. Nếu bom va đập trực tiếp, cơ cấu AZ sẽ kích hoạt tức thì. Ngòi bom Đức 41 có ba tầng bảo hiểm: Bao hiểm cơ khí – trục ren an toàn khoá bánh răng không cho quay khi chưa rời máy bay; bảo hiểm quán tính – xi lanh quán tính giữ kim hoả khỏi di chuyển trong quá trình vận chuyển; bảo hiểm theo chế độ hoạt động – chỉ khi ở chế độ AZ hoặc ZEIT cơ cấu mối ghép mới truyền lực [3].

3.5. Cơ cấu bảo hiểm tích hợp dạng điện



Hình 8. Hệ thống bảo hiểm cơ – điện

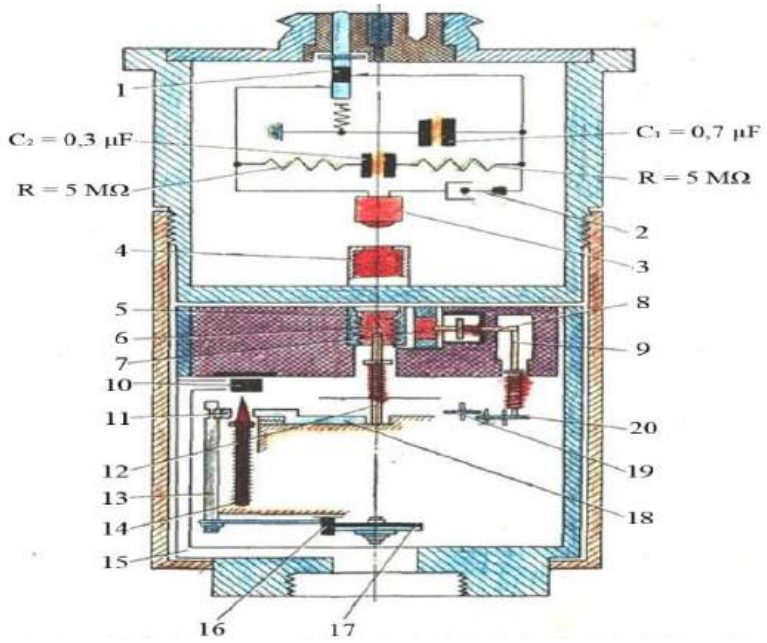
1 – Chốt an toàn; 2 – Chốt ghim; 3 – Trục vít; 4 – Lò xo bảo hiểm; 5 – Cơ cấu hẹn giờ; 6 – Chốt hãm; 7 – Thanh chèn; 8, 16 – Kim hoả; 9 – Khối va đập quán tính; 10 – Hạt nổ điện; 11 – Đường dẫn lửa; 12 – Nút bảo vệ; 13 – Trạm nổ; 14, 17 – Hạt lửa; 15 – Thanh truyền.

Bảo hiểm cơ học: Ngòi có chốt an toàn (vít an toàn) khóa cố định các bộ phận gây nổ trong quá trình bảo quản và vận chuyển. Chốt này thường được rút ra ngay trước khi máy bay cất cánh hoặc trước khi thả bom. Khi chốt còn cắm, cơ cấu kim hỏa và các thành phần nhạy cảm bên trong ngòi bị khóa cứng, ngăn ngòi bị kích hoạt. Ngoài ra, ngòi còn có các chốt hãm quán tính bên trong: chỉ khi bom rơi thật sự (gia tốc và lực quán tính đủ lớn) các chốt hãm này mới mở bảo hiểm, cho phép ngòi chuyển sang trạng thái sẵn sàng.

Bảo hiểm điện: Khi bom chưa được thả, mạch điện kích nổ ngòi ở trạng thái hở và không nhận năng lượng từ máy bay. Ngòi chỉ bắt đầu vũ trang sau khi nhận lệnh điện từ hệ thống điều khiển ngòi trên máy bay hoặc khi dây giật an toàn bị kéo. Cụ thể, ngay lúc bom rời khỏi giá, một xung điện từ máy bay sẽ kích hoạt đầu nổ điện (một hạt nổ nhỏ kiểu điện) bên trong ngòi. Trường hợp máy bay không có hệ thống điện, ngòi có thể được kích hoạt bằng cơ cấu cơ học: dây giật nối với máy bay sẽ kéo chốt kích nổ cơ học (hạt lửa) để khởi động ngòi khi bom rơi (cơ cấu này tích hợp trong phiên bản có cải tiến cơ khí). Nhờ cơ chế điện an toàn này, bom sẽ không thể kích nổ sớm nếu chưa rời máy bay hoặc chưa nhận lệnh vũ trang [3].

Bảo hiểm xa: Sau khi được khởi động điện, ngòi không sẵn sàng ngay lập tức mà kích nổ một khối thuốc cháy chậm bên trong. Thuốc cháy chậm này tạo độ trễ có tính toán (vài giây) trước khi ngòi chuyển sang trạng thái sẵn sàng nổ. Thời gian trễ cụ thể có thể thay đổi tùy theo chế độ cài đặt để đảm bảo bom đã rơi đủ xa mục tiêu an toàn. Ví dụ, ngòi ABY – ЭТ có các tùy chọn thời gian sẵn sàng khoảng 2,2 – 3,2 giây, 4 – 5,5 giây hoặc 10 – 12 giây tùy

thuộc vào độ cao và phương thức ném bom. Trong suốt thời gian cháy chậm này, mạch nổ chính vẫn bị ngắt – nghĩa là nếu bom gặp va chạm trước khi hết thời gian trễ, ngòi vẫn chưa sẵn sàng nên sẽ không nổ. Chỉ sau khi thuốc chậm cháy hết, các cơ cấu bên trong mới dịch chuyển (ví dụ: xoay kíp nổ thẳng hàng với kim hỏa) đưa ngòi sang trạng thái sẵn sàng.



Hình 9. Hệ thống bảo hiểm cơ – điện trong ngòi ELA – Z17 – Đức

1 – Tiếp điểm trượt; 2 – Tiếp điểm rung – va đập; 3 – Thiết bị kích nổ điện; 4 – Ống sinh nhiệt; 5 – Lò xo; 6,7 – Đệm; 8 – Chốt trung gian; 9 – Chốt của cơ cấu thời gian; 10 – Hạt lửa; 11 – Chốt giật an toàn; 12 – Chốt an toàn; 13 – Thanh truyền kích hoạt; 14 – Kim hoả; 15 – Đường truyền lửa; 16 – Đòn bẩy; 17 – Đĩa; 18 – Bộ phận an toàn; 19 – Cơ cấu thời gian; 20 – Con lắc.

Với ngòi ELA – Z17 – Đức trong hệ thống bảo hiểm, tụ điện C_1 điện dung 0,7 μF được nối thông qua hai điện trở R = 5 MΩ và vào mạch tiếp điểm trượt 1. Tụ điện C_2 điện dung 0,3 μF được gắn vào mạch với tiếp điểm rung – va đập 2 và thiết bị kích nổ điện 3. Điện dung C_1, C_2 đảm bảo ngòi không thể kích hoạt ngay khi rời máy bay, cơ cấu bảo hiểm cơ khí kiểu đồng hồ đảm bảo kích nổ theo thời điểm định trước và ổn định. Chốt 8, 12, 18 tạo thành bộ khoá nhiều tầng, chỉ mở khi toàn bộ chu trình an toàn đã hoàn tất. Cấu trúc này thuộc dạng ngòi an toàn cao – độ trễ dài, dùng trong bom xuyên phá hoặc bom hẹn giờ.

4. Đánh giá ưu nhược điểm của hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân

4.1. Mức độ an toàn

Các thiết kế hệ thống cơ điện tử hiện đại thường có nhiều tầng bảo vệ nối tiếp, từ cơ khí đến cơ điện. Ví dụ, ngòi cơ điện AVU – ET được trang bị ít nhất ba tầng khóa: chốt an toàn cơ khí (nhổ ra trước khi thả bom), cơ cấu quán tính (mở khóa khi bom bắt đầu rơi) và khóa điện hay hẹn giờ (với thuốc cháy chậm). Một số thiết kế bổ sung thêm cảm biến áp lực không khí hoặc thiết bị cảm biến thời gian để đảm bảo chỉ khi tầng trước thành công thì tầng sau mới kích hoạt. Nhờ cấu trúc đa tầng như vậy, hệ thống cơ điện có độ tin cậy cao, giảm xác suất kích nổ sớm hay bom rơi không nổ do thiếu điều kiện an toàn.

Ngược lại, các cơ cấu hỏa thuật (thuốc cháy) phụ thuộc hoàn toàn vào chất lượng và độ ổn định của thuốc cháy để đảm bảo đúng thời gian trễ thiết kế. Nếu thuốc cháy bị ẩm, bị phá hủy hoặc sai quy trình sản xuất, nguy cơ bom kích nổ sớm hoặc không nổ sẽ tăng. Cơ cấu cơ

khí thuần túy (gồm các chốt an toàn và cơ cấu quán tính) tương đương với 1 – 2 tầng bảo vệ; ưu điểm là đơn giản và tin cậy, nhưng nếu không có các tầng bổ sung (như điện tử hay hẹn giờ) thì hệ thống dễ bị phụ thuộc vào điều kiện vật lý (độ lớn gia tốc, góc rơi) để mở bảo hiểm ngòi.

Nhìn chung, hệ thống bảo hiểm tích hợp đa tầng (cơ – điện tử) mang lại mức độ an toàn cao nhất nhờ kết hợp nhiều cơ chế độc lập. Việc bổ sung tầng an toàn điện tử và hẹn giờ cho phép kiểm soát linh hoạt khoảng cách an toàn: ví dụ, thuốc cháy chậm trong hệ cơ điện tạo ra độ trễ vài giây để bom rơi đủ xa trước khi sẵn sàng nổ. Trong suốt thời gian này, mạch nổ chính vẫn bị ngắt, giúp ngăn bom nổ nếu gặp chướng ngại ngay sau khi rời máy bay. Các cơ cấu khí động học (pít tông, chong chóng) hoặc cơ khí đồng hồ tạo thêm các điều kiện vật lý (lực khí động, lực li tâm, quán tính, cơ cấu bánh răng) để mở khóa, đảm bảo nổ ngay khi va chạm cuối cùng sau khi bom đã được mở khóa an toàn [4].

4.2. Khả năng tương thích của ngòi với các loại bom và thiết bị bay

Hệ thống bảo hiểm phải phù hợp với các loại bom (kích cỡ, chất nổ, vị trí lắp ngòi) và khả năng của phương tiện bay. Ngòi cơ điện có tính đa năng cao: thiết kế "phổ dụng" cho phép một kiểu ngòi lắp được nhiều loại bom khác nhau và tại nhiều vị trí (mũi hoặc đuôi). Ví dụ, chỉ cần một mẫu ngòi cơ điện AVU – ETM là có thể trang bị cho nhiều loại bom không dẫn như: OFAB – 100 – 120, OFAB – 250 – 270, FAB – 500M62, BETAB – 500... Nhờ thành phần điện tử, ngòi cơ điện tích hợp dễ dàng phối hợp với hệ thống điện tử của máy bay: máy bay có thể cấp nguồn điện, lập trình chế độ nổ trước khi thả, thậm chí truyền tín hiệu hủy nổ khẩn cấp nếu cần. Điều này đặc biệt hữu ích khi muốn tăng khả năng an toàn (ví dụ, phi công có thể lập trình cho bom chỉ vũ trang khi cần đánh vào mục tiêu đã xác định). Tuy nhiên, ngòi điện tử đòi hỏi máy bay phải có hệ thống điều khiển ngòi (nguồn điện, dây dẫn tín hiệu). Nếu máy bay không có nguồn cấp hoặc hệ thống điều khiển đặc biệt, cơ cấu cơ khí vẫn phải đảm nhiệm việc kích hoạt. Một số ngòi điện tử đời mới đã tích hợp cơ cấu cơ khí như dây kéo an toàn dự phòng để có thể hoạt động khi máy bay không cung cấp xung điện [5].

Các cơ cấu thuần cơ khí (khóa chốt, cơ cấu quán tính) và thuần hỏa thuật không phụ thuộc vào hệ thống điện tử của máy bay, vì vậy có thể dùng cho mọi loại máy bay, kể cả máy bay cũ hoặc máy bay không có trang bị điều khiển ngòi. Nhưng hạn chế của chúng là tính linh hoạt thấp: không thể điều chỉnh thời gian hay hủy nổ từ xa. Về khối lượng và kích thước, cơ cấu rotor ("chong chóng") thường được áp dụng cho bom cỡ trung bình và lớn, có đủ không gian để lắp cánh quạt và cơ cấu chốt. Ngược lại, cơ chế này rất khó áp dụng cho bom cỡ nhỏ vì cánh quạt dễ biến dạng hoặc không đủ lực kéo để mở chốt. Ngoài ra, cơ cấu chong chóng yêu cầu bom bay với tốc độ không khí đủ lớn để tạo lực li tâm hay quay ốc vít mở khóa. Do đó, nó kém hiệu quả ở độ cao thấp hoặc nếu bom bị che kín kênh khí. Trái lại, hệ thống hỏa thuật và cơ điện có thể gắn cho nhiều loại bom, bao gồm cả bom con, bom chiếu sáng, bom cháy… miễn là có chỗ gắn kíp nổ và cấp được mồi nổ thích hợp. Như vậy, khả năng tương thích tổng thể của SAS tích hợp điện – tử cao nhất, trong khi các hệ cơ khí đơn giản phù hợp với thiết kế máy bay và bom truyền thống hơn [5].

4.3. Ưu nhược điểm của các hệ thống bảo hiểm

Bảo hiểm cơ khí thuần túy (gồm chốt an toàn và cơ cấu quán tính): Ưu điểm của cơ khí là kết cấu đơn giản, không cần nguồn bên ngoài, mang tính thụ động cao và ít chịu ảnh hưởng của môi trường điện tử. Khi chốt an toàn được đóng, mọi chi tiết nhạy cảm của ngòi bị

khoá cứng, ngăn nổ trong quá trình bảo quản và vận chuyển. Hệ thống chỉ mở khi xảy ra gia tốc rơi thật sự, mở khóa cơ khí cho ngòi vào trạng thái sẵn sàng. Nhược điểm là thiếu tính linh hoạt điều khiển: không thể thay đổi hoặc hủy nổ sau khi bom đã thả, và nếu ngòi đã mở khóa mà bom không nổ thì vẫn tiếp tục ở trạng thái vũ trang rất nguy hiểm khi xử lý. Ngoài ra, các chi tiết cơ khí có thể bị mòn hoặc kẹt do điều kiện bảo quản lâu, làm giảm độ tin cậy.

Bảo hiểm động lực kiểu chong chóng: Ưu điểm của chong chóng là mức độ an toàn cao trước khi thả, kết cấu tương đối đơn giản, và có thể tận dụng lực li tâm để mở khóa ở tầm bay xa một cách tự động. Tuy nhiên, chong chóng có nhược điểm rõ rệt: cánh quạt dễ bị biến dạng hoặc vỡ nếu xử lý thô bạo; chỉ đảm bảo mở khóa ở tầm xa khi bom bay đủ nhanh và đủ xa; và rất khó áp dụng cho bom cỡ nhỏ hoặc khi tốc độ gió không đủ lớn.

Bảo hiểm cơ khí kiểu đồng hồ (hẹn giờ cơ khí): Đây là cơ cấu sử dụng bộ máy trục bánh răng và con lắc (hoặc bộ thoát) để tạo ra thời gian hẹn giờ. Ưu điểm là có thể lập trình thời gian mở bảo hiểm một cách tin cậy bất kể điều kiện rơi (nghiêng hay thẳng) và cho phép kết hợp hai chế độ: nổ theo thời gian định trước hoặc tức thì khi va đập trực diện (cơ chế AZ/ZEIT). Ví dụ, ngòi Đức 41 ứng dụng cơ cấu ZEIT đảm bảo bom sẽ phát nổ theo thời gian định trước dù rơi nghiêng, trong khi chế độ AZ sẽ kích hoạt tức thì nếu va đập mạnh. Nhờ đó, cơ cấu đồng hồ tăng cường khả năng tùy biến cho ngòi nổ. Tuy nhiên, nhược điểm là kết cấu phức tạp và nhiều bộ phận chuyển động, đòi hỏi chế tạo chính xác, dễ hỏng hóc hay kẹt nếu bị rung lắc lớn hoặc bảo quản không tốt. Ngoài ra, trọng lượng và kích thước của bộ máy đồng hồ thường lớn hơn cơ chế đơn giản, hạn chế việc ứng dụng cho bom có kích cỡ nhỏ hoặc yêu cầu gọn nhẹ.

Bảo hiểm bằng thuốc cháy (hỏa thuật): Ưu điểm lớn nhất là tính đơn giản và độ an toàn thụ động cao. Cơ chế này hoạt động dựa vào quy luật cháy của thuốc chậm: một khi bom rơi, tia lửa điện hoặc hạt lửa sẽ đốt cháy liều thuốc bảo hiểm, sau một khoảng thời gian trễ xác định cơ cấu mới mở khóa. Nhờ đó, hệ thống hỏa thuật rất ít bị ảnh hưởng bởi rung động hay va đập bất thường trong giai đoạn bay. Thiết kế đơn giản giúp giảm chi phí, dễ sản xuất hàng loạt, rất phù hợp cho bom đạn có số lượng lớn hoặc bom con. Nhược điểm của hỏa thuật là độ chính xác thời gian trễ có sai số do phụ thuộc vào chất lượng và điều kiện của thuốc cháy (sản xuất, nhiệt độ, độ ẩm…). Do vậy, cơ cấu thuốc cháy thường ít dùng độc lập mà hay kết hợp với các cơ cấu khác để nâng cao độ an toàn và độ chính xác.

Bảo hiểm cơ – điện tích hợp: Hệ thống kết hợp nhiều cơ cấu (cơ khí, điện tử, thuốc cháy) nhằm đạt độ an toàn và linh hoạt tối ưu. Ưu điểm nổi bật là khả năng đa tầng bảo vệ cao (thường 3 tầng hoặc hơn), giảm mạnh xác suất nổ sớm hoặc bom rơi không nổ. Thành phần điện tử giúp thu gọn kích thước cơ cấu so với thuần cơ khí, đồng thời cho phép lập trình chế độ nổ và kiểm tra trước khi thả bom. Điểm đặc biệt là khi không có nguồn điện, ngòi điện tử ở trạng thái an toàn: nếu bom rơi nhưng chưa được cấp lệnh kích nổ, nó sẽ chỉ đóng vai trò "bom xịt" thay vì tự phát nổ, trong khi ngòi cơ khí đã mở khóa mà không nổ thì vẫn ở trạng thái vũ trang nguy hiểm. Tuy nhiên, bảo hiểm cơ điện cũng có nhược điểm: kết cấu rất tinh vi và giá thành cao, cần bảo dưỡng và kiểm định nghiêm ngặt. Điện tử nhạy cảm với nhiễu điện từ và sự cố nguồn (mặc dù đã có các tiêu chuẩn chống nhiễu, chống sét), nên trong điều kiện khắc nghiệt đòi hỏi quy trình kiểm soát chất lượng cao để tránh lỗi hệ thống.

Tóm lại, cơ điện tử là xu hướng thiết kế hệ thống bảo hiểm hiện đại nhằm tận dụng tiến bộ công nghệ để tăng cường an toàn và tính năng cho ngòi bom. Tuy nhiên, hệ thống hỏa

thuật và cơ khí cổ điển vẫn đóng vai trò then chốt đảm bảo "tầm an toàn" và giá thành hợp lý. Hiện nay, thường thấy sự kết hợp giữa các cơ chế này trong ngòi nổ: cơ khí (chốt, khối quán tính) và thuốc hỏa thuật cung cấp các lớp bảo hiểm sơ cấp an toàn, trong khi các bộ phận điện tử bổ sung cho phép điều khiển linh hoạt và giảm thiểu sai số. Sự tích hợp các cơ cấu bảo hiểm sẽ là xu hướng trong thiết kế ngòi bom tương lai, nhằm đảm bảo bom hoạt động đúng lúc, đúng mục tiêu và an toàn cho người sử dụng.

5. Kết luận

Hệ thống bảo hiểm ngòi bom không quân là thành phần then chốt đảm bảo tính an toàn và hiệu quả tác chiến của bom không quân. Qua phân tích các cơ cấu điển hình, có thể thấy xu hướng tích hợp đa tầng bảo hiểm (cơ khí – hỏa thuật – điện tử) là lựa chọn ưu việt trong thiết kế hiện đại. Trong khi các cơ cấu cơ khí và hỏa thuật vẫn giữ vai trò ổn định, hệ thống cơ điện tử mang lại tính linh hoạt, khả năng lập trình và độ an toàn cao hơn. Việc lựa chọn cấu hình bảo hiểm phù hợp cần căn cứ vào tính năng nhiệm vụ, loại bom, điều kiện chiến trường và khả năng phối hợp với máy bay mang bom. Để nâng cao độ tin cậy, cần tiếp tục nghiên cứu và phát triển các giải pháp bảo hiểm tối ưu với tiêu chí: an toàn – ổn định – linh hoạt – dễ kiểm tra. Trên cơ sở đó, việc tiếp tục nghiên cứu, thử nghiệm và hoàn thiện hệ thống bảo hiểm sẽ giúp nâng cao tính tin cậy và hiệu quả khi sử dụng bom không quân trong thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. Department of Defense (U.S.). (2017, August 18). *MIL-STD-1316F: Fuze design, safety criteria*. Washington, DC.
2. Rehan, M., & Mansoor, M. (2021). *Application of MEMS in safety and arming devices: An overview*. Microsystems Technologies, 27(7), 3599–3610.
3. Новиченко, И. П. (ред.), Лопатин, Н. М., & Поляков, Н. С. (1967). *Пиротехнические работы*. Москва: Военное издательство Министерства обороны СССР.
4. Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V. (2010). *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
5. Zunino, J. L., Skelton, D. R., Robinson, C. H., & Swain, G. N. (2008). *Reliability testing and analysis of safing and arming devices for Army fuzes*. In Proceedings of SPIE 6884: Reliability, Packaging, Testing, and Characterization of MEMS/MOEMS VII. Washington, DC: SPIE Press.

Aerial Bomb Fuze Safety System

Abstract: *This paper presents an overview of the structural principles and operating mechanisms of aircraft bomb fuzes, with a particular focus on the fuze safety system, which is a key component determining the safety and reliability of the fuze throughout storage, transportation, and operational phases. Based on an analysis of mechanical, pyrotechnic, and integrated electro-mechanical safety systems, the paper evaluates the advantages, limitations, and application ranges of each type. The results indicate that the current development trend of aircraft bomb fuze safety systems is toward multi-layered and multi-mechanism integration in order to enhance safety, controllability, and overall reliability. Accordingly, this study provides a scientific foundation and reference material for the research, design, testing, and reliability assessment of aircraft bomb fuzes in the present stage.*

Keywords: Aircraft bomb; safety system; safety mechanism; reliability.

Phương pháp xử lý kết quả thử nghiệm xác định độ tin cậy ngòi MΓ – 57

Nguyễn Trung Nhân[1], Phạm Đức Hùng[1], Đào Văn Toàn[1], Bùi Xuân Sơn[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: trungnhan01@gmail.com; Tel: 0707926851

Tóm tắt

Bài báo đánh giá độ tin cậy ngòi nổ MΓ – 57 dùng trong đạn pháo phòng không cỡ 57 mm, qua việc khảo sát ba phương pháp đánh giá độ tin cậy gồm: Bernoulli, Bruceton và Bayes. Trên cơ sở các công thức xác suất – thống kê như phân bố nhị thức, tổ hợp, phương sai, phân bố chuẩn (Gauss) và công thức Bayes. Mỗi phương pháp được minh họa bằng ví dụ thực nghiệm, bảng kết quả và đồ thị phân tích tương ứng. Kết quả cho thấy: phương pháp Bernoulli hiệu quả khi thử mẫu lớn với kết quả rời rạc; Bruceton phù hợp xác định ngưỡng kích nổ trong điều kiện phân bố chuẩn; còn Bayes cho phép kết hợp thông tin tiên nghiệm với dữ liệu mới để nâng cao độ tin cậy. Kết luận khẳng định việc phối hợp cả ba phương pháp là cần thiết để đánh giá toàn diện và chính xác độ tin cậy ngòi MΓ – 57.

Từ khóa: *Độ tin cậy; ngòi* MΓ – 57*; phương pháp Bernoulli; Bruceton; Bayes.*

1. Đặt vấn đề

Độ tin cậy của ngòi nổ là một trong những chỉ tiêu kỹ thuật quyết định đến hiệu quả chiến đấu và mức độ an toàn khai thác vũ khí. Một ngòi được coi là đạt yêu cầu khi bảo đảm làm việc đúng chức năng trong toàn bộ chu trình sử dụng, từ bảo quản, vận chuyển đến kích hoạt và tác động tại mục tiêu. Đối với ngòi MΓ – 57, sai lệch nhỏ trong đặc tính kích nổ cơ cấu phát hoả có thể ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu suất chiến đấu cũng như an toàn sử dụng. Vì vậy, đánh giá độ tin cậy ngòi nổ không chỉ là yêu cầu kiểm định chất lượng mà còn là cơ sở khoa học cho công tác hoàn thiện và quản lý kỹ thuật [1].

Trong thực tiễn thử nghiệm, kết quả thu được thường có dạng nhị phân (nổ/không nổ) hoặc giá trị ngưỡng liên tục, với cỡ mẫu nhiều khi hạn chế. Việc xử lý các dữ liệu này đặt ra bài toán suy luận thống kê nhằm ước lượng xác suất làm việc không hỏng, nếu lựa chọn mô hình không phù hợp, kết quả đánh giá có thể sai lệch hoặc thiếu cơ sở khoa học. Hiện nay, các phương pháp đánh giá độ tin cậy đang có xu hướng kết hợp giữa mô hình thống kê cổ điển và phương pháp suy luận hiện đại nhằm phản ánh đúng bản chất ngẫu nhiên và biến động của hoạt động thực tiễn [2].

Xuất phát từ yêu cầu đó, bài báo tập trung nghiên cứu và xây dựng cách tiếp cận xử lý kết quả thử nghiệm ngòi MΓ – 57 dựa trên các phương pháp xác suất – thống kê tiêu biểu. Trên cơ sở dữ liệu thực nghiệm, các phương pháp được áp dụng, phân tích và so sánh nhằm làm rõ phạm vi sử dụng và khả năng phối hợp trong đánh giá độ tin cậy ngòi nổ.

2. Cơ sở lý thuyết của các phương pháp nghiên cứu

2.1. Phân bố nhị thức

Phân bố nhị thức là một mô hình xác suất mô tả số lần thành công X trong n phép thử độc lập, mỗi phép thử có đúng hai kết quả khả dĩ: "thành công" với xác suất p và "thất bại" với xác suất: $q=1-p$. Ký hiệu: $X \sim B(n,p)$. (1)

Hàm xác suất của phân bố này là:

$$P(X=k)=\binom{n}{k}.p^{k}.(1-p)^{n-k}, \text{ với } k=0,1,\ldots,n. \quad (2)$$

2.2. Phân bố chuẩn

Dùng để mô hình các đặc trưng liên tục như ngưỡng kích nổ. Hàm mật độ xác xuất của phân bố chuẩn với trung bình μ và phương sai σ^2 (hay, độ lệch chuẩn σ):

$$f(x;\mu,\sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp(-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}) \quad (3)$$

2.3. Phương sai

Phương sai của một biến ngẫu nhiên là một thước đo sự phân tán thống kê của biến đó, được tính bằng giá trị trung bình của các bình phương của chênh lệch giữa giá trị cụ thể và giá trị trung bình. Nó hàm ý các giá trị của biến đó thường ở cách giá trị kỳ vọng bao xa.

Nếu $\mu = E(X)$ là giá trị kỳ vọng của biến ngẫu nhiên X, thì phương sai là

$$var(X) = E((X-\mu)^2). \quad (4)$$

2.4. Định lý Bayes

Định lý Bayes cho phép tính xác suất xảy ra của một sự kiện ngẫu nhiên A khi biết sự kiện liên quan B đã xảy ra. Xác xuất của A khi biết B cho bởi công thức:

$$P(A \mid B) = \frac{P(B \mid A)P(A)}{P(B)} \text{ từ đó dẫn tới } P(A \mid B)P(B) = P(A \cap B) = P(B \mid A)P(A) \quad (5)$$

3. Các phương pháp đánh giá độ tin cậy ngòi МГ – 57

3.1. Phương pháp Bruceton (thử nghiệm lên – xuống)

Phương pháp Bruceton dùng để xác định ngưỡng kích nổ 50% (tức là giá trị tác động mà tại đó xác suất ngòi nổ là 50 %). Mỗi lần thử, nếu ngòi nổ, thì giảm mức kích thích xuống một bước d; nếu không nổ, thì tăng mức kích thích lên một bước d. Tiếp tục cho đến khi đạt đủ số lần đảo chiều [3]. Ước lượng ngưỡng trung bình (x_{50}) thường lấy trung bình số học của các mức kích thích tại các điểm đảo chiều.Từ ngưỡng này và mô hình phân phối chuẩn, ta có thể suy ra các mức kích thích tương ứng, với xác suất nổ mong muốn [4].

3.1.1. Nguyên lý và quy trình thử nghiệm

- Chọn mức kích thích khởi đầu: Dựa trên kinh nghiệm hoặc tài liệu thiết kế, ví dụ x_1= 3000 mm cho thử nghiệm độ tin cậy cơ cấu phát hoả của ngòi МГ – 57, hoặc giá trị gần ước tính ngưỡng 50 % nếu có dữ liệu sơ bộ. Chọn bước điều chỉnh: (ví dụ 50 mm), sao cho đủ nhỏ để không bỏ sót vùng chuyển tiếp và đủ lớn để không quá tốn thử.

- Thí nghiệm tuần tự [3, 4]:

Bước 1. Thực hiện thử ở mức x_i

Bước 2. Nếu kết quả là nổ, giảm mức: $x_{i+1} = x_i - d$ (6)

Bước 3. Nếu kết quả là không nổ, tăng mức: $x_{i+1} = x_i + d$ (7)

Bước 4. Ghi lại chuỗi mức và kết quả cho đến khi thu đủ số đảo chiều

- Đảo chiều: Xảy ra khi kết quả lần thử thay đổi so với lần trước đó (nổ đến không nổ và ngược lại). Thông thường cần ít nhất 8 ÷ 12 đảo chiều để ước lượng ổn định.

- Tính ngưỡng 50 % (μ)

+ Trung bình đảo chiều: $x_{50} = \frac{1}{R}\sum_{j=1}^{R} x_{rj}$ (8)

* Công thức Bruceton gốc

Bước 1: Đánh số các mức thử: mức cơ sở x_0, mức x_0 + d chỉ số 1,..

Bước 2: Ghi lại số lần thử tại mỗi chỉ số: N_i

Bước 3: Tính tổng $A = \sum i.N_i$, tổng $N = \sum N_i$ (9)

Bước 4: Tính $x_{50} = x_0 + d\left(\frac{A}{N} \pm 0,5\right)$. (10)

Trong đó tăng dần là "+" ; giảm dần là "-".

Tiến hành thử rơi đối với 20 cơ cấu phát hoả ngòi МГ – 57 thu được bảng kết quả sau:

Bảng 1. Kết quả thử nghiệm theo phương pháp Bruceton

Thử số	**Chiều cao rơi x_i (mm)**	**Kết quả**
1	3000	Không nổ
2	3050	Không nổ
3	3100	Nổ
4	3050	Không nổ
5	3100	Nổ
6	3150	Nổ
7	3100	Nổ
8	3050	Không nổ
9	3100	Nổ
10	3150	Nổ
11	3100	Nổ
12	3050	Không nổ
13	3100	Nổ
14	3150	Nổ
15	3200	Nổ
16	3150	Nổ
17	3100	Nổ
18	3050	Không nổ
19	3100	Nổ
20	3050	Nổ

Áp dụng công thức tính ngưỡng 50 % từ phương pháp Bruceton

Trong đó x_0: mức đầu tiên xảy ra thay đổi kết quả (ở đây chọn mộc là 3000 mm)

Với bước tăng d = 50 mm; A là tổng số lần nổ tại từng mức (theo quy tắc Bruceton) và tổng số mẫu 20.

Xét thấy tần số nổ nhiều hơn không nổ, chọn dấu "+". Tổng số A = 14 (nổ)

$$u_{50\%} = 3000 + 50\left(\frac{14}{20} + 0.5\right) = 3000 + 50\,x\,1.2 = 3060 \text{ (mm).}$$

3.1.2. Mô hình phân phối chuẩn và xác định ngưỡng khác

Khi xác suất nổ của ngòi theo mức kích thích x tuân theo phân phối chuẩn thì

$$P(x) = \Phi\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right). \quad (11)$$

Trong đó:

P(x): Xác suất ngòi nổ tại mức kích thích x

Φ: Hàm phân phối tích lũy chuẩn hóa (CDF chuẩn)

μ: Giá trị trung bình (ngưỡng gây nổ 50 %)

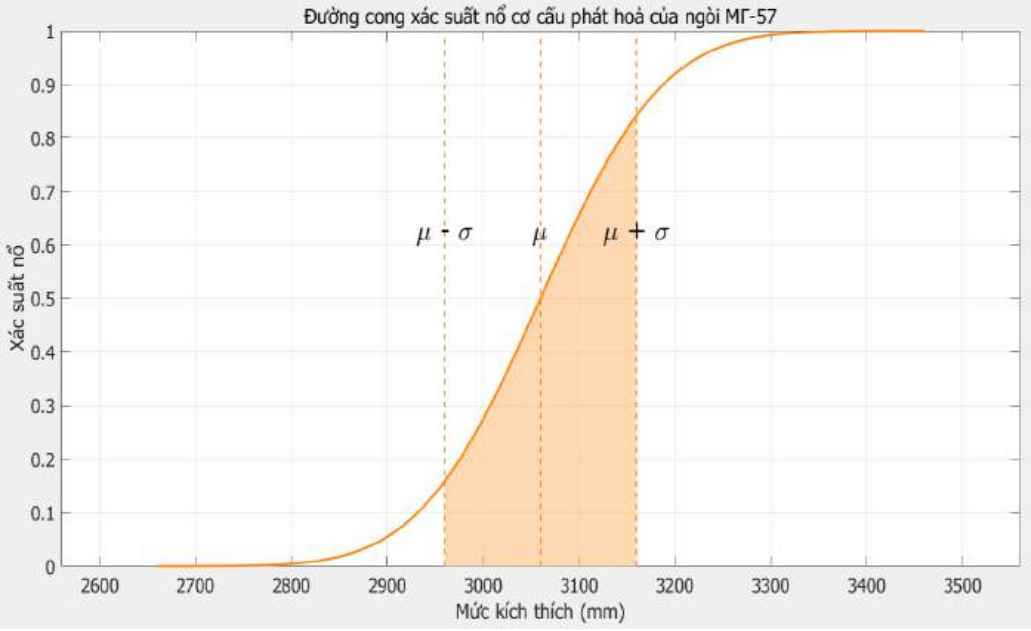
σ: Độ lệch chuẩn của phân bố

Để tìm mức kích thích x_p ứng với một xác suất p, ta dùng: $x_p = \mu + z_p.\sigma$ với $z_p = \Phi^{-1}(p)$ là điểm z tương ứng với xác suất p và Φ^{-1} là hàm nghịch đảo của phân phối chuẩn tích lũy (tra từ bảng Z).

Tìm mức kích thích tương ứng với xác suất nổ 99% của cơ cấu phát hoả ngòi МГ – 57

Để tính $z_{0.99}$ ta tra bảng phân phối chuẩn tích lũy chuẩn hóa (Standard Normal table – Bảng X từ [5]).

Tại dòng 2.3, cột 0.03 có $\Phi(2,33) = 0,9901 \Rightarrow z_{0,99} \approx 2,3298$. Biết σ = 100. Vậy $x_{99\%} = \mu + z_{0,99}.\sigma = 3060 + 2,3298.100 = 3292,98$ (mm).



Hình 1. Đường cong xác suất nổ cơ cấu phát hoả của ngòi МГ – 57 với u = 3060 và σ = 100

Phương pháp Bruceton không chỉ xác định ngưỡng 50 % mà còn cho phép tính toán mức kích thích tương ứng xác suất nổ cơ cấu phát hoả rất cao như 99,9 % tại 3,92 m. Điều này hỗ trợ thiết kế và kiểm định ngòi МГ – 57 đáp ứng yêu cầu an toàn và hiệu suất trong thực tế.

3.2. Phương pháp Bernoulli

3.2.1. Mô hình xác suất Bernoulli

Trong đánh giá độ tin cậy sản phẩm trong điều kiện lượng thử nhỏ bằng phương pháp

xác định lượng hỏng rất hay gặp khi hoàn thiện sản phẩm, thường dùng phương pháp dựa trên công thức Becnully (phân bố xác suất nhị thức) [6]:

$$Q^*_{n,N} = \frac{N!}{n!(N-n)}.p^{N-n}.q^n. \quad (12)$$

Trong đó:

$Q^*_{n,N}$ – XSHH rời rạc, trong trường hợp này, nó là xác suất xuất hiện n hỏng hóc trong khi tiến hành N thử nghiệm;

p: XSLVKH và q: XSHH có thể trong đơn vị thử nghiệm.

Giới hạn dưới và trên của khoảng chắc chắn Q^*_H, Q^*_β, tính theo công thức có sử dụng số liệu thực nghiệm:

$$Q^*_H = n/N.r_1; Q^*_\beta = n/N.r_2 \quad (13)$$

Trong đó: r_1, r_2 hệ số xác định dựa vào N, n và độ chắc chắn γ cho trước.

3.2.2. Khoảng tin cậy Clopper – Pearson

Để xây dựng khoảng tin cậy cho p, ta sử dụng phương pháp Clopper–Pearson, hay còn gọi là khoảng tin cậy chính cho phân phối nhị thức. Phương pháp này dựa vào liên hệ giữa phân phối nhị thức và phân phối beta.

Với mức độ tin cậy γ, ta có mức ý nghĩa α = 1 − γ, và khoảng tin cậy hai phía cho q được tính bởi [7]:

$$[q_{lower}, q_{upper}] = \left[\text{Beta}^{-1}\left(\frac{\alpha}{2}, n, N-n+1\right), \text{Beta}^{-1}\left(1-\frac{\alpha}{2}, n+1, N-n\right)\right] \quad (14)$$

Với: Beta^{-1} là hàm phân vị (nghịch đảo của hàm phân phối tích lũy) Beta

q_{lower}, q_{upper} là giới hạn dưới và trên của khoảng tin cậy cho xác suất hỏng và hệ số tương đối r_1, r_2 được xác định như sau: $r_1 = \frac{n}{N.q_{lower}}, r_2 = \frac{n}{N.q_{upper}}$ (15)

Trong Matlab hàm betainv là nghịch đảo của hàm phân phối tích lũy Beta. Trên cơ sở lập trình code matlab để tính như sau:

```
% = XAC DINH DO TIN CAY BANG PHUONG PHAP BERNOULLI =
% Nhap dau vao tu nguoi dung
N = input('Nhap so mau thu nghiem (N): ');
n = input('Nhap so mau hong (n): ');
gamma = input('Nhap muc do tin cay (gamma, vi du: 0.95): ');
% Kiem tra hop le
if n > N || N <= 0 || n < 0 || gamma <= 0 || gamma >= 1
error('Du lieu nhap khong hop le. Kiem tra lai cac gia tri.');
end
% Tinh toan khoang tin cay Clopper-Pearson (dua tren phan phoi Beta)
alpha = 1 - gamma;
```

```
q_lower = betainv(alpha/2, n, N - n + 1);     % gioi han duoi xac suat hong
q_upper = betainv(1 - alpha/2, n + 1, N - n); % gioi han tren xac suat hong
% Tinh he so r1, r2
r1 = n / (N * q_lower);  r2 = n / (N * q_upper);
% Tinh gioi han xac suat hong
Q_H = n / (N * r1);      % Gioi han duoi
Q_beta = n / (N * r2);   % Gioi han tren
% Hien thi ket qua
fprintf('\n--- KET QUA TINH TOAN ---\n');
fprintf('So mau thu (N): %d\n', N); fprintf('So mau hong (n): %d\n', n);
fprintf('Muc do tin cay (gamma): %.2f\n\n', gamma);
fprintf('Gioi han duoi xac suat hong (Q_H): %.6f\n', Q_H);
fprintf('Gioi han tren xac suat hong (Q_beta): %.6f\n', Q_beta);
fprintf('He so r1: %.4f\n', r1); fprintf('He so r2: %.4f\n', r2);
fprintf('\nKhoang tin cay cho xac suat hong: [%.6f, %.6f]\n', Q_H, Q_beta);
fprintf('=> Khoang tin cay cho do tin cay san pham: [%.6f, %.6f]\n', 1 - Q_beta, 1 - Q_H);
```

Ta tiến hành thử nghiệm cơ cấu phát hoả của 100 mẫu ngòi МГ – 57, có 3 mẫu không nổ, xác định xác suất tin cậy với $\gamma = 0{,}95$.

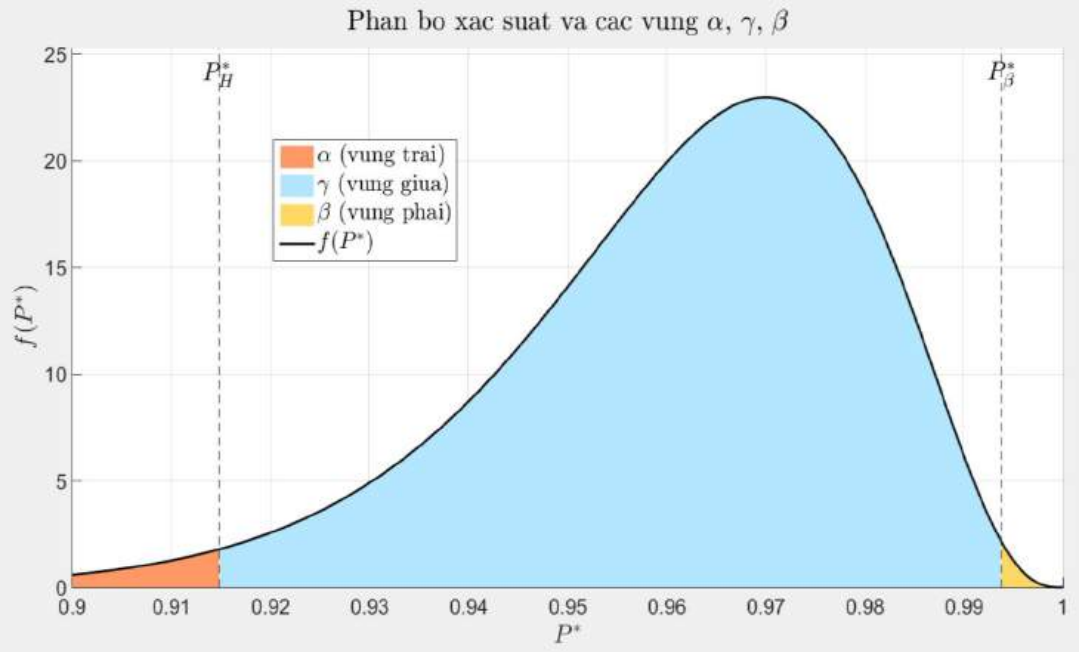
Giải matlab ta được kết quả sau:

Giới hạn dưới xác suất hỏng Q_H^*: 0.006230; Giới hạn trên xác suất hỏng Q_β^*: 0.085176

Hệ số r_1: 4.8154; hệ số r_2: 0.3522

Khoảng tin cậy cho xác suất hỏng: [0.006230, 0.085176]

Khoảng tin cậy cho độ tin cậy sản phẩm: [0.914824, 0.993770]



Hình 2. Phân bố xác suất chỉ số độ tin cậy cơ cấu phát hoả ngòi МГ – 57

Phương pháp Bernoulli đơn giản, dễ áp dụng, cho kết quả nhanh về xác suất làm việc không hỏng. Tuy nhiên, với cỡ mẫu nhỏ, khoảng tin cậy rộng chưa thật chắc chắn. Phương pháp này phù hợp với các thử nghiệm kiểm định nhanh, khi không yêu cầu phân tích sâu về ngưỡng kỹ thuật.

3.3. Phương pháp Bayes

Dùng công thức Bayes có thể xác định được P^* (giá trị XSLVKH rời rạc của sản phẩm) [1, 8]: $P_{k^*}(A_i) = \dfrac{P(A_i).(P_{A_i}(K_i))^m.(1-P_{A_i}(K_i))^{N-m}}{\sum\limits_{(i)} P(A_i).(P_{A_i}(K_i))^m.(1-P_{A_i}(K_i))^{N-m}}$ (16)

Trong đó:

$P(A_i)$: Xác suất tiên nghiệm sự kiện A_i nhận được từ tính toán hoặc thực nghiệm (chẳng hạn, phát xung kích thích đầu đạn)

$PA_i(K_i)$: Xác suất sự kiện K_i với điều kiện hoàn thành sự kiện A_i (chẳng hạn, sự kiện đầu đạn gặp mục tiêu)

N số lần thử; m số kết quả tích cực;

$P_{k^*}(A_i)$: Xác suất hậu nghiệm sự kiện A_i với điều kiện hoàn thành tổ hợp các sự kiện k^* trong quá trình thử nghiệm N đơn vị, xuất hiện m lần sự kiện A_i

Ngoài ra còn có một phương pháp khác xác định giá trị XSLVKH rời rạc của sản phẩm đó là sử dụng công thức Bayes nhưng có kết hợp sử dụng chỉ số tin cậy trong khoảng nào đó, phương pháp này có thể coi là hỗn hợp [1, 8]:

$$P_{k^*}(A_i) = \frac{P_a.(1-\alpha)^m.\alpha^{N-m}}{P_a.(1-\alpha)^m.\alpha^{N-m} + (1-P_a).\beta^m.(1-\beta)^{N-m}} \quad (17)$$

Trong đó:

P_a -XSLVKH tiên nghiệm dạng rời rạc;

$P_{k^*}(A_i)$ - XSLVKH hậu nghiệm dạng rời rạc;

N: Số lần thử nghiệm;

m: Số lần hoạt động bình thường;

N-m: Số lần hỏng hóc;

α, β : Rủi ro của các bên giao và nhận hàng.

Chúng ta thấy rằng, phương pháp hỗn hợp này ứng dụng khá tốt trong các trường hợp lượng thử hạn chế thậm chí là chỉ thử nghiệm một mẫu. Nó nâng cao đáng kể tính chắc chắn của kết quả và ưu điểm của nó so với phương pháp Bayes trình bày ở trên là không đòi hỏi cho trước hay xác định các xác suất kiểu $P_{k^*}(A_i)$.

Ví dụ: $P_a = 0,8;\ \alpha = \beta = 0,2$ (Khi lượng thử nhỏ thì rủi ro của hai bên cần phải lấy giá trị khá lớn) và kết quả thử là tích cực, N = m =1.

$$P_{k^*}(A_i) = \frac{0,8.(1-0,2)^1.0,2^{1-1}}{0,8.(1-0,2)^1.0,2^{1-1} + (1-0,8).0,2^1.(1-0,2)^{1-1}} = 0,94$$

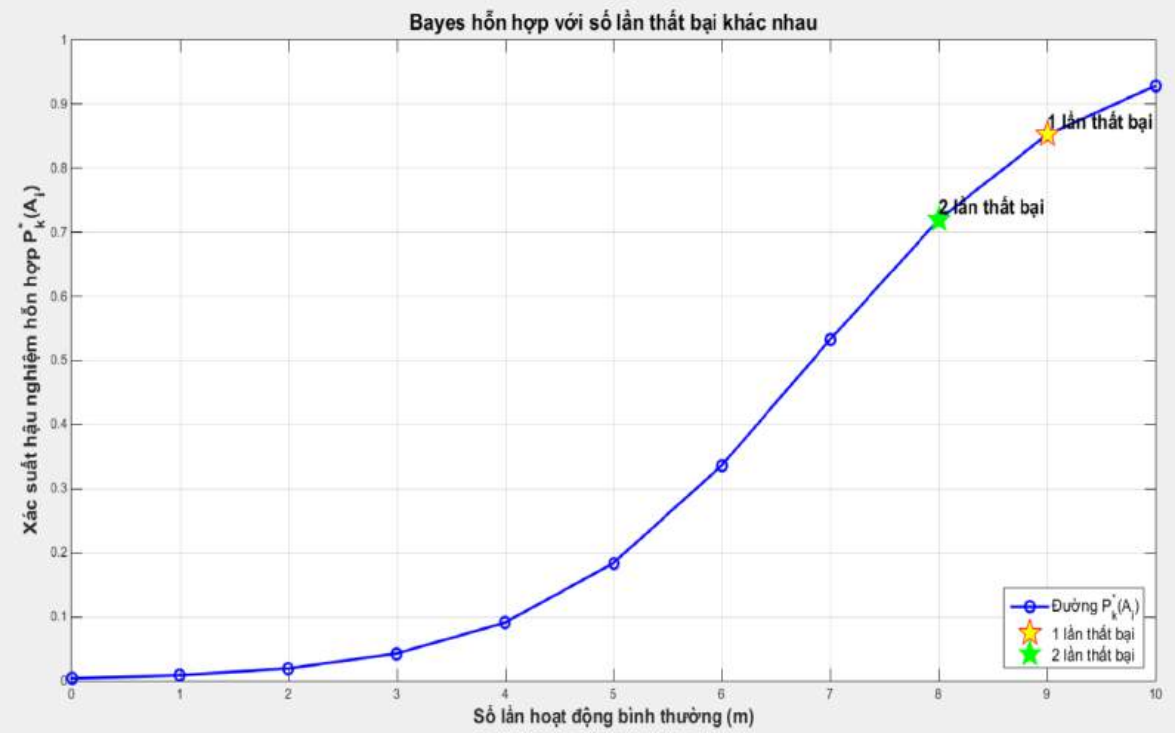
Vậy XSLVKH hậu nghiệm dạng rời rạc $P_{k^*}(A_i) = 0,94$

* Nếu như thử nghiệm tiếp theo lại nhận được kết quả tương tự thì nhận được giá trị chính xác hóa lần một, cứ như vậy có thể chính xác hóa dần dần trong quá trình thử nghiệm.

* Nếu như kết quả là hỏng hóc (N=1, m=0) thì công thức trở về dạng:

$$P_{k^*}(A_i) = \frac{P_a.\alpha}{P_a.\alpha + (1-P_a).(1-\beta)} \quad (18)$$

Tiến hành tính toán với việc thử nghiệm cơ cấu phát hoả của 10 ngòi МГ – 57 với $P_a = 0,8;\ \alpha = 0,1;\ \beta = 0,2$ ta được đồ thị sau:



Hình 3. Xác suất độ tin cậy cơ cấu phát hoả ngòi МГ – 57 theo Bayes hỗn hợp

Bayes cho phép xử lý tình huống mẫu thử nhỏ, vẫn đưa ra ước lượng có giá trị bằng cách tận dụng thông tin có sẵn. Tuy nhiên, kết quả phụ thuộc mạnh vào tiên nghiệm, và việc lựa chọn phân bố Beta phải có cơ sở xác đáng (dữ liệu lịch sử, mô hình thiết kế…).

4. Kết luận

Tóm lại, Bruceton là phương pháp truyền thống dùng trong kiểm tra nhạy nổ, cho kết quả tốt quanh mức xác suất 50 % nếu giả định phân phối chuẩn được thỏa mãn. Tuy nhiên, phương pháp này phức tạp về toán học và không thể mở rộng để ước tính các xác suất rất nhỏ hoặc rất lớn do thiết kế chỉ tập trung vào vùng giữa. Phương pháp Bernoulli (nhị thức) thì đơn giản, không cần giả thiết phân phối, phù hợp để khẳng định độ tin cậy tối thiểu khi không có sai hỏng (ví dụ kiểm định không thất bại), nhưng nếu có sai hỏng xuất hiện thì cần chuyển sang phân tích khác. Trong khi đó, Bayes là cách tiếp cận linh hoạt nhất: nó có thể tích hợp thông tin tiên nghiệm để cải thiện ước lượng, đặc biệt hữu ích khi dữ liệu hạn chế. Nhược điểm của Bayes là cần chọn mô hình phân phối và thực hiện tính toán phức tạp (thường bằng mô phỏng).

Trong thực tế, có thể phối hợp các phương pháp trên để tận dụng ưu điểm của mỗi cái. Ví dụ, dùng phép thử thành công (Bernoulli) để xác định thử nghiệm sơ bộ, sau đó áp dụng Bayes với phân phối tiên nghiệm dựa trên kinh nghiệm hoặc dữ liệu lịch sử để tinh chỉnh kết

quả. Hoặc kết hợp kết quả định lượng từ Bruceton làm tiên nghiệm cho phân tích Bayes sâu hơn nhằm dự báo toàn bộ đường cong phản hồi. Sự kết hợp như vậy giúp tăng tính chính xác và giảm nhược điểm khi dữ liệu thực nghiệm bị hạn chế.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng, (2009). *Độ tin cậy ngòi đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Phan Văn Khôi, (2001). *Cơ sở đánh giá độ tin cậy*. Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.
3. Speed, F. M. (1966). *A guide for the application of the Bruceton method to electro-explosive devices* (MSC-IN-66-ED-4). Houston, TX: NASA.
4. Wild, R., & von Collani, E. (2002). *Modelling of explosives sensitivity part 1: The Bruceton method.* Stochastics and Quality Control, 17(1), 23–37.
5. Ztable.net. (2025). *Z table – Standard normal distribution table*.
6. Casella, G., & Berger, R. L. (2002). *Statistical inference* (2nd ed.). Pacific Grove, CA: Duxbury.
7. Brown, L. D., Cai, T. T., & DasGupta, A. (2001). *Interval estimation for a binomial proportion*. Statistical Science, 16(2), 101–133.
8. Pangeni, L. (2024). *Leveraging Bayesian statistics for reliability predictions with limited sample data*. Accendo Reliability.

Processing Experimental Results for Determining the Reliability of the MG – 57 Fuze

Abstract: *This paper evaluates the reliability of the MG – 57 fuze used in 57 mm anti-aircraft artillery ammunition by examining three reliability assessment methods: the Bernoulli method, the Bruceton up-and-down method, and the Bayesian approach. The analysis is grounded in probability and statistical theory, including the binomial distribution, combinatorial analysis, variance, the normal (Gaussian) distribution, and Bayes' theorem. Each method is illustrated through experimental case studies, accompanied by corresponding result tables and analytical graphs. The results indicate that the Bernoulli method is effective for large sample sizes with discrete outcomes; the Bruceton method is appropriate for determining the detonation threshold under the assumption of normal distribution; and the Bayesian approach enables the integration of prior information with newly acquired data to enhance reliability estimation. The study concludes that the combined application of all three methods is necessary to achieve a comprehensive and accurate assessment of the MG – 57 fuze reliability.*

Keywords: Reliability; MG – 57 fuze; Bernoulli method; Bruceton method; Bayesian analysis.

Nghiên cứu hệ thống cảm biến mục tiêu kiểu trường tĩnh điện

Trịnh Văn Tuấn[1*], Phạm Đức Hùng[1], Hoàng Hải Sơn[1], Bùi Minh Tuân[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: tuanarsenal2110@gmail.com; Tel: 0945222325

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu hệ thống cảm biến mục tiêu kiểu trường tĩnh điện – một loại cảm biến thụ động, tiêu thụ năng lượng thấp, phù hợp cho phát hiện mục tiêu ở cự ly ngắn trong ngòi nổ. Cảm biến hoạt động dựa trên hiện tượng cảm ứng điện và sự thay đổi điện dung giữa điện cực và mục tiêu dẫn điện. Nghiên cứu trình bày cơ sở lý thuyết về trường tĩnh điện, phân bố điện trường, điện dung và các yếu tố ảnh hưởng trong thực tế. Nguyên lý cảm biến được phân tích gồm ba phần: điện cực và mạch đo điện dung, bộ khuếch đại – lọc nhiễu, và khối xử lý tín hiệu. Các bằng sáng chế của Mỹ từ 1975 – 1991 được xem xét nhằm chứng minh tính khả thi của cảm biến trong ngòi nổ. Nhóm tác giả xây dựng mô hình cảm biến theo bằng sáng chế US3871296 và mô phỏng bằng phần mềm ANSYS Maxwell 2D để khảo sát sự biến thiên điện dung theo khoảng cách. Kết quả cho thấy điện dung cơ bản giữa mũi và thân đạn ổn định (26~27 *pF*), trong khi điện dung ghép nối với mục tiêu tăng mạnh khi mục tiêu đến gần, đạt trên 30 *pF*. Sự tăng đột ngột này làm thay đổi tần số dao động trong mạch và tạo tín hiệu kích nổ. Nghiên cứu khẳng định hiệu quả của cảm biến trường tĩnh điện cho ngòi nổ cận tiếp nhờ độ nhạy cao ở cự ly ngắn. Tác giả đề xuất mở rộng mô phỏng 3D và nghiên cứu ảnh hưởng môi trường để phục vụ ứng dụng thực tế.

Từ khóa: *Ngòi nổ trường tĩnh điện; cảm ứng điện; cảm biến điện dung; mô phỏng ANSYS Maxwell; điện dung ghép nối.*

1. Mở đầu

Trong các hệ thống ngòi nổ, việc phát hiện và xác định cự ly mục tiêu đóng vai trò then chốt để đảm bảo hiệu quả tiêu diệt và an toàn cho đạn. Ngoài các cảm biến thông dụng như radar, hồng ngoại hay từ trường, cảm biến kiểu trường tĩnh điện cũng có nhiều ưu điểm như: hoạt động thụ động, tiêu thụ năng lượng thấp và độ nhạy cao ở cự ly ngắn.

Cảm biến trường tĩnh điện hoạt động dựa trên hiện tượng cảm ứng điện giữa điện cực và mục tiêu có khả năng tích điện hoặc dẫn điện. Khi mục tiêu tiến gần, sự biến đổi điện dung trong vùng cảm ứng được chuyển đổi thành tín hiệu điện có thể đo được. Loại cảm biến này đặc biệt phù hợp cho các hệ thống cần phát hiện mục tiêu ở khoảng cách nhỏ, trong môi trường nhiễu cao hoặc đòi hỏi tính bảo mật điện từ.

Tuy nhiên, các tài liệu công khai cho thấy vẫn chưa có công trình cụ thể nào mô tả chi tiết quá trình hình thành và phân bố trường tĩnh điện trong cảm biến kiểu này, cũng như mối quan hệ định lượng giữa điện dung và khoảng cách. Do đó, việc nghiên cứu, mô phỏng và đánh giá đặc tính của cảm biến kiểu trường tĩnh điện là cần thiết, nhằm làm rõ nguyên lý hoạt động và khả năng ứng dụng trong ngòi nổ quân sự.

Trong phạm vi bài báo này, nhóm tác giả tập trung vào ba nội dung chính:

(1) Nghiên cứu tổng quan và cơ sở lý thuyết về trường tĩnh điện;

(2) Phân tích nguyên lý cảm nhận mục tiêu kiểu tĩnh điện;

(3) Mô phỏng và đánh giá đặc tính cảm biến điện trường bằng phần mềm *Ansys Maxwell*.

Kết quả nghiên cứu cung cấp bằng chứng mô phỏng rõ ràng về quy luật biến thiên điện

dung theo khoảng cách và vùng nhạy của cảm biến, góp phần xây dựng cơ sở khoa học cho việc phát triển các loại ngòi cảm biến tĩnh điện trong tương lai.

2. Nghiên cứu tổng quan về trường tĩnh điện

2.1. Khái niệm và bản chất của trường tĩnh điện

Trường tĩnh điện là dạng trường lực do các điện tích đứng yên trong không gian sinh ra. Khi một điện tích đặt trong vùng có các điện tích khác, nó chịu tác dụng của lực điện *Coulomb*. Độ lớn và hướng của lực này phụ thuộc vào phân bố điện tích xung quanh và khoảng cách tương đối giữa chúng. Vectơ cường độ điện trường E tại một điểm được xác định là lực điện tác dụng lên một đơn vị điện tích thử đặt tại điểm đó:

$$E = \frac{F}{q} \tag{1}$$

Trường tĩnh điện có thể được mô tả bằng hai đại lượng cơ bản: cường độ điện trường E và thế điện φ, , được liên hệ với nhau qua phương trình:

$$E = -\nabla\varphi \tag{2}$$

Trong môi trường đồng chất và không chứa điện tích tự do, điện thế tuân theo phương trình *Laplace*:

$$\nabla^2\varphi = 0 \tag{3}$$

Nếu tồn tại mật độ điện tích ρ ta có phương trình *Poisson* tổng quát:

$$\nabla^2\varphi = -\frac{\rho}{\varepsilon} \tag{4}$$

Các phương trình này là cơ sở để mô tả phân bố điện thế và điện trường trong mọi hệ thống cảm biến kiểu tĩnh điện.

2.2. Điện dung và năng lượng của trường tĩnh điện

Khi hai vật dẫn cách điện với nhau và có điện thế khác nhau, giữa chúng xuất hiện điện dung tương hỗ C, được xác định bởi:

$$C = \frac{Q}{U} \tag{5}$$

Năng lượng của trường điện được biểu diễn bằng:

$$W = \frac{1}{2}CU^2 \tag{6}$$

Khi một vật thể dẫn điện di chuyển vào vùng điện trường, giá trị C thay đổi theo thời gian $\left[C(t)\right]$. Sự biến thiên này là tín hiệu đặc trưng được khai thác trong cảm biến điện trường tĩnh để phát hiện mục tiêu.

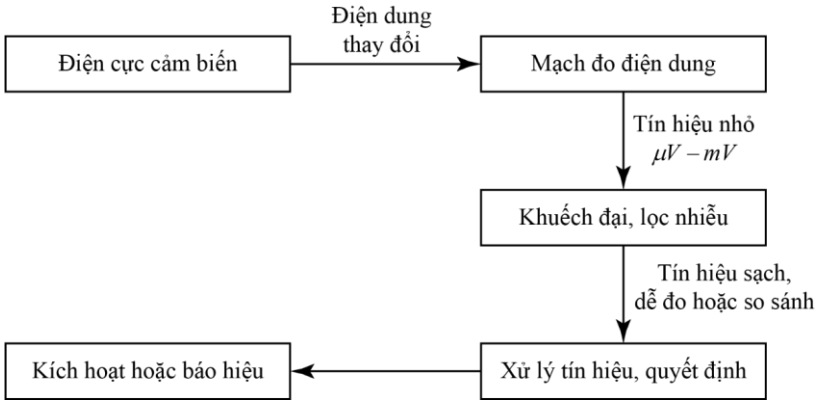
2.3. Các yếu tố ảnh hưởng đến trường tĩnh điện trong thực tế

Khi ứng dụng trong điều kiện thực, trường tĩnh điện chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố môi trường. Độ ẩm và nhiệt độ không khí làm thay đổi hằng số điện môi ε. Bụi và ion tự do có thể dẫn điện yếu, làm rò điện tích và giảm độ ổn định tín hiệu. Vật thể xung quanh có khả năng gây méo trường hoặc thay đổi điện dung nền. Đặc biệt là nguồn nhiễu tĩnh điện tự nhiên như sét, thiết bị công nghiệp, trường điện xoay chiều.

Các biện pháp giảm nhiễu thường dùng là che chắn điện, đo vi sai, nối đất hợp lý, và lọc tín hiệu bằng mạch thông thấp để triệt nhiễu tần cao.

3. Nghiên cứu nguyên lý cảm biến kiểu trường tĩnh điện

Cảm biến kiểu trường tĩnh điện là loại cảm biến hoạt động dựa trên hiện tượng cảm ứng điện trường giữa các vật dẫn. Khi một vật thể kim loại (mục tiêu) tiến gần đến điện cực của cảm biến, các đường sức điện trường giữa cảm biến và vật thể sẽ bị biến dạng. Sự thay đổi này làm biến đổi điện dung – tức là khả năng tích điện giữa hai vật thể. Mạch điện trong cảm biến sẽ nhận biết được sự thay đổi này và biến nó thành tín hiệu điện, qua đó xác định sự có mặt, khoảng cách hoặc chuyển động của mục tiêu.



Hình 1. Sơ đồ cảm biến kiểu trường tĩnh điện

3.1. Điện cực cảm biến, mạch đo điện dung

Điện cực cảm biến và mạch đo điện dung là phần trung tâm, có nhiệm vụ biến đổi hiện tượng vật lý thành tín hiệu điện. Cấu tạo cơ bản của mạch này gồm: (1) Điện cực đo (thường làm bằng kim loại, có dạng trụ, đĩa hoặc vòng) để tạo ra và thu nhận trường điện; (2) Điện cực tham chiếu hoặc vỏ nối đất, giúp định hình trường điện và tạo điểm so sánh ổn định; (3) Lớp cách điện và vỏ bảo vệ, đảm bảo cách ly điện và chống ảnh hưởng môi trường (ẩm, bụi, rung động).

Khi không có vật thể nào gần cảm biến, trường điện giữa điện cực đo và vùng xung quanh ổn định. Khi một vật dẫn (như tấm kim loại hoặc thân xe) tiến lại gần, điện trường bị hút về phía vật thể đó – điện dung giữa điện cực và đất tăng lên. Sự biến đổi điện dung này được mạch cảm biến ghi nhận.

Có nhiều phương pháp đo sự thay đổi của điện dung như: (1) Dạng cầu điện dung, so sánh điện dung cảm biến với điện dung chuẩn; (2) Dạng mạch dao động, trong đó điện dung của cảm biến ảnh hưởng đến tần số dao động – khi mục tiêu đến gần, tần số thay đổi; (3) Dạng khuếch đại điện tích, khi điện tích cảm ứng được khuếch đại trực tiếp thành điện áp đo được.

3.2. Bộ khuếch đại, lọc nhiễu

Tín hiệu thu được từ mạch cảm biến thường rất nhỏ ở mức *microvolt* (μV) đến *millivolt* (mV), nên cần được khuếch đại và lọc trước khi đưa sang khâu xử lý. Bộ khuếch đại và lọc nhiễu có các chức năng: (1) khuếch đại tín hiệu yếu: sử dụng mạch khuếch đại đặc biệt có độ nhiễu thấp để phóng đại tín hiệu hữu ích mà không làm méo dạng; (2) lọc nhiễu: loại bỏ các thành phần không mong muốn như nhiễu từ nguồn điện, nhiễu tần số công nghiệp 50–60 *Hz*, hoặc tín hiệu do rung động cơ khí; (3) khôi phục đồng bộ: nếu cảm biến được kích thích bằng

điện áp xoay chiều, mạch sẽ chỉ lấy tín hiệu đúng tần số đó, giúp tăng độ chính xác gấp nhiều lần; (4) ổn định nền và tự hiệu chỉnh: mạch có thể tự cân bằng điện áp nền để đảm bảo ngưỡng phát hiện không bị trôi theo thời gian, nhiệt độ hoặc độ ẩm. Sau giai đoạn này, tín hiệu điện từ cảm biến đã đủ lớn và ổn định để chuyển sang khâu xử lý số.

3.3. Khối xử lý tín hiệu và điều khiển

Tín hiệu sau khi khuếch đại sẽ được chuyển đổi sang dạng số bằng bộ chuyển đổi tương tự – số, sau đó được bộ vi xử lý hoặc mạch logic phân tích. Khối xử lý có nhiệm vụ: (1) lọc tín hiệu lần cuối, loại bỏ nhiễu còn sót; (2) phát hiện sự xuất hiện của mục tiêu dựa trên biên độ và tốc độ biến thiên tín hiệu; (3) xác định trạng thái an toàn: chỉ kích hoạt khi cảm biến cho tín hiệu hợp lệ, đồng thời các cảm biến khác (như cảm biến gia tốc, cơ cấu cơ khí) xác nhận điều kiện kích hoạt; (4) tự kiểm tra: đảm bảo hệ thống hoạt động đúng trước khi kích nổ hoặc ra lệnh.

Do cảm biến kiểu trường tĩnh điện rất nhạy với môi trường, phần vỏ và cách điện đóng vai trò quan trọng. Vỏ kim loại và lớp che chắn giúp ngăn nhiễu từ bên ngoài. Điện cực bảo vệ được đặt đồng thế với điện cực đo để giữ trường điện ổn định, tránh nhiễu mép. Lớp cách điện phải mỏng, chịu được môi trường ẩm và nhiệt độ cao, thường dùng vật liệu nhựa kỹ thuật hoặc gốm mỏng. Hệ nối đất hợp lý, đảm bảo trường điện chỉ thay đổi do mục tiêu chứ không bị ảnh hưởng bởi khung hoặc thân đạn.

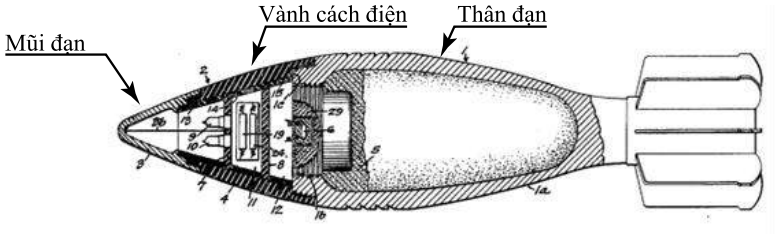
4. Nghiên cứu ngòi dùng cảm biến tĩnh điện

Nghiên cứu các tài liệu công khai cho thấy chưa có báo cáo công khai về một hệ đạn tên lửa cụ thể sử dụng ngòi gần dựa hoàn toàn dựa vào cảm biến trường tĩnh điện. Tuy nhiên, đã có một số bằng sáng chế mô tả nguyên lý và cấu trúc điện cực/mạch cho ngòi chạm nổ kiểu trường tĩnh điện (*electrostatic promixity fuze*): mẫu *US3871296 (1975)* dùng biến thiên điện dung mũi – thân đạn qua mạng *RC* và ống điện tử; *US4183303 (1979)* khai thác *gradient* điện áp bằng cặp đầu dò; *US4972775 (1990)* và *EP 0434243 (1991)* đề xuất đầu dò điện tĩnh thụ động như kênh phát hiện ban đầu cho mục tiêu bay. Một số sáng chế khác dùng cảm biến điện tĩnh trong kênh an toàn (ví dụ *US6196130 (2001)*). Các bằng sáng chế này khẳng định tính khả thi nguyên lý, đồng thời đề xuất rằng để đạt độ tin cậy chiến trường, cảm biến trường tĩnh điện thường kết hợp với kênh khác (radar, từ trường, quán tính) nhằm giảm nhiễu môi trường và báo giả.

4.1. Mô phỏng nguyên lý cảm biến trường tĩnh điện

Để khảo sát quy luật biến đổi diện dung theo khoảng cách $C(d)$ và trường tĩnh điện trong không khí, phạm vi bài báo này sẽ dùng phần mềm *Ansys Maxwell* để tiến hành mô phỏng. Lựa chọn bằng sáng chế *US3871296 (1975)* để khảo sát.

4.1.1. Mô hình ngòi sử dụng cảm biến trường tĩnh điện



Hình 2. Mô hình cảm biến điện trường theo US3871296 (1975)

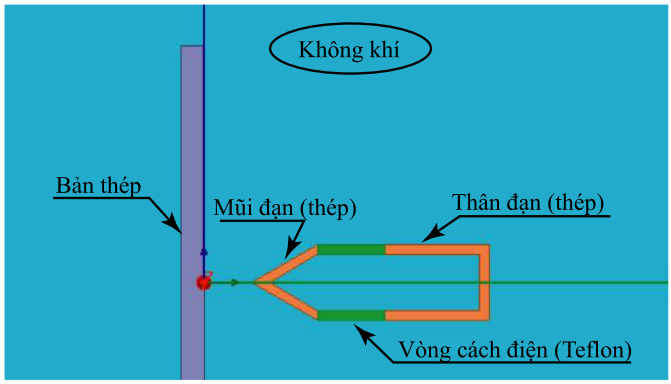
Cấu trúc cảm biến được đặt ở mũi của đầu đạn. Nó bao gồm một mũ kim loại được gắn ở đầu, đóng vai trò là một bản cực của tụ điện. Mũ kim loại này được cách ly về điện khỏi phần

thân đạn bởi một vành cách điện. Từ đó tạo ra một điện dung cơ bản C giữa mũ kim loại và thân đạn trong đó phần thân đạn hoạt động như bản cực thứ 2.

Khi viên đạn bay gần một vật thể dẫn điện (mục tiêu) như máy bay hoặc xe tăng, mục tiêu này sẽ làm biến dạng điện trường, từ đó xuất hiện điện dung giữa mũi đạn và mục tiêu $C_{mục\ tiêu}$. Sự xuất hiện $C_{mục\ tiêu}$ làm thay đổi điện dung tổng $C_{tổng}$ đó là tín hiệu đầu vào để bộ xử lý tín hiệu hoạt động.

Bộ xử lý tín hiệu là một bộ dao động RF (bộ dao động tần số vô tuyến), được thiết lập để hoạt động ở một tần số chuẩn. Điện dung cơ bản $C_{đạn}$ giữa mũi và thân đạn là một thành phần chính xác định tần số này. Sự thay đổi trong điện trường dẫn đến sự thay đổi tổng điện dung $C_{tổng}$ của hệ thống do đó làm thay đổi tần số hoạt động của bộ dao động. Mức độ thay đổi tần số này tỉ lệ nghịch với khoảng cách đến mục tiêu: mục tiêu càng gần, tần số càng thay đổi lớn.

4.1.2. Mô hình mô phỏng trong Ansys Maxwell



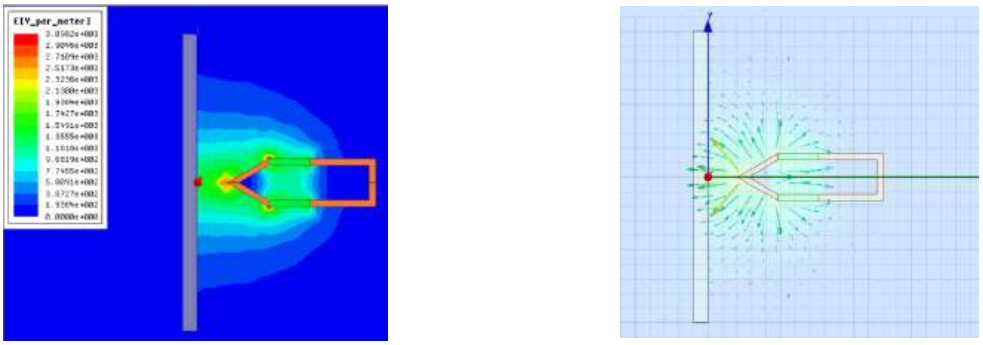
Hình 3. Mô hình mô phỏng trong Ansys Maxwell

Mô hình gồm bản thép, mũi đạn, thân đạn và vòng cách điện. Vật liệu sử dụng cho mũi và thân đạn là thép, vòng cách điện là *Teflon* với độ điện thẩm tương đối $\varepsilon = 2{,}1$.

Gán điện thế 2 V cho mũi đạn, 0 V (nối đất) cho cả thân đạn và bản thép. Từ đó *ANSYS Maxwell* tính toán ma trận điện dung. Điện dung $C_{đạn}$ sẽ được tính toán giữa mũi đạn và thân đạn. Điện dung $C_{mục\ tiêu}$ sẽ được tính toán giữa mũi đạn và mục tiêu. Khi khoảng cách giữa mũi đạn và bản thép thay đổi, giá trị điện dung tổng toàn hệ này sẽ thay đổi, phản ánh nguyên lý cảm biến.

4.1.3. Kết quả và đánh giá

Hình 4a cho thấy cường độ điện trường E đạt giá trị cực đại tại khu vực sát khe hở cách điện giữa mũi đạn và vòng cách điện. Sự tập trung này là do hiệu ứng sắc cạnh và khoảng cách cách điện cực kỳ nhỏ tại các điểm này. Tuy nhiên, về mặt cảm biến, điều quan trọng là vùng điện trường mạnh cũng được tạo ra và tập trung tại khoảng không gian hẹp giữa mũi đạn và bề mặt bản thép. Sự phân bố trường này chứng tỏ hệ thống đang phản ứng mạnh mẽ với sự hiện diện của mục tiêu: điện trường bị nén và tăng cường độ lớn khi khoảng cách giữa hai vật dẫn điện giảm.

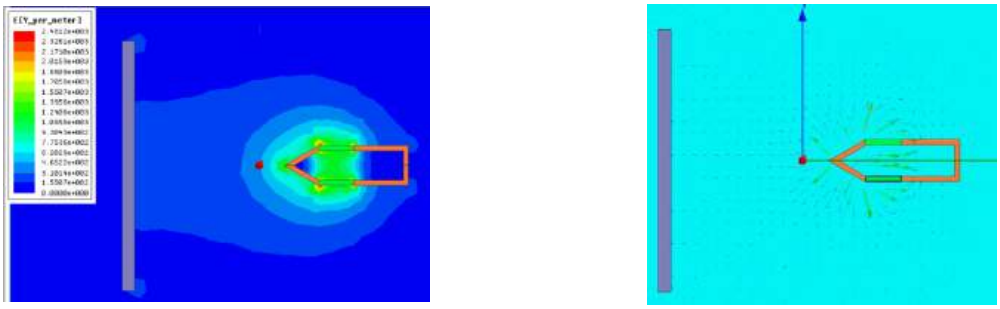


a) *b)*

Hình 4. Phân bố điện trường và các đường sức điện trường khi bản thép ở gần mũi đạn

Hình 4b, biểu thị các véctơ đường sức điện trường, cho thấy mục tiêu đang chi phối mô hình điện trường tổng thể. Các đường sức điện trường luôn bắt nguồn từ cực dương (mũi đạn) và kết thúc tại cực âm (thân đạn và mục tiêu).

Khi mũi đạn gần mục tiêu phần lớn đường sức bị hút về và kết thúc vuông góc với bề mặt Bản thép. Điều này chứng tỏ mục tiêu hoạt động như một điểm nối đất hiệu quả. Sự thay đổi này làm tăng điện dung ghép nối giữa mũi đạn và mục tiêu. Sự tăng điện dung này là tín hiệu được mạch điện tử bên trong ngòi nổ phát hiện để xử lý.

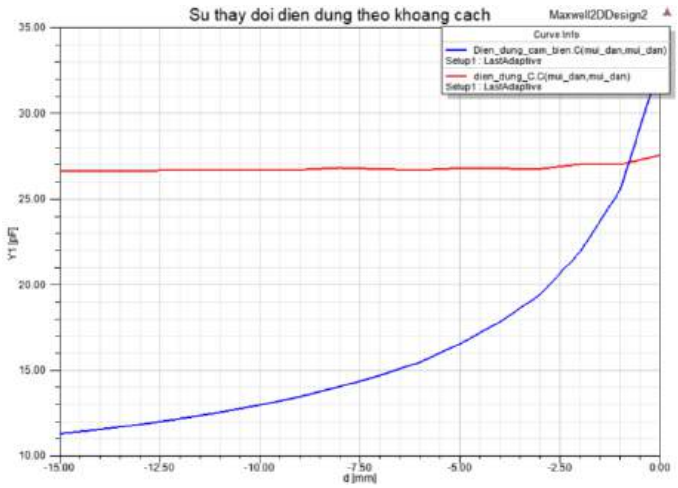


a) *b)*

Hình 5. Phân bố điện trường và các đường sức điện trường khi bản thép ở xa mũi đạn

Hình 6 trình bày kết quả mô phỏng điện trường của ngòi nổ cận tiếp điện tĩnh khi bản thép nằm ở khoảng cách xa so với mũi đạn cảm biến. Cường độ điện trường mạnh nhất vẫn tập trung tại các cạnh sắc của mũi đạn và khu vực cách điện. Tuy nhiên, vùng có cường độ điện trường đáng kể lan rộng ra phía trước mũi đạn đã giảm đi rõ rệt so với trường hợp mục tiêu ở gần. Phần lớn cường độ điện trường hiện tại tập trung vào điện dung cơ bản được hình thành giữa mũi đạn và thân đạn. Vùng không gian giữa mũi đạn và mục tiêu cường độ điện trường tại đó là rất thấp gần bằng 0.

Kết quả này khẳng định trạng thái an toàn của ngòi nổ trên đường bay: Khi mục tiêu ở xa, điện dung của hệ thống gần như chỉ bằng điện dung cơ bản giữa mũi đạn và thân đạn. Việc so sánh giữa Hình 5 (gần) và Hình 6 (xa) minh họa rõ ràng cơ chế tăng đột ngột điện dung khi khoảng cách giảm, chính là nguyên lý cảm biến của ngòi nổ kiểu tĩnh điện này.



Hình 6. Biểu đồ thay đổi điện dung theo khoảng cách

Trong biểu đồ trên, đường màu đỏ, thể hiện điện dung giữa mũi đạn và thân đạn được duy trì mức ổn định gần như tuyệt đối, xoay quanh giá trị xấp xỉ 26 đến 27 *pF* trên toàn bộ phạm vi khoảng cách. Sự ổn định này khẳng định rằng điện dung $C_{đạn}$ đóng vai trò là điện dung cơ bản của hệ thống, cung cấp tín hiệu tần số nền không đổi khi đạn di chuyển trong trạng thái an toàn. Khi ở gần mục tiêu, điện $C_{đạn}$ có dấu hiệu thay đổi, cao hơn so với khi ở xa mục tiêu.

Trái ngược hoàn toàn, đường màu xanh dương, thể hiện điện dung giữa mũi đạn với mục tiêu $C_{\text{mục tiêu}}$ cho thấy một phản ứng tuyến tính mạnh mẽ và là tín hiệu kích hoạt của hệ thống. Quy luận thay đổi xấp xỉ quy luật $C \sim \frac{1}{d}$. Ở khoảng cách xa, $C_{\text{mục tiêu}}$ chỉ ở mức thấp khoảng 11,5 *pF* gần như không ảnh hưởng đến tổng điện dung. Tuy nhiên, khi khoảng cách giảm nhanh, đường cong màu xanh dương bắt đầu dốc lên rõ rệt và tăng vọt khi tiến vào vùng cận mục tiêu, cuối cùng vượt qua giá trị $C_{đạn}$ và đạt đến hơn 30 *pF*. Chính sự tăng vọt đột ngột của $C_{\text{mục tiêu}}$ khi mục tiêu tiến gần đã làm thay đổi tổng điện dung của mạch dao động vượt qua ngưỡng an toàn, từ đó kích hoạt cơ chế nổ, minh chứng cho độ nhạy và tính hiệu quả của thiết kế cảm biến này.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày quá trình nghiên cứu, xây dựng và mô phỏng hệ thống cảm biến mục tiêu kiểu trường tĩnh điện bằng phần mềm *ANSYS Maxwell 2D*. Trên cơ sở lý thuyết trường tĩnh điện và hiện tượng cảm ứng điện giữa vật dẫn. Nghiên cứu này đã hoàn thành việc khảo sát và mô phỏng cơ chế cảm biến mục tiêu kiểu trường tĩnh điện bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) thông qua phần mềm Ansys Maxwell 2D, khẳng định cơ sở lý thuyết cho ứng dụng trong ngòi nổ cận tiếp. Kết quả định lượng từ mô hình ngòi nổ dựa trên bằng sáng chế US3871296 đã chứng minh tính hiệu quả và độ nhạy của hệ thống. Phân tích chỉ ra rằng điện dung nội tại giữa mũi đạn và thân đạn $C_{đạn}$ duy trì sự ổn định gần như tuyệt đối (dao động trong khoảng 26-27 pF), đóng vai trò cung cấp một tín hiệu tần số nền hằng số cho trạng thái an toàn. Trái lại, điện dung ghép nối với mục tiêu Cmục tiêu biểu hiện sự biến thiên phi tuyến tính mạnh mẽ, tăng vọt đột ngột từ mức nền thấp lên hơn 30 pF khi khoảng cách giảm vào vùng cận tiếp, vượt qua $C_{đạn}$. Chính sự gia tăng mạnh mẽ của điện dung ghép nối này tạo ra sự thay đổi tần số vượt ngưỡng kích hoạt, xác lập nguyên tắc phát hiện và kích nổ ở cự ly ngắn. Nghiên cứu đã cung cấp bằng chứng mô phỏng rõ ràng về quy luật biến thiên điện dung và vùng nhạy hữu hiệu của cảm biến, thiết lập nền tảng khoa học vững chắc cho việc thiết kế, tối ưu hóa và tích hợp

các cảm biến trường tĩnh điện có độ nhạy cao và tiêu thụ năng lượng thấp vào các hệ thống ngòi nổ hiện đại, đặc biệt trong các kịch bản tác chiến đòi hỏi tính bí mật và xác định mục tiêu ở cự ly rất gần.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, nhóm tác giả dự kiến sẽ:

Xây dựng mô hình *3D* đầy đủ của cảm biến trong cấu trúc ngòi nổ thực tế;

Kết hợp mô phỏng mạch khuếch đại và xử lý tín hiệu điện dung;

Và khảo sát ảnh hưởng của các yếu tố môi trường (độ ẩm, vật liệu vỏ, điện áp kích thích) nhằm đánh giá toàn diện hơn khả năng ứng dụng của cảm biến kiểu trường tĩnh điện trong thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Mạnh Hùng, Điện từ trường, *Cơ sở và ứng dụng kỹ thuật*, NXB Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội, 2018.
2. Trần Văn Kiên, *"Ứng dụng phần mềm ANSYS Maxwell trong mô phỏng các bài toán trường tĩnh điện",* Tạp chí Khoa học và Công nghệ Quân sự, số 2, 2002.
3. US Patent 4,972,775, *"Electrostatic proximity fuze"*, issued November 20, 1990.
4. US Patent 3,871,296, *"Electrostatic missile fuzing system",* issued March 18, 1975.
5. E. W. Hobson, *The Theory of Electrostatics*, Cambridge University Press, 2017 (reprint).
6. J. D. Jackson, *Classical Electrodynamics*, 3rd Edition, John Wiley & Sons, 1999.
7. Nguyễn Quang Huy và Nguyễn Đức Thịnh, *"Nghiên cứu cảm biến điện dung ứng dụng phát hiện vật thể dẫn điện"*, Tạp chí Đo lường và Kiểm nghiệm, số 3, 2021.

Research on Electrostatic Field-Based Target Sensor Systems

Abstract: *This paper investigates the electrostatic field-based target sensor system, a passive, low-power consumption sensor type specifically suited for short-range target detection in proximity fuzes. The sensor operates based on the phenomenon of electrostatic induction and the variation in capacitance between the sensing electrode and a conductive target. The study presents the theoretical foundations of electrostatic fields, electric field distribution, capacitance, and practical environmental influencing factors. The sensing mechanism is analyzed in three primary stages: the electrode and capacitance measurement circuit, the amplification and noise-filtering unit, and the signal processing block. To demonstrate the feasibility of electrostatic sensors in fuzes, several US patents from 1975–1991 were reviewed. The authors constructed a sensor model based on patent US3871296 and performed simulations using ANSYS Maxwell 2D to investigate capacitance variation relative to target distance. The results indicate that the base capacitance between the projectile nose and body remains stable at approximately from 26 pF to 27 pF. Conversely, the coupling capacitance with the target increases significantly as the target approaches, exceeding 30 pF. This abrupt capacitance surge shifts the circuit's oscillation frequency, thereby generating a trigger signal for detonation. The research confirms the effectiveness of electrostatic field sensors for proximity fuzes due to their high sensitivity at short ranges. Finally, the authors propose expanding the research to 3D simulations and investigating environmental impacts to support practical field applications.*

Keywords: Electrostatic fuze; electrostatic induction; capacitive sensor; ANSYS Maxwell simulation; coupling capacitance.

Các biện pháp kết cấu nâng cao độ tin cậy ngòi đạn

Trịnh Văn Tuấn[1], Phạm Đức Hùng[1], Võ Duy Thông[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: tuanarsenal2110@gmail.com; Tel: 0945222325

Tóm tắt

Độ tin cậy của ngòi đạn là yếu tố then chốt đảm bảo hiệu quả và an toàn trong sử dụng đạn dược, đặc biệt trong các điều kiện chiến đấu khắc nghiệt. Bài báo này trình bày tổng quan về các giải pháp kết cấu nhằm nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn dựa trên quan điểm hệ thống về độ tin cậy. Các giải pháp được phân tích bao gồm cải tiến cấu trúc cơ khí, tối ưu hóa thiết kế bảo hiểm, sử dụng cơ cấu đồng hồ cơ khí, tăng số tầng và chi tiết bảo hiểm,…. Ngoài ra, bài viết cũng đề cập đến vai trò của việc đảm bảo độ tin cậy trong suốt vòng đời sản phẩm, từ thiết kế, chế tạo, đến khai thác và tiêu hủy. Kết quả phân tích cho thấy rằng, việc áp dụng đồng bộ các giải pháp nêu trên không chỉ nâng cao tính an toàn và ổn định của ngòi đạn mà còn góp phần nâng cao chất lượng tổng thể của sản phẩm quốc phòng.

Từ khóa*: ngòi đạn, độ tin cậy, bảo hiểm an toàn, mô phỏng, thiết kế kỹ thuật.*

1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực quân sự hiện đại, đạn dược và các thiết bị nổ đóng vai trò then chốt trong việc đảm bảo sức mạnh hỏa lực và hiệu quả tác chiến. Trong đó, ngòi đạn là bộ phận có tính chất đặc biệt quan trọng, quyết định đến khả năng phát nổ đúng thời điểm, đúng mục tiêu và đảm bảo an toàn trong suốt quá trình vận chuyển, bảo quản, sử dụng. Với đặc thù hoạt động trong môi trường khắc nghiệt, yêu cầu cao về độ chính xác và độ an toàn, độ tin cậy của ngòi đạn trở thành tiêu chí không thể tách rời trong đánh giá chất lượng tổng thể của sản phẩm quốc phòng.

Tuy nhiên, do đặc điểm cấu tạo phức tạp, chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố cơ học, nhiệt học, khí hậu, điện từ… nên việc duy trì và nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn là một bài toán kỹ thuật khó, đòi hỏi phải có cái nhìn tổng thể từ góc độ hệ thống, kết hợp chặt chẽ giữa lý thuyết và thực tiễn. Các giải pháp đưa ra không chỉ nhằm đảm bảo ngòi hoạt động ổn định trong điều kiện tiêu chuẩn, mà còn phải thích nghi với những tình huống bất ngờ, môi trường thay đổi liên tục và các yêu cầu tác chiến hiện đại.

Xuất phát từ thực tiễn đó, bài báo này tập trung trình bày các giải pháp kết cấu nhằm nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn, từ góc độ thiết kế, cấu trúc, vật liệu đến các biện pháp bảo vệ và tối ưu hóa vận hành. Trên cơ sở lý thuyết độ tin cậy và quan điểm hệ thống, nội dung bài báo sẽ phân tích, đánh giá và đề xuất các hướng tiếp cận nhằm đáp ứng yêu cầu ngày càng khắt khe trong nghiên cứu, chế tạo và sử dụng ngòi đạn trong môi trường tác chiến hiện đại.

2. Quan điểm hệ thống trong đảm bảo độ tin cậy

Những phương pháp đảm bảo, nâng cao và tối ưu hóa độ tin cậy sản phẩm nói chung, trong đó có ngòi nổ cần phải dựa trên các quy luật thiết kế, chế tạo, sản xuất, khai thác và tiêu hủy, loại bỏ chúng. Tức là toàn bộ các giai đoạn trong vòng đời của chúng, những quy luật này được xác lập trong lý thuyết độ tin cậy. Để đạt được hiệu quả cao nhất khi hiện thực hóa những quy luật này, cần có quan điểm hệ thống trong tổ chức quá trình đảm bảo độ tin cậy cho sản phẩm và các phần tử cấu trúc của nó trong quá trình tổng quát hơn – quá trình đảm bảo chất lượng sản phẩm.

2.1. Các tính chất cấu thành chất lượng của sản phẩm

2.1.1. Hiệu quả kỹ thuật

Đặc trưng cho hiệu ứng kỹ thuật (kết quả) trong sử dụng sản phẩm theo công dụng của chúng và được xác định bởi những thông số kết cấu: tốc độ, năng suất, công suất, độ chính xác …. Những thông số này xác định tính hoàn thiện kỹ thuật của sản phẩm mà sự lạc hậu hay không phụ thuộc cơ bản vào điều này.

2.1.2. Hiệu quả kinh tế

Hiệu quả kinh tế hay tính kinh tế của sản phẩm, biểu hiện thông qua những chi phí cho đảm bảo vòng đời và được biểu diễn bằng các chỉ số giá trị: giá xuất xưởng, giá bán buôn, bán lẻ.

2.1.3. Độ tin cậy

Độ tin cậy là bản chất của hệ thống kỹ thuật, được lưu trữ theo thời gian trong khoảng giá trị định trước. Tất cả các thông số đặc trưng cho khả năng thực hiện các tính năng yêu cầu ở chế độ định trước trong sử dụng, bảo quản, sửa chữa, cất giữ và vận chuyển.

2.1.4. Tính tiêu chuẩn hóa kỹ thuật của sản phẩm

Tính tiêu chuẩn hóa kỹ thuật của sản phẩm đặc trưng cho mức độ tương ứng với tiêu chuẩn kỹ thuật được thành lập và ban hành (chuẩn, tiêu chuẩn, yêu cầu lắp lẫn) và được xác định bằng các hệ số sử dụng các tiêu chuẩn, ứng dụng và lặp lại các phần tử.

2.1.5. Tính phù hợp với người dùng

Tính phù hợp với người dùng xác định bằng sự phù hợp của sản phẩm bằng tương tác của nó với con người (hệ người – sản phẩm và môi trường xung quanh) và tính đến sự phù hợp với bản chất nhân chứng, hình thể, tâm lý của con người, các tiêu chuẩn tâm – sinh lý, vệ sinh an toàn lao động hay thói quen, lối sống.

2.1.6. Hình dáng và hình thức sản phẩm

2.1.7. Tính thân thiện với môi trường;

2.1.8. Tính dễ kiếm trong những thời kì khủng hoảng

Tính dễ kiếm trong những thời kì khủng hoảng đặc trưng bằng khả năng có thể thay thế bằng những vật liệu sẵn có, dễ kiếm, rẻ tiền (liên quan đến những sản phẩm quân sự).

2.1.9. Tính hợp pháp của sản phẩm.

2.2. Mối liên hệ giữa các tính chất cấu thành nên phạm trù chất lượng

Tất cả tính chất được liệt kê trên đây có liên quan mật thiết và tương tác hữu cơ với nhau, trong phạm vi nào đó có thể mâu thuẫn nhau. Ví dụ như nâng cao xác suất làm việc không hỏng (XSLVKH) của đạn dược (trong đó có ngòi) đến giá trị cao hơn giá trị tối ưu, mặc dù có thể giảm tiêu hao đạn dược để tiêu diệt đơn vị mục tiêu đối phương, nhưng vẫn làm tăng chi phí tiêu diệt mục tiêu vì giá thành mỗi viên đạn lại cao lên nhiều. Khi giảm XSLVKH xuống nhỏ hơn giá trị tối ưu có thể làm giảm giá thành sản xuất đạn nhưng lại đòi hỏi tiêu hao đạn dược để tiêu diệt mục tiêu nhiều hơn và chi phí để tiêu diệt mục tiêu sẽ cao hơn.

Mối liên hệ giữa độ tin cậy với các đặc tính khác của chất lượng được thể hiện bằng nhiều hình thức khác nhau. Ví dụ như, nếu thời hạn bảo quản trung bình của sản phẩm lớn hơn nhiều so với thời hạn lạc hậu của sản phẩm thì những chi phí dành cho bảo quản (bảo đảm độ tin cậy) sẽ không còn ý nghĩa.

Phân tích các đặc tính chất lượng, sự tương tác giữa chúng, xếp hạng thứ tự của chúng là cơ sở phương pháp để soạn thảo hệ thống đảm bảo chất lượng và độ tin cậy sản phẩm. Đối với những sản phẩm phức hợp như thệ thống điều khiển tự động, ngòi nổ, đạn dược,… thì những yêu cầu về độ tin cậy được đặt ra khắc nghiệt hơn, hệ thống bảo đảm độ tin cậy mang ý nghĩa phương pháp và tổ chức trong bảo đảm chất lượng. Tính chất quan trọng của hệ thống bảo đảm độ tin cậy cho các sản phẩm kỹ thuật quân sự (đạn, ngòi) thể hiện ở sự ảnh hưởng của chúng đến hiệu quả đảm bảo chất lượng lớn hơn so với các bản chất khác của chất lượng.

Theo đặc tính, các biện pháp ảnh hưởng đến chất lượng và độ tin cậy có thể phân loại ra các nhóm sau: phương pháp – khoa học, tổ chức, thông tin, vật chất (vật liệu).

2.3. Các thành phần của hệ thống bảo đảm độ tin cậy cho sản phẩm

Cơ sở và xác lập các yêu cầu đối với các chỉ số độ tin cậy, lựa chọn danh mục các chỉ số phụ thuộc vào kiểu, loại sản phẩm;

Bảo đảm các chỉ số được yêu cầu ở tất cả các giai đoạn trong vòng đời sản phẩm, bao gồm cả kiểm soát độ tin cậy;

Tích lũy số liệu thống kê về độ tin cậy ở toàn bộ vòng đời sản phẩm, sử dụng những số liệu này để hoàn thiện, cải tiến sản phẩm trên quan điểm độ tin cậy;

Hoàn thiện và phát triển phương pháp khoa học và tổ chức, thông tin và vật liệu để đảm bảo độ tin cậy sản phẩm (ở đây xuất hiện mối liên hệ phản hồi giữa kết quả nhậ được và chất lượng sản phẩm).

2.4. Các biện pháp bảo đảm độ tin cậy trong hệ thống bảo đảm độ tin cậy

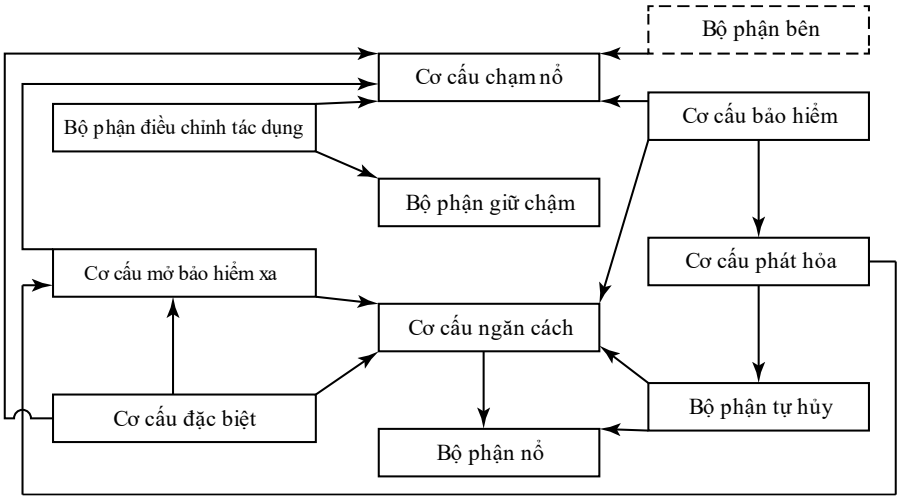
Các biện pháp đảm bảo độ tin cậy trong hệ thống đảm bảo độ tin cậy có những đặc điểm riêng ở những giai đoạn khác nhau trong vòng đời sản phẩm, được thể hiện rõ trong các tài liệu tiêu chuẩn kỹ thuật và tài liệu thiết kế sản phẩm.

*** Ở giai đoạn thiết kế**: người ta xây dựng cơ sở và tối ưu hóa (nếu có thể) các chỉ số độ tin cậy. Lựa chọn các cơ sở và các sơ đồ cấu trúc – chức năng và những sơ đồ nguyên lý từ tập hợp các phương án có thể, phương án đã biết, phương án mới tổng hợp trong quá trình thiết kế. Xem xét những sơ đồ giải pháp để bảo vệ sản phẩm khỏi những tác động bất lợi (nhiễu).

Ví dụ: Khi thiết kế một ngòi cơ khí chạm nổ, người thiết kế sẽ dựa vào sơ đồ cấu trúc để xác định các cơ cấu, bộ phận sau đó dựa vào điều kiện sử dụng thực tế của ngòi để lựa chọn các cơ cấu bộ phận phù hợp (như ngòi đạn phòng không sẽ lắp thêm bộ phận tự hủy, ngòi đạn nổ phá lắp thêm bộ phận giữ chậm,…).

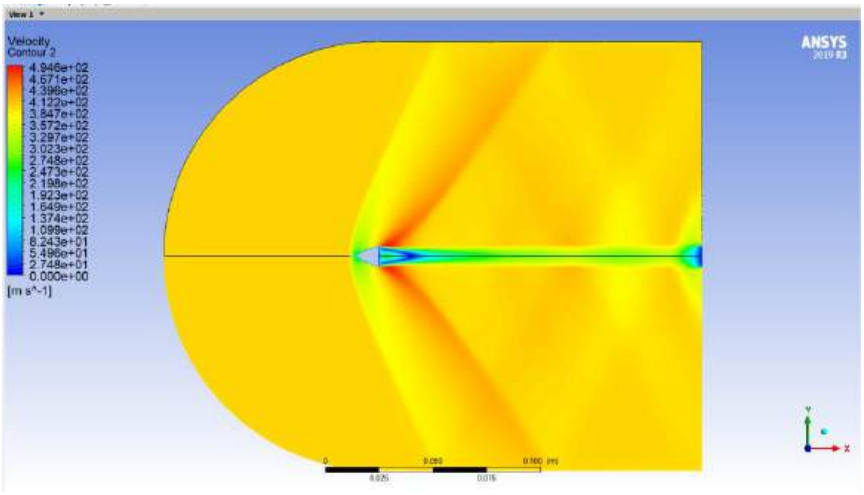
Phương pháp dự báo, hay dự báo lý thuyết là một trong các phương pháp phân tích độ tin cậy sản phẩm, cho phép dự báo trước được sự thay đổi của các chỉ số độ tin cậy theo thời gian dưới tác động của các yếu tố bên ngoài. Phương pháp này dựa trên mô hình hóa sử dụng các phương trình mô tả sự thay đổi trạng thái kỹ thuật của sản phẩm. Mô hình toán học mang lại khả năng phân tích – dự báo tình trạng của các hệ thống kỹ thuật dưới những tác động bên ngoài được mô phỏng và xuất hiện những mô hình hoặc mô phỏng trong mạch toàn hệ thống.

Dự báo độ tin cậy sản phẩm cũng có thể tiến hành bằng thực nghiệm, sử dụng phương pháp tích lũy hỏng hóc. Chi phí và thời gian dành cho phương pháp dự báo này có thể giảm rất nhiều nếu như khi thiết kế và xây dựng kết cấu sản phẩm.



Hình 1. Sơ đồ cấu trúc của ngòi cơ khí chạm nổ

Dưới sự phát triển của khoa học công nghệ và khoa học máy tính, công nghệ mô phỏng được ứng dụng rộng rãi giúp dự đoán một cách tương đối chính xác các tác động của các yếu tố bên ngoài cũng như giúp người thiết kế có thể thử nghiệm nhiều phương án thiết kế, từ đó chọn được phương án có chỉ số độ tin cậy tối ưu nhất.



Hình 2. Dùng Ansys Fluent để khảo sát ảnh hưởng của lực cản không khí lên hình dạng của viên đạn

Trong hệ cơ cấu chấp hành và ngòi nổ các tên lửa, tính năng kiểm tra được thiết kế sẵn để kết nối với thiết bị bên ngoài để kiểm tra trạng thái kỹ thuật của hệ thống, điều này cho phép đảm bảo và nâng cao đáng kể độ tin cậy của tổ hợp tên lửa.

Đối với các hệ thống điều khiển độc lập trong đạn dược (ngòi), hoạt động theo các chương trình cài đặt sẵn, ở giai đoạn thiết kế cũng xây dựng các chương trình đảm bảo đi kèm, chương trình này cần thỏa mãn những yêu cầu xác định, trong đó có yêu cầu về độ tin cậy, thể hiện ở độ tin cậy chương trình đảm bảo: nội dung chỉ chứa những thông tin đúng để đưa ra chương trình hoạt động của đối tượng điều khiển và độ tin cậy chương trình, thể hiện ở khả năng thực hiện những chức năng của mình theo lệnh có trong chương trình. Trong đó, chương

trình điều khiển cần phải tính đến khả năng dự trữ, đảm bảo tác dụng điều khiển lên đối tượng ngay cả khi chương trình chứa các lỗi nào đó.

*** Ở giai đoạn xây dựng cấu trúc sản phẩm (thiết kế kết cấu)** thì các cơ sở vật lý độ tin cậy có ý nghĩa quan trọng – quy luật ảnh hưởng của các tác nhân bên ngoài khác nhau lên các chỉ số độ tin cậy và những biện pháp cần thiết để giảm bớt những tác động này. Các tác động cơ học, nhiệt, điện từ, phóng xạ và thời tiết – khí hậu lên sản phẩm và các phần tử của nó có thể dẫn đến những biến đổi hóa lý cho vật liệu, cơ tính, bản chất nhiệt, điện – từ hay là gia tăng quá trình già hóa, mòn, biến dạng dị tiết… Tất nhiên là những tác động nói trên sẽ làm giảm độ tin cậy tham số và cả thời gian hoạt động của sản phẩm. Tuy nhiên, trong nhiều trường hợp cũng cần tính đến các trường tác triệt ngược của các tác nhân nói trên, ví dụ như độ ẩm không khí nói chung là ảnh hưởng xấu đến độ tin cậy ngòi nổ, nhưng nếu giảm độ ẩm trong không gian cách biệt nào đó mà trong đó có thể xuất hiện các điện tích cảm ứng tĩnh điện, thì sẽ xuất hiện các nhiễu tín hiệu, đồng thời cũng làm giảm độ tin cậy.

Những biện pháp bảo vệ sản phẩm khỏi các tác nhân bất lợi:

+ Sử dụng các vật liệu đáp ứng yêu cầu về độ tin cậy;

+ Đưa vào sản phẩm tính năng có thể kiểm tra (kiểm soát các tham số sản phẩm bằng dụng cụ đo);

+ Đảm bảo bịt kín, chống ăn mòn;

+ Sử dụng các hệ thống đảm bảo chế độ nhiệt (điều hòa, làm mát…);

+ Bảo vệ khỏi các tác động cơ học bằng cách làm các chi tiết, bộ phận bền vững, gắn kết các chi tiết và cụm chi tiết ngòi lại với nhau trong điều kiện đảm bảo sự hoạt động của chúng.

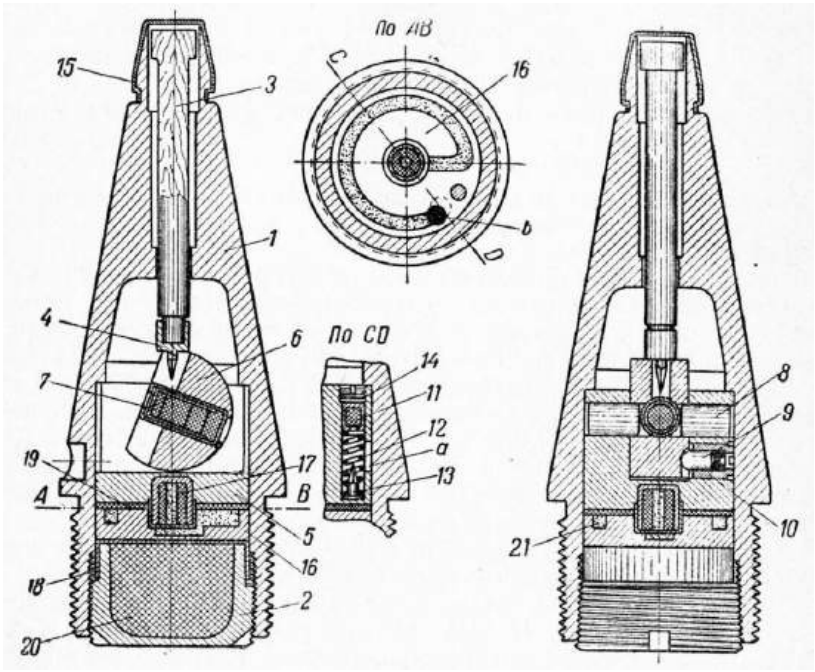
+ Che chắn ngăn cách khỏi các tác động của trường điện từ, điện tích hay từ trường. Trong các ngòi nổ, màn chắn hiệu quả và tự nhiên đó là thân ngòi cũng như thân đạn khi lắp ngòi.



Hình 3. Ngòi đạn được đặt trong khuôn

Ví dụ: ngòi đạn đặt trong khuôn để cố định vị trí trong hộp trong quá trình bảo quản, vận chuyển. Như vậy tính làm việc không hỏng, làm việc lâu dài và tính bảo quản của sản phẩm được đảm bảo.

Tính thuận lợi sửa chữa của sản phẩm đạt được tốt hơn khi thiết kế và cấu trúc sản phẩm theo modul hay theo các khối.



Hình 4. Ngòi МГ-8

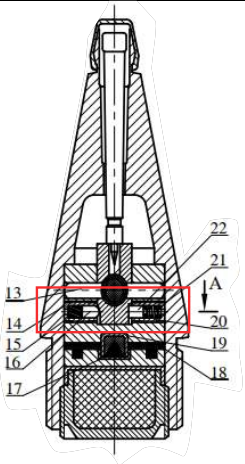
Ví dụ: Ngòi МГ-8, trạm nổ được lắp vào thân ngòi bằng ren, do đó thuận lợi cho quá trình tháo, lắp. Trong quá trình bảo quản dễ dàng kiểm tra, thay thế mà không ảnh hưởng đến các bộ phận khác của ngòi.

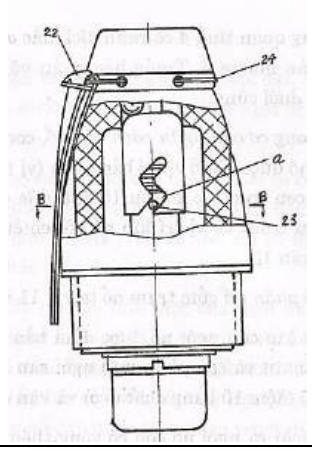
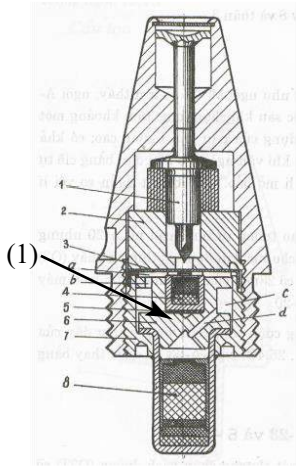
3. Những biện pháp kết cấu nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn.

3.1. Làm chậm quá trình dịch chuyển của chi tiết

Nâng cao độ an toàn, đạt được nhờ tầng bảo hiểm quán tính (dọc trục, ly tâm, tiếp tuyến) bằng cách làm chậm quá trình dịch chuyển của chi tiết bảo hiểm (chốt quán tính) đến vị trí mở bảo hiểm, có sử dụng cơ cấu đồng hồ, rãnh dịch dắc, chất lỏng, chất khí chảy qua các khoang hay các lỗ khi dịch chuyển các chi tiết quán tính.

Bảng 1. Một số ngòi nâng cao độ an toàn bằng cách làm chậm quá trình dịch chuyển của chi tiết

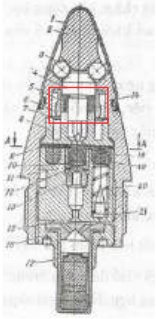
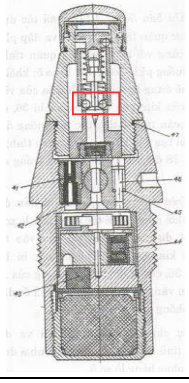
STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	МГ-37		- Ngoài chốt ly tâm 22, ngòi МГ-37 sử dụng liều giữ chậm 15 để làm chậm quá trình mở bảo hiểm.

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
2	Ngòi M-6		- Ngòi M-6 dùng cho đạn cối cỡ 82mm và đạn cháy cỡ 120mm sử dụng rãnh ziczac của ống bảo hiểm để làm chậm quá trình di chuyển xuống (lên) của ống bảo hiểm dưới tác dụng của lực quán tính trục (lực đẩy lò xo). Do đó ngòi M-6 có nhiều ưu điểm hơn M-2, M-3 và M-5.
3	Ngòi Б-23		- Ngòi Б-23 sử dụng để khí động (1) có các rãnh khí để giữ chậm khí động học.

3.2. Tăng số lượng chi tiết bảo hiểm

Nâng cao độ an toàn, được đảm bảo bằng sử dụng tầng bảo hiểm ly tâm, bằng cách tăng số lượng chi tiết bảo hiểm, thiết lập mối liên hệ động học hay tĩnh học giữa chúng.

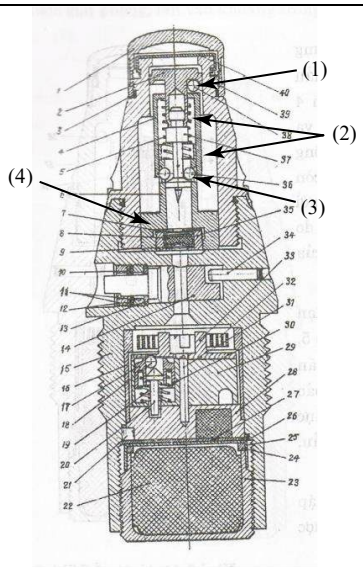
Bảng 2. Một số ngòi tăng số lượng chi tiết bảo hiểm

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	B19Y		- Ngòi B19Y dùng cho đầu đạn phá – sát thương – cháy (ОФЗ) của pháp cao xạ ЗУ-23 cỡ 23mm, mở bảo hiểm bằng băng cuộn tròn, dưới tác dụng của lực ly tâm, băng cuộn tở dần đến khi vòng cuối cùng của băng cuộn không còn giữ bậc của kim hỏa, khi đấy ngòi được mở bảo hiểm.
2	Ngòi РГМ-6		- Ngòi РГМ-6 mở bảo hiểm bằng 2 viên bi, dưới tác dụng của lực ly tâm trên đường bay, 2 viên bi văng ra ngoài không gian bên trong ốc đầu, giải phóng cho kim hỏa.

3.3. Tăng số tầng bảo hiểm trong hệ thống bảo hiểm

Tăng số tầng bảo hiểm trong hệ thống bảo hiểm, mối liên kết kế tiếp giữa chúng (mở bảo hiểm nối tiếp) trong; sự phụ thuộc lẫn nhau

Bảng 3. Ngòi PГM-6 có nhiều tầng bảo hiểm

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	Ngòi PГM-6		- Ngòi PГM-6 có các chi tiết bảo hiểm gồm: bi số (1), ống quán tính và lò xo (2), bi li tâm (3), và khối quán tính (4). Để ngòi mở bảo hiểm hoàn toàn, trong cả quá trình bắn dưới tác dụng của lực quán tính trục, lực nhoi, lực trương-tiến động lần lượt các chi tiết mở bảo hiểm theo thứ tự. - Do đó so với PГM-2 và các ngòi trước đó, ngòi không bị nổ sớm khi lực trương-tiến động lớn.

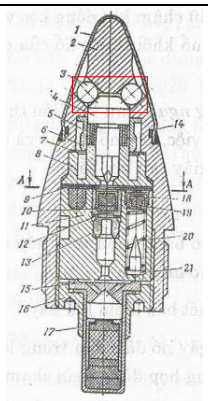
3.4. Sử dụng cơ cấu đồng hồ cơ khí

Sử dụng cơ cấu đồng hồ để mở bảo hiểm xa cho ngòi, so với sử dụng thuốc cháy để hẹn giờ, rõ ràng cơ cấu đồng hồ cho hoạt động tin cậy và chính xác hơn, độ chính xác cũng ít bị giảm trong quá trình bảo quản, vận chuyển.

3.5. Tăng số bậc tự do của các cơ cấu va đập

Gia tăng số bậc tự do của các cơ cấu va đập quán tính hay số chi tiết quán tính có bậc tự do so với các trục khác nhau của hệ tọa độ liên kết trong hệ thống kích thích với mục đích tăng góc chạm nổ của ngòi.

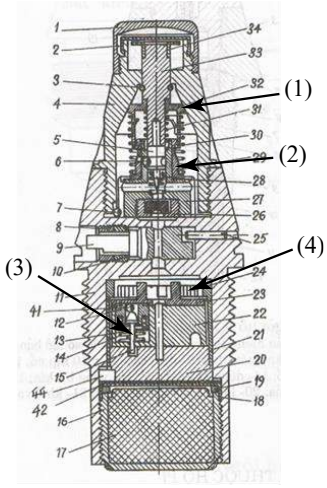
Bảng 4. Ngòi B19Y có thể thạm nổ ở góc chạm lớn

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	Ngòi B19Y		- Ngòi B19Y sử dụng các bi để truyền phản lực từ mục tiêu vào kim hỏa, cơ cấu này cho phép ngòi có thể phát hỏa tin cậy khi góc chạm lớn.

3.6. Giữ cố định chi tiết tại các vị trí yêu cầu

Giữ cố định các chi tiết tại vị trí yêu cầu sau khi chúng chuyển dịch bằng các chốt cài lò xo, then, bằng biến dạng hay ăn khớp các phần tử của chi tiết chuyển động với những chi tiết cố định (để đảm bảo không hỏng hóc khi chi tiết đã ở những vị trí xác định, nhưng có thể bị lệch đi do sự dao động của đạn hay khi va chạm với mục tiêu).

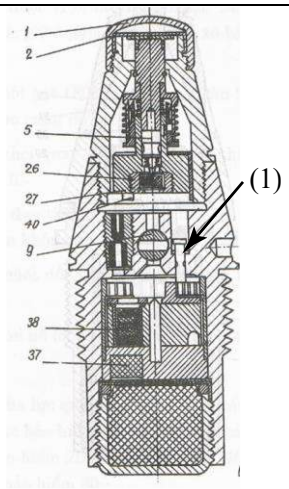
Bảng 4. Ngòi PГM-2

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	PГM-2		- Ngòi PГM-2 khi bắn dưới tác dụng của lực quán tính trục, ống quán tính (1) lún xuống, nén lò xo và cố kết với ống bảo hiểm (2) nhờ các tai bảo hiểm, loại trừ khả năng bung ra sau này của lò xo bảo hiểm. - Tại cơ cấu ngăn cách, sử dụng lò xo và chốt (3) để giữ cơ cấu ngăn cách không xoay qua vị trí khác. - Lò xo cót (4) có tác dụng giữ cơ cấu ngăn cách ở vị trí chiến đấu sau khi cơ cấu ngăn cách đã được mở.

3.7. Sử dụng cơ cấu bảo hiểm tai nạn khi bắn

Sử dụng cơ cấu bảo hiểm tai nạn khi bắn: khóa ngòi khi gặp tai nạn không định trước (khi bắn trên pháo nòng mòn nhiều, đạn bị kẹt trong nòng, tên lửa bị cướp trước bệ phóng …) bằng cách sử dụng cơ cấu chống trường động, sử dụng chốt lún, cơ cấu quán tính tùy động… Làm yếu các chi tiết bảo hiểm chống tai nạn trong bảo quản vận chuyển hay khi bắn bằng cách giảm tiết diện ngang của chúng (giảm lực cắt) cũng là một biện pháp tăng độ an toàn.

Bảng 4. Cơ cấu đặc biệt của ngòi PГM-2

STT	Tên ngòi	Hình vẽ	Phân tích
1	PГM-2		- Ngòi PГM-2 có cơ cấu đặc biệt, là pit-tông (1). Trường hợp hợp hạt lửa tự bùng cháy trong nòng khi bắn, lúc đó do áp suất khí thuốc đẩy pit-tông cắt chốt và gài vào nắp của cơ cấu ngăn cách, ngăn không quay đế kíp về vị trí chiến đấu.

3. Kết luận

Độ tin cậy của ngòi đạn là yếu tố then chốt quyết định đến hiệu quả tác chiến, mức độ an toàn và khả năng sử dụng ổn định của vũ khí trong mọi điều kiện. Để nâng cao độ tin cậy, cần áp dụng đồng bộ nhiều giải pháp từ khâu thiết kế, lựa chọn vật liệu, hoàn thiện cấu trúc cơ khí, tích hợp chương trình điều khiển, đến các biện pháp kiểm tra, bảo vệ và duy trì trong suốt vòng đời sản phẩm.

Các giải pháp kết cấu như: làm chậm quá trình dịch chuyển của chi tiết, tăng số tầng bảo hiểm, sử dụng cơ cấu đồng hồ, cải tiến cơ cấu va đập, giữ cố định chi tiết sau khi chuyển dịch, tích hợp bảo hiểm tai nạn khi bắn... đều góp phần giảm thiểu nguy cơ hỏng hóc, tăng độ an toàn và độ tin cậy tổng thể của ngòi. Bên cạnh đó, việc mô phỏng số và sử dụng công nghệ

hiện đại trong thiết kế – kiểm nghiệm cũng đóng vai trò quan trọng trong việc dự báo và tối ưu hóa các chỉ số tin cậy.

Từ quan điểm hệ thống, việc đảm bảo độ tin cậy không thể thực hiện rời rạc mà phải được tổ chức chặt chẽ, xuyên suốt toàn bộ vòng đời sản phẩm. Điều này càng đặc biệt quan trọng với các loại ngòi sử dụng trong môi trường chiến đấu khắc nghiệt, nơi mà bất kỳ sai sót nào cũng có thể dẫn đến hậu quả nghiêm trọng. Vì vậy, nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn không chỉ là yêu cầu kỹ thuật mà còn là nhiệm vụ chiến lược trong nghiên cứu, sản xuất và sử dụng vũ khí hiện đại.

Tóm lại qua bài báo cáo, tác giả đã trình bày phạm trù tổng quát của chất lượng, các yếu tố cấu thành hệ thống đảm bảo độ tin cậy cho sản phẩm và trình bày các biện pháp kết cấu nâng cao độ tin cậy của ngòi đạn. Bên cạnh đó đã liên hệ, lấy ví dụ thực tiễn vào một số ngòi cụ thể.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng, 2009, Độ tin cậy ngòi đạn, Học viện kỹ thuật Quân sự.
2. Vũ Văn Lâm, 1999, Ngòi Đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự
3. Hoàng Trọng Quỳnh, 2010, Cấu tạo đạn tập 1, Sĩ quan Kỹ thuật quân sự

Structural Measures for Enhancing the Reliability of Projectile Fuzes

Abstract:*The reliability of projectile fuzes is a critical factor in ensuring both the effectiveness and safety of ammunition deployment, particularly under harsh and demanding combat environments. This paper provides a comprehensive overview of structural solutions designed to improve fuze reliability, analyzed through the lens of a systemic reliability perspective. The analyzed measures include the refinement of mechanical architectures, optimization of Safety and Arming (S&A) designs, the integration of mechanical clockwork mechanisms, and the implementation of multi-stage safety components. Furthermore, the article discusses the significance of reliability assurance throughout the entire product lifecycle—from initial design and manufacturing to operational deployment and final disposal.The analytical results demonstrate that the synchronized application of these structural measures not only enhances the inherent safety and stability of the fuze but also contributes significantly to the overall quality and performance of defense products.*

Keywords: projectile fuze, reliability, safety and arming, simulation, engineering design.

Nghiên cứu ảnh hưởng của góc mở đĩa lót đến quá trình hình thành nhân va đập trong liều nổ tạo hình

Ngô Quang Hiếu [1*], Hoàng Văn Cường[1], Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Trần Ngọc Dương[2]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;* [2]*Trường Cao đẳng Trinh Sát, Tổng cục II*

[*]*Email: ngohieu042006@gmail.com*

Tóm tắt

Bài báo đánh giá ảnh hưởng của góc mở đĩa lót đến quá trình hình thành nhân va đập trong liều nổ tạo hình bằng phương pháp mô phỏng số. Mô phỏng số quá trình hình thành nhân va đập được thực hiện bằng phần mềm ANSYS AUTODYN với các trường hợp đĩa lót khác nhau… xác định quá trình hình thành và các thông số uy lực của nhân va đập. Kết quả mô phỏng cho thấy, tỷ số góc mở đĩa lót *h/d* nằm trong khoảng 0,15 ÷ 0,3 thì nhân va đập hình thành có hình dáng khí động tốt nhất. Kết quả này góp phần bổ sung cơ sở lý luận trong nghiên cứu lựa chọn kết cấu tối ưu để khảo sát, tính toán, thiết kế các loại đạn tạo hình hiện nay.

***Từ khóa**: Liều nổ tạo hình; nhân va đập; mô phỏng số; tối ưu kết cấu.*

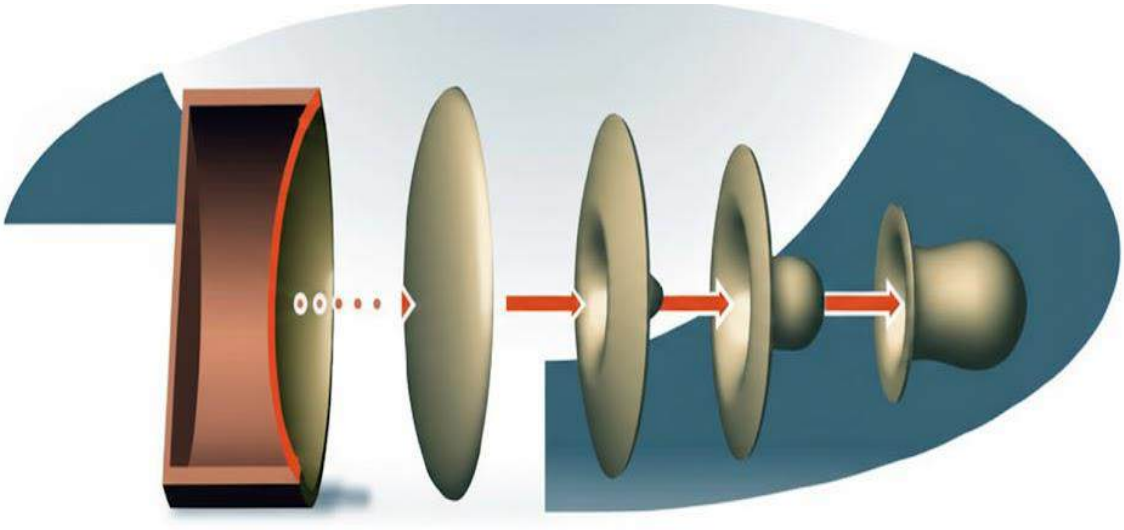
1. Đặt vấn đề

Hiện nay, nguyên lý nổ tạo hình đã và đang được ứng dụng rộng rãi trong một số loại đạn nổ tạo hình, mìn chống tăng, mìn chống trực thăng ở các nước có nền công nghiệp quốc phòng tiên tiến trên thế giới. Trong quá trình nghiên cứu về nổ tạo hình việc xác định các thay đổi về tham số kết cấu của liều nổ tạo hình ảnh hưởng tới uy lực là yếu tố quan trọng để tối ưu việc thiết kế, chế tạo nhằm đạt các tính năng mong muốn. Một số nghiên cứu bằng phương pháp bán thực nghiệm đã trình bày về quá trình hình thành nhân va đập trong liều nổ tạo hình [1,2]. Tuy nhiên, các nghiên cứu trên không công bố rõ phạm vi áp dụng và nêu các giá trị hệ số thực nghiệm còn trong phạm vi rộng. Trong nhiều yếu tố ảnh hưởng tới quá trình hình thành nhân va đập, các nghiên cứu [2,3] đồng thời xác định ảnh hưởng của kết cấu đĩa lót là một trong những yếu tố gây ảnh hưởng quan trọng nhất. Nghiên cứu [3] đã tìm ra khoảng độ dày tối ưu cho đĩa lót, nghiên cứu [4] xác định kết cấu sơ bộ của đĩa lót và thuốc nổ, nghiên cứu [5] đã đưa ra phân bố vận tốc trong quá trình hình thành nhân va đập từ đĩa lót.

Với sự phát triển mạnh mẽ của máy tính và trên cơ sở lý thuyết của các phương pháp tính gần đúng, việc nghiên cứu các hiện tượng của bài toán vật lý nổ nói chung, trong đó cụ thể là nghiên cứu quá trình hình thành nhân va đập bằng phương pháp mô phỏng số được phổ biến rộng rãi hơn. Nghiên cứu trong bài báo này phân tích ảnh hưởng góc mở của đĩa lót để khảo sát đánh giá qúa trình hình thành nhân va đập cũng như hiệu quả kết cấu. Quá trình mô phỏng số xác định một cách tiệm cận với thử nghiệm thực tế và đưa ra một số một số phương án làm cơ sở đánh giá và dự báo các phương án tối ưu cho thiết kế kết cấu.

2. Xây dựng mô hình bài toán mô phỏng số và tính toán

Nguyên lý nổ tạo hình hiện nay được dùng rộng rãi trong trang bị quân đội của các nước trên thế giới. Đây là một dạng biến thể của nguyên lý nổ lõm, khi nổ đầu đạn được tự tạo hình với sơ tốc 1500 ÷ 2300 m/s và có khả năng xuyên 0,3 ÷ 0,7 lần cỡ.



Hình 1. Nguyên lý nổ tạo hình

Bài báo xây dựng bài toán mô phỏng số quá trình hình thành phần tử xuyên bằng phương pháp số gồm các bước:

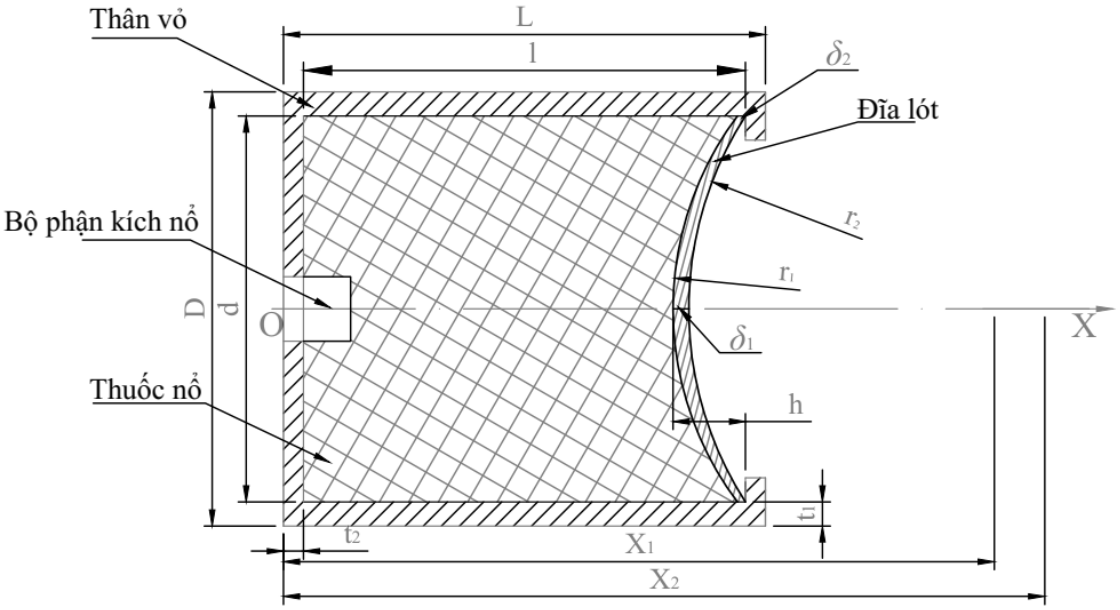
Bảng 1. Các bước thực hiện mô phỏng tính toán

Bước	Nội dung
1	Xây dựng mô hình hình học liều nổ tạo hình.
2	Chọn vật liệu, xác định các thông số kết cấu theo mục tiêu khảo sát;
3	Vẽ mô hình hình học trên phần mềm ANSYS Autodyn;
4	Xây dựng mô hình chia lưới phần tử;
5	Đặt điều kiện biên, điều kiện đầu, điều kiện tương tác;
6	Thiết lập quy cách giải bài toán;
7	Chạy chương trình trên modul Autodyn;
8	Tổng hợp kết quả.

Kết cấu mìn, đạn thực tế gồm nhiều bộ phận, chi tiết. Để đơn giản hóa bài toán khảo sát, nhưng vẫn không giảm tính tổng quát, xem xét đầu đạn nổ tạo hình có kết cấu gồm: thân vỏ; bộ phận kích nổ, thuốc nổ , đĩa lót .

Thân vỏ có dạng hình trụ, có đường kính ngoài D, chiều dài L, bề dày trụ t_1, bề dày phần đáy t_2 được lựa chọn từ vật liệu Polyethyl trong thư viện vật liệu. Khối thuốc nổ C4 có dạng hình trụ, đường kính *d*, chiều cao *l*. Đĩa lót bằng đồng CU-OFHC, dạng bán cầu, có chiều cao *h* và đường kính *d*, các bán kính ngoài và trong lần lượt là R_1, R_2, có bề dày tại đỉnh δ_1; bề dày tại phần miệng δ_2, tâm bán cầu nằm trên trục đối xứng OX của phần chiến đấu. Tại thời điểm ban đầu, thuốc nổ được kích nổ từ tâm của mặt đầu. Sau khi kích nổ, sóng nổ sẽ lan truyền trong

khối thuốc nổ tạo ra sóng va đập và sản phẩm nổ nén ép đĩa lót để tạo thành nhân va đập, đồng thời dưới tác dụng của sóng nổ, thân vỏ bị phá vỡ, phá hủy.



Hình 2. Mô hình phần chiến đấu nổ tạo hình

Để xác định các tham số kết cấu cho đối tượng nghiên cứu, ngoài giá trị đường kính khối thuốc d = 45,2 mm ta lựa chọn sơ bộ một số tham số đầu vào, căn cứ vào [2] độ dày đĩa lót nên thay đổi từ đỉnh tới miệng phễu, chiều dài liều thuốc nằm trong khoảng (0,75 ÷ 1,1) lần cỡ, để khảo sát bài báo lựa chọn tham số tỷ lệ chiều dày của tại đỉnh phễu so với đường kính khối thuốc δ_1/d có giá trị: 0,022; và tỷ lệ chiều dày miệng phễu so với đường kính khối thuốc δ_2/d có giá trị: 0,011, tỷ lệ chiều cao của đĩa so với đường kính khối thuốc (thông số ảnh hưởng trực tiếp tới góc mở đĩa lót) lần lượt thuộc các giá trị: 0,15; 0,2; 0,25; 0,3.

Khi mô phỏng, thuốc nổ ban đầu được xem là chất đàn hồi dẻo lý tưởng tuân theo quy luật chảy Mises, sau khi nổ sẽ biến thành chất khí và được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL. Theo phương trình trạng thái này, áp suất sản phẩm nổ p là hàm của thể tích tương đối V và nội năng riêng E [6, 7]:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_1V} + \frac{\omega E}{V} \qquad (1)$$

Trong đó: ω, A, B, R_1, R_2 là các hằng số thực nghiệm. Đối với thuốc nổ COMP-B : ω = 0,34; A = 0,52423 Gpa; B = 0,007678 Gpa; R_1 = 4,2 và R_2 = 1,1; D = 7980 m/s, ρ = 1,717; E = $8{,}5.10^9$ J/m^3.

Đĩa tạo lót bằng đồng CU-OFHC, tính chất vật liệu đĩa lót được mô tả bằng mô hình bền Jonhson-Cook :

$$\sigma_y = \left(A + B\bar{\varepsilon}^{p^n}\right)\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left[1-\left(\frac{T-T_0}{T_{nc}-T_0}\right)^m\right]. \qquad (2)$$

Trong đó *A, B, C, n* và *m* là các hằng số của vật liệu được xác định qua thực nghiệm, σ_y - ứng suất chảy động; $\bar{\varepsilon}^p$ - biến dạng dẻo hiệu quả; $\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0}$ - tốc độ biến dạng dẻo hiệu quả khi $\dot{\varepsilon}^* = 1s^{-1}$; *T* - nhiệt độ hiện thời; T_0 – nhiệt độ ban đầu; T_{nc} - nhiệt độ nóng chảy của vật liệu. Các thông số của vật liệu đĩa lót (CU-OFHC) như sau: ρ = 8,96 g/cm^3; *A* = 0,09 Gpa; *B* = 0,3212 Gpa; C = 0,025; *n* = 0,31; *m* = 1,09; T_{nc} = 1356 ^{0}K.

3. Kết quả mô phỏng và tính toán

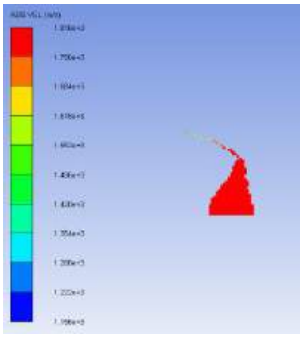
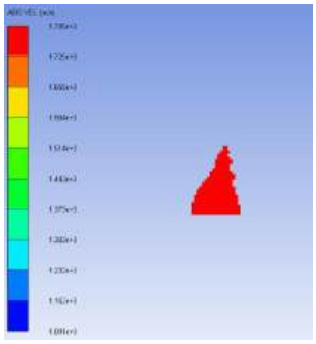
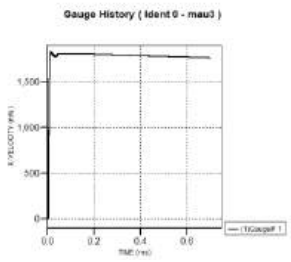
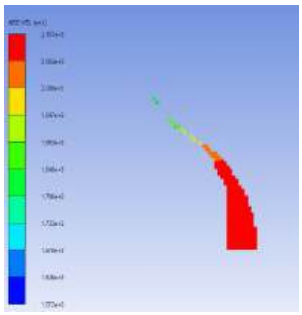
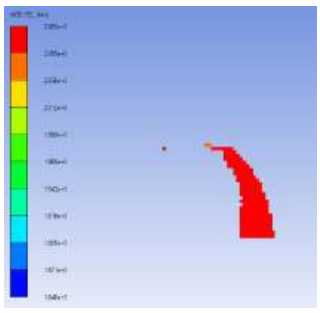
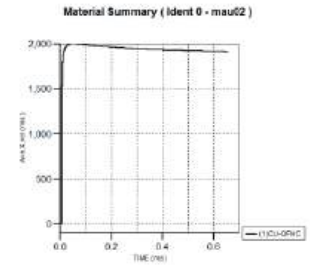
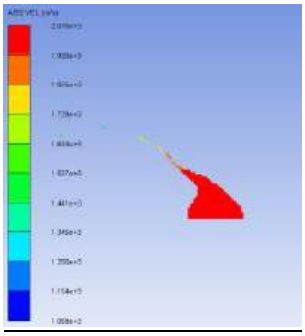
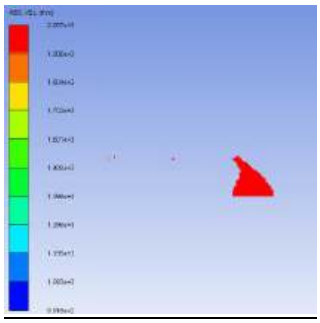
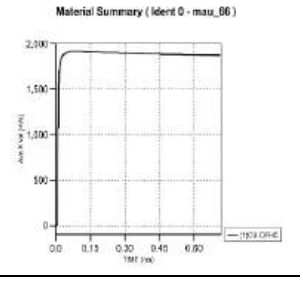
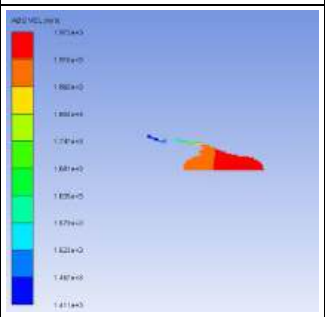
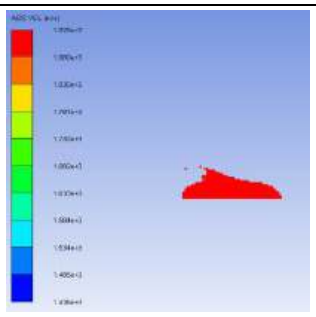
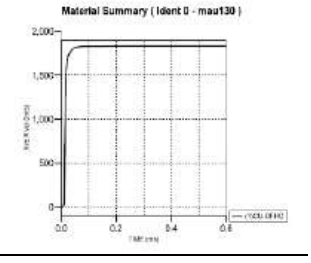
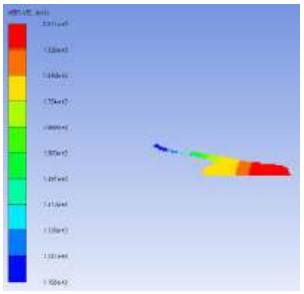
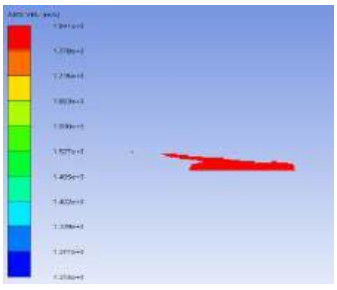
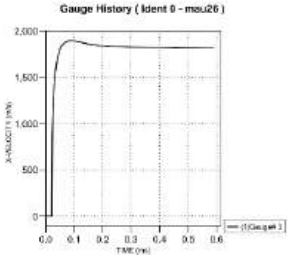
Đối với đĩa lót có hình dạng bán cầu khi chế tạo người ta lựa chọn dựa trên tỷ số giữa chiều cao và đường kính đáy bề mặt trong của đĩa lót. Để đánh giá được ảnh hưởng của góc mở đĩa lót, bài báo giữ nguyên hình dạng kích thước của kết cấu, mô hình vật liệu đầu đạn, giữ nguyên bề dày thân vỏ, bề dày đĩa lót, thay đổi bán kính cong (thay đổi góc mở: tỷ lệ h/d) của đĩa lót. Đối với đĩa lót đường kính không thay đổi thì góc mở đĩa lót tỷ lệ nghịch với chiều cao của đĩa lót. Chiều cao (h) càng lớn thì góc mở càng nhỏ và ngược lại chiều cao nhỏ thì góc mở lớn. Bảng 2 thể hiện thông số kết cấu của một số phương án thay đổi tỷ lệ h/d.

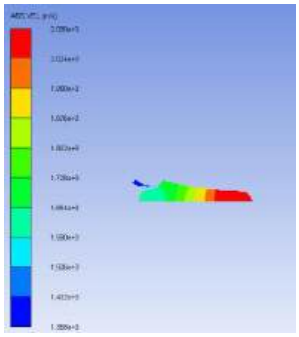
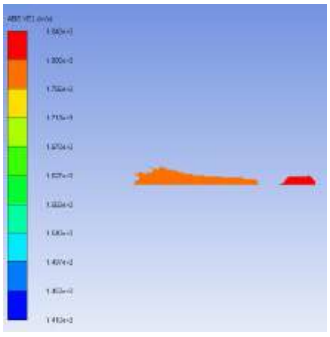
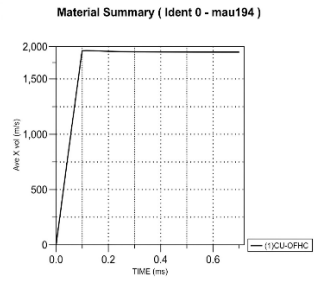
Bảng 2. Một số phương án thay đổi góc mở của đĩa lót

TT	**Kích thước (mm)**	**Phương án 1**	**Phương án 2**	**Phương án 3**	**Phương án 4**	**Phương án 5**	**Phương án 6**
1	D	54	(*Không đổi so với phương án 1*)				
2	d	45,2					
3	L	59,24					
4	l	54,24					
5	R_1	60,0	47,1	35,8	29,9	26,6	22,6
6	R_2	76,4	55,8	39,8	32,1	27,9	22,8
7	X_1	108,8	94,5	81,0	72,9	67,3	55,2
8	X_2	127,2	105,3	87,0	77,1	70,6	57,4
9	δ_1	2	(*Không đổi so với phương án 1*)				
10	δ_2	1					
11	h	4,52	6,78	9,04	11,3	13,56	18.08
12	**h/d**	**0,1**	**0,15**	**0,2**	**0,25**	**0,3**	**0,4**

Từ các phương án được xác định ở Bảng 2, tiến hành mô phỏng với các thông số trên, kết quả thể hiện ở Bảng 3.

Bảng 3. Kết quả mô phỏng đối với một số phương án thay đổi góc mở đĩa lót

TT	Thời điểm 0,05 ms	Thời điểm 0,3 ms	Biến thiên vận tốc của nhân va đập
PA1			
PA2			
PA3			
PA4			
PA5			

TT	Thời điểm 0,05 ms	Thời điểm 0,3 ms	Biến thiên vận tốc của nhân va đập
PA 6			

4. Kết luận

Từ kết quả tính toán, có thể nhận thấy ảnh hưởng của góc mở đĩa lót như sau: tỷ số góc mở đĩa lót h/d nằm trong khoảng $h/d < 0{,}15$ và $h/d > 0{,}3$ hình thành nhân va đập đạt hình dáng khí động không tốt, dễ xảy ra hiện tượng "đứt tách" nhân va đập**.** Tỷ số góc mở đĩa lót h/d nằm trong khoảng $0{,}15 \leq h/d \leq 0{,}3$ hình thành nhân va đập có hình dáng khí động tốt hơn, và đạt giá trị vận tốc cao hơn khi xét ở cùng mốc thời gian, khi đã lựa chọn góc mở đĩa lót trong khoảng từ (0,15 - 0,3) việc nhân va đập đạt hiệu quả xuyên còn phụ thuộc vào nhiều yếu tố kết cấu khác như vật liệu đĩa lót, thuốc nổ, …. đối với 4 phương án khảo sát với các thông số như trên, Phương án 3 hình thành nhân va đập ổn định hình dáng và bay với vận tốc v =1917 m/s đạt hiệu quả xuyên tốt hơn cả.

Kết quả khảo sát ảnh hưởng của góc mở đĩa lớp tới việc hình thành nhân va đập thu được từ mô phỏng trực quan giúp hiểu sâu hơn hiện tượng đồng thời phù hợp với những nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm đã biết, là bước cơ sở quan trọng để ứng dụng trong khảo sát, thiết kế các loại đạn dược tạo hình.

Tài liệu tham khảo

1. А.В Бабкин, В.А. Велданов и др. М. Изд-во МГТУ им. Н.Э. (2008). *Средства поражения и боеприпасы: Учебник.* Баумана.

2. Под ред. Орленко Л. П. (2004). *Физака взрыва. Изд. 3-е, испр.* – И 2 т. Т.2. – М.: ФИЗМАТЛИТ.

3. Cardoso & F.I.Joie. (2016) *Modelling the formation of explosively formed projectiles (EFP)*. FME Transactions 93: p. 116-127.

4. Wu, J. Liu, & Y.J.Ijoie. Du. (2007). *Experimental and numerical study on the flight and penetration properties of explosively-formed projectile*. IEEE. 34(7): p. 1147-1162.G.

5. O. Jeremić, M. Milinović, M. Marković, B. Rašuo (2017). *Analytical and numerical method of velocity fields for the explosively formed projectiles*. - FME Transactions.

6. Орленко Л. (2004). Физака взрыва. ФИЗМАТЛИТ. Изд. 3-е, испр. И 2 т. Т.2

7. Quan, P. H., Minh, D. V., & Thanh, T. D. (2025). *Numerical and experimental investigation of liner top thickness on the formation and penetration performance of explosively formed projectiles.* Vietnam Journal of Mechanics.

Investigation of the Influence of Liner Cone Angle on the Formation Process of the Explosively Formed Projectile

Abstract: *This paper evaluates the influence of the liner cone angle on the formation process of the explosively formed projectile (EFP) by means of numerical simulation. A generalized configuration model of the shaped charge was established, and numerical simulations were carried out using the ANSYS AUTODYN software for different liner geometries. The formation process and key performance parameters of the projectile were identified and analyzed. The simulation results indicate that when the liner cone angle ratio h/d is within the range of 0.1 – 0.3, the resulting projectile exhibits the most favorable aerodynamic profile. These findings contribute to the theoretical basis for the selection of optimal structural configurations in the analysis, calculation, and design of contemporary shaped charge munitions.*

Keywords: Shaped charge; explosively formed projectile; numerical simulation; structural optimization.

Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến độ ổn định và cứng vững của vỏ đạn 7,62x51 mm khi nạp

Đào Duy Trường[1]*, Đỗ Văn Minh[1], Hoàng Văn Cường[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[*]*Email: duytruongdao.061096@gmail.com; Tel: 0984.289.018*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu, chủ yếu là góc vai và vật liệu chế tạo, đến độ ổn định và độ cứng vững của vỏ đạn 7,62 × 51 mm trong quá trình nạp đạn vào buồng. Trên cơ sở mô hình hóa cơ học quá trình nén dọc trục của vỏ đạn, các biểu thức xác định độ cứng tổng hợp, lực nén cực đại và lực nén giới hạn được xây dựng để đánh giá điều kiện ổn định. Tiến hành khảo sát các góc vai α trong khoảng 15°– 40° đối với ba loại vật liệu phổ biến gồm thép F18, bimetal F18 và đồng thau CuZn35. Kết quả cho thấy khi góc vai tăng, chiều dài phần vai giảm làm độ cứng tổng hợp và lực nén giới hạn suy giảm, dẫn đến hệ số an toàn giảm rõ rệt; trong đó thép F18 cho độ cứng vững và mức độ ổn định cao nhất, còn đồng thau CuZn35 có nguy cơ mất ổn định khi góc vai lớn. Các kết quả thu được cho phép xác định dải tham số kết cấu và vật liệu hợp lý, góp phần nâng cao độ ổn định và an toàn của vỏ đạn 7,62 × 51 mm trong thiết kế và sản xuất.

Từ khóa: *Đạn 7,62x51 mm ; vỏ đạn ; góc vai, vật liệu ; nạp đạn.*

1. Đặt vấn đề

Vỏ đạn là bộ phận chịu tải quan trọng của đạn súng bộ binh, có chức năng chứa liều phóng, định vị đầu đạn và đảm bảo an toàn trong quá trình nạp và bắn [1]. Trong giai đoạn nạp đạn vào buồng súng, vỏ đạn phải chịu tác dụng của lực dọc trục và lực va chạm từ cơ cấu nạp, tạo nên trạng thái ứng suất phức tạp, đặc biệt tại vùng cổ và vai. Nếu độ cứng vững không đảm bảo, vỏ đạn có thể bị biến dạng, kẹt nạp hoặc mất ổn định, ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy của quá trình bắn.

Trong các tham số cấu tạo của vỏ đạn dạng thắt cổ, góc vai và vật liệu chế tạo là hai yếu tố ảnh hưởng mạnh nhất đến khả năng chịu lực và ổn định hình học. Góc vai quyết định chiều dài vùng chuyển tiếp giữa thân và cổ vỏ đạn, từ đó chi phối độ cứng tổng hợp và mức độ tập trung ứng suất [2]. Trong khi đó, vật liệu quyết định giới hạn bền, mô đun đàn hồi và khả năng chống biến dạng khi chịu lực dọc trục. Tuy nhiên, các nghiên cứu định lượng về mức độ ảnh hưởng của các tham số này đến độ cứng vững của vỏ đạn 7,62 × 51 mm hiện vẫn còn hạn chế.

Xuất phát từ yêu cầu nâng cao độ tin cậy và an toàn khi nạp đạn, bài báo tiến hành khảo sát sự thay đổi của độ cứng tổng hợp, lực nén giới hạn và hệ số an toàn theo góc vai và vật liệu vỏ đạn, qua đó xác định dải thông số tối ưu cho thiết kế và chế tạo vỏ đạn 7,62 x 51 mm.

2. Lựa chọn tham số khảo sát và xây dựng mô hình tính toán

2.1. Đối tượng và phạm vi khảo sát

Vỏ đạn là một bộ phận quan trọng trong cấu tạo viên đạn, có nhiệm vụ chứa thuốc phóng, kíp nổ và liên kết với đầu đạn. Trong quá trình nạp, khóa nòng và khai hỏa, vỏ đạn trực tiếp chịu tác dụng của lực nén, lực va đập và ma sát với buồng đạn, đồng thời phải đảm bảo độ kín khí để truyền áp lực thuốc phóng đẩy đầu đạn ra khỏi nòng. Vì vậy, độ ổn định và độ cứng vững của vỏ đạn có ảnh hưởng rất lớn đến độ tin cậy của vũ khí trong khai thác.

Về hình dạng kết cấu, vỏ đạn 7,62 × 51 mm thuộc loại vỏ "không vành, cổ thắt", đặc trưng bởi sự thay đổi đường kính theo chiều trục [1]. Vỏ được chia thành bốn phần chính: miệng

vỏ đạn (phần tiếp xúc với đầu đạn), cổ đạn, vai đạn và thân đạn. Trong đó:

- Phần miệng và cổ có đường kính nhỏ, dễ chịu tập trung ứng suất khi bị nén trong quá trình nạp.

- Phần vai là phần chuyển tiếp từ cổ sang thân, được đặc trưng bởi góc vai tạo bởi bề mặt vai và trục vỏ đạn. Đây là vùng dễ mất ổn định khi chịu tải đột ngột.

- Phần thân có đường kính lớn hơn, đảm nhận vai trò chính trong việc chứa thuốc phóng và chịu áp lực khí thuốc.

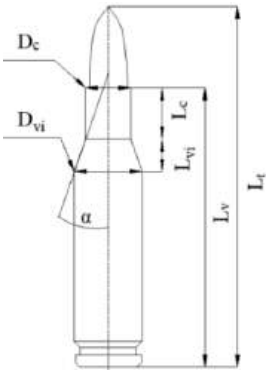


Hình 1. Đạn 7,62 x 51 mm

Nghiên cứu này tập trung vào giai đoạn nạp đạn vào buồng, khi vỏ đạn chịu lực dọc trục và có thể xuất hiện biến dạng đàn hồi hoặc mất ổn định cục bộ tại vùng cổ và vai. Mục tiêu là xác định ảnh hưởng của các yếu tố kết cấu và vật liệu đến độ ổn định và độ cứng vững của vỏ đạn, qua đó đề xuất cơ sở lựa chọn hợp lý cho thiết kế.

2.2. Tham số khảo sát

Tính ổn định và độ cứng vững của vỏ đạn trong quá trình nạp chịu ảnh hưởng tổng hợp của nhiều yếu tố kết cấu và cơ tính vật liệu. Trong phạm vi nghiên cứu này, để bảo đảm tính khả thi và tập trung vào các yếu tố có ảnh hưởng rõ rệt nhất, hai tham số chính được lựa chọn để khảo sát gồm: góc vai α (độ) và vật liệu chế tạo vỏ đạn. Việc lựa chọn hai yếu tố này dựa trên cơ sở lý thuyết và phân tích hình học của cấu trúc vỏ đạn 7,62 × 51 mm.



Hình 2. Thông số kỹ thuật đạn 7,62 x 51 mm

L_t – Chiều dài viên đạn (mm); L_v – Chiều dài vỏ đạn (mm); L_c – Chiều dài cổ (mm); L_{vi} – Chiều dài vai (mm); D_c – Đường kính cổ (mm), D_{vi} – Đường kính vai (mm); Góc vai α (độ)

2.2.1. Góc vai α

Góc vai α là góc giữa đường sinh của phần vai và trục dọc của viên đạn. Đây là thông số hình học cơ bản quyết định chiều dài vùng vai. Góc vai ảnh hưởng trực tiếp đến chiều dài vai theo công thức [1]:

$$L_{vi} = \frac{D_{vi} - D_c}{2\tan\alpha} \quad (1)$$

Từ công thức (1) nhận thấy, khi α tăng, chiều dài phần vai giảm, dẫn đến độ cứng dọc trục của vỏ tăng lên nhưng đồng thời làm tăng mức độ tập trung ứng suất tại vùng cổ và vai. Vì vậy, cần khảo sát góc vai để lựa chọn được giá trị tối ưu, bảo đảm đồng thời độ cứng và độ an toàn ổn định cho vỏ đạn.

Khoảng khảo sát góc mở đề xuất: α = 15°, 20°, 25°, 30° và 40°.

2.2.2. Vật liệu vỏ đạn

Vật liệu ảnh hưởng đồng thời đến tính đàn hồi và khả năng chống biến dạng dẻo của vỏ. Hai thông số quan trọng gồm:

- Mô-đun đàn hồi E – quyết định độ cứng đàn hồi, ảnh hưởng đến biến dạng tức thời và lực nén cực đại P_{max}.

- Giới hạn chảy σ_s – ảnh hưởng đến lực tới hạn P_n và khả năng ổn định hình dạng.

Ba loại vật liệu được lựa chọn để khảo sát được trình bày ở Bảng 2:

Bảng 2. Các loại vật liệu khảo sát làm vỏ đạn

Vật liệu	**Mô đun đàn hồi E (Gpa)**	**Giới hạn chảy σ_s (Mpa)**	**Ghi chú**
Đồng thau tiêu chuẩn	105	280	Dùng phổ biến trong sản xuất vỏ đạn
Bimetal F18	190	330	Kết hợp ưu điểm bền của thép và dễ biến dạng của đồng thau
Thép F18	200	350	Cứng vững cao, khó dập kéo

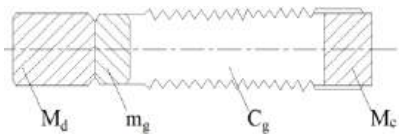
So sánh giữa các vật liệu này giúp xác định ảnh hưởng tương hỗ giữa độ cứng vật liệu và hình học vỏ đến khả năng chịu tải khi nạp.

2.3. Xây dựng mô hình tính toán lực và điều kiện ổn định

2.3.1. Cơ sở xây dựng mô hình

Trong khi nạp, viên đạn được cơ cấu đẩy di chuyển vào buồng nòng. Khi phần đầu của đầu đạn tiếp xúc với đoạn côn của nòng súng, chuyển động tịnh tiến bị chặn lại, gây ra lực dừng dọc trục tác dụng ngược về phía đáy vỏ. Lực này làm cho vỏ đạn chịu nén dọc trục, với ứng suất tập trung mạnh nhất tại vùng cổ – vai do hình học chuyển tiếp và độ mỏng lớn hơn thân.

Để mô tả cơ học biến dạng của vỏ trong quá trình này, viên đạn được rút gọn thành hệ khối – lò xo một bậc tự do như Hình 3 [1].



Hình 3. Quá trình đẩy đạn vào buồng đạn bằng cơ cấu đẩy đạn va đập

M_c - Khối lượng đầu đạn (kg); m_g - Khối lượng đáy vỏ đạn (kg); C_g- độ mềm thân vỏ đạn (MN/m); M_d - Khối lượng bộ phận đẩy đạn (kg).

Khi chịu tải nén dọc trục, hệ khối - lò xo này dao động đàn hồi tuyến tính quanh vị trí cân bằng. Dạng mô hình này phản ánh đúng bản chất cơ học của quá trình: chuyển động dừng do tiếp xúc với buồng nòng được hấp thụ bằng biến dạng đàn hồi của vỏ đạn.

2.3.2. Phương trình chuyển động và lực tác dụng

Khi chịu tác động của lực dừng, hệ khối – lò xo này dao động đàn hồi tuyến tính quanh vị trí cân bằng. Phương trình chuyển động của hệ được viết [1]:

$$M_c \frac{d^2 x_c}{dt^2} + C_g x_c = 0 \tag{2}$$

Trong đó:

- M_c - khối lượng đầu đạn (kg);

- x_c - biến dạng dọc trục tổng hợp của vỏ (m);

- C_g - độ cứng dọc trục tổng hợp của thân, vai và miệng vỏ (MN/m).

Tần số góc dạo động:

$$\omega = \sqrt{\frac{C_g}{M_c}} \tag{3}$$

Giải phương trình với điều kiện ban đầu $x_c(0) = 0$, $\dot{x}_c(0) = v_d$ thu được:

$$x_c(t) = \frac{v_d}{\omega} \sin(\omega t) \tag{4}$$

Và lực nén tức thời của vỏ là:

$$P(t) = C_g x_c(t) = v_d \sqrt{C_g M_c} \sin(\omega t) \tag{5}$$

Khi đó lực nén cực đại P_{max} (kN) là:

$$P_{\max} = v_d \sqrt{C_g M_c} \tag{6}$$

Trong đó v_d (m/s) là vận tốc hiệu dụng thực sự tham gia vào quá trình nén vỏ. Trên thực tế, vận tốc v_d nhỏ hơn vận tốc ban đầu v_0 (m/s) của cơ cấu nạp, do năng lượng được phân chia giữa khối đẩy, các phần trung gian và phần chuyển động thực của viên đạn. Khi xét va chạm dính kết giữa khối đẩy có khối lượng M_d và khối trung gian m_g, vận tốc truyền cho viên đạn được xác định theo định luật bảo toàn động lượng:

$$v_d = \frac{M_d}{M_d + m_g} v_0 \tag{7}$$

Công thức này cho thấy: nếu M_d lớn hơn nhiều so với m_g thì $v_d \approx v_0$; ngược lại, khi m_g đáng kể, năng lượng động truyền tới vỏ giảm, v_d nhỏ hơn đáng kể so với v_0. Giá trị v_d phản ánh năng lượng thực tế tham gia biến dạng và có thể xác định qua đo thực nghiệm hoặc mô phỏng động học cơ cấu nạp. Khi đó, biểu thứ (7) có thể biểu diễn như sau:

$$P_{\max} = v_0 \frac{M_d}{M_d + m_g} \sqrt{C_g M_c} \tag{8}$$

Biểu thức này cho phép tính trực tiếp tải trọng nén cực đại trong quá trình nạp, là đại lượng cơ bản để so sánh với lực tới hạn P_n (kN) khi đánh giá ổn định của vỏ đạn.

2.3.3. Độ cứng dọc trục tổng hợp và điều kiện ổn định của vỏ đạn

Độ cứng dọc trục tổng hợp C_g là đại lượng cơ học phản ánh khả năng chống biến dạng nén dọc trục của toàn bộ phần vỏ đạn trong quá trình nạp, bao gồm thân, vai và miệng. Mỗi đoạn của vỏ có đặc tính cơ học và hình học khác nhau, nên mức độ tham gia chịu tải cũng khác nhau. Khi chịu lực nén dọc trục, các đoạn này có thể được coi như những phần tử đàn hồi nối tiếp nhau, bởi biến dạng tổng hợp là tổng biến dạng của từng đoạn.

Với mỗi đoạn i có chiều dài l_i, mô-đun đàn hồi E_i và tiết diện chịu nén hiệu dụng F_i, độ cứng cục bộ xác định bởi:

$$C_i = \frac{E_i F_i}{l_i} \tag{9}$$

Vì các đoạn ghép nối tiếp, độ cứng tổng hợp của vỏ tính theo quy tắc"

$$\frac{1}{C_g} = \sum_i \frac{1}{C_i} = \sum_i \frac{l_i}{E_i F_i} \tag{10}$$

Trong đó, với vỏ mỏng, diện tích tiết diện được tính:

$$F_i = 2\pi R_i t_i \tag{11}$$

với R_i là bán kính trung bình, t_i là bề dày vỏ đoạn *i*.

Công thức trên cho phép xem xét ảnh hưởng của hình học (chiều dài vai, bán kính, bề dày) và tính chất vật liệu (mô-đun đàn hồi) đến độ cứng tổng thể. Độ cứng C_g chịu ảnh hưởng mạnh của góc vai α: khi α tăng, chiều dài phần vai giảm theo quan hệ đã được trình bày ở công thức (1). Khi đó theo công thức (9) độ cứng C_g tăng. Tuy nhiên, vùng vai ngắn và dốc lại dễ gây tập trung ứng suất tại điểm chuyển tiếp giữa vai và thân, làm giảm ổn định tổng thể. Do đó, trong thiết kế cần tìm giá trị α thích hợp để cân bằng giữa độ cứng và độ ổn định.

Khi đã xác định được độ cứng tổng hợp C_g, ta có thể tính lực nén cực đại $P_{\max}$ trong quá trình nạp theo công thức (7) đã thiết lập. Giá trị này thể hiện tải trọng dọc trục lớn nhất mà vỏ đạn phải chịu trong quá trình dừng chuyển động khi nạp. Để đảm bảo an toàn, cần so sánh $P_{\max}$ với lực tới hạn P_n – giá trị mà tại đó vật liệu vỏ bắt đầu mất ổn định hoặc chảy dẻo. Lực tới hạn P_n được xác định theo biểu thức bán thực nghiệm:

$$P_n = k_0(\alpha) k_1 k_v \sigma_s F_0 \tag{12}$$

Trong đó:

- $k_0(\alpha)$ - hệ số hình học phụ thuộc góc vai;
- k_1 = 1,1 – hệ số tính tới sai lệch thành chi tiết khi nén;
- k_v = 1,2 - hệ số động học (hiệu chỉnh tốc độ tải và tính phi tuyến);
- F_0- diện tích mặt cắt ngang của vật chịu nén (m^2).
- σ_s - giới hạn chảy của vật liệu (Mpa);

Từ đó, hệ số an toàn về ổn định được xác định:

$$K = \frac{P_n}{P_{\max}} \tag{13}$$

Nếu $K \geq 1$, vỏ đạn làm việc an toàn trong vùng đàn hồi; nếu $K < 1$, có khả năng xảy ra biến dạng cục bộ hoặc mất ổn định đàn hồi.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thông số đầu vào của mô hình

Để khảo sát ảnh hưởng của góc vai và vật liệu đến độ ổn định của vỏ đạn 7,62 × 51 mm khi nạp, mô hình tính toán sử dụng bộ thông số đầu vào như Bảng 3.1 [3]. Hình học vỏ đạn được lấy theo kích thước danh nghĩa của vỏ 7,62 × 51 mm; khối lượng phần đáy vỏ tham gia dao động được hiệu chỉnh về giá trị thực tế khoảng vài gam; các tham số vật liệu được chọn theo tính chất cơ học của các vật liệu dùng chế tạo vỏ đạn.

Bảng 3.1. Thông số đầu vào mô hình

Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
Đường kính cổ	D_c	8,8	mm
Đường kính vai	D_{vi}	11,5	mm
Chiều dài vỏ	L_v	51,2	mm
Chiều dài cổ	L_c	7,6	mm
Bề dày thân-vai-cổ	$t_{t\text{-}vi\text{-}c}$	0,7-0,7-0,65	mm
Khối lượng đầu đạn	M_c	0,01	kg
Khối lượng phần di chuyển	M_d	0,5	kg
Khối lượng đáy vỏ đạn	m_g	0,0025	kg
Vận tốc nạp danh nghĩa	v_o	1,5	m/s
Mô đun đàn hồi CuZn30/Thép Bimetal F18/ Thép F18	E	105/190/200	GPa
Giới hạn chảy CuZn30/Thép Bimetal F18/ Thép F18	σ_s	280/330/350	MPa
Hệ số sai lệch bề dày	k_1	1,1	-
Hệ số tải trọng động	k_2	1,2	-

Từ Hình (2) ta có muốn liên hệ giữa độ côn và góc vai α:

$$\psi(\alpha) = 2\tan\alpha$$

Theo tài liệu [1], nội suy theo ψ thu được hệ số hình dạng k_0 phụ thuộc α như Bảng 3.2

Bảng 3.2. Hệ số hình dạng $k_0(\alpha)$

Góc vai α (^{0})	Độ côn ψ	$k_0(\alpha)$
15	0,536	0,82
20	0,728	0,71
25	0,933	0,63
30	1,155	0,56
35	1,404	0,50
40	1,682	0,43

3.2. Kết quả tính toán cho vỏ đạn với vật liệu làm vỏ là thép F18 và góc vai α = 20^0

Căn cứ vào những công thức đã được xây dựng ở Mục 2 và thông số đầu vào ở Bảng 3.1 ta được kết quả tính toán chi tiết ở Bảng 3.3 để đánh giá mức độ bền nén của vỏ đạn khi nạp với trường hợp vỏ đạn được chế tạo bằng thép F18 và góc vai α = 20^0.

Bảng 3.3. Kết quả tính toán cho vỏ đạn 7,62x51 mm (Thép F18, α = 20^0)

TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị

1	Chiều dài phần vai vỏ	$l_v = \frac{D_t - D_c}{2\tan\alpha}$	3,706	mm
2	Diện tích vòng cổ chịu nén	$F_0 = \pi D_c t_c$	11,3	mm^2
3	Độ cứng đoạn thân vỏ	$C_t = \frac{EF_t}{L_t}$	3,79	MN/m
4	Độ cứng đoạn vai vỏ	$C_v = \frac{EF_v}{L_v}$	4,65	MN/m
5	Độ cứng đoạn cổ vỏ	$C_c = \frac{EF_c}{L_c}$	5,64	MN/m
6	Độ cứng tổng hợp theo trục của vỏ	$\frac{1}{C_g} = \frac{1}{C_t} + \frac{1}{C_v} + \frac{1}{C_c}$	3,82	MN/m
7	Vận tốc cho phép của quá trình va đập đẩy đạn	$v_d = \frac{M_d}{M_d + m_g} v_0$	1,19	m/s
8	Lực nén lớn nhất tác dụng vùng cổ - vai vỏ	$P_{\max} = v_d\sqrt{C_g M_c}$	2,90	kN
9	Lực nén giới hạn theo bền vật liệu	$P_n = k_0(\alpha) k_1 k_v \sigma_s F_0$	3,707	kN
10	Hệ số an toàn theo bền nén	$K = \frac{P_n}{P_{\max}}$	1,28	-

Kết quả ở Bảng 3.2 cho thấy với vỏ đạn 7,62×51 mm làm bằng thép F18 và góc vai α = 20°, độ cứng tổng hợp C_g đạt giá trị tương đối lớn, dẫn đến lực nén cực đại khi nạp ở vận tốc v_o = 1,2 m/s vào khoảng $P_{max} \approx 2{,}90$ kN. Trong khi đó, lực nén giới hạn tính theo bền vật liệu và hệ số hình dạng $k_0(20°)$ đạt $P_n \approx 3{,}707$ kN, cho hệ số an toàn $K \approx 1{,}28 > 1$. Điều này cho thấy vỏ đạn vẫn làm việc trong vùng an toàn, chưa bị mất ổn định nén ở vùng cổ và vai, đồng thời còn một mức dự trữ bền nhất định. Tuy nhiên, giá trị K không quá lớn, nên nếu tiếp tục tăng góc vai thì khả năng mất ổn định của vỏ sẽ nhanh chóng tăng lên, cần được xem xét cẩn thận trong các khảo sát tiếp theo.

3.3. Phân tích ảnh hưởng của góc vai và vật liệu vỏ đạn tới ổn định vỏ đạn khi nạp

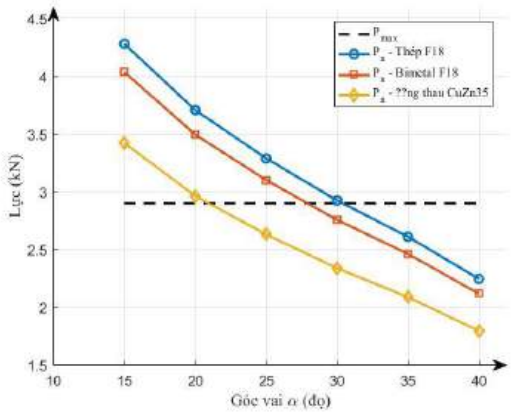
Sau khi xây dựng mô hình tính toán và thiết lập đầy đủ các tham số đầu vào, ta tiến hành khảo sát ảnh hưởng của góc vai α và môi trường vật liệu vỏ đạn đối với khả năng chịu nén dọc trục của vùng cổ và vai. Việc thay đổi góc vai dẫn đến thay đổi chiều dài phần vai, độ côn ψ và hệ số hình học $k_o(\alpha)$, do đó tác động trực tiếp đến lực nén giới hạn P_n và hệ số an toàn K. Đồng thời, mỗi loại vật liệu với mô đun đàn hồi và giới hạn chảy khác nhau cũng tạo ra sự khác biệt đáng kể về độ cứng tổng hợp và khả năng chịu tải.

Để làm rõ các xu hướng này, hệ số an toàn K được tính toán cho từng tổ hợp vật liệu và góc vai. Kết quả chi tiết được trình bày trong Bảng 3.3, thể hiện sự thay đổi của các đại lượng tính toán theo α đối với từng vật liệu. Tiếp đó, Bảng 3.4 tổng hợp hệ số an toàn K nhằm đánh giá rõ mức độ phù hợp của từng cấu trúc hình học và vật liệu trong điều kiện làm việc khi nạp đạn.

Bảng 3.4. Kết quả P_{max} và P_n khảo sát tại các góc vai và vật liệu vỏ đạn

Góc vai α (^{0})	**P_{max} (kN)**	**P_n**		
		Thép F18 (kN)	**Thép Bimetal F18(kN)**	**Đồng thau CuZn30(kN)**
15	2,9	4,281	4,036	3,423

20	2,9	3,707	3,495	2,963
25	2,9	3,289	3,101	2,630
30	2,9	2,924	2,756	2,338
35	2,9	2,610	2,461	2,087
40	2,9	2,245	2,117	1,795



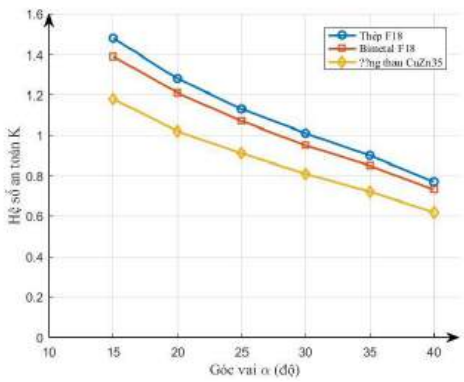
Hình 3.1. Mối liên hệ giữa lực nén với góc vai α và vật liệu vỏ đạn

Biểu đồ cho thấy lực nén cực đại P_{max} luôn giữ nguyên (không phụ thuộc góc vai và vật liệu), trong khi lực nén cho phép P_n giảm dần khi góc vai α tăng. Điều này xuất phát từ việc góc vai lớn làm chiều dài vai nhỏ lại, dẫn đến độ cứng vùng vai giảm, làm cho khả năng chịu nén của vỏ đạn giảm. Ba vật liệu cho kết quả P_n khác nhau rõ rệt. Thép F18 cho P_n lớn nhất ở mọi góc vai, thể hiện độ cứng cao; Bimetal F18 thấp hơn và Đồng thau CuZn35 thấp nhất do độ cứng thấp hơn. Khi α > 25°, P_n của Bimetal F18 và CuZn35 đều tiến gần đến hoặc thấp hơn P_{max}, làm hệ số an toàn giảm mạnh. Điều này cho thấy việc lựa chọn vật liệu và góc vai hợp lý là rất quan trọng để đảm bảo ổn định khi nạp đạn.

Hệ số an toàn K được tính toán và trình bày tại Bảng 3.4:

Bảng 3.4. Tổng hợp hệ số an toàn K theo góc vai và vật liệu

Góc vai α (^{0})	**Thép F18**	**Thép Bimetal F18**	**Đồng thau CuZn35**
15	1,48	1,39	1,18
20	1,28	1,21	1,02
25	1,13	1,07	0,91
30	1,01	0,95	0,81
35	0,90	0,85	0,72
40	0,77	0,73	0,62



Hình 3.2. Biểu đồ mối quan hệ giữa vật liệu vỏ đạn, góc vai α và hệ số an toàn K

Theo biểu đồ, hệ số an toàn K giảm tuyến tính theo góc vai α đối với cả ba vật liệu. Khi α tăng làm hệ số an toàn K giảm, điều này chứng tỏ vùng vai là vị trí rất nhạy cảm với thay đổi hình học.

Thép F18 luôn có K lớn nhất, đảm bảo an toàn tốt nhất, tiếp theo là Bimetal F18 và thấp nhất là CuZn35. Với CuZn35, khi $\alpha \geq 25°$, $K < 1$, nghĩa là vỏ đạn có nguy cơ mất ổn định khi nạp. Bimetal F18 duy trì $K > 1$ đến khoảng $\alpha \approx 30°$, còn Thép F18 giữ được $K > 1$ đến gần 35°. Điều này cho thấy Thép F18 phù hợp nhất, và góc vai α nên được giữ ≤ 25° – 30° để đảm bảo độ an toàn cao.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã đánh giá ảnh hưởng của góc vai α và vật liệu vỏ đạn đến độ bền nén của vỏ đạn 7,62 × 51 mm thông qua các tham số: độ cứng tổng hợp, lực nén giới hạn P_n và hệ số an toàn K. Kết quả cho thấy góc vai tăng làm giảm đáng kể độ cứng và P_n, khiến hệ số an toàn K giảm tuyến tính theo α. Vùng làm việc an toàn $K > 1$chỉ duy trì tốt khi $\alpha \leq 25 – 30°$, tùy vật liệu. Về vật liệu, Thép F18 cho khả năng chịu nén cao nhất, Thép Bimetal F18 ở mức trung bình nhưng vẫn an toàn trong dải α thông dụng. Đồng thau CuZn35 có Pn thấp nhất, nhanh chóng rơi vào trạng thái không an toàn khi $\alpha > 25°$, do đó không phù hợp cho thiết kế có góc vai lớn.

Lực nén cực đại P_{max} hầu như không phụ thuộc vật liệu hay hình học, vì vậy việc thiết kế cần tập trung tối ưu lực nén tới hạn P_n và hệ số an toàn K. Nhìn chung, dải α từ 20° – 25° cùng vật liệu thép hoặc bimetal là phù hợp nhất để đảm bảo an toàn khi nạp đạn.

Những kết quả này cung cấp cơ sở kỹ thuật quan trọng cho lựa chọn vật liệu và tối ưu hóa hình dạng vỏ đạn trong thiết kế và sản xuất.

Tài liệu tham khảo

1. Đỗ Văn Minh (2022). *Giáo trình Cơ sở thiết kế vỏ đạn*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành (2007). *Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
3. NATO Standardization Office (2010. *NATO EPVAT Manual for 7.62×51 mm Ammunition*.

Study on the influence of several structural parameters on the stability and stiffness of the 7.62×51 mm cartridge case during loading.

Abstract: *This paper investigates the influence of several structural parameters, primarily the shoulder angle and manufacturing material, on the stability and stiffness of the 7.62×51 mm cartridge case during chambering. Based on mechanical modeling of the axial compression process of the cartridge case, expressions for the equivalent stiffness, maximum compressive force, and critical compressive force are derived to evaluate stability conditions. A parametric study is conducted for shoulder angles α ranging from 15° to 40° with three commonly used materials: F18 steel, F18 bimetal, and CuZn35 brass. The results indicate that as the shoulder angle increases, the shoulder length decreases, leading to a reduction in equivalent stiffness and critical compressive force, which in turn significantly lowers the safety factor. Among the investigated materials, F18 steel exhibits the highest stiffness and stability, whereas CuZn35 brass shows a higher risk of instability at larger shoulder angles. The obtained results enable the determination of appropriate ranges of structural parameters and materials, contributing to improved stability and safety of the 7.62×51 mm cartridge case in design and manufacturing.*

Keywords: *7.62×51 mm cartridge; cartridge case; shoulder angle; material; chambering.*

Khảo sát ảnh hưởng chiều dài liều thuốc phóng đến đặc trưng động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng

Đào Duy Trường[1]*, Phạm Xuân Quyền[1], Bùi Minh Tuân[1], Nguyễn Quốc Đạt[2]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Trường Quân sự Quân khu 7

Email: duytruongdao.061096@gmail.com; Tel: 0984 289 018

Tóm tắt:

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài liều thuốc phóng đến các đặc trưng động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng. Mô hình toán mô tả đầy đủ bốn giai đoạn làm việc của động cơ được dùng để xác định áp suất cực đại trong buồng (p_1), vận tốc khối đệm (V_σ) và tổng xung lực (I_Σ). Tính mới của nghiên cứu là xây dựng mô hình động lực học cho động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm có ballast lắp trên tên lửa 96M6M, qua đó lần đầu tiên lượng hóa có hệ thống mối quan hệ giữa chiều dài liều thuốc phóng với các tham số p_1, V_σ, I_Σ dưới ràng buộc bền vỏ để xác định miền làm việc an toàn. Kết quả tính toán cho thấy khi chiều dài liều tăng, áp suất cực đại trong buồng tăng rất nhanh và vượt giới hạn bền khi l_p lớn hơn khoảng 4,2 mm, trong khi vận tốc khối đệm và tổng xung lực tăng gần tuyến tính theo l_p, góp phần nâng cao hiệu quả hiệu chỉnh. Với tổng xung lực 12 – 26 N·s, động cơ có khả năng làm lệch quỹ đạo bay của tên lửa 96M6M từ vài chục xăng-ti-mét đến vài mét tùy thời điểm kích hoạt. Các kết quả thu được cung cấp cơ sở khoa học cho việc thiết kế, tối ưu hóa và đánh giá an toàn động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng.

Từ khóa: Động cơ hiệu chỉnh xung; Thuốc phóng; Balast; Xung hiệu chỉnh.

1. Đặt vấn đề

Động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm (ИДК) sử dụng thuốc phóng là thiết bị tạo lực điều khiển quỹ đạo, giúp đạn hiệu chỉnh đường bay với độ chính xác cao [1]. Loại động cơ này hoạt động theo cơ chế sinh khí đẩy khối đệm quán tính để tạo xung lực tức thời, từ đó hiệu chỉnh chuyển động của đạn. So với các giải pháp động cơ đẩy liên tục, ИДК có ưu điểm kết cấu gọn nhẹ, thời gian phản ứng nhanh và độ tin cậy cao, phù hợp với yêu cầu điều khiển hiện đại.

Tuy nhiên, trong thiết kế cần xác định chính xác các thông số như áp suất cực đại trong buồng, vận tốc ballast và tổng xung lực, vì chúng quyết định độ bền kết cấu và hiệu quả điều khiển [2]. Đặc biệt, chiều dài liều thuốc phóng (l_p) ảnh hưởng trực tiếp đến quá trình cháy, áp suất và động năng sinh ra. Việc nghiên cứu mối quan hệ giữa l_p và các đặc trưng động lực học nhằm thiết lập giới hạn an toàn, tối ưu hóa cấu trúc động cơ là yêu cầu cấp thiết, làm cơ sở cho tính toán, thiết kế và ứng dụng thực tế của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm.

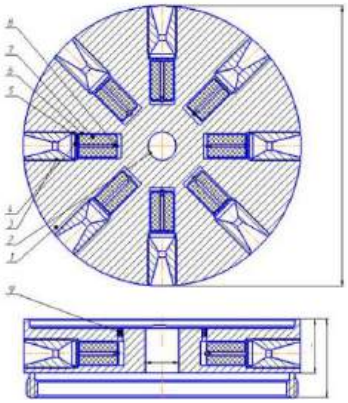
Tính mới của nghiên cứu thể hiện ở việc xây dựng mô hình động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng ngắn, tính toán quá trình cháy và truyền xung bằng công cụ MATLAB, qua đó lần đầu tiên lượng hóa ảnh hưởng của chiều dài liều thuốc phóng đến áp suất cực đại, vận tốc ballast và tổng xung lượng, góp phần hoàn thiện cơ sở khoa học cho thiết kế và tối ưu hóa loại động cơ này trong thực tiễn.

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình toán học

2.1. Cấu tạo và nguyên lý hoạt động

ИДК sử dụng thuốc phóng là một khối động lực nhỏ gọn được gắn trực tiếp lên thân đạn hoặc mục tiêu điều khiển, tạo xung lực nhằm điều chỉnh quỹ đạo bằng cách phóng một khối

ballast đổi hướng. Về tổng thể, động cơ gồm các bộ phận như sau [2, tr.36]:

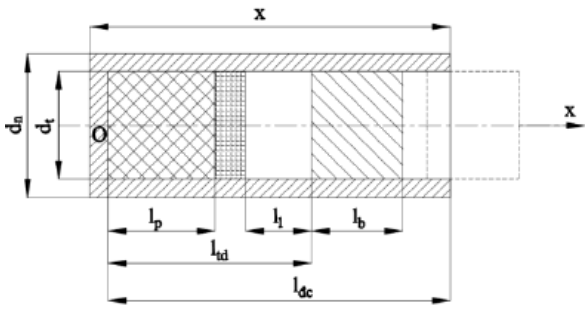


Hình 1. Cấu tạo của ИДК có sử dụng thuốc phóng được tích hợp trên tên lửa 96M6M

1. Vỏ động cơ; 2. Lỗ kéo cáp tín hiệu; 3. Ống dẫn dòng khí; 4. Màng ngăn; 5.Màng chắn; 6. Buồng đốt; 7. Thuốc phóng; 8. Bộ lửa; 9. Cầu đấu điện.

1 - Vỏ động cơ: Vỏ chịu vai trò là khung cơ khí và khoang làm việc kín chứa các phần tử cháy, ballast và các bộ phận kích nổ; 2 - Lỗ kéo cáp tín hiệu: dẫn cáp tín hiệu, dây kích nổ và bảo đảm kín khí; 3 - Ống dẫn dòng khí: dẫn và định hướng luồng khí cháy, tạo xung đối xứng; 4 - Màng ngăn: phân cách buồng, điều chỉnh và ổn định áp suất; 5 - Màng chắn: Giữ cố định thuốc phóng, ngăn vật liệu rơi vào ống dẫn khí và bảo đảm an toàn khi cháy; 6 - Buồng đốt: Chứa thuốc phóng và khi thuốc phóng cháy tạo khí sinh ra lực; 7 - Thuốc phóng: cháy tạo khí, tạo áp suất tác động lên ballast; 8 - Bộ lửa: Mồi cháy thuốc phóng; 9 - Cầu đấu điện: đầu nối điện, truyền tín hiệu kích nổ an toàn.

- Khối ballast là khối kim loại nặng (thường bằng thép hoặc hợp kim có mật độ cao) nằm phía trước buồng đốt (6), ngay sau lớp bảo vệ (5) và trước ống dẫn khí (3). Theo [1, tr.104] kích thước hình học của động cơ hiệu chỉnh xung thuốc phóng có ballast như sau:



Hình 2. Kích thước hình học của động cơ điều chỉnh xung thuốc phóng có ballast (ИДК)

d_n, d_t - đường kính ngoài và trong của vỏ [m]; l_p -chiều dài liều phóng [m]; l_b - chiều dài ballast [m]; l_l - chiều dài quy đổi của thể tích tự do theo đường kính trong [m]; l_{td} -chiều dài thể tích tự do [m]; l_{dc}- chiều dài tổng thể của ИДК [m]

Nguyên lý hoạt động của ИДК như sau: khi nhận lệnh kích hỏa, thuốc phóng trong buồng cháy nhanh, sinh ra lượng khí tạo ra áp suất lớn. Áp suất này tác động trực tiếp lên mặt sau của ballast, khi áp suất đủ lớn thắng được lực cản khiến ballast bắt đầu chuyển động về phía trước theo trục ống phóng. Do bảo toàn động lượng, lực tác động lên ballast sẽ đồng thời truyền một xung lực phản hồi ngược chiều vào thân đạn, làm thay đổi quỹ đạo bay. Sau khi ra khỏi

ống phóng, ballast được tách bỏ, không còn tham gia vào chuyển động của đạn. Việc sử dụng khối ballast giúp tạo xung lực điều chỉnh tức thời mà không ảnh hưởng đến chuyển động chính của đạn, từ đó nâng cao độ chính xác và hiệu quả điều khiển quỹ đạo.

2.2. Xác định tham số khảo sát

Đối tượng khảo sát của bài báo là đặc trưng động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm (ИДК) sử dụng thuốc phóng để sinh công tác động lên ballast. Trong phạm vi nghiên cứu của bài báo này, yếu tố được lựa chọn làm biến khảo sát chính là chiều dài liều phóng (l_p). Thay đổi thông số này đồng nghĩa với việc thay đổi khối lượng thuốc phóng nạp vào buồng chứa liều phóng, từ đó tác động trực tiếp đến quá trình cháy, áp suất trong buồng và đặc trưng động lực học của khối đệm. Mục tiêu là phân tích mức độ ảnh hưởng của chiều dài liều thuốc phóng (l_p) đến các tham số đặc trưng khác như: áp suất cực đại, áp suất trung bình, vận tốc ballast và tổng xung lượng hiệu chỉnh.

Phạm vi khảo sát được lựa chọn như sau: Khoảng biến thiên: $l_p = (0{,}002 \div 0{,}006)$ m

Một số thông số cần chú ý khi khảo sát:

- Giới hạn áp suất: Áp suất cực đại trong buồng chứa thuốc phóng phải nhỏ hơn áp suất cho phép để đảm bảo an toàn kết cấu.

- Ổn định động học: Vận tốc ballast phải đạt giá trị đủ lớn và ổn định, bảo đảm động cơ phát huy hiệu quả hiệu chỉnh quỹ đạo.

- Tổng xung lực:giá trị tổng xung lực hiệu chỉnh I_Σ cần nằm trong vùng yêu cầu làm việc, không vượt quá mức gây mất ổn định nhưng cũng không được quá nhỏ gây suy giảm tác dụng hiệu chỉnh.

Để khảo sát những thông số trên ta cần quan tâm đến những công thức (1), (5), (11) và (12) được trình bày ở mục (2.4) được tham khảo theo [1].

2.3. Các giả thiết tính toán

Xét về nguyên lý hoạt động tổng quát, một động cơ ИДК có ballast dùng thuốc phóng sẽ hoạt động theo bốn giai đoạn đặc trưng [1]:

A - Từ thời điểm kích hỏa thuốc súng đến khi ballast bắt đầu chuyển động; B - Từ khi khối đệm bắt đầu chuyển động đến khi thuốc phóng cháy hết hoàn toàn; C - Từ thời điểm thuốc phóng cháy hết hoàn toàn đến khi khối đệm thoát ra khỏi ống phóng của kíp nổ (ИДК); D - Giai đoạn tác động tiếp theo của khí thuốc phóng.

Do thuốc phóng trong buồng đốt của ИДК cháy rất nhanh trong thời gian ngắn và động cơ hiệu chỉnh xung thường có các chi tiết như chốt cắt hoặc màng phá áp - chúng chỉ phá huỷ khi áp suất đạt giá trị nhất định nên có thể chấp nhận các giải thiết sau:

- Gộp các giai đoạn A và B thành một giai đoạn duy nhất, theo giả thuyết cháy tức thời của thuốc phóng. Vì quá trình từ khi thuốc phóng bắt đầu cháy đến khi khối ballast bắt đầu chuyển động chỉ kéo dài vài phần nghìn giây, gần như không thể tách riêng. Khi đó có thể coi áp suất tăng gần như tức thời, cho phép áp dụng giả thiết cháy tức thời.

- Vận tốc của khí thuốc phóng tại thời điểm khối đệm thoát ra khỏi thân ИДК phân bố tuyến tính theo chiều dài thân. Giả thiết này giúp mô tả sự giãn nở đều của sản phẩm cháy trong buồng đốt, tức là coi dòng khí trong buồng đốt ổn định theo hướng trục.

- Xung hiệu chỉnh được truyền cho phương tiện bay (ЛА) trong các giai đoạn C và D. Khi thuốc phóng đã cháy hết, khối đệm vẫn tiếp tục chuyển động theo quán tính, tạo xung hiệu chỉnh. Giả thiết này cho phép tách riêng phần xung động cơ sinh ra (do áp suất) và phần xung truyền sang vật thể (do khối đệm bay ra)**.**

2.4. Xây dựng mô hình toán học

2.4.1. Giai đoạn A - B: hình thành áp suất cực đại và áp suất khi ballast rời thân

Giả sử thuốc phóng cháy tức thời và đồng đều, áp suất cực đại p_1 [Pa] được tính theo công thức Shishkov:

$$p_1 = \frac{f_0 . m_T}{S_0 . l_1} \tag{1}$$

Trong đó:

f_0 - lực (năng lượng riêng) của thuốc phóng [J/kg]; $m_T = \rho . S_0 . l_p$ - khối lượng thuốc phóng [kg]; $S_0 = \frac{\pi d_t^2}{4}$ - diện tích mặt cắt ngang trong lòng nòng [m^2]; $l_1 = l_{td}(1-\alpha\rho_0)$ - chiều dài quy đổi thể tích tự do [m]; ρ_0 - mật độ thuốc phóng [kg/m^3]; α - thể tích riêng của sản phẩm khí [m^3/kg].

Áp suất đầu loa phụt tại thời điểm ballast rời thân p_Δ [Pa] là:

$$p_\Delta = p_1 . \left(\frac{l_1}{l_{dc} + l_1 - l_{td}} \right)^k \tag{2}$$

Với k – chỉ số đoạn nhiệt của sản phẩm cháy ($k \approx 1{,}2 \div 1{,}3$).

Áp suất trung bình p_{cp} [Pa] dùng để kiểm bền thành-đáy:

$$p_{cp} = \frac{p_1 + p_\Delta}{2} \tag{3}$$

2.4.2. Giai đoạn C: gia tốc ballast (xung lực chính)

Vận tốc giới hạn lý thuyết của ballast V_{pr} [m/s] (động cơ dài, tổn thất nhỏ) là:

$$V_{pr} = \sqrt{\frac{2 f_0 m_T}{(k-1)\varphi m_\sigma}} \tag{4}$$

Trong đó m_σ - khối lượng ballast [kg]; φ - hệ số xét đến các tổn thất phụ; trong trường hợp này có thể lấy $\varphi = 1$ vì chiều dài ИДК nhỏ, không có đệm kim loại biến dạng.

Vận tốc thực V_σ [m/s] tại thời điểm rời động cơ :

$$V_\sigma = V_{pr} \sqrt{1 - \left(\frac{l_1}{l_{dc} + l_1 - l_{td}} \right)^{k-1}} \tag{5}$$

Xung lực ở giai đoạn C I_B [N.s] (gồm ballast và phần thuốc còn tương tác):

$$I_B = (m_\sigma + 0{,}5 m_p) V_\sigma \tag{6}$$

2.4.3. Giai đoạn D: tác động dư của khí thuốc

Mật độ đặc trưng của sản phẩm cháy tại thời điểm ballast rời nòng ρ_Δ [kg/m^3]:

$$\rho_\Delta = \frac{m_T}{S_0 . l_{dc}} \tag{7}$$

Tốc độ trong sản phẩm cháy c [m/s]:

$$c = \sqrt{\frac{k.p_\Delta}{\rho_\Delta}} \tag{8}$$

Hệ số hiệu chỉnh phần khí:

$$\beta = \frac{2c}{kV_\sigma}\sqrt{\frac{2}{k+1}} \tag{9}$$

Xung lực do ИДК tạo ra trong giai đoạn D I_Γ [N.s] (tác động dư của khí thuốc):

$$I_\Gamma = (\beta - 0{,}5).m_p.V_\sigma \tag{10}$$

2.4.4. Tổng hợp chi tiết đánh giá

Tổng xung lực hiệu chỉnh của động cơ I_Σ [N.s]:

$$I_\Sigma = I_B + I_\Gamma = \left(m_\sigma + \beta m_p\right)V_\sigma \tag{11}$$

Các đại lượng đầu ra dùng để so sánh và đánh giá:

$$p_1, p_\Delta, p_{cp}, V_\sigma, I_B, I_r, I_\Sigma$$

Áp suất giới hạn p_{gh} [Pa], đối với ống thành dày, ta sử dụng công thức Lame [5]:

$$p_1 \le p_{gh} = \frac{\sigma}{\xi}.\frac{b^2 - a^2}{b^2 + a^2} \tag{12}$$

Với $a = \frac{d_t}{2}$ - bán kính trong của vỏ [m]; $b = a + \delta$ - bán kính ngoài của vỏ [m]; δ - bề dày thành vỏ động cơ [m]; σ - ứng suất cho phép của vật liệu [Pa]; ξ - hệ số an toàn.

Các công thức (1) và (3) xác định áp suất trong buồng đốt được xây dựng trên cơ sở mô hình Bernoulli–Shishkov mô tả quá trình cháy gần như tức thời của thuốc phóng trong buồng thể tích hữu hạn, với các tham số f, α, ρ_0, k lựa chọn theo các tài liệu chuẩn [1], [2]. Đồng thời, các công thức (5), (6) và (11) mô tả cân bằng động lượng của hệ "sản phẩm cháy – ballast" theo cách tiếp cận của mô hình khí thuốc nổ tiêu chuẩn dùng cho động cơ chỉnh hướng cỡ nhỏ, trong đó xung lực được xác định từ tổng động lượng của ballast và phần khí còn tương tác. Nhờ đó, các đại lượng p_1, p_d, V_σ và I_Σ trong Mục 3 không phải là các giá trị kinh nghiệm mà là nghiệm của bài toán dựa trên các mô hình đã được kiểm chứng.

3. Khảo sát ảnh hưởng chiều dài liều thuốc phóng đến đặc trưng động lực học của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm (ИДК) sử dụng thuốc phóng

3.1. Các thông số đầu vào, thông số khảo sát

Thông số đầu vào bao gồm: các kích thước cơ bản của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng; thông số vật liệu vỏ; thông số đặc trưng thuốc phóng; cũng như điều kiện giới hạn về áp suất thiết kế. Các giá trị cụ thể được liệt kê trong Bảng 1.

Bảng 1. Bảng tham số đầu vào của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng được tích hợp trên tên lửa 96M6M [1, 3]

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Chiều dài động cơ	$l_{đc}$	m	0,04
2	Mật độ ballast	ρ_b	kg/m^3	15000
3	Chiều dài ballast	l_b	m	0,02
4	Chiều dài thể tích tự do của buồng	l_{td}	m	0,03
5	Đường kính trong động cơ	d_t	m	0,025
6	Mật độ vật liệu vỏ	ρ_m	kg/m^3	7800
7	Mật độ thuốc phóng	ρ_o	kg/m^3	1500
8	Hệ số đoạn nhiệt	k	-	1.2
9	Hệ số kể đến công phụ	φ	-	1,1
10	Lực thuốc phóng	f	J/kg	0,8.10^6
11	Thể tích riêng	α	m^3/kg	0,001
12	Giới hạn bền vật liệu	σ	Pa	1500.10^6
13	Hệ số an toàn, ksi	ξ	-	1.5
14	Bề dày thành vỏ động cơ	δ	m	0,003
14	Chiều dài phần thuốc phóng	l_p	m	0,002÷0,006

3.2. Kết quả tính toán

Kết quả tính toán từ chương trình MATLAB cho thấy chiều dài liều phóng có ảnh hưởng trực tiếp đến: Áp suất lớn nhất trong buồng đốt (p_1); Áp suất trung bình p_{cp}; Vận tốc ballast V_σ; Tổng xung hiệu chỉnh I_Σ. Kết quả khảo sát đối với chiều dài thuốc phóng l_p = 4,0 mm được thể hiện ở Bảng 2.

Bảng 2. Kết quả tính toán định danh cho ИДК với l_p = 4,0 mm

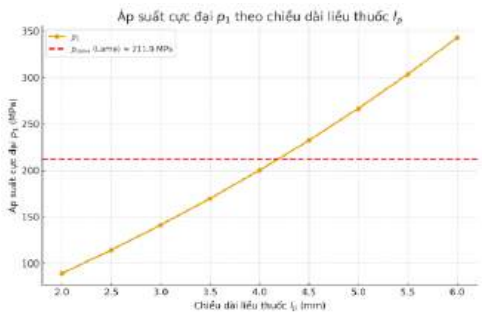
TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng thuốc phóng	$m_T = \rho.S_0.lp$	2,93	g
2	Chiều dài quy đổi thể tích tự do	$l_1 = l_{td}(1-\alpha r_0)$	24	mm
3	Khối lượng ballast	$m_b = \rho_b.S_0.l_b$	0.147	kg
4	Áp suất cực đại	$p_1 = \frac{f_0.m_T}{S_0.l_1}$	200	MPa
5	Áp suất khi ballast bắt đầu rời thân	$p_\Delta = p_1.\left(\frac{l_1}{l_{dc}+l_1-l_{td}}\right)^k$	131	MPa
6	Áp suất trung bình tính toán	$p_{cp} = \frac{p_1+p_\Delta}{2}$	165	MPa
7	Vận tốc tới hạn lý thuyết	$V_{pr} = \sqrt{\frac{2f_0m_T}{(k-1)\varphi m_\sigma}}$	381,4	m/s
8	Vận tốc ballast khi bay ra	$V_\sigma = V_{pr}\sqrt{1-\left(\frac{l_1}{l_{dc}+l_1-l_{td}}\right)^{k-1}}$	98,93	m/s

9	Mật độ đặc trưng của sản phẩm cháy tại thời điểm ballast rời nòng	$\rho_\Delta = \frac{m_T}{S_0.l_{dc}}$	150	kg/m^3
10	Tốc độ trong sản phẩm cháy	$c = \sqrt{\frac{k.p_\Delta}{\rho_\Delta}}$	1,02.10^3	m/s
11	Hệ số hiệu chỉnh phần khí	$\beta = \frac{2c}{kV_\sigma}\sqrt{\frac{2}{k+1}}$	16,49	-
12	Xung lực ở giai đoạn C	$I_B = (m_\sigma + 0,5m_p)V_\sigma$	14,7	N.s
13	Xung lực ở giai đoạn D	$I_\Gamma = (\beta - 0,5).m_p.V_\sigma$	4,66	N.s
14	Tổng xung lực hiệu chỉnh của động cơ	$I_\Sigma = I_B + I_\Gamma$	19,37	N.s
15	Áp suất giới hạn của vỏ động cơ tính theo Lame	$p_{gh} = \frac{\sigma}{\xi}.\frac{b^2 - a^2}{b^2 + a^2}$	212	Mpa

Bảng 3. Kết quả tính toán động lực theo chiều dài liều thuốc phóng

Chiều dài liều thuốc phóng l_p (mm)	**Khối lượng thuốc phóng m_p (gam)**	**Áp suất lớn nhất p_1 (Mpa)**	**Vận tốc ballast V_σ (m/s)**	**Tổng xung hiệu chỉnh I_Σ (N.s)**
2,0	1,473	88,89	66,65	12,12
2,5	1,841	114,29	75,39	14,02
3,0	2,209	141,18	83,58	15,84
3,5	2,577	169,70	91,39	17,62
4	2,945	200	98,93	19,37
4,5	3,313	232,26	106,30	21,11
5	3,682	266,68	113,54	22,85
5,5	4,05	303,45	120,72	24,59
6	4,418	342,86	127,87	26,35

Biểu đồ (Hình 3) cho thấy áp suất cực đại p_1 trong buồng đốt tăng rất nhanh khi chiều dài liều thuốc phóng l_p tăng: từ khoảng 89 MPa ở l_p = 2 mm lên tới khoảng 343 MPa ở l_p = 6 mm. Về mặt vật lý, khi tăng l_p thì khối lượng thuốc phóng $m_p = \rho_0 S l_p$ tăng tuyến tính, nên lượng khí sinh ra cũng tăng tuyến tính theo l_p; tuy nhiên thể tích tự do ban đầu của buồng gần như không đổi, trong khi công thức (1) của Shishkov áp suất p_1 cực đại tỉ lệ với $\frac{f_0.m_T}{S_0.l_1}$, với l_1 giảm khi mật độ nạp tăng.



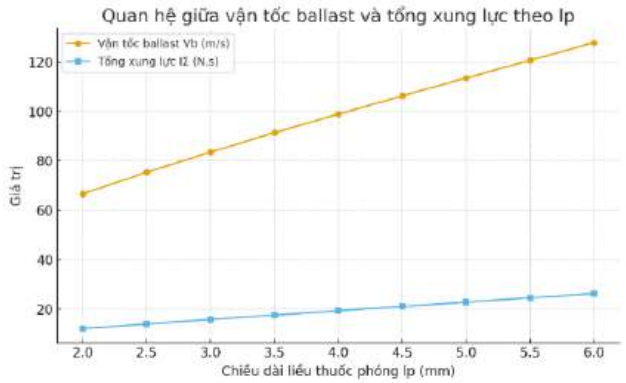
Hình 3. Quan hệ giữa chiều dài liều thuốc phóng và áp suất lớn nhất

Điều này có nghĩa là càng nạp nhiều thuốc vào cùng một thể tích ban đầu thì khí càng bị nén chặt, khiến áp suất tăng nhanh hơn đáng kể so với mức tăng của chiều dài liều thuốc

phóng, dẫn tới quan hệ phi tuyến giữa p_1 và l_p. Đường giới hạn bền theo công thức Lame (tương ứng $p_{gh} \simeq 212$ MPa) cắt đường đặc tính $p_1(l_p)$ ở $l_p \simeq 4{,}2$ mm, cho thấy cấu hình hiện tại chỉ làm việc an toàn với $l_p \leq 4{,}2$ mm; nếu muốn tăng l_p để tiếp tục nâng V_b và I_Σ thì bắt buộc phải tăng bề dày vỏ hoặc lựa chọn vật liệu có giới hạn bền cao hơn.

Nếu vẫn giữ nguyên vật liệu và hệ số an toàn, sử dụng công thức Lame (12) cho ống thành dày cho thấy: với bề dày hiện tại $\delta = 3$ mm, áp suất giới hạn khoảng 212 MPa chỉ bảo đảm an toàn đến $l_p \simeq 4{,}2$ mm. Muốn làm việc an toàn ở $l_p \simeq 5$mm (tương ứng $p_1 \simeq 267$ MPa) cần tăng bề dày vỏ lên khoảng $\delta = 4$ mm, còn nếu muốn khai thác hết dải $l_p = 6$ mm (với $p_1 \simeq 343$ MPa) thì bề dày vỏ phải tăng lên $\delta = 5{,}5$ mm.

Biểu đồ (Hình 4) cho thấy V_b và I_Σ đều có xu hướng tăng gần tuyến tính theo l_p: từ khoảng 66,65 m/s và 12,12 N·s ở $l_p = 2$ mm lên tới 128,87 m/s và 26,35 N·s ở $l_p = 6$ mm. Về mặt vật lý, khối lượng thuốc phóng $m_p = \rho_0 S l_p$ tăng đúng theo quy luật tuyến tính, nên mỗi milimét chiều dài liều thêm vào sẽ sinh ra thêm một lượng khí và một khoảng thời gian đẩy ballast gần tương đương với các phần trước đó (do hình học buồng và khối lượng ballast được giữ cố định). Điều này khiến phần xung lực tăng thêm ứng với mỗi milimét chiều dài liều trong khoảng khảo sát 2 – 6 mm xấp xỉ như nhau, nên tổng xung lực I_Σ và vận tốc ballast V_b có xu hướng tăng gần tuyến tính theo l_p, mặc dù áp suất cực đại p_1 trong buồng lại biến thiên phi tuyến theo l_p. Vận tốc ballast tăng trực tiếp làm tăng tổng xung lực, rút ngắn thời gian truyền lực và giúp hiệu chỉnh quỹ đạo nhanh, chính xác, đồng thời cải thiện độ ổn định bay của động cơ. Tuy nhiên V_b tăng cũng đồng nghĩa với áp suất cực đại p_1 tăng, do đó cần kiểm soát vận tốc ballast để áp suất không vượt quá áp suất tới hạn.



Hình 4. Quan hệ giữa vận tốc ballast và tổng xung lực theo chiều dài thuốc phóng

Bên cạnh đó, căn cứ vào giá trị xung lượng hiệu chỉnh thu được (12 - 26 N·s), với khối lượng tên lửa 96M6M khoảng 330 kg, tổng thời gian bay tới mục tiêu T = 185 s [3], ta có thể tính được vận tốc ngang tăng thêm do động cơ gây ra xấp xỉ:

$$\Delta V = \frac{I_\Sigma}{m} \approx \frac{12 \div 26}{330} = 0{,}04 \div 0{,}08 \text{ m/s}$$

Nếu động cơ được kích hoạt ở giai đoạn cuối, khi tên lửa còn thời gian bay t = 5÷50 s tới mục tiêu, thì độ lệch quỹ đạo biên xấp xỉ: $\Delta y = \Delta V.t \approx 0{,}2 \div 4$

Tức vào cỡ vài chục xentimét đến vài mét. Như vậy, xung lực do động cơ hiệu chỉnh

xung kiểu đệm hoàn toàn đủ để thực hiện hiệu chỉnh nhỏ quỹ đạo bay của tên lửa 96M6M, đáp ứng yêu cầu tăng độ chính xác đánh trúng mục tiêu.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và áp dụng mô hình động lực học cho động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm sử dụng thuốc phóng rắn nhằm xác định chính xác áp suất lớn nhất trong buồng cháy, vận tốc của ballast và tổng xung lực theo chiều dài liều thuốc phóng. Tính mới của nghiên cứu là phát triển mô hình cho động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm có ballast lắp trên tên lửa 96M6M, qua đó lần đầu tiên lượng hóa có hệ thống mối quan hệ giữa chiều dài liều thuốc phóng với các tham số p_1, V_b, I_Σ dưới ràng buộc bền vỏ để xác định miền làm việc an toàn.

Kết quả tính toán cho thấy áp suất cực đại tăng rất nhanh khi chiều dài liều thuốc phóng tăng và vượt quá giới hạn bền vật liệu khi chiều dài lớn hơn khoảng 4,2 mm, đặt ra yêu cầu nghiêm ngặt về thiết kế kết cấu và lựa chọn vật liệu cho vỏ động cơ. Ngược lại, vận tốc ballast và tổng xung lực tăng gần tuyến tính theo chiều dài liều, với giá trị xung lực 12 –26 N·s đủ để làm lệch quỹ đạo bay của tên lửa 96M6M từ vài chục centimet đến vài mét. Về ứng dụng, các quan hệ thu được cho phép lựa chọn chiều dài liều thuốc phóng và bề dày vỏ tối ưu để vừa đảm bảo yêu cầu xung lực hiệu chỉnh, vừa không vượt quá áp suất cho phép; mô hình và chương trình tính toán có thể dùng như công cụ thiết kế ngược từ yêu cầu độ lệch quỹ đạo đến tham số l_p và kết cấu vỏ, cũng như làm nền tảng mở rộng khảo sát cho các cấu hình động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm tương tự trên những loại đạn, tên lửa cùng cấp cỡ.

Tài liệu tham khảo

1. Ю.М. Астапов, В.А. Велданов, С.А. Люшин (2019). *Системы наведения и управления высокоточных боеприпасов* . Учебное пособие. Москва: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана.
2. М.Ю. Сема́шко, И.А. Пономарёв, В.В. Андреев, Н.Л. Кувшинова, Д.А. Дрыгальцев (2022), *Повышение функциональных возможностей ракет-мишеней*. // *Engineering Technologies and Systems*, ЮУрГУ, Челябинск. .
3. “Баллистическая мишень 96М6М: технические характеристики и параметры ЭПР.”
4. Phạm Xuân Quyền (2020). *Giáo trình điều khiển đạn dược*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
5. Nguyễn Văn Vinh (2015). *Sức bền vật liệu*. NXB Xây dựng, Hà Nội.

Investigation of the influence of propellant charge length on the dynamic characteristics of an impulse correction engine with inertial ballast using propellant

Abstract: *This paper investigates the influence of propellant charge length on the dynamic characteristics of an impulse correction engine with inertial ballast using solid propellant. A mathematical model describing all four operating stages of the engine is employed to determine the maximum chamber pressure p_1 the ballast velocity V_b and the total impulse I_Σ. The novelty of the study lies in the development of a dynamic model for an impulse correction engine with ballast mounted on the 96M6M missile, through which, for the first time, the relationships between the propellant charge length and the parameters p_1, V_b and I_Σ are systematically quantified under a structural strength constraint to define a safe operating domain. The calculation results show that as the charge length increases, the maximum chamber pressure rises very rapidly and exceeds the strength limit when l_p is greater than about 4.2 mm, while the ballast velocity and the total impulse increase almost linearly with l_p, thereby improving the correction effectiveness. With a total impulse of 12 –26 N·s, the engine is capable of deflecting the 96M6M missile trajectory by from several tens of centimetres to several metres, depending on the activation timing. The results obtained provide a scientific basis for the design, optimization and safety assessment of impulse correction engines with inertial ballast using solid propellant.*

Keywords: Impulse correction engine; Propellant; Balast; Correction impulse.

Nghiên cứu tính toán, đánh giá khả năng lắp lẫn của ngòi RGM-2 cho một số đầu đạn nổ mạnh

Đào Duy Trường[1*], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Phan Văn Tuấn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*]Email: duytruongdao.061096@gmail.com; Tel: 0984 289 018

Tóm tắt:

Bài báo xây dựng mô hình tính toán mô tả chuyển động của ống quán tính trong cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha của ngòi RGM-2, kết hợp với hệ phương trình thuật phóng trong và thuật phóng ngoài, giải số để đánh giá độ tin cậy mở bảo hiểm khi lắp ngòi trên 5 hệ pháo: 122mm-M30, 152mm-D20, 85mm-D44, 100mm-1944 và 130mm-M46. Kết quả cho thấy cơ cấu mở bảo hiểm hoàn toàn sau khi đạn ra khỏi nòng, bảo đảm yêu cầu an toàn. Khảo sát theo liều bắn chỉ ra giới hạn sử dụng đối với pháo nòng ngắn: 152mm-D20 và 122mm-M30 không mở bảo hiểm từ liều 6 trở đi, do đó không thuộc phạm vi lắp lẫn của ngòi. Trên cơ sở so sánh điều kiện va chạm theo vận tốc chạm và góc chạm, nghiên cứu đề xuất cơ sở xây dựng bảng tra kỹ thuật xác định phạm vi sử dụng ngòi RGM-2 theo từng hệ pháo và liều bắn, phục vụ kết luận lắp lẫn theo hướng an toàn và khả thi.

Từ khóa: *Ngòi RGM-2; cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha; khả năng lắp lẫn.*

1. Đặt vấn đề

Từ nguyên lý kết cấu và hoạt động của ngòi RGM-2 có thể thấy ngòi về mặt cơ lý thuyết có khả năng làm việc khi lắp trên đạn của các hệ pháo nòng dài. Tuy nhiên, theo các hướng dẫn sử dụng hiện hành [1], RGM-2 chỉ được đồng bộ với đạn dùng cho pháo nòng ngắn, tức phạm vi sử dụng được quy định chủ yếu theo thiết kế trang bị và kinh nghiệm khai thác, chưa có cơ sở định lượng đầy đủ để mở rộng hoặc khẳng định khả năng lắp lẫn giữa các hệ pháo khác nhau. Trong khi đó, khi thay đổi loại pháo và liều bắn, các đặc trưng thuật phóng như áp suất trong nòng, gia tốc dọc trục, thời gian đạn ở trong nòng … thay đổi đáng kể, có thể ảnh hưởng đến độ tin cậy mở bảo hiểm và điều kiện làm việc của ngòi, từ đó tác động trực tiếp tới yêu cầu an toàn và hiệu quả sử dụng.

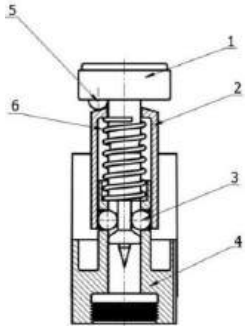
Vì vậy, cần tiến hành khảo sát theo hướng mô hình hóa – tính toán số để đánh giá khả năng lắp lẫn của ngòi trên các hệ pháo khác nhau. Bài báo xây dựng mô hình động lực học chuyển động phần tử bảo hiểm, kết hợp với các phương trình thuật phóng trong và thuật phóng ngoài, giải bằng phương pháp số nhằm xác định quy luật làm việc theo thời gian và chỉ ra các trường hợp đủ hoặc không đủ điều kiện mở bảo hiểm theo từng loại pháo–liều bắn; đồng thời so sánh bổ sung điều kiện va chạm thông qua các thông số trích từ bảng bắn. Kết quả là cơ sở để kết luận phạm vi lắp lẫn và đề xuất xây dựng bảng tra kỹ thuật phục vụ khai thác an toàn, khả thi.

2. Xác định điều kiện tối thiểu để mở bảo hiểm

2.1. Giới thiệu về ngòi RGM-2 và cơ cấu bảo hiểm của ngòi

Ngòi RGM-2 là ngòi cơ khí chạm nổ dùng cho đầu đạn nổ mạnh pháo binh, trang bị cho pháo nòng ngắn 152mm-D20 và 122mm-M30 [1].

Cơ cấu bảo hiểm của ngòi là cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha, mở bảo hiểm nhờ lực quán tính trục trong quá trình bắn; ngòi mở bảo hiểm hoàn toàn khi đạn ra khỏi nòng, ở khoảng 2 - 5 m tính từ miệng nòng [1].

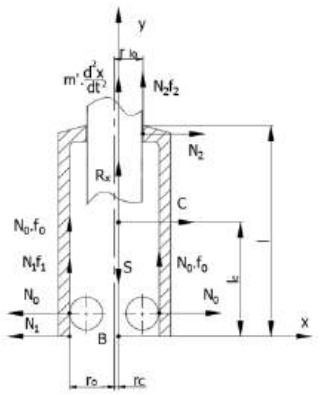


Hình 1. Cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2

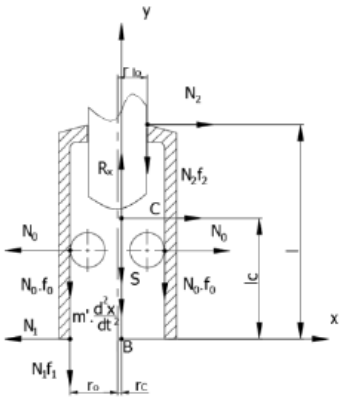
1- Kim hỏa; 2- ống quán tính; 3, 5- bi; 4- khối quán tính; 6- lò xo.

2.2. Thiết lập phương trình chuyển động của ống quán tính

Xét mô hình tính toán như sau (Hình 2) và (Hình 3):



Hình 2. Mô hình tính toán độ tin cậy mở bảo hiểm của cơ cấu bảo hiểm ở pha lún xuống



Hình 3. Mô hình tính toán độ tin cậy mở bảo hiểm của cơ cấu bảo hiểm ở pha nâng lên

Từ mô hình của Hình 2, Hình 3 ta thiết lập được các phương trình vi phân mô tả chuyển động của ống quán tính trong pha 1 và pha 2 [4].

$$\begin{cases} \dfrac{dv_{qt}}{dt} = \dfrac{m'.\dfrac{dV}{dt} - R_x - N_0.d_2 - C.d_1}{m'} \\ \dfrac{dv_{qt}}{dt} = \dfrac{R_x - m'.\dfrac{dV}{dt} - N_0 d_4 - C.d_3}{m'} \\ \dfrac{dx}{dt} = v_{qt} \end{cases} \quad (1) \qquad \text{với} \begin{cases} R_x = K_{ls}.(\lambda_l + x) \\ S = m'.\dfrac{dV}{dt} \\ C = m.r_c.K_M^2.V^2 \\ K_M = \dfrac{2\pi}{\eta} \end{cases} \quad (2)$$

$$\text{Đặt} \begin{cases} d_1 = f_2 \dfrac{l_c + f_1(r_0 + r_c)}{f_2(r_{lo} - r_c) - l - f_1(r_0 + r_c)} + f_1\left(\dfrac{l_c + f_1(r_0 + r_c)}{f_2(r_{lo} - r_c) - l - f_1(r_0 + r_c)} + 1\right) \\ d_2 = f_o\left(4 + \dfrac{f_2 r_c + f_1 r_c}{f_2(r_{lo} - r_c) - l - f_1(r_0 + r_c)}\right) \\ d_3 = f_1\left(\dfrac{f_1(r_0 + r_c) - l_c}{l + f_2(r_{lo} - r_c) - f_1(r_0 + r_c)} + 1\right) + f_2.\dfrac{f_1(r_0 + r_c) - l_c}{l + f_2(r_{lo} - r_c) - f_1(r_0 + r_c)} \end{cases} \quad (3)$$

và $d_4 = f_0\left(4 + \frac{r_c f_1 + r_c f_2}{l + f_2(r_{lo} - r_c) - f_1(r_0 + r_c)}\right)$

Theo [2], với các giả thiết về đặc trưng hình dạng, quy luật cháy của thuốc phóng … ta được các phương trình vi phân thuật phóng trong sau đây:

$$\begin{cases} \frac{d\psi}{dt} = hs_1.\chi.\sigma.\frac{p}{I_k} \\ \frac{dv}{dt} = \frac{S.p.g}{\varphi.q} \\ \frac{dl}{dt} = v \end{cases} \quad (4)$$

Theo [3], với các giả thiết về điều kiện khí tượng tiêu chuẩn, điều kiện thuật phóng tiêu chuẩn, điều kiện chuyển động tiêu chuẩn ta xác lập được các phương trình vi phân thuật phóng ngoài sau đây:

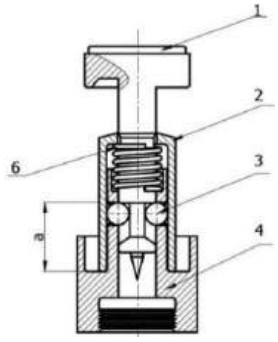
$$\begin{cases} \frac{dv}{dt} = -C_0.\pi(y).F(v_\tau) - g.\sin\theta \\ \frac{d\theta}{dt} = -\frac{g.\cos\theta}{v} \\ \frac{dy}{dt} = v.\sin\theta \\ \frac{dx}{dt} = v.\cos\theta \end{cases} \quad (5)$$ và các phương trình $$\begin{cases} C_o = \frac{id^2}{q} \\ v_\tau = v\sqrt{\frac{\tau_{oc}}{\tau}} \\ \tau = \tau_{oc} - G.y \end{cases} \quad (6)$$

Từ (1), (4) và (5) ta rút ra được 10 phương vi phân ,hệ 10 phương trình vi phân được giải theo phương pháp số bằng Matlab, thuật toán RughenKuta bậc 4. Các ký hiệu được giải thích tại Bảng 1 và 2 trình bày ở mục 3.

2.3. Điều kiện tối thiểu mở bảo hiểm

Theo Hình 1, ta thấy rằng, điều kiện tối thiểu để cơ cấu mở bảo hiểm là khi ống quán tính lún xuống dưới tác dụng của lực quán tính trục và giải phóng bi 5 lăn vào khoảng trống của ngòi.

Quãng đường tối thiểu để bi 5 được giải phóng tương đương với đường kính bi 5. Tuy nhiên, trong khi bắn lực quán tính trục sinh ra rất lớn, thời gian ống quán tính đi hết hành trình pha 1 tương đối ngắn nên ta có thể coi quãng đường tối thiểu để mở bảo hiểm là a – quãng đường mở bảo hiểm khi ống quán tính đi hết hành trình pha lún xuống.



Hình 4. Cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2 khi kết thúc pha lún xuống

3. So sánh và đánh giá điều kiện mở bảo hiểm khi lắp ngòi trên các loại đạn

3.1. Thông số đầu vào

Để tính toán hệ phương trình vi phân được xây dựng mục 2.2 ta cần thông số kỹ thuật của ngòi RGM-2 và hệ đạn – pháo khảo sát.

Bảng số liệu tính toán cơ cấu chuyển động được đo đạc thực tế trạng bị và tham khảo ở [4, 8] trình bày ở Bảng 1.

Bảng 1. Các thông số kỹ thuật của ngòi RGM-2

TT	Tên đại lượng	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng lò xo	$\mu_{lò\ xo}$	$0,359.10^{-3}$	Kg
2	Độ cứng lò xo	K_{ls}	1242	N/m
3	Độ nén tại vị trí lắp	λ_1	$10,32.10^{-3}$	m
4	Quảng đường mở bảo hiểm pha xuống	a	$6,38.10^{-3}$	m
5	Quảng đường mở bảo hiểm pha lên	a’	$9,19.10^{-3}$	m
6	Áp lực từ phía bi	N_0	0,5	N
7	Khối lượng ống quán tính	m	$1,511.10^{-3}$	Kg
8	Khối lượng ống quán tính có đến khối lượng của lò xo	m’	$1,631.10^{-3}$	Kg
9	Hệ số ma sát f_0	f_0	0,4	
10	Hệ số ma sát f_1	f_1	0,4	
11	Hệ số ma sát f_2	f_2	0,4	
12	Chiều dài ống quán tính	l	$18,5.10^{-3}$	m
13	Khoảng cách từ trọng tâm ống quán tính đến đáy ống	l_c	$9,645.10^{-3}$	m
14	Hệ số khôi phục tốc độ	β	0,45	
15	Hệ số phù hợp	γ	0,7	
16	Bán kính trong của ống quán tính	r_o	4.10^{-3}	m
17	Bán kính lỗ của ống quán tính	r_{lo}	$2,5.10^{-3}$	m
18	Bán kính lệch trục của ống quán tính	r_c	1.10^{-4}	m

Thông số đầu vào các loại đạn – pháo được tham khảo từ tài liệu [3, 5] trình bày ở Bảng 2.

Bảng 2. Thông số kỹ thuật của các loại đạn- pháo

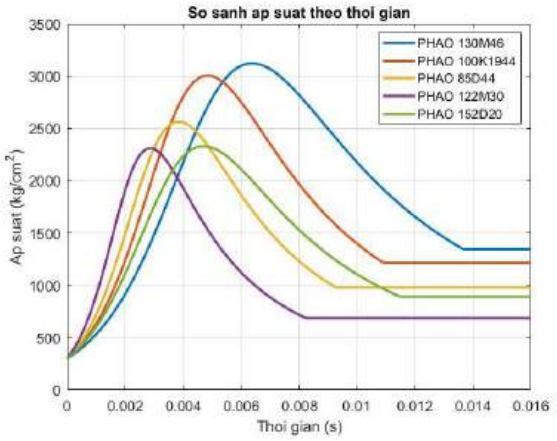
TT	Thông số	Kí hiệu	Giá trị					Đơn vị
			Pháo nòng ngắn		Pháo nòng dài			
			152-D20	122-M30	130-M46	100-1944	85-D44	
1	Diện tích tiết diện nòng pháo	S	1,875	1,196	1,3949	0.818	0.583	dm^2
2	Trọng lượng đạn	q	43,56	21,76	33,4	15.6	9.54	kG
3	Đường kính đạn	d	1,52	1,22	1,3	1.00	0.85	dm
4	Áp suất tống đạn	p_o	30000	30000	30000	30000	30000	kG/dm^2
5	Mật độ thuốc phóng	δ	1,6	1.6	1,6	1.6	1.6	kG/dm^3
6	Cộng tích thuốc phóng	α	1	1	1	1	1	dm^3/kG

7	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k	1,2	1.2	1,2	1.2	1.2	
8	Thể tích buồng đốt	W_0	12,505	3,59	18,58	7.985	3.87	dm^3
9	Quãng đường đạn chuyển động trong nòng	$l_đ$	35,9	23,92	59,54	47.37	35.9	dm
10	Trọng lượng thuốc phóng	ω	8,28	2,075	12,9	5.53	2.6	kG
11	Lực thuốc phóng	f_0	$9,4.10^4$	$9,4.10^4$	$9,8.10^4$	$9,8.10^4$	$9,8.10^4$	kG.dm/kG
12	Bước xoắn rãnh nòng	η	25	25	30	30	25	
13	Hệ số trong biểu thức tính công thứ yếu	K	1,06	1.06	1,06	1.06	1.06	
14	Đặc trưng hình học thuốc phóng	χ	1,06	1.06	1,06	1.06	1.06	
15	Đặc trưng hình học thuốc phóng	λ	-0,06	-0.06	-0,06	-0.06	-0.06	
16	Xung lượng toàn phần của khí thuốc	I_k	1570	815	2226	1760	1270	kG.s/dm^2
17	Góc phóng	θ_0	45	45	45	45	45	Độ
18	Hệ số hình dạng đạn	i	0,933	0.933	0,933	0.933	0.933	
19	Hệ số phóng	C	$\frac{id^2}{q}$	$\frac{id^2}{q}$	$\frac{id^2}{q}$	$\frac{id^2}{q}$	$\frac{id^2}{q}$	$\left(\frac{m^2}{kG}\right)$

Tất cả các pháo trong khảo sát đều xét ở liều nguyên nhằm tạo ra điều kiện thuận lợi nhất về độ lớn cũng như tính ổn định của áp suất trong nòng – nguyên nhân tác động trực tiếp đến độ tin cậy mở bảo hiểm của cơ cấu bảo hiểm khi lắp lẫn trên các loại pháo khác nhau.

3.2. Kết quả tính toán

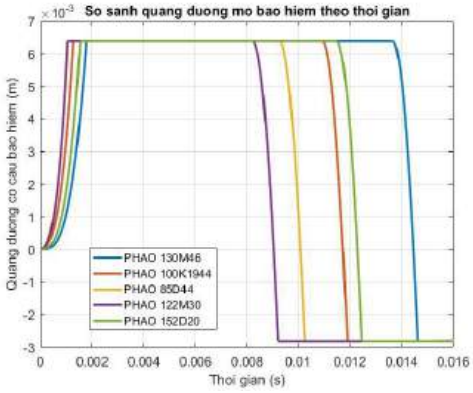
Kết hợp thông số của ngòi RGM-2 được thể hiện Bảng 3 và thông số đầu vào của các loại pháo ở Bảng 4, ta tiến hành giải 9 phương trình vi phân mô tả quãng đường mở bảo hiểm của ống quán tính bằng chương trình Matbal được kết quả như sau:



Hình 5. Biểu đồ áp suất theo thời gian của các loại pháo

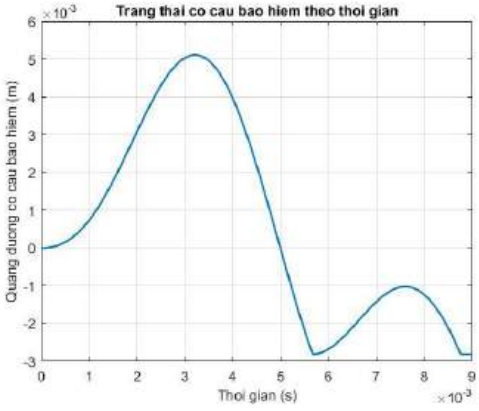
Đối với nhóm pháo nòng dài, áp suất trong nòng tăng nhanh sau khi bắn, đạt giá trị cực đại tương đối lớn và được duy trì trong thời gian dài. Trong nhóm này, pháo 130mm-M46 có áp suất cực đại lớn nhất và thời gian duy trì áp suất cao kéo dài nhất; pháo 100K1944 có áp suất

cực đại cao và đạt đỉnh sớm hơn; pháo 85mm-D44 có áp suất cực đại thấp hơn nhưng đường cong áp suất kéo dài, cho thấy khả năng khai thác năng lượng khí thuốc hiệu quả nhờ chiều dài nòng lớn. Ngược lại, nhóm pháo nòng ngắn, có áp suất cực đại thấp hơn và đạt đỉnh sớm hơn. Pháo 122mm-M30 có áp suất giảm nhanh sau khi đạt cực đại, phản ánh quá trình giãn nở khí diễn ra trong hành trình nòng ngắn. Pháo 152mm-D20, mặc dù có cỡ nòng lớn, nhưng áp suất cực đại không cao và giảm tương đối đều theo thời gian, phù hợp với yêu cầu hạn chế tải trọng áp suất tác dụng lên nòng ngắn.

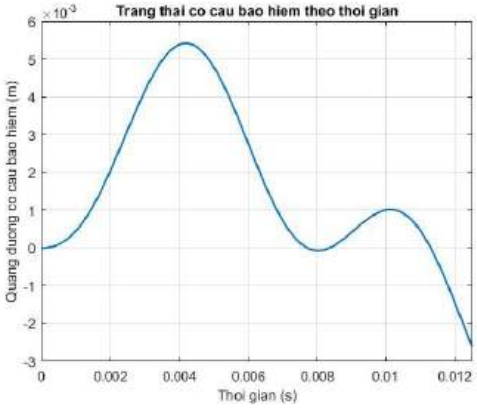


Hình 6. Quãng đường của cơ cấu bảo hiểm khi bắn trên các loại pháo

Ta thấy cơ cấu bảo hiểm 2 pha của ngòi RGM-2 được thể hiện rõ rãng bằng đường đi lên (pha 1) và đường đi xuống (pha 2) qua Hình 6. Điều này cho thấy sự phù hợp của mô hình bài toán so với thực tế. Nhìn với Hình 6, cơ cấu bảo hiểm đều đạt hết hành trình của pha 1 và pháo 122mm-M30 là sớm nhất và pháo 130mm-M46 là muộn nhất, điều này hoàn toàn chính xác khi nhìn vào biểu đồ áp suất ta thấy pháo thời gian đạt đỉnh của 2 loại pháo này. Sau khi kết thúc hành trình pha 1 ống quán tính đạt trạng thái ổn định trong nòng pháo, điều này được thể hiện bằng đường thẳng trong hình. Ống quán tính bắt đầu pha 2 khi áp suất trong nòng giảm và mở hoàn toàn khi đạn ra khỏi nòng ở tất cả các loại pháo cho thấy không có nguy cơ đạn nổ sớm trong nòng.



Hình 7. Quãng đường cơ cấu bảo hiểm của pháo 122mm-M30 bắn ở liều 6



Hình 8. Quãng đường cơ cấu bảo hiểm của pháo 152mm-D20 bắn ở liều 6

Bên cạnh đó, tài liệu hướng dẫn [1] lưu ý lắp ngòi RGM-2 trên pháo nòng ngắn 152mm-D20 và 122mm-M30 không được sử dụng liều 6 trở đi để bắn vì không đủ lực mở bảo hiểm cho ngòi. Thật vậy, khi khảo sát mô hình tính toán cho 2 loại pháo này (Hình 7 và Hình 8) ta thấy pha thứ nhất không đi hết hành trình mở bảo hiểm a = 6,38 mm do áp suất trong nòng tạo

ra nhỏ, không thể giải phóng bi 5, qua đó viên đạn đến mục tiêu thì không thể phát nổ do ngòi không hoạt động.

3.3. So sánh và đánh giá độ an toàn mở bảo hiểm

Từ kết quả tính toán ở mục 3.2, ta được vận đạn khi ống quán tính mở bảo hiểm hoàn toàn (v_{ht}) và thời gian tương ứng (τ) từ đó ta xác định được quãng đường đi được của đạn (s_{ht}) khi cơ cấu mở bảo hiểm hoàn toàn.

Theo [3], ta có được chiều dài nòng (l_n) của các loại pháo. Như vậy, ta hoàn toàn xác định được khoảng cách giữa đạn và miệng nòng pháo (Δ) khi cơ cấu mở bảo hiểm hoàn toàn.

Bảng 5. Vận tốc và thời gian khi ống quán tính mở bảo hiểm hoàn toàn

	Pháo nòng ngắn		**Pháo nòng dài**		**Pháo chống tăng**
	152 – D20	**122 – M30**	**130 – M46**	**100 - 1944**	**85 – D44**
v_{ht} (m/s)	637,5	544,1	950,4	922,6	797,1
τ (s)	0,0125	0,0092	0,0146	0,0119	0,0102
$s_{ht} = v_{ht} . \tau$ (m)	7,97	5,10	13,87	10,98	8,13
l_n (m)	4,23	2,67	7,65	5,35	4,15
$\Delta = s - l_n$ (m)	3,74	2,43	6,22	5,63	3,98

Theo [1], cơ cấu bảo hiểm mở hoàn toàn trong khoảng 2 - 5 m tính từ miệng nòng. Đối chiếu với kết quả tính toán ở Bảng 5 cho thấy, đối với 122mm-M30 và 152mm-D20 (pháo nòng ngắn), khoảng cách mở bảo hiểm hoàn toàn lần lượt là 2,43 m và 3,74 m, đều nằm trong dải 2 - 5 m. Điều này chứng tỏ cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2 làm việc đúng thiết kế, bảo đảm không mở bảo hiểm sớm trong nòng và đáp ứng yêu cầu an toàn khi sử dụng cho pháo nòng ngắn.

Đối với pháo chống tăng 85mm-D44, khoảng cách mở bảo hiểm hoàn toàn đạt 3,98 m. Kết quả này cho thấy, trong điều kiện đạn đạo của pháo 85mm-D44, cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2 vẫn bảo đảm mở sau khi đạn ra khỏi nòng một khoảng an toàn, đồng thời không mở quá muộn, nên về mặt an toàn có thể coi là phù hợp.

Đối với các pháo nòng dài như 100mm-1944 và 130mm-M46, khoảng cách mở bảo hiểm hoàn toàn lớn hơn 5 m (lần lượt 5,63 m và 6,22 m). Về mặt an toàn chống nổ sớm, việc mở muộn này làm tăng dự trữ an toàn do đạn đã rời xa miệng nòng. Ta nhận thấy khoảng cách việc mở bảo hiểm ở khoảng cách 5 - 7 mét hoàn toàn phù hợp với pháo nòng dài, nên ngòi RGM-2 hoàn toàn đáp ứng yêu cầu an toàn khi sử dụng trên pháo nòng dài 130mm-M46 và 100mm-1944.

4. So sánh điều kiện va chạm

4.1. Mục đích so sánh

Sau khi đã đánh giá điều kiện mở bảo hiểm ở Mục 3, việc so sánh điều kiện va chạm nhằm kiểm chứng khả năng làm việc tin cậy của ngòi khi đã mở bảo hiểm hoàn toàn được lắp trên các hệ pháo khác nhau. Theo hướng tiếp cận của bài báo, điều kiện va chạm được đặc trưng bởi vận tốc chạm V_c và góc chạm θ_c tra theo bảng bắn, dùng để đối chiếu mức độ tương đồng và khác biệt của môi trường làm việc tại thời điểm đạn chạm mục tiêu, từ đó bổ sung cơ sở kết luận về phạm vi lắp lẫn theo từng pháo và liều bắn.

4.2. Cơ sở xác định đại lượng so sánh

Trong mục này, mục tiêu bắn phá là mục tiêu diện (trên mặt đất - mặt phẳng ngang) nên có thể coi góc chạm θ_c chính là góc rơi của đạn tại điểm chạm (góc giữa véc-tơ vận tốc và phương ngang), tra trực tiếp từ bảng bắn. Vận tốc chạm V_c là vận tốc còn lại của đạn tại điểm chạm, cũng được lấy theo bảng bắn. Do điều kiện va chạm chỉ khác nhau ở V_c và θ_c, mục này không quay lại mô hình va chạm của cơ cấu, mà chỉ sử dụng cặp V_c, θ_c để so sánh định lượng giữa các tổ hợp pháo – liều trong cùng bối cảnh bắn.

Theo mục 3, Pháo nòng ngắn 152mm-D20 và 122mm-M30 không mở bảo hiểm khi bắn từ liều 6 trở đi khi lắp ngòi RGM-2 do không mở bảo hiểm nên ở mục 4 chỉ trình bày vận tốc chạm và góc chạm ở liều 5 để so sánh với hệ pháo - liều khác.

4.3. So sánh điều kiện va chạm khi bắn ở tầm bắn xa nhất và nhận xét

Để đánh giá theo trường hợp bất lợi nhất, bài báo lựa chọn so sánh điều kiện va chạm tại tầm bắn xa nhất tương ứng với từng tổ hợp pháo - liều. Lý do là ở cự ly lớn nhất, thời gian bay và ảnh hưởng lực cản tăng làm vận tốc chạm V_c thường giảm xuống mức thấp nhất, do đó đây dễ kết luận nhất để xem xét ngòi có hoạt động tin cậy; đồng thời θ_c phản ánh rõ đặc trưng quỹ đạo khi đạn chạm mục tiêu mặt đất. Bảng 6 trình bày kết quả tổng hợp V_c (m/s), θ_c (độ).

Bảng 6. So sánh điều kiện va chạm khi bắn ở tầm bắn xa nhất

Pháo	**Liều nguyên** V_c/θ_c	**Liều 1** V_c/θ_c	**Liều 2** V_c/θ_c	**Liều 3** V_c/θ_c	**Liều 4** V_c/θ_c	**Liều 5** V_c/θ_c
Pnn 152-D20	329/58	325/57	312/54	292/53	278/52	265/51
Pnn 122-M30	288/55,4	280/54,3	268/53,2	260/51,1	241/49,3	233/49,3
Pnd 130-M46	360/67	345/65	333/59	326/57	311/55	-
Pnd 100-D44	325/63	303/58	-	-	-	-
PCT 85-D44	297/52	287/51	-	-	-	-

Số liệu Bảng 6 cho thấy, vận tốc chạm V_c và góc chạm θ_c đều giảm khi bắn ở các liều nhỏ hơn ở tất cả các loại pháo. Đối với pháo nòng ngắn 152mm-D20 và 122mm-M30 vận tốc chạm lần lượt là 265 m/s và 233 m/s cùng với đó là góc chạm lần lượt là 51° và $49,3^o$. Dựa vào bảng so sánh ta thấy, đối với các pháo nòng dài đều có vận tốc chạm và góc chạm bắn liều nhỏ nhất lớn hơn các loại pháo nòng ngắn. Mà vận tốc chạm và góc chạm càng lớn thì độ tin cậy làm việc của ngòi càng cao. Điều này chứng tỏ rằng, khi lắp lẫn ngòi RGM-2 cho các loại pháo nòng dài 130mm-M46, 100mm-D44 và 85mm-D44 đều phù hợp về độ tin cậy làm việc của ngòi khi chạm mục tiêu.

5. Kết luận

Từ việc xây dựng mô hình động lực học cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha của ngòi RGM-2 và giải hệ phương trình kết hợp với thuật phóng để xác định quy luật chuyển động ống quán tính, qua đó đánh giá định lượng khả năng mở bảo hiểm khi lắp ngòi trên 5 hệ pháo 122mm-M30, 152mm-D20, 85mm-D44, 100mm-1944 và 130mm-M46. Kết quả cho thấy cơ cấu mở bảo hiểm hoàn toàn sau khi đạn ra khỏi nòng, bảo đảm yêu cầu an toàn theo nguyên tắc không mở sớm trong nòng và đạt đủ cự ly an toàn khi cơ cấu mở bảo hiểm hoàn toàn

Khảo sát theo liều bắn chỉ ra giới hạn sử dụng quan trọng đối với pháo nòng ngắn: 152mm-D20 và 122mm-M30 không mở bảo hiểm từ liều 6 trở đi, vì vậy các trường hợp này không thuộc phạm vi lắp lẫn của RGM-2. Về so sánh điều kiện va chạm theo vận tốc chạm V_c

và góc chạm θ_c (mục tiêu mặt đất) cho thấy trong các trường hợp đã mở bảo hiểm, điều kiện va chạm không tạo ra bất lợi đặc biệt; do đó có thể dùng các kết quả tính toán làm cơ sở đề xuất bảng tra phạm vi sử dụng ngòi theo loại pháo và liều bắn, phục vụ kết luận lắp lẫn theo hướng an toàn và thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. Viện Vũ khí (2017). *Hướng dẫn sử dụng ngòi đạn pháo NĐP-RGM-2.* Tổng cục công nghiệp quốc phòng.
2. Nguyễn Văn Thọ (2003). *Giáo trình thuật phóng ngoài*. Nhà xuất bản QĐND.
3. Nguyễn Xuân Trình (2015). *Thuật phóng trong.* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
4. Nguyễn Văn Thủy, Phan Văn Tuấn (2013). *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
5. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010). *Số liệu vũ khí – đạn*.Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội
6. Nguyễn Tư Văn, Phạm Hải Quang, Mai Triệu Lâm (2002). *Các loại đạn dược.* Tổng cục Kỹ thuật, Hà Nội.
7. Vũ Văn Lâm (1999). *Ngòi đạn tập 1*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
8. Võ Dũng Sơn (2025). *Nghiên cứu đánh giá chức năng hoạt động của hệ thống bảo hiểm ngòi B-429 cải tiến.* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
9. Министерство обороны СССР (1970). *Таблицы стрельбы 85-мм пушки Д-44*, ТС ГРАУ №245, 5-е издание. Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.
10. Главное артиллерийское управление (1957). *Таблицы стрельбы 100-мм полевой пушки обр. 1944 г. (БС-3),* ТС ГАУ №250. 4-е издание, Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.
11. Главное артиллерийское управление Красной Армии (1943), *Таблицы стрельбы 122-мм гаубицы обр. 1938 г.*, ТС ГАУ №146 и 146/140 Д, часть I, издание 5-е дополненное, Военное издательство Народного комиссариата обороны, Москва.
12. Главное артиллерийское управление (1961). *Таблицы стрельбы 130-мм пушки М-46*. ТС ГАУ №265, издание третье,.Военное издательство Министерства обороны СССР, Москва.
13. Министерство обороны СССР (1984). *Таблицы стрельбы 152-мм пушки-гаубицы Д-20*, ТС №271, издание четвертое. Военное издательство, Москва.

Computational Assessment of the Interchangeability of the RGM-2 Fuze for Selected High-Explosive Artillery Projectiles

Abstract: *This paper develops a computational model describing the motion of the inertia sleeve in the two-stage inertial safety mechanism of the RGM-2 fuze. The model is coupled with the governing differential equations of interior and exterior ballistics and solved numerically to evaluate the reliability of arming when the fuze is mounted on five artillery systems: 122mm-M30, 152mm-D20, 85mmD44, 100 mm (model 1944), and 130 mm-M46. The results indicate that full arming occurs after projectile muzzle exit, satisfying safety requirements. A propellant-charge survey identifies the operational limit for short-barrel systems: for the 152mm-D20 and 122 mm-M30, the fuze fails to arm for charge 6 and higher; therefore, these cases are excluded from the interchangeability range. Based on an additional comparison of impact conditions using impact velocity and impact angle extracted from firing tables, the study provides a basis for establishing a technical lookup table defining the allowable use range of the RGM-2 fuze by artillery system and propellant charge, supporting safe and practical interchangeability conclusions.*

Keywords: RGM-2 fuze; two-stage inertial safety mechanism; interchangeability.

Nghiên cứu xác định các tham số kết cấu cho đạn bắn tập kiểu PUI dùng cho huấn luyện thực hành bắn đạn ĐCT-105TM1

Lê Duy Sỹ[1*], Đỗ Văn Minh[1], Bùi Xuân Sơn[1], Nguyễn Văn Hường[1], Nguyễn Văn Nghĩa[2]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự,* [2]*Nhà máy Z117/TCCNQP*

Email; Tel: leduysy30041994@gmail.com; 0964300494

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp xác định các tham số kết cấu cho đạn bắn tập kiểu PUI sử dụng trong huấn luyện bắn đạn phản lực chống tăng ĐCT-105TM1.

Dựa trên cơ sở các bài toán thiết kế đạn phản lực, các bài toán thuật phóng trong, thuật phóng ngoài, các tham số thiết kế của đạn xuyên lõm chống tăng ĐCT-105TM1 và thiết lập các yêu cầu đặt ra đối với đạn bắn tập, bài báo xác định các tham số như cỡ đạn, khối lượng đạn, các tham số thiết kế cơ bản của động cơ đạn bắn tập kiểu PUI. Kết quả cho phép xây dựng các tài liệu thiết kế, chế thử đạn bắn tập PUI-105M1, đảm bảo mô phỏng được quỹ đạo của đạn phản lực chống tăng ĐCT-105TM1.

Từ khóa: *đạn bắn tập; PUI-105M1; tham số kết cấu đạn bắn tập.*

1. Đặt vấn đề

Đạn phản lực chống tăng ĐCT-105TM1 (PG-29V Nga) sử dụng trên súng SCT-105M1 (RPG-29 Nga) là loại vũ khí có vai trò quan trọng trong tác chiến bộ binh cơ giới, nhờ khả năng tiêu diệt mục tiêu bọc thép ở tầm bắn xa tới 1.500 m và khả năng xuyên giáp cao.

Hiện nay trên thế giới đã có các thiết bị bắn tập như: PUI-7L, PUI-7R, PUI-7OG, PUI-7TBG lần lượt để tập bắn đạn PG-7VL, PG-7VR, OG-7V, TBG-7V trên súng chống tăng RPG-7V2; PUI-29 cho súng RPG-29; PUI-27 cho súng RPG-27.

Trong huấn luyện thực hành bắn đạn thật ĐCT-105TM1 trên súng SCT-105M1 gặp nhiều khó khăn do giá thành viên đạn lớn, số lượng súng và đạn thật hạn chế, khi bắn có thể ảnh hưởng đến tuổi thọ nòng. Trong nước chưa có hệ thống nào cho phép hỗ trợ huấn luyện bắn loại đạn này. Để đáp ứng nhu cầu huấn luyện thường xuyên và an toàn, việc phát triển thiết bị bắn tập kiểu PUI (sử dụng nguyên lý kẹp nòng bắn đạn nhỏ hơn cỡ) là rất cần thiết. Thiết bị này cho phép thực hiện các thao tác nạp đạn, tạo được hiệu ứng âm thanh, luồng phụt, tiếng nổ, có quỹ đạo đường đạn tương đương với đạn thật và cho phép kiểm tra được điểm chạm trên bia. Cấu tạo của các loại đạn PUI bao gồm cơ cấu phóng và đạn bắn tập, đạn bắn tập được thiết kế theo nguyên lý phản lực, đảm bảo được các yêu cầu huấn luyện đạn cần được tính toán thiết kế phù hợp để có thể bắn trên cơ cấu phóng và súng chiến đấu.

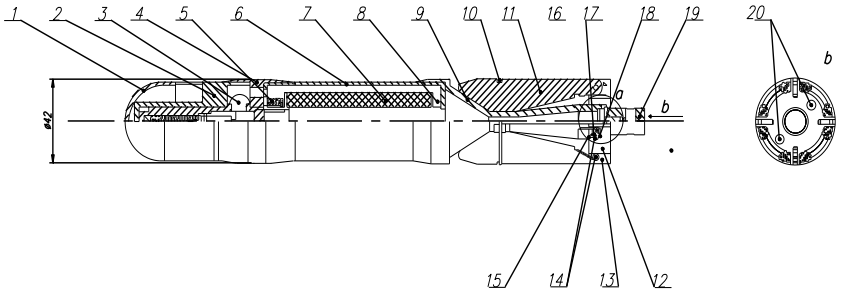
Để phục vụ cho thiết kế, chế thử đạn bắn tập dùng cho thiết bị bắn tập kiểu PUI cho thiết bị cần phải xác định các tham số cơ bản, ban đầu như: cỡ, khối lượng của đạn bắn tập, loại thuốc phóng và tham số kết cấu thuốc phóng, động cơ của đạn. Đây là các tham số quan trọng và cơ bản của đạn, là tham số đầu vào cho xác định các tham số khác của đạn.

2. Tính toán xác định các tham số thiết kế

Để mô phỏng chính xác quỹ đạo đường đạn như đạn thật, bài báo lựa chọn phương án kết cấu đạn PUI dựa trên nguyên lý đạn phản lực không điều khiển, kết cấu của đạn phản lực gồm các phần cơ bản sau: Đầu đạn, phần động cơ, bộ phận ổn định. Ngoài ra, để quan sát được đường đạn, đạn bắn tập cần có thêm thiết bị vạch đường. Kết cấu đạn bắn tập như (hình **Error!**

Reference source not found.1).

Hình 1. Kết cấu đạn bắn tập



1 - Chóp gió; 2 - Thân đạn; 3 – Thiết bị châm lửa; 4 - Đáy trung gian; 5 - Cụm giữ liều phóng; 6 - Buồng đốt; 7 - Thuốc phóng động cơ; 8 - Đế chắn thuốc; 9 - Loa phụt; 10 - Dây buộc cánh; 11 - Cánh; 12 - Bệ cánh; 13 - Vít tựa; 14 - Vít cánh; 15 - Lò xo cánh; 16 - Nút bịt kín loa phụt; 17 - Ốc hãm; 18 - Phíp giữ đạn; 19 - Trục nối; 20 - Liều vạch đường.

2.1. Lựa chọn cỡ đạn và khối lượng sơ bộ của đạn bắn tập

Qua tìm hiểu đạn ĐCT-105TM1 khối lượng đạn (không tính đến thuốc phóng động cơ) là m = 5,76 kg, cỡ đạn d = 105 mm, khối lượng thuốc phóng m_{tp}= 0,94 kg.

Các đặc trưng thuật phóng ngoài cơ bản gồm: Hệ số hình dạng i, Sơ tốc v_0, Hệ số phóng C, Khối lượng đạn m, Cỡ đạn d [1]. Để đảm bảo đường đạn của đạn bắn tập tương đương với quỹ đạo của đạn có trong trang bị (ĐCT-105TM1) cần đảm bảo: $V_{0bt} = V_0$; $C = C_{bt}$; $\theta_{bt} = \theta$ [2]. Trong đó:

- V_{0bt}; V_0: sơ tốc đạn trong trang bị và đạn bắn tập
- C; C_{bt}: hệ số phóng đạn trong trang bị và đạn bắn tập
- $\theta_{bt} = \theta$: góc phóng đạn trong trang bị và đạn bắn tập.

Đạn bắn tập phải đảm bảo các yêu cầu:

- Sơ tốc ban đầu: $V_{0bt} = V_0 = 230$ (m/s)
- Hệ số phóng: $C = C_{bt}$
- Góc phóng theo tầm bắn: $\theta_{bt} = \theta$

Bảng 1. Góc phóng tại các thước ngắm và tầm bắn của đạn ĐCT-105TM1

Góc phóng (độ)	0,8114	1,3126	1,8243	2,3898
Tầm bắn (m)	100	200	300	400

Từ mối quan hệ:

$$C = C_{bt} \Leftrightarrow \frac{i.d^2}{q}.10^3 = \frac{i_{bt}.d_{bt}^{\ 2}}{q_{bt}}.10^3$$

Trong quá trình thiết kế chọn sơ bộ ban đầu hệ số hình dạng đạn bắn tập bằng hệ số hình dạng đạn trong trong trang bị: $i_{bt} = i$. Từ đó ta có quan hệ giữa d_{bt} và q_{bt} thông qua d và q của đạn thật:

$$\frac{d_{bt}^{\ 2}}{q_{bt}} = \frac{d^2}{q}$$

Trên cơ sở lựa chọn cỡ của đạn bắn tập nằm trong khảo sát (30÷45) và công thức liên hệ trên có thể nhận được mối quan hệ giữa d_{bt} và q_{bt}:

Bảng 2. Mối quan hệ giữa cỡ đạn và khối lượng

d_{bt} (mm)	30	35	38	40	42	45
q_{bt} (kg)	0,456	0,640	0,754	0,835	0,9216	1,570

Để đảm bảo có khả năng điều chỉnh sau thiết kế, khả năng đảm bảo được lực đẩy, lựa chọn cỡ đạn sơ bộ ở vùng có kích thước lớn, sơ bộ chọn d_{bt} = 42 (mm), q_{bt} = 0,9216 (kg)

Quỹ đạo của đạn bắn tập trùng với quỹ đạo của đạn ĐCT-105TM1 trùng nhau khi $\mu_{bt} = \mu_{ĐCT-105TM1}$, tức là độ tiêu hao khối lượng của tương đối của đạn bắn tập ở thời điểm kết thúc quá trình làm việc của động cơ và độ tiêu hao khối lượng của đạn ĐCT-105TM1 khi động cơ kết thúc làm việc là như nhau. Và để luồng khí phụt ra ngoài không làm ảnh hưởng đến pháo thủ thì thuốc phóng phải cháy hết trong nòng, tức là động cơ của đạn bắn tập khi làm việc xong vẫn còn ở trong nòng.

$\mu_{ĐCT-105TM1} = \dfrac{\omega_{ĐCT-105TM1}}{Q_{ĐCT-105TM1}}$, $\omega_{ĐCT-105TM1}$ là trọng lượng khối thuốc phóng của đạn ĐCT-105TM1. $Q_{0ĐCT-105TM1}$ là trọng lượng phần bay của đạn.

$\mu_{bt} = \dfrac{\omega_{bt}}{Q_{0bt}}$, ω_{bt} là trọng lượng khối thuốc phóng của đạn bắn tập. Q_{0bt} là trọng lượng phần bay của đạn bắn tập.

$\mu_{ĐCT-105TM1} = \mu_{bt}$ nên $\omega_{bt} = \dfrac{\omega_{ĐCT-105TM1}.Q_{0bt}}{Q_{0ĐCT-105TM1}} = \dfrac{0,94.0,9216}{5,76} = 0,15(\text{kg})$.

Qua quá trình tính toán theo điều kiện trên và lựa chọn cho cơ cấu phóng, bài báo đã lựa chọn phương án cỡ đạn: d_{bt} = 42 (mm); trọng lượng thuốc phóng động cơ hành trình: ω_{bt} = 0,15 (kg); khối lượng của đạn bắn tập khi bay: $q_{0\,bt}$ = 0, 9216 (kg).

Ngoài ra để đảm bảo đường đạn thì cần đảm bảo tốc độ phụt khí hiệu dụng bằng với tốc độ phụt khí hiệu dụng của đạn ĐCT-105TM1. Đạn bắn tập hoạt động theo nguyên lý phản lực, chọn tốc độ phụt khí hiệu dụng U_e= 1800 (m/s).

2.2. Lựa chọn thuốc phóng cho đạn bắn tập

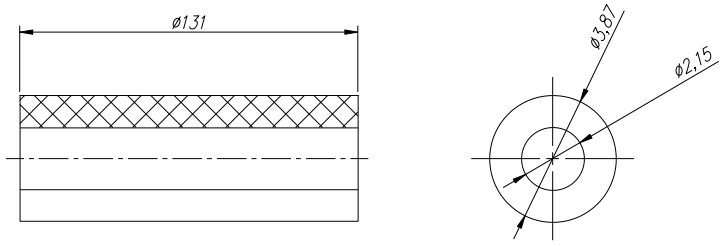
Qua tìm hiểu các tham số đặc trưng của thuốc phóng 8/1 BA, được sản xuất bởi nhà máy Z195 cho thấy có thể thích hợp sử dụng cho các đạn phản lực, tên lửa vác vai. Với mục đích thiết kế đạn có sơ tốc 230 m/s và từ đánh giá khả năng công nghệ và thực tiễn tình hình hiện nay, bài báo lựa chọn thuốc phóng cho đạn bắn tập là thuốc phóng 8/1 BA [3].

Bảng 3. Một số đặc trưng của thuốc phóng 8/1 BA

STT	Đặc trưng năng lượng	Giá trị
1	Nhiệt lượng (Kcal/kg)	950
2	Thể tích khí,(l/kg)	960
3	Nhiệt độ cháy,(^{0}K)	2182
4	Lực thuốc phóng,(T.m/kg)	96,3

5	Tốc độ cháy, (mm/s/Pa).	0,038
6	Mật độ thuốc phóng (kg/cm^3)	1540

Với khối lượng thuốc phóng sơ bộ ω_{TP} = 0,15 kg, thuốc phóng 8/1 BA có dạng hình ống 1 lỗ đường kính ngoài của thanh thuốc phóng D = 3,87 mm, đường kính trong của thanh thuốc phóng d = 2,15 mm, xác định được chiều dài thanh thuốc phóng L=131 mm và số lượng thanh thuốc phóng là 45 thanh.



Hình 2. Kích thước thanh thuốc phóng

2.3. Tính toán bài toán thuật phóng trong cho đạn bắn tập

Trong phạm vi nghiên cứu của bài báo, bài báo đã tính toán và lựa chọn thông số của đạn bắn tập như (Bảng 4):

Bảng 4. Một số thông số cơ bản của đạn bắn tập

TT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Cỡ đạn	d	0,042	m
2	Trọng lượng thuốc phóng trong động cơ hành trình	ω	0,15	kg
3	Thời gian động cơ hành trình làm việc	τ	0,0137	giây
4	Trọng lượng phần bay của đạn bắn tập	Q_0	0,9216	kg
5	Hệ số hình dạng đạn	i_{58}	1,94	
6	Tốc độ phụt khí hiệu dụng	U_e	1800	m/s
7	Sơ tốc đạn	V_0	230	m/s

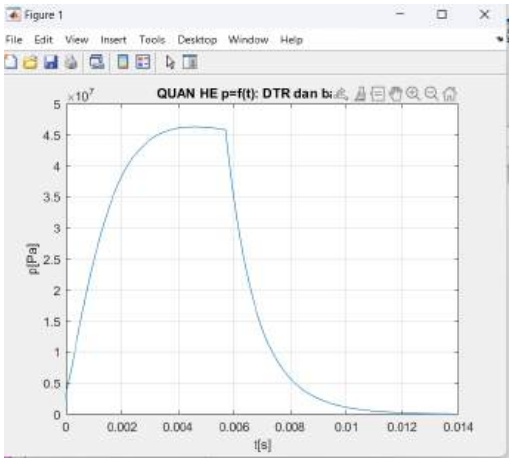
Các tham số đầu vào của bài toán thuật phóng trong của đạn bắn tập được trình bày trong (Bảng 5) [4, 5].

Bảng 5. Các tham số đầu vào bài toán thuật phóng trong động cơ hành trình

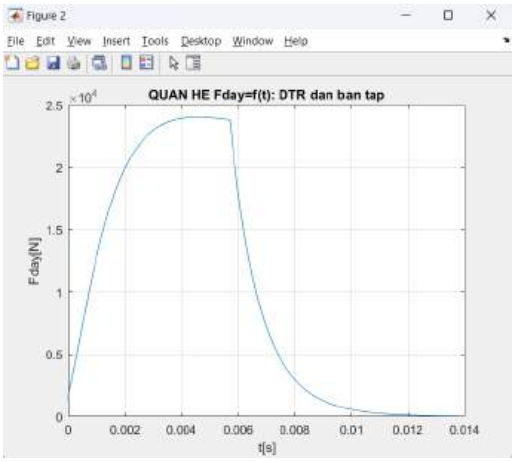
Ký hiệu	Tên gọi	Giá trị	Đơn vị
slf	Số loa phụt	1	
D_H	Đường kính trong buồng đốt	0,034	m
D_k	Đường kính ngoài buồng đốt	0,0376	m
L_k	Chiều dài buồng đốt	0,20	m
d_{th}	Đường kính tiết diện tới hạn	0,02	m
d_n	Đường kính ngoài của thuốc phóng	0,00387	m
d_t	Đường kính trong của thuốc phóng	0,00215	m
l_{tp}	Chiều dài thuốc phóng	0,134	m
δ	Mật độ thuốc phóng	1540	kg/m^3

Ký hiệu	Tên gọi	Giá trị	Đơn vị
u_1	Hệ số của quy luật tốc độ cháy	$3{,}848.10^{-5}$	m/s/ p^{υ}_{a}
ntp	Số thanh thuốc phóng	45	
kn	Số mũ đoạn nhiệt	1,122	
K_T	Hệ số ổn định nhiệt của áp suất	0,011	
T_{bd}	Nhiệt độ ban đầu của thuốc phóng	288	^{0}K
f_0	Lực thuốc phóng đẳng áp	771.10^3	J/kg
ω	Khối lượng thuốc phóng	0,041	kg
p_0	Áp suất mồi	$2{,}3.10^6$	Pa
p_a	Áp suất môi trường	1.10^5	Pa
K_w	Hệ số của hàm sói mòn	6.10^{-6}	
T_0	Thời gian động cơ bắt đầu làm việc	0	s
$\chi_{n.o}$	Hệ số tổn thất nhiệt trong buồng đốt	0,7	
φ_2	Tổn thất lưu lượng	0,95	
h	Bước tích phân	0,001	
a,b	Hệ số tổn thất nhiệt	a = 0,3; b = 5	

Kết quả giải bài toán thuật phóng trong của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn cho đạn bắn tập thiết kế được trình bày trong hình 3 và hình 4.



Hình 3. Đồ thị quan hệ áp suất buồng đốt và thời gian



Hình 4. Đồ thị lực đẩy theo thời gian P(t)

Theo kết quả tính toán bài toán thuật phóng trong, ta thấy rằng thời gian hoạt động của động cơ đạn bắn tập bằng thời gian hoạt động của đạn ĐCT-105TM1 và thuốc phóng cháy hết khi đạn ra khỏi nòng, đảm bảo an toàn cho pháo thủ khi sử dụng. Các kết quả tính toán bài toán thuật phóng trong sẽ là cơ sở cho việc thiết kế kết cấu đạn bắn tập.

- Một số kết quả tính toán TPT như sau:

Áp suất lớn nhất: P_{max} = 46,24 MPa.

Thời gian làm việc của động cơ: t_{max} = 0,0137 s.

Lực đẩy lớn nhất = 24,026 kN.

2.4. Tính toán thiết kế phần buồng đốt

Động cơ dùng để tạo lực đẩy cần thiết, làm tăng tốc độ chuyển động của đạn, động cơ bao gồm các bộ phận: Thuốc phóng; Buồng đốt; Loa phụt; Đáy trung gian; Cụm giữ liều phóng; Thiết bị châm lửa; Đế chắn thuốc và một số chi tiết khác.

Buồng đốt động cơ là một bộ phận quan trọng của động cơ. Buồng đốt được thiết kế có dạng ống trụ, một đầu có ren liên kết với loa phụt, đầu còn lại có ren liên kết với đáy trung gian.

Theo kinh nghiệm thiết kế, ta lựa chọn vật liệu làm buồng đốt là thép 40X. Các kích thước của buồng đốt được tính toán thông quá các điều kiện nghiệm bền buồng đốt. Đối với động cơ của đạn bắn tập, thời gian làm việc của động cơ nhỏ nên cơ tính của vật liệu hầu như không thay đổi và đồng nhất trong quá trình làm việc. Với buồng đốt là buồng mỏng ta có điều kiện buồng đốt như sau [6]:

$$\sigma_t = \frac{p^{tt}.D_K}{2.\delta_K} \le \sigma_{tl}$$

Trong đó:

- p^{tt} - là áp suất tính toán tác dụng lên thành buồng đốt; D_k - là đường kính trong của buồng đốt; D_k =34mm; δ_k - là bề dày thành buồng đốt; σ_{tl} - giới hạn bền cho phép của vật liệu chế tạo buồng đốt;

Để đảm bảo bền trong quá trình hoạt động của động cơ, bề dày thành buồng đốt phải đảm bảo: $\delta_K \ge \frac{p^{tt}.D_K}{2.\sigma_{tl}}$. Giá trị của áp suất tính toán p^{tt} được xác định: $p^{tt} = K_1.p_{max}^{+50^0 c}$

Trong đó:

- $p_{max}^{+50^0 c}$ áp suất của khí thuốc trong buồng đốt khi nhiệt độ ban đầu T_{bd}= 50^0C; Theo kết quả tính toán thiết kế thuật phóng trong của động cơ tên lửa xác định được $p_{max}^{+50^0 c}$ = 46,24 (Mpa).

- K_1 = 1,1 ÷ 1,2 hệ số tính tới dự trữ bền và sự không đồng nhất của các liều phóng;

Như vậy ta tính được giá trị : p^{tt} =1,2.46,24=55,488 (Mpa).

Buồng đốt động cơ hành trình đạn bắn tập được chế tạo từ thép 40X, có giới hạn bền: σ_{tl} = 890 (Mpa). Thay các số liệu vào biểu thức ta xác định được bề dày thành buồng đốt để đảm bảo bền:

$$\delta_K \ge \frac{p^{tt}.D_K}{2.\sigma_{tl}} = \frac{55,488.34}{2.890} = 1,06 \text{ (mm)}$$

Như vậy để đảm bảo bền, và đơn giản trong chế tạo bề dày thành buồng đốt của đạn bắn tập được thiết kế δ_K *=1,5 (mm);*

Các kích thước khác của buồng đốt được xác định (Hình 4):

- Đường kính ngoài của buồng đốt : D_H = 34 + 2.1,8= 37,6 (mm);

- Chiều dài buồng đốt : L_K= K_L . L

Trong đó:

+ K_L - là hệ số tính tới sự kéo dài của buồng đốt so với thuốc phóng thông thường, K_L = 1,1 ÷ 1,2; chọn K_L= 1,2;

+ L - là chiều dài thuốc phóng, L = 131 (mm) ;

Như vậy chiều dài buồng đốt: $L_{buồng\ đốt} = L_K = 1,2.\ 131 = 157,2$ (mm);



Hình 5. Buồng đốt động cơ đạn bắn tập

3. Kết luận

Trong phạm vi nghiên cứu bài báo đã trình bày phương pháp xác định cỡ đạn, khối lượng đạn bắn tập, lựa chọn loại thuốc phóng, xác định khối lượng thuốc phóng và tiến hành tính toán thiết kế bài toán thuật phóng trong làm cơ sở để xác định các tham số kết cấu cho phần động cơ, tiến hành tính toán xác định các tham số của buồng đốt đạn bắn tập kiểu PUI. Kết quả nghiên cứu của bài báo là cơ sở để xây dựng các tài liệu thiết kế, chế thử đạn bắn tập kiểu PUI, đảm bảo tương đương quỹ đạo của đạn phản lực chống tăng ĐCT-105TM1 khi bắn trên súng phóng lựu chống tăng SCT-105M1.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Doanh. (2022). *Giáo trình thiết kế liều phóng*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

2. Nguyễn Việt Hà. (2014). *Luận văn thạc sĩ kỹ thuật Nghiên cứu, thiết kế thuật phóng ngoài đạn bắn tập cho súng RPG – 29*. Hà Nội.

3. Phạm Hữu Nguyên. (2013). *Luận văn thạc sĩ kỹ thuật Thiết kế thuật phóng trong đạn bắn tập cho súng RPG – 29*. Hà Nội.

4. Ngô Văn Giao (2005). *Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa.* Học viện Kỹ thuật quân sự.

5. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng. (2015). *Thuật phóng trong*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

6. Phạm Thế Phiệt. (2006). *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

Research on the Determination of Structural Design Parameters for a PUI-Type Practice Projectile Used in Live-Fire Training with the ĐCT-105TM1 Anti-Tank Round

Abstract: *This paper presents a methodology for determining the structural design parameters of a PUI-type practice projectile used in live-fire training with the ĐCT-105TM1 anti-tank rocket round.*

Based on fundamental rocket projectile design problems, internal ballistics and external ballistics analyses, the design parameters of the ĐCT-105TM1 shaped-charge anti-tank round, and the operational requirements imposed on the practice projectile, the study determines key parameters including projectile caliber, projectile mass, and the principal design parameters of the propulsion system of the PUI-type practice projectile.

The results provide the technical basis for developing design documentation and prototyping the PUI-105M1 practice projectile, ensuring accurate trajectory simulation of the ĐCT-105TM1 anti-tank rocket round.

Keywords: practice projectile; PUI 105 mm; structural design parameters of practice projectile.

Tính toán khảo sát đặc trưng khí động của đạn bắn tập PUI-105M1 bằng phương pháp mô phỏng số

Lê Duy Sỹ[1*], Bùi Xuân Sơn[1], Hoàng Văn Cường[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email; Tel: leduysy30041994@gmail.com; 0964300494

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp nghiên cứu đặc trưng khí động của đạn bắn tập PUI-105M1 trên phần mềm Ansys Fluent, xây dựng mô hình toán khảo sát đặc trưng khí động đạn dược, thực hiện tính toán khảo sát giá trị hệ số lực cản khi bắn ở nhiều góc tấn và vận tốc khác nhau, kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng khi tăng góc tấn và vận tốc của đạn thì lực cản và hệ số lực cản tăng theo quy luật tuyến tính. Bằng phương pháp mô phỏng xác định được hệ số lực cản chính diện (C_x), các yếu tố ảnh hưởng đến lực cản làm cở sở để thiết kế đạn bắn tập PUI-105M1 tối ưu nhất.

Từ khóa: *đạn bắn tập PUI-105M1; hệ số lực cản; khảo sát đặc trưng khí động.*

1. Đặt vấn đề

Lực cản là một trong những yếu tố quan trọng nhất khi nghiên cứu đặc tính khí động học của đạn phản lực. Lực cản xuất hiện do sự chênh lệch áp suất giữa các phần trên thân đạn và do ma sát sinh ra trên bề mặt thân đạn khi chuyển động, các thành phần lực cản gồm lực cản sóng, lực cản ma sát, lực cản đáy thay đổi tùy thuộc vào vận tốc bay của đạn phản lực [1]. Nhìn chung đối với đạn phản lực bay với vận tốc dưới âm thì không xuất hiện lực cản sóng, lực cản chủ yếu là lực cản ma sát và lực cản đáy.

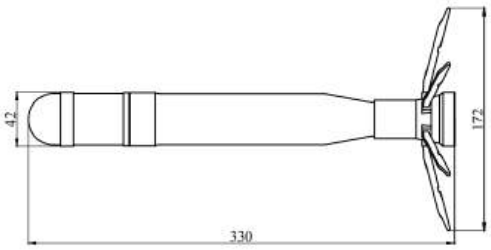
Trong nghiên cứu đặc tính khí động, thông thường có thể sử dụng nhiều phương pháp. Cụ thể đặc tính khí động của đạn có thể được xác định thông qua thực nghiệm bằng bắn trực tiếp, thử nghiệm trong ống thổi, mô phỏng động lực học chất lỏng tính toán hoặc tính toán nhờ vào tài liệu, bảng biểu có sẵn. Trong mô phỏng động lực học chất lỏng tính toán (Fluent), các phương trình động lực học chất lỏng cơ bản được giải bằng phương pháp số cho một mô hình cụ thể. Hệ thống máy tính hiện tại có khả năng tính toán chính xác theo thời gian không ổn định bằng cách rời rạc hóa các phương trình Navier-Stokes. Ví dụ về các công cụ này bao gồm: CFD ++, Fluent và Overflow-D. Các mô hình chảy rối được phát triển cho phép xác định dữ liệu khí động học với độ chính xác cao.

Trong bài báo này, các tham số đặc tính khí động của đạn bắn tập PUI-105M1 được nghiên cứu trên phần mềm Ansys Fluent. Khảo sát đạn bay với vận tốc 230 m/s với góc tấn của đạn được thay đổi từ 0° tới 10°. Khảo sát đạn bay ở góc tấn bằng 0° và 2° với vận tốc thay đổi từ 170 m/s tới 270 m/s. Bài báo cung cấp cho bạn đọc phương pháp nghiên cứu khí động học của đạn dược, sử dụng phần mềm để tính toán gần đúng giá trị lực cản chính diện, hệ số lực cản chính diện C_x phục vụ nghiên cứu các yếu tố ảnh hưởng đến lực cản tác dụng lên đạn và lựa chọn phương án thiết kế, cải tiến đạn dược.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

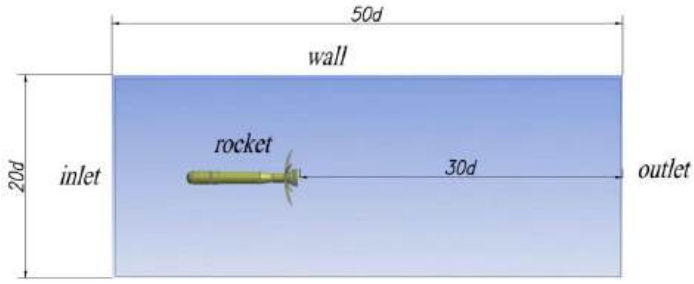
2.1. Mô hình bài toán

Mô hình học dùng cho mô phỏng đạn PUI-105M1 có tổng chiều dài 330 mm, đường kính lớn nhất phần đầu đạn Φ42 mm (Hình 1).



Hình 1. Đạn bắn tập PUI-105M1 (kích thước có đơn vị mm)

Xây dựng mô hình học 3D: Bài báo kết hợp sử dụng phần mềm đồ họa 3D AutoDesk Inventor để xây dựng mô hình đạn PUI-105M1 kết hợp với Ansys Design Modeler để xây vùng thể tích tính toán phù hợp. Theo khuyến cáo [2], kích thước của vùng khảo sát này là khoảng 5 đến 10 lần đường kính thân đạn. Theo bài toán khí động đang xét, thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như trên Hình 2 với kích thước dài × rộng × cao = 50d × 20d × 20d với d là đường kính của đạn. Việc lựa chọn chiều dài vùng tính toán lớn giúp đảm bảo mô tả được vùng xoáy phía sau đạn. Trong nghiên cứu này, khoảng cách từ đáy đạn tới biên đầu ra được lựa chọn bằng 30d, giúp đảm bảo thu được toàn bộ vùng xoáy sau đạn.

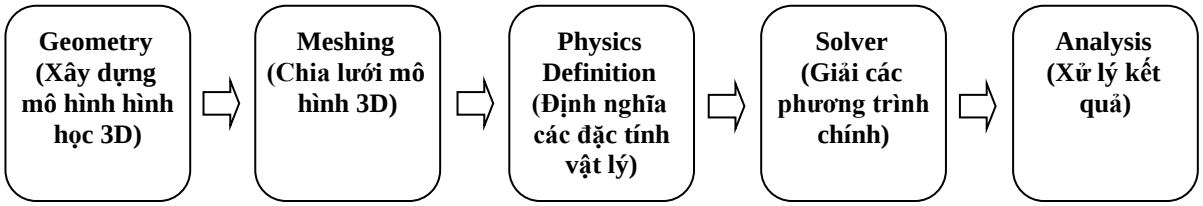


Hình 2. Mô hình bài toán và vùng thể tích tính toán đạn PUI-105M1

2.2. Phương pháp giải

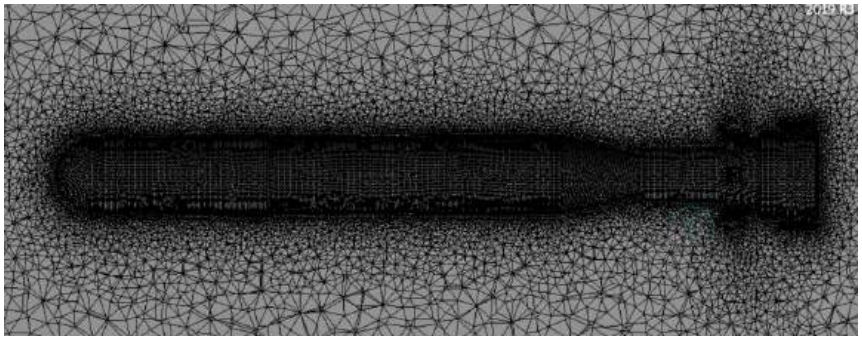
Để giải bài toán tính toán khí động, bài báo sử dụng phần mềm Ansys Fluent. Đây là bộ phần mềm mô phỏng và tính toán khí động học chất lỏng kết hợp các bộ giải (Solver) bậc cao với khả năng thiết lập và xử lý kết quả mạnh mẽ và chính xác. Phần mềm Ansys Fluent cung cấp phương pháp giải phương trình chuyển động theo phương pháp thể tích hữu hạn [2, 3]. Bản chất của phương pháp mô phỏng số là sự mô phỏng động lực học dòng chảy bao xung quanh vật rắn. Cơ sở của phương pháp này là phương pháp thể tích hữu hạn: rời rạc hóa vùng thể tích bao quanh vật rắn thành các vùng thể tích nhỏ hơn (các phần tử) và giải bài toán theo các hệ phương trình của các định luật bảo toàn khối lượng, bảo toàn động lượng và bảo toàn năng lượng [4, 5]. Mô hình chảy rối *k-ω SST* được sử dụng để phân tích lực khí động tác dụng lên đạn trên đường bay.

Trình tự tiến hành giải bài toán đặt ra theo các bước như Hình 3, cần xây dựng mô hình 3D của đạn phù hợp, chia lưới các điểm nút cho miền tính toán, chọn mô hình chảy rối và thiết lập điều kiện biên, các thông số đầu vào phù hợp để tính toán, xử lý và đánh giá kết quả chính xác.



Hình 3. Sơ đồ thuật toán của bài toán khí động đạn PUI-105M1

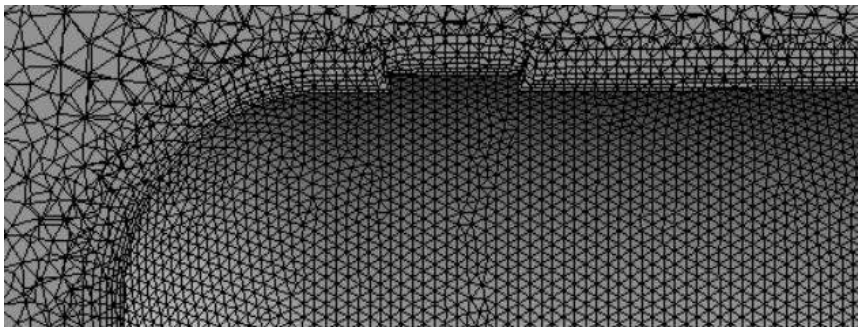
Chia lưới mô hình 3D: Mô hình đạn phản lực ổn định bằng cánh có cấu trúc phức tạp, nên phương pháp chia lưới tự động bằng phần mềm Ansys Meshing. Để mô phỏng chính xác lớp biên, thực hiện chia 9 lớp lưới nhỏ song song và sát với bề mặt đầu đạn, kích thước lớp lưới đầu tiên là 0,2mm, tăng dần theo tỉ lệ Growth Rate là 1,2. Thực hiện tinh chỉnh lưới trên bề mặt đạn, kích thước lưới lớn nhất trên bề mặt đạn là 1mm, tại các vị trí có kích thước nhỏ như trên cánh ít nhất phải có 2 phần tử lưới và tinh chỉnh lưới trên vùng khảo sát, kích thước lưới lớn nhất trên vùng khảo sát là 10mm.



Hình 4. Lưới trên vùng khảo sát

Hình 5. Lưới trên bề mặt đạn và các lớp biên sát bề mặt đạn

Kết quả chia lưới cho khoảng hơn 2,9 triệu phần tử lưới, lưới được chia mịn ở trên đạn và khu vực gần đạn và to dần về phía các biên.



Thiết lập tính toán theo thứ tự các bước như sau:

Bảng 1. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong Ansys Fluent

Các thiết lập chung	
Trình giải	*Pressure-Based* (Cho dòng có gradient vận tốc dưới âm)
Kiểu phân tích	*Steady* (Tìm các thông số trạng thái khi dòng chảy đạt trạng thái ổn định, các đại lượng không còn thay đổi theo thời gian)
Mô hình dòng chảy	
Mô hình chảy rối	*k-ω SST, có tính đến hàm năng lượng*
Môi trường	
Dòng chảy bao	*Ideal – gas* (khí lý tưởng có nén)
Điều kiện biên	
Inlet (đầu vào)	*Pressure far field: Gauge Pressure = 0 Pa (áp suất khí quyển); V_x = 230m/s (bằng vận tốc bay đạn); V_y = 0; V_z = 0; T = 300° K (bằng nhiệt độ khí quyển); Component of Flow Direction-X=1; Y=0; Z=0 (trục dòng chảy)*

Outlet (đầu ra)	*Pressure Outlet* (Áp suất ra)
Wall (biên thành đạn)	*No slip wall* (Tường tuyệt đối cứng, đẳng nhiệt),
Thiết lập cho trình giải	
Phương pháp giải	Chế độ Auto Timescale với Timescale Factor bằng 1
Điều kiện hội tụ	Sai số hội tụ là RMS với Đích sai số ≤ $10^{-3} \div 10^{-6}$
Số vòng lặp	900
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp

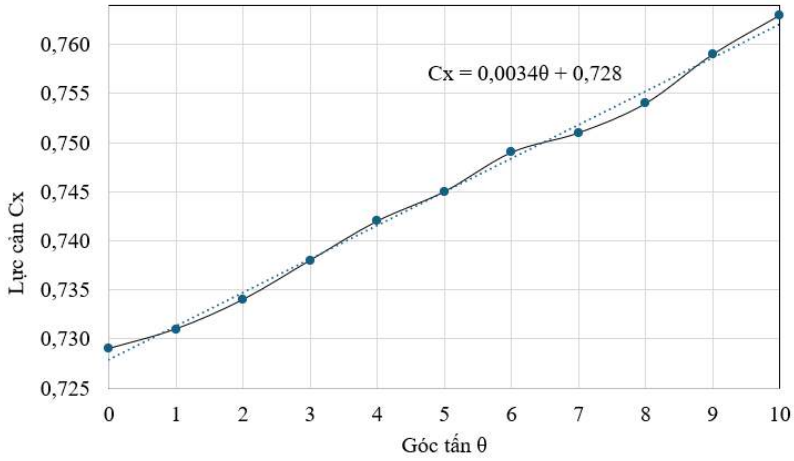
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Hệ số lực cản C_x khi đạn PUI-105M1 bay với góc tấn thay đổi

Khảo sát đạn bay với vận tốc 230 m/s và góc tấn thay đổi từ 0º đến 10º, kết quả hệ số lực cản C_x theo góc tấn θ tại Bảng 2 và đồ thị hệ số lực cản C_x phụ thuộc vào góc tấn tại Hình 6.

Bảng 2. Hệ số lực cản C_x khi góc tấn θ thay đổi

TT	Đầu vào						Kết quả
	Góc tấn θ	V_x(m/s)	V_y(m/s)	V_z(m/s)	T(ºK)	P(Pa)	C_x
1	0	230	0	0	300	101325	0,729
2	1	230	0	0	300	101325	0,731
3	2	230	0	0	300	101325	0,734
4	3	230	0	0	300	101325	0,738
5	4	230	0	0	300	101325	0,742
6	5	230	0	0	300	101325	0,745
7	6	230	0	0	300	101325	0,749
8	7	230	0	0	300	101325	0,751
9	8	230	0	0	300	101325	0,754
10	9	230	0	0	300	101325	0,759
11	10	230	0	0	300	101325	0,763



Hình 6. Hệ số lực cản C_x phụ thuộc vào góc tấn θ

Đạn bay với vận tốc 230 m/s, khi góc tấn θ tăng thì hệ số lực cản chính diện C_x tăng theo quy luật gần như tuyến tính thành một đường thẳng; khi tăng góc tấn từ 0º đến 10º thì hệ

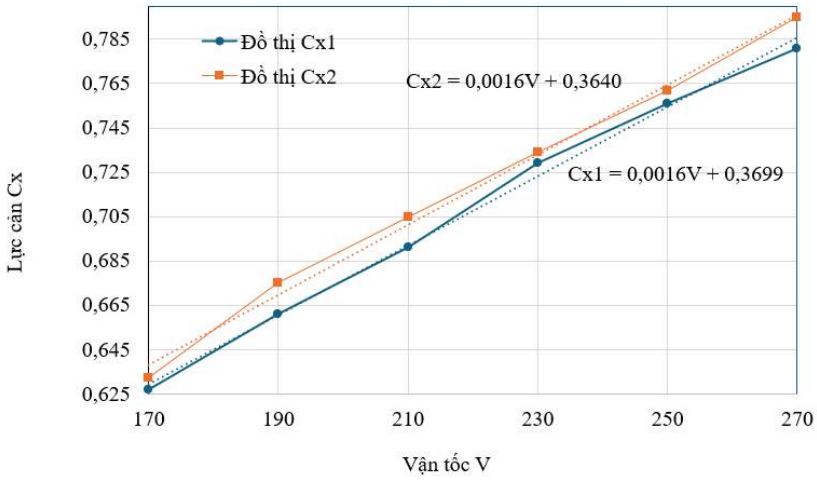
số lực cản chính diện tăng từ 0,729 đến 0,763. Do đó, đặt hàm hệ số lực cản $C_x = a\theta + b$ [6], từ các cặp giá trị C_x và θ trong Bảng 2 và sử dụng phương pháp bình phương tối thiểu ta xác định được hàm số C_x có dạng: $Cx = f(\theta) = 0{,}0034\theta + 0{,}728$.

3.2. Hệ số lực cản C_x khi vận tốc đạn PUI-105M1 thay đổi

Khảo sát hệ số lực cản của đạn PUI-105M1 với góc tấn $\theta_1 = 0^o$ và $\theta_2 = 2^o$ bay ở các vận tốc khác nhau, kết quả hệ số lực cản C_{x1} và C_{x2} tại Bảng 3 và đồ thị hệ số lực cản C_{x1} và C_{x2} phụ thuộc vào vận tốc của đạn tại Hình 7.

Bảng 3. Hệ số lực cản C_x khi vận tốc thay đổi

TT	Đầu vào							Kết quả	
	Góc tấn θ_1	Góc tấn θ_2	V_x(m/s)	V_y(m/s)	V_z(m/s)	T(^{o}K)	P(Pa)	C_{x1}	C_{x2}
1	0	2	170	0	0	300	101325	0,627	0,632
2	0	2	190	0	0	300	101325	0,661	0,675
3	0	2	210	0	0	300	101325	0,691	0,705
4	0	2	230	0	0	300	101325	0,729	0,734
5	0	2	250	0	0	300	101325	0,756	0,762
6	0	2	270	0	0	300	101325	0,781	0,795



Hình 7. Hệ số lực cản C_x phụ thuộc vào vận tốc đạn

Hệ số lực cản chính diện C_x phụ thuộc vào vận tốc theo quy luật tuyến tính và có dạng $C_x = f(V_{đạn})$; C_{x1} là hệ số lực cản phụ thuộc vào vận tốc khi góc tấn $\theta_1 = 0^o$; C_{x2} là hệ số lực cản phụ thuộc vào vận tốc khi góc tấn $\theta_2 = 2^o$.

$C_{x1} = f_1(V_{đạn}) = 0{,}0016V + 0{,}3699$;

$C_{x2} = f_2(V_{đạn}) = 0{,}0016V + 0{,}3640$.

Với góc tấn $\theta_1 = 0^o$, khi vân tốc đạn tăng thì hệ số lực cản chính diện tăng theo quy luật gần như tuyến tính thành một đường thẳng; khi vân tốc đạn từ 170 m/s đến 270 m/s thì hệ số lực cản chính diện tăng từ 0,627 đến 0,781.

Với góc tấn $\theta_2 = 2^o$, khi vân tốc đạn tăng thì hệ số lực cản chính diện cũng tăng theo quy luật gần như tuyến tính thành một đường thẳng; khi vân tốc đạn từ 170 m/s đến 270 m/s thì hệ số lực cản chính diện tăng từ 0,632 đến 0,795.

Từ các cặp giá trị C_{x1}, C_{x2} và V trong Bảng 4 và sử dụng phương pháp bình phương tối thiểu ta xác định được hàm số C_{x1}, C_{x2} có dạng: $C_{x1} = f_1(V_{đạn}) = 0{,}0016.V + 0{,}3699$; $C_{x2} = f_2(V_{đạn}) = 0{,}0016.V + 0{,}3640$. Khi đạn bay với cùng một vận tốc thì giá trị của C_{x2} luôn lớn hơn C_{x1}.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã khảo sát ảnh hưởng của góc tấn và vận tốc tới đặc tính khí động của đạn PUI-105M1 bằng mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent. Mô hình chảy rối *k-ω SST* được sử dụng cho quá trình tính toán. Góc tấn của đạn được thay đổi từ 0° tới 10°, vận tốc của đạn được thay đổi từ 170 m/s đến 270 m/s. Các kết quả chính của nghiên cứu như sau:

Lực cản thay đổi đáng kể khi góc tấn và vận tốc của đạn thay đổi. Khi tăng góc tấn và tăng vận tốc bay của đạn thì lực cản tăng nhanh theo quy luật tuyến tính: Đạn bay với vận tốc 230 m/s, khi tăng góc tấn từ 0° đến 10° thì hệ số lực cản chính diện tăng từ 0,729 đến 0,763; với góc tấn $\theta_1 = 0^o$, khi vân tốc đạn từ 170 m/s đến 270 m/s thì hệ số lực cản chính diện tăng từ 0,627 đến 0,781; với góc tấn $\theta_2 = 2^o$, khi vân tốc đạn từ 170 m/s đến 270 m/s thì hệ số lực cản chính diện tăng từ 0,632 đến 0,795.

Như vậy, bằng phương pháp tính toán sử dụng sự hỗ trợ của phần mềm, ta có thể tính được gần đúng giá trị lực cản chính diện, hệ số lực cản chính diện C_x phục vụ nghiên cứu các yếu tố ảnh hưởng đến lực cản tác dụng lên đạn và lựa chọn phương án thiết kế, cải tiến hợp lý.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại. (2003). *Giáo trình thuật phóng ngoài*. NXB Quân đội nhân dân Việt Nam.

2. Ansys Fluent 2021a. *Theory Guide*. Ansys Inc.

3. D.C, Wilcox (1998). *Turbulence Modeling for CFD*.

4. The Hung Tran, Hoang Quan Dinh, Hoang Quan Chu, Van Quang Duong, Chung Pham and Van Minh Do. (2020). *Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: Anumberrical approach, Journal of Mechanical Science and Technology,* 35(2).

5. P Bradshaw. (1987). *Turbulent Secondary Flows.* Annual Review of Fluid Mechanics, 19(1), 53-74.

6. Nguyễn Văn Phúc, Vũ Bá Huy, Nguyễn Viết Thắng, Phan Văn Tuấn (2024). *Nghiên cứu một số đặc tính khí động của đầu đạn BK-18M bằng phương pháp mô phỏng*. Hội nghị KH các nhà nghiên cứu trẻ, Học viện KTQS.

Numerical Analysis of the Aerodynamic Characteristics of the PUI-105M1 Training Projectile by Means of Numerical Simulation

Abstract: *The paper presents a methodology for investigating the aerodynamic characteristics of the PUI-105M1 training projectile using Ansys Fluent. A mathematical model is established to analyze the aerodynamic behavior of the munition. Numerical simulations are conducted to evaluate the drag force and drag coefficient at various angles of attack and projectile velocities.The research results indicate that, with increasing angle of attack and projectile velocity, both the aerodynamic drag force and the drag coefficient increase according to a linear relationship. Through computational simulation, the axial drag coefficient (Cx) is determined, and the factors influencing aerodynamic drag are identified, providing a scientific basis for the optimal design of the PUI-105M1 training projectile.*

Keywords: PUI-105M1 training projectile; drag coefficient; aerodynamic characteristics investigation.

Nghiên cứu tương tác giữa ngòi tác dụng phản lực lắp cho đạn thả rơi từ UAV với nền đất bằng mô phỏng số

Lê Thiện Quý*, Phan Văn Tuấn, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường

Học viện Kỹ thuật Quân sự

** Email: leekem.oppa@gmail.com; Tel: 0964962498*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu quá trình tương tác giữa ngòi tác dụng phản lực lắp cho đạn thả rơi từ UAV với nền đất cát bằng phương pháp mô phỏng số sử dụng phần mềm Ansys. Mô hình phần tử hữu hạn được xây dựng gồm: ngòi, đầu đạn giả và nền đất cát để khảo sát ảnh hưởng của góc chạm (0° - 60°) khi cố định thông số về khối lượng đầu đạn (3,1 kg) và độ cao thả (35 m). Kết quả mô phỏng cho thấy phân bố ứng suất, biến dạng của chi tiết ngòi, chuyển vị tương đối giữa kim hoả và kíp nổ, cũng như thời gian tương tác, làm cơ sở tính toán độ tin cậy phát hoả của ngòi, xác định vùng thông số tối ưu và đề xuất giải pháp cải tiến kết cấu. Nghiên cứu phục vụ thiết kế, chế tạo và lựa chọn thông số chiến - kỹ thuật hợp lý cho ngòi đạn thả rơi từ UAV.

Từ khóa: *Ngòi tác dụng phản lực; đạn thả rơi từ UAV; mô phỏng số Ansys; góc chạm; độ tin cậy phát hoả.*

1. Mở đầu

Những năm gần đây, UAV và vũ khí trên UAV là một trong những đối tượng tuy mới xuất hiện nhưng đã làm thay đổi tư duy chiến thuật của chiến tranh hiện đại. Khác với đạn phóng từ súng pháo có gia tốc lớn, đạn thả rơi từ UAV hoạt động với gia tốc thấp hơn nhiều, chủ yếu dựa vào lực hấp dẫn và lực cản không khí. Điều này đặt ra yêu cầu đặc thù khi tính toán thiết kế ngòi – thành phần quyết định sự hoạt động của viên đạn: cơ cấu an toàn không kích hoạt nhầm trong quá trình rơi, nhưng cơ cấu chạm nổ phải đủ nhạy khi va đập. Quá trình tương tác giữa ngòi với nền đất cát là hiện tượng động lực học phức tạp, diễn ra trong thời gian cực ngắn, liên quan đến biến dạng, ứng suất động và chuyển đổi năng lượng phức tạp. Đây là quá trình khảo sát quan trọng trong việc tính toán, thiết kế ngòi dùng cho đạn thả rơi từ UAV.

Bài báo sử dụng phần mềm Ansys - module Explicit Dynamics (đã được các nghiên cứu trước [1-2] chứng minh về tính đúng của kết quả) để khảo sát toàn diện quá trình tương tác giữa ngòi tác dụng phản lực với nền đất cát. Mô hình 3D chi tiết bao gồm các thành phần: nền đất cát, thân ngòi, cơ cấu chạm nổ, mô hình thân đạn với đầy đủ tính chất vật liệu. Ba nhóm thông số được khảo sát: (1) Khối lượng đầu đạn Mđ = 3,1kg; (2) Độ cao thả H = 35 m; (3) Góc chạm thay đổi từ 0°- 60°. Kết quả mô phỏng có thể cho thấy hiện tượng va chạm và cung cấp được phân bố ứng suất, biến dạng, chuyển vị, vận tốc tương đối giữa các chi tiết cùng thời gian tương tác. Kết quả nghiên cứu sẽ làm cơ sở khoa học cho việc đánh giá hoạt động của các cơ cấu, chi tiết ngòi; lựa chọn tổ hợp thông số tối ưu, đồng thời đề xuất các giải pháp cải tiến kết cấu ngòi phù hợp với điều kiện hoạt động đặc thù của đạn thả rơi từ UAV.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1 Các giả thiết và mô hình khảo sát

2.1.1. Các giả thiết dùng trong xây dựng mô hình khảo sát

- Xem đầu đạn chỉ chuyển động tịnh tiến với vận tốc chạm v_c tới va chạm vào mục tiêu, vectơ vận tốc của đầu đạn trùng với trục đối xứng của trục đạn trong quá trình va chạm.

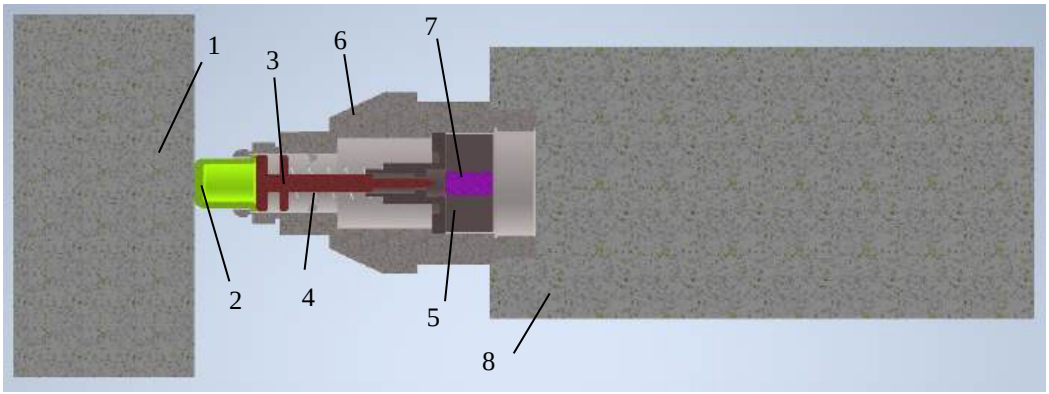
- Quá trình đạn rơi hoàn toàn là rơi tự do, vận tốc thả bằng không, bỏ qua ảnh hưởng

của gió, sức cản không khí,… trong quá trình rơi.

- Quá trình va chạm cụ thể, bỏ qua các phần tử không ảnh hưởng tới quá trình va chạm như liều dẫn nổ, trạm nổ,…

- Kíp nổ được kích hoạt ngay tại thời điểm khối va đập mang kíp nổ chạm vào kim hoả.

2.1.2. Mô hình khảo sát



Hình 1. Mô hình tương tác giữa đầu đạn và mục tiêu (dựa trên mô hình thiết kế) tại góc $\theta = 0^{\circ}$ được xây dựng bằng phần mềm Autodesk Inventor

1- Nền đất cát. 2- Cốc truyền lực. 3- Kim hoả. 4- Lò xo bảo hiểm. 5- Đế trượt. 6- Thân ngòi. 7- Kíp nổ. 8- Mô hình thân đạn

- Góc chạm θ: Góc giữa véc tơ vận tốc của đầu đạn với véc tơ pháp tuyến của bề mặt mục tiêu (nền đất cát).

- Quá trình trước va chạm, kim hoả được giữ không đâm vào kíp nổ nhờ lò xo bảo hiểm. Khi đạn chạm mục tiêu, phản lực của mục tiêu sẽ chặn chuyển động của cốc truyền lực và kim hoả. Nhưng các chi tiết, bộ phận còn lại không bị chặn sẽ tiếp tục lao đến (trong mô hình là chi tiết 4, 5, 6, 7, 8), mang kíp nổ đâm vào kim hoả. Xung nổ từ kíp nổ sẽ truyền cho liều dẫn nổ và gây nổ trạm nổ, kích nổ đầu đạn.

2.2. Phương pháp giải sử dụng mô-đun Explicit Dynamic trong phần mềm Ansys 2019 R3

Do sự phức tạp của quá trình va chạm cơ học nên không thể giải bằng phương pháp giải tích mà phải sử dụng các phần mềm chuyên dụng – các phương pháp số của cơ học môi trường liên tục. Để giải hệ phương trình mô hình toán học quá trình tương tác giữa đầu đạn và nền đất cát thì hiệu quả nhất là sử dụng phương pháp giải Explicit Dynamic. Phương pháp giải Explicit Dynamic thực hiện rời rạc hóa không gian bằng phương pháp phần tử hữu hạn và rời rạc hóa thời gian sử dụng phương pháp sai phân giữa để giải quyết mô hình toán học.

Từ hệ phương trình mô hình toán học quá trình va chạm của đầu đạn và nền đất cát, sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn để rời rạc hóa không gian mô hình hình học thành lập được hệ phương trình cân bằng để giải và xác định được các thành phần gia tốc của các nút, tiếp theo rời rạc hóa thời gian sử dụng phương pháp sai phân giữa xác định vận tốc, chuyển vị của các nút, trạng thái biến dạng và ứng suất và các tham số khác của các phần tử. Giải Explicit Dynamic có thể sử dụng phương pháp Lagrange.

2.3. Thiết lập thông số mô phỏng và xử lý kết quả

2.3.1. Thiết lập thông số mô phỏng

- Độ cao thả *h* có liên quan mật thiết đến vận tốc chạm của đầu đạn. Vì đạn thả rơi tự do

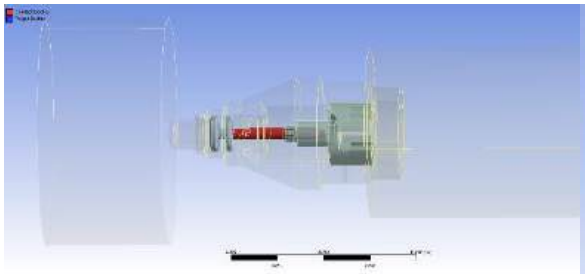
hoàn toàn (theo giả thiết) nên vận tốc chạm của đạn theo độ cao rơi được xác định theo công thức:

$$v = \sqrt{2gh} \quad (1)$$

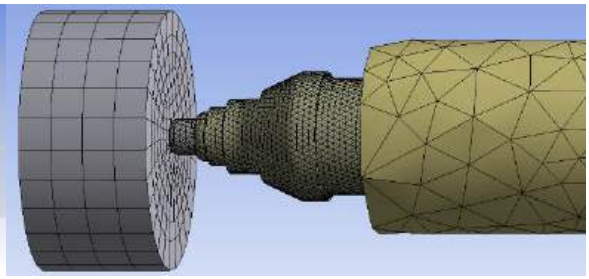
- Khối lượng, chiều dài, và các kích thước khác bài báo sử dụng kết quả trích xuất từ phần mềm Autodesk Inventor trong quá trình xây dựng mô hình 3D. Sau đó, về phần tính toán của khảo sát thì được truyền sang phần mềm Ansys [1-2].

$$E_a = \frac{mv_a^2}{2}$$

- Thiết lập liên kết là xác định quy tắc tương tác (truyền lực, trượt, va chạm, …) giữa các chi tiết. Qua đó giúp thể hiện chân thực nhất hiện tượng xảy ra trong quá trình mô phỏng. Kết quả thể hiện ở Hình 2.



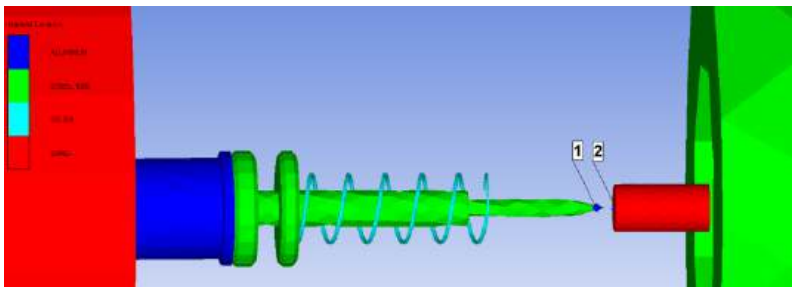
Hình 2. Thiết lập liên kết giữa các chi tiết bằng phần mềm Ansys



Hình 3. Thiết lập chia lưới các chia tiết bằng phần mềm Ansys

- Trong khi đó, chia lưới (Meshing) là bước tối quan trọng trong phương pháp phần tử hữu hạn (FEM). Nó biến đổi mô hình hình học liên tục thành hàng triệu phần tử rời rạc để giải các phương trình vi phân phức tạp. Chất lượng lưới (độ mịn, hình dáng) quyết định trực tiếp đến độ hội tụ và độ chính xác của kết quả tính toán ứng suất, biến dạng và chuyển vị tại các nút. Nếu lưới xấu, bài toán FEM sẽ sai số lớn hoặc không thể giải được. Nhưng nếu lưới quá dày, dẫn đến khối lượng tính toán nhiều và không cần thiết. Số lượng ô lưới được chia trong bài mô phỏng này là 84835. Kết quả chia lưới các chi tiết được thể hiện ở Hình 3.

- Một điểm quan trọng trong quá trình thiết lập là đặt điểm gauge sao cho hợp lý. Việc đặt điểm gauge (điểm đo) có ý nghĩa như gắn các cảm biến ảo tại vị trí va chạm giữa kim hỏa và kíp. Chúng giúp ghi lại chính xác lịch sử biến thiên của áp suất và vận tốc, toạ độ, … theo thời gian thực. Đây là dữ liệu cốt lõi để tiến hành các đánh giá. Trong bài mô phỏng này, toạ độ (x, y, z) của điểm gauge 1 (gắn với mũi kim hoả) và điểm gauge 2 (gắn với kíp nổ) lần lượt là (0; 54,4; 0) và (0; 55,8; 0).



Hình 4. Thiết lập điểm gauge của mô phỏng

2.3.2. Xử lý kết quả

Để đánh giá độ tin cậy của cơ cấu chạm nổ, ta cần so sánh năng lượng va chạm giữa kim hoả và khối va đập có mang kíp nổ. Trong đó, nhờ kết quả tính toán từ phần mềm, ta có thể tìm

ra được vận tốc tương đối và năng lượng của khối va đập tại thời điểm đâm vào kim hoả:

$$E_a = \frac{mv_a^2}{2} \quad (2)$$

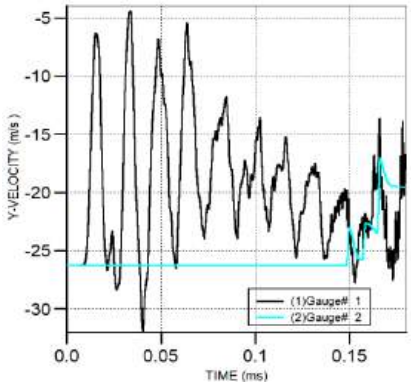
Năng lượng nhỏ nhất cần thiết để kíp nổ làm việc tốt có thể sử dụng công thức do kỹ sư B.L.Kraxnôpônxki thực nghiệm tìm ra. Khi $E_a > E_{hl}$ thì ta có thể kết luận cơ cấu chạm nổ làm việc đảm bảo [3-4]

$$E_{hl} = 9.10^{-2} e^{-0,1v_a} \quad (3)$$

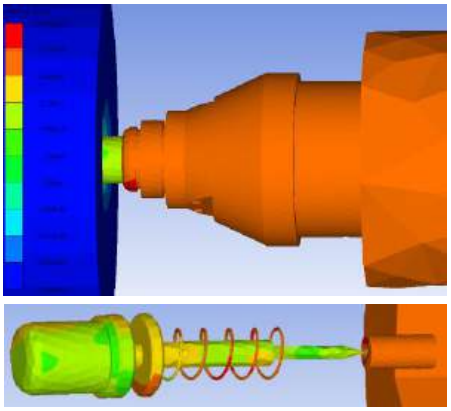
3. Kết quả khảo sát và nhận xét

Trong phạm vi khảo sát của bài báo này, nhóm tác giả lựa chọn cố định điều kiện đầu vào của hai thông số khối lượng đầu đạn là $M_đ$ = 3,1 kg và chiều cao thả theo yêu cầu chiến - kỹ thuật ở ngưỡng giới hạn dưới của thiết kế H = 35 m (chiều cao thả theo thiết kế là 35-150 m) để tìm ra ngưỡng giới hạn hoạt động tin cậy của ngòi nổ khi góc chạm mục tiêu thay đổi.

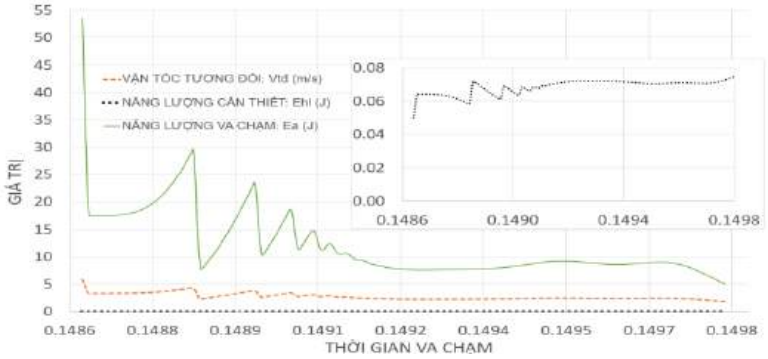
3.1. Trường hợp góc chạm $\theta = 0^\circ$



Hình 5. Đồ thị vận tốc của mũi kim hoả và kíp nổ với góc chạm $\theta = 0^\circ$



Hình 6. Hình ảnh va chạm với góc chạm $\theta = 0°$



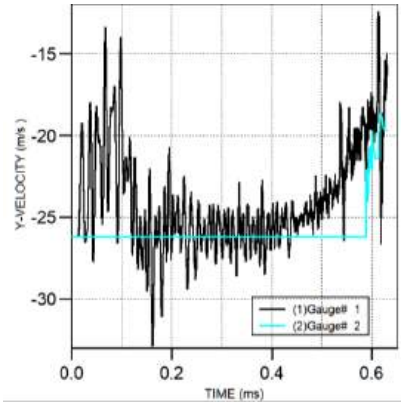
Hình 7. Đồ thị so sánh năng lượng và vận tốc với góc chạm $\theta = 0^\circ$

** Nhận xét:*

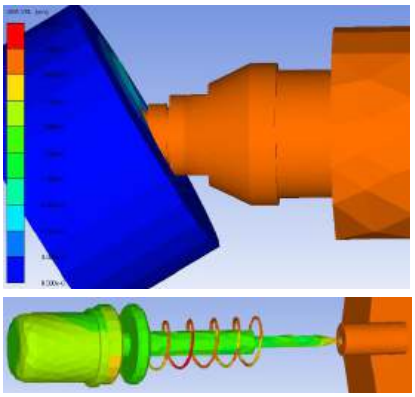
Hình ảnh mô phỏng (Hình 6) cho ta thấy có hiện tượng kim hoả đâm vào kíp nổ. Quan sát kỹ hơn ta nhận thấy bề mặt nền đất cát bị nén ép do sự va chạm trực tiếp với cốc truyền lực. Kim hoả quá trình này một mặt chịu tác động của phản lực từ nền đất cát thông qua cốc truyền lực, một mặt chịu tác động của trọng lực và lực đẩy từ lò xo bảo hiểm bị nén ép. Trên đồ thị vận tốc của mũi kim hoả (gauge 1) cũng cho thấy có hình dáng của sự dao động chứng tỏ mô hình mô phỏng tương đối đúng với tình huống thực tế. Qua đồ thị vận tốc (Hình 5) cũng nhận thấy bề mặt kíp nổ (gauge 2) có sự thay đổi vận tốc ở khoảng thời điểm từ 0,14 – 0,15 ms. Kết quả tính toán và so sánh năng

lượng va chạm (Hình 7) có thể kết luận ngòi đã được kích nổ thành công.

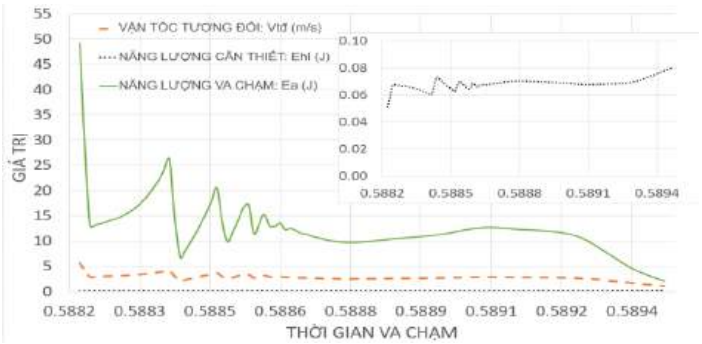
3.2. Trường hợp góc chạm $\theta = 30^{\circ}$



lình 8. Đồ thị vận tốc của mũi kim hoả và kíp nổ với góc chạm $\theta = 30^{\circ}$



Hình 9. Hình ảnh va chạm với góc chạm $\theta = 30^{\circ}$

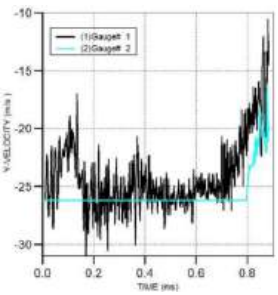


Hình 10. Đồ thị so sánh năng lượng và vận tốc với góc chạm $\theta = 30^{\circ}$

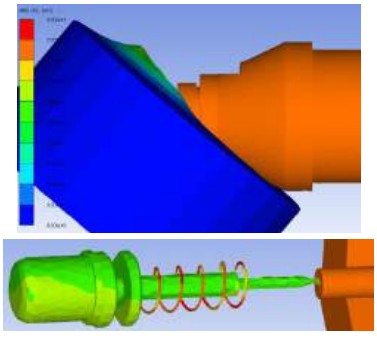
** Nhận xét:*

Trong trường hợp này vẫn xảy ra hiện tượng kim hoả đâm vào kíp nổ, tuy nhiên thời điểm va chạm đã xảy ra muộn hơn từ 0,58 – 0,59 ms (Hình 8). Hình ảnh va chạm (Hình 9) thể hiện phần đầu ngòi (cốc truyền lực và thân ngòi) đã lún một phần vào nền đất cát. Tuy nhiên lực ma sát và phản lực từ bề mặt nền đất cát trong trường hợp này vẫn cản trở được chuyển động của cốc truyền lực nên phần thân ngòi cùng khối va đập vẫn mang kíp nổ đập vào kim hoả. Kết quả tính toán và so sánh năng lượng va chạm (Hình 10) có thể kết luận ngòi đã được kích nổ thành công.

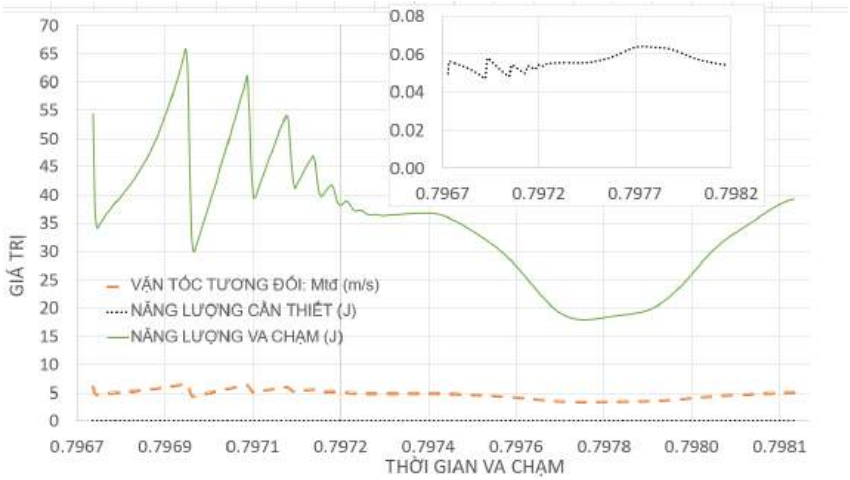
3.3. Trường hợp góc chạm $\theta = 50^{\circ}$



Hình 11. Đồ thị vận tốc của mũi kim hoả và kíp nổ với góc chạm $\theta = 50^{\circ}$



Hình 12. Hình ảnh va chạm với góc chạm $\theta = 50^{\circ}$

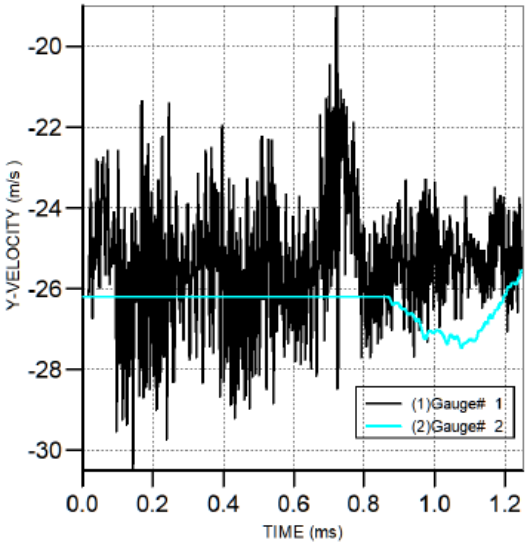


Hình 13. Đồ thị so sánh năng lượng và vận tốc với góc chạm $\theta = 50^{\circ}$

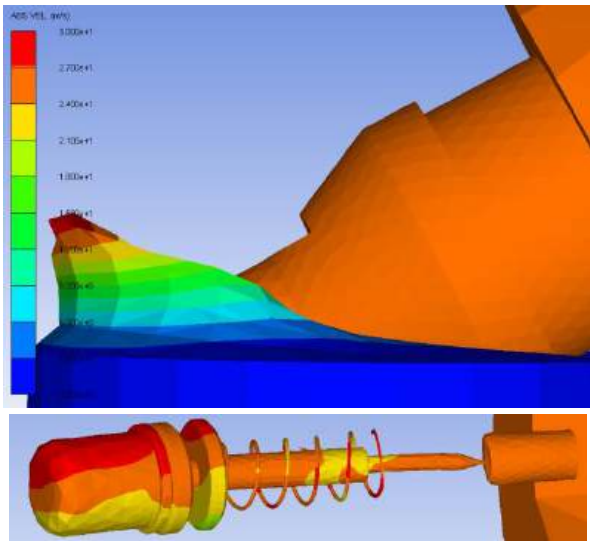
** Nhận xét:*

Trong trường hợp này, kim hoả vẫn đâm vào kíp nổ. Hình ảnh mô phỏng (Hình 12) cho thấy đầu ngòi đã xuyên sâu hơn vào bề mặt nền đất cát làm bề mặt bị nén lại và nhô lên nhiều hơn. Ở đồ thị vận tốc (Hình 11) cho ta kết quả thời điểm kim hoả va đập kíp nổ trong khoảng thời gian từ 0,79 – 0,80 ms. Kết quả tính toán và so sánh năng lượng va chạm (Hình 13) cho thấy năng lượng va chạm vẫn rất lớn, đủ để kích nổ kíp nổ.

3.4. Trường hợp góc chạm $\theta = 60^{0}$



Hình 14. Đồ thị vận tốc của mũi kim hoả và kíp nổ với góc chạm $\theta = 60^{\circ}$



Hình 15. Hình ảnh va chạm với góc chạm $\theta = 60^{\circ}$

** Nhận xét:*

Trường hợp mô phỏng này, phần đầu ngòi đã có hiện tượng trượt nhiều hơn trên bề mặt nền đất cát, phần cát được đùn lên và có xu hướng bắn ra xung quanh thay vị nén lại như các trường hợp khảo sát trước. Nguyên nhân là do bề mặt tương tác va chạm bây giờ phần nhiều là giữa phần thân ngòi với nền đất, nên phản lực từ mục tiêu sẽ tác dụng nhiều hơn lên phần thân ngòi chứ không còn lên cốc truyền lực nữa. Quan sát bên trong cơ cấu chạm nổ cũng nhận thấy

kim hoả vẫn không thể đâm vào kíp nổ. Có thể kết luận sơ bộ, với góc chạm θ = 60° thì cơ cấu chạm nổ hoạt động thiếu tin cậy.

4. Kết luận

Kết quả khảo sát cho thấy, trong dải góc chạm θ từ 0° - 50°, động năng va chạm được chuyển hóa hiệu quả, giúp kim hoả thắng lực cản lò xo để đâm vào kíp nổ, đảm bảo ngòi phát hoả tin cậy. Tuy nhiên, tại góc chạm θ = 60°, hiện tượng trượt của thân ngòi trên bề mặt nền đất cát làm phân tán lực va chạm, khiến kim hoả không thể kích hoạt kíp, dẫn đến ngòi hoạt động thiếu tin cậy.

Các dữ liệu về hiện tượng và thời gian tương tác là tiền đề để tối ưu hóa thiết kế, gợi mở các giải pháp như: cải tiến hình dáng cốc truyền lực để tăng hiệu quả truyền lực, điều chỉnh độ cứng của lò xo bảo hiểm kim hoả hoặc tính toán lại hành trình mở bảo hiểm nhằm mở rộng góc hoạt động hiệu quả của ngòi. Hơn nữa, mô hình bài toán này tạo nền tảng vững chắc để mở rộng khảo sát va chạm của ngòi trên các loại địa hình vật chất và điều kiện thả khác nhau khi cần thiết. Đồng thời các kết quả này là cơ sở khoa học bước đầu để xây dựng bộ tham số chiến - kỹ thuật, khuyến cáo giới hạn góc thả rơi tin cậy trong đánh giá, thử nghiệm sản phẩm sau thiết kế cũng như trong tài liệu hướng dẫn sử dụng.

Tài liệu tham khảo

1. Bùi Xuân Sơn (2023), *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, NXB Học viện Kỹ thuật quân sự.
2. Trịnh Văn Phụng - Quách Đại Sáng - Nguyễn Duy Thái (2021), *Mô phỏng cơ cấu chạm nổ phản lực trên ngòi ГК-2М khi chạm mục tiêu*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
3. Vũ Văn Lâm (2008), *Nguyên lý kết cấu và tính toán ngòi đạn*, Hà Nội, NXB Học viện Kỹ thuật quân sự.
4. Nguyễn Văn Thuỷ - Phan Văn Tuấn (2007), *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí*, Hà Nội, NXB Học viện Kỹ thuật quân sự.
5. ANSYS, Inc. (2019). *ANSYS Explicit Dynamics Analysis Guide, Release 2019 R3*, Canonsburg, PA: ANSYS, Inc.

Numerical simulation of the interaction between UAV-dropped munition impact fuzes and sand medium

Abstract: *This paper investigates the interaction process between an impact fuze installed on a UAV-dropped munition and sandy soil using numerical simulation methods within the Ansys software environment. A finite element model comprising the fuze, a dummy warhead, and a sandy soil medium was developed to examine the influence of impact angles (0° - 60°) while fixing the warhead mass (3.1 kg) and drop altitude (35 m). The simulation results reveal the stress distribution and deformation of fuze components, the relative displacement between the firing pin and the primer, as well as the interaction duration. These findings serve as a basis for calculating the fuze's ignition reliability, identifying the optimal parameter range, and proposing structural design improvements. This research aims to support the design, manufacturing, and selection of appropriate tactical-technical parameters for UAV-dropped munition fuzes.*

Keywords: Impact fuze; UAV-dropped munition; Ansys numerical simulation; impact angle; ignition reliability.

Nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến hệ số lực cản khí động đạn 7,62 mũi côn bằng phương pháp mô phỏng số

Mai Quốc Vương[1*], Đỗ Văn Minh[1], Mai Quang Huy[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

[*]*Email: Maiquocvuongk22@gmail.com, Tel: 0982489280*

Tóm tắt

Trong nghiên cứu khí động học đường đạn, kết cấu hình học mũi đạn đóng vai trò quan trọng đối với lực cản không khí tác dụng lên đạn trong quá trình bay. Bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến hệ số lực cản khí động của đạn 7,62 mũi côn. Các mô hình đạn được khảo sát có cùng các tham số hình học, chỉ khác nhau về chiều dài phần mũi côn. Phương pháp mô phỏng số dựa trên động lực học chất lưu được sử dụng để xác định hệ số lực cản của các cấu hình mũi đạn khác nhau. Kết quả cho thấy hệ số lực cản khí động phụ thuộc rõ rệt vào chiều dài mũi đạn, đồng thời tồn tại xu hướng biến thiên đặc trưng khi chiều dài mũi tăng. Các kết quả thu được góp phần làm rõ vai trò của tham số hình học này và có thể được sử dụng làm cơ sở tham khảo trong thiết kế và nghiên cứu khí động học đạn cỡ nhỏ.

Từ khóa: *đạn 7,62; mũi côn; chiều dài mũi đạn; hệ số lực cản khí động; mô phỏng số.*

1. Mở đầu

Khi đạn bay trong không khí, lực cản không khí là một trong những yếu tố quyết định trực tiếp đến tầm bắn, độ ổn định quỹ đạo và hiệu quả tác dụng lên mục tiêu của đạn. Hệ số lực cản khí động C_x không chỉ phụ thuộc vào điều kiện bay mà còn chịu ảnh hưởng của đặc điểm hình học thân đạn, đặc biệt là hình dạng và kích thước phần mũi đạn. Do đó, việc nghiên cứu mối quan hệ giữa hình học mũi đạn và lực cản khí động có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế và cải tiến đạn dược.

Đối với đạn cỡ nhỏ, nhất là đạn 7,62 mm, phần mũi đạn thường được thiết kế theo các dạng hình học khác nhau như mũi côn, ogive tiếp tuyến, ogive không tiếp tuyến hoặc mũi cụt. Trong đó, mũi côn là dạng hình học đơn giản, dễ chế tạo và vẫn được sử dụng phổ biến trong một số loại đạn huấn luyện, đạn đặc chủng hoặc các mô hình nghiên cứu cơ sở. Một trong những tham số hình học quan trọng của mũi côn là chiều dài mũi đạn, tham số này quyết định góc đỉnh mũi và ảnh hưởng trực tiếp đến phân bố áp suất, cấu trúc sóng xung kích cũng như vùng tách dòng ở phần đầu đạn khi bay trong không khí.

Nhiều nghiên cứu trước đây đã chỉ ra rằng việc thay đổi hình dạng mũi đạn có thể làm biến đổi đáng kể hệ số lực cản khí động, đặc biệt trong dải vận tốc cận âm và siêu âm thấp. Tuy nhiên, phần lớn các công trình tập trung so sánh giữa các dạng mũi khác nhau [11], hoặc ảnh hưởng của phần vát đuôi đạn đến lực cản khí động [10], trong khi ảnh hưởng riêng rẽ của chiều dài mũi đạn, với các điều kiện hình học còn lại được giữ không đổi, vẫn chưa được phân tích một cách hệ thống đối với đạn 7,62 mm mũi côn. Điều này gây khó khăn cho việc đánh giá định lượng vai trò của chiều dài mũi đạn trong quá trình thiết kế hình học tối ưu.

Xuất phát từ thực tế đó, bài báo này tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến hệ số lực cản khí động của đạn 7,62 mũi côn. Trong nghiên cứu, các mô hình đạn có cùng đường kính, chiều dài tổng và các đặc trưng hình học thân đạn được giữ không đổi, chỉ thay đổi chiều dài phần mũi côn. Thông qua phân tích khí động học, mối quan hệ giữa chiều

dài mũi đạn và hệ số lực cản được đánh giá và thảo luận, qua đó làm rõ xu hướng biến thiên của lực cản khí động khi tham số hình học này thay đổi.

Kết quả nghiên cứu không chỉ góp phần bổ sung cơ sở khoa học cho việc hiểu rõ cơ chế khí động học của đạn mũi côn mà còn cung cấp các dữ liệu tham khảo hữu ích cho thiết kế và lựa chọn hình học mũi đạn trong các bài toán nghiên cứu, mô phỏng và ứng dụng thực tiễn liên quan đến đạn cỡ 7,62 mm.

2. Cơ sở lý thuyết phân tích lực cản khí động

2.1. Lực cản khí động của vật thể tròn xoay trong dòng chảy siêu âm

Đối với một vật thể tròn xoay chuyển động trong môi trường không khí nén được, ở miền siêu âm (Mach M > 1), lực cản khí động tổng cộng *Fc* được xác định theo công thức (1):

$$Fc = \frac{1}{2}\rho V C_x . S_M \quad (1)$$

Trong đó: -ρ là khối lượng riêng của dòng khí tự do; - V là vận tốc dòng chảy; - C*x* là hệ số lực cản khí động.

S_M là diện tích mặt cắt ngang lớn nhất của đạn theo phương vuông góc với véc tơ vận tốc.

Trong miền siêu âm, hệ số lực cản C_x bao gồm 3 thành phần chính:

$$C_x = C_{xp} + C_{xf} + C_{xb} \quad (2)$$

Trong đó: - C_{xp} là thành phần hệ số lực cản áp suất; - C_{xf} là thành phần hệ số lực cản ma sát bề mặt; - C_{xb} là thành phần hệ số lực cản đáy đạn.

Đối với đạn bộ binh cỡ nhỏ ở Mach 1,8 - 2,2, thành phần C_{xp} và C_{xb} chiếm tỷ trọng chủ yếu, trong khi C_{xf} thường chỉ đóng góp dưới 10 - 15 % tổng lực cản [1, 4].

2.2. Sóng xung kích và dòng chảy quanh mũi côn siêu âm

Khi dòng khí siêu âm va chạm với mũi côn có góc nửa côn θ, một sóng xung kích xiên (oblique shock) hình thành phía trước mũi. Quan hệ giữa góc sóng xung kích β, góc lệch dòng θ và số Mach dòng tự do được mô tả bởi phương trình quan hệ shock xiên [1, 5]:

$$\tan\theta = 2\cot\beta \frac{M^2 \sin^2\beta - 1}{M^2(\gamma + \cos 2\beta) + 2} \quad (3)$$

Trong đó γ là tỷ số nhiệt dung riêng của không khí.

Đối với côn tròn xoay, bài toán không còn thuần túy hai chiều mà trở thành bài toán đối xứng trục. Trong trường hợp lý tưởng (dòng không nhớt, ổn định, không dẫn nhiệt), nghiệm dòng chảy sau sóng xung kích quanh côn được xác định bởi phương trình Taylor–Maccoll [5, 6].

2.3. Phương trình Taylor–Maccoll cho dòng quanh côn

Bài toán dòng siêu âm quanh côn vô hạn được giải bằng cách xét phương trình Euler trong hệ tọa độ cầu (r, θ) với giả thiết đối xứng trục và các đại lượng dòng chảy không biến thiên theo phương vòng quanh trục đối xứng.

Sau khi biến đổi, hệ phương trình dẫn tới phương trình vi phân phi tuyến bậc hai cho thành phần vận tốc xuyên tâm $V_r(\theta)$:

$$\left(1-\frac{V_r^2}{a^2}\right)\frac{d^2V_r}{d\theta^2}+\left[\frac{2}{\tan\theta}-\frac{V_r}{a^2}\frac{dV_r}{d\theta}\right]\frac{dV_r}{d\theta}-\frac{V_r}{a^2}\left(1-\frac{V_r^2}{a^2}\right)=0 \quad (4)$$

Trong đó: - α là vận tốc âm cục bộ,

- V_r là thành phần vận tốc theo phương hướng tâm,
- θ là góc cực tính từ trục côn.

Phương trình Taylor–Maccoll được giải với điều kiện biên tại sóng xung kích và tại bề mặt côn [5, 6]:

$$V_\theta(\theta_c) = 0$$

Phương trình này cho phép xác định phân bố vận tốc và áp suất dọc theo bề mặt côn. Từ phân bố áp suất, lực cản áp suất của mũi côn có thể được tính bằng tích phân:

$$F_{Cp} = \int_{S_{nose}} (p - p_\infty)\cos\alpha\, dS \quad (5)$$

Trong đó α là góc giữa pháp tuyến bề mặt và phương dòng tự do.

2.4. Ảnh hưởng của chiều dài mũi côn

Đối với mũi côn có chiều dài L và đường kính thân D, góc nửa côn được xác định:

$$\tan\theta_c = \frac{D}{2L} \quad (6)$$

Khi L tăng: θc giảm; Cường độ sóng xung kích giảm; Áp suất đỉnh tại mũi giảm; Tích phân áp suất dọc bề mặt giảm; C_{xp} giảm.

Trong miền góc nhỏ $\theta_c < 15$, lực cản áp suất của côn xấp xỉ tỷ lệ với bình phương góc nửa côn. Điều này giải thích xu hướng giảm nhanh của C_x khi tăng chiều dài mũi.

2.5. Lực cản đáy và ảnh hưởng của phần vát côn

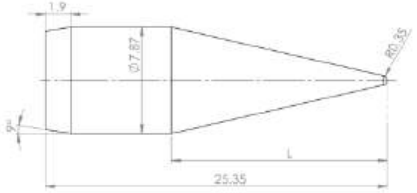
Đối với vật thể hữu hạn như đạn, dòng chảy tách ở đáy tạo vùng wake áp suất thấp. Lực cản đáy được xác định:

$$F_{cb} = (p_b - p_\infty)S_b \quad (7)$$

Trong đó: F_{cb} là lực cản đáy đạn, p_b là áp suất trung bình đáy đạn, p_∞ là áp suất dòng chảy tự do, S_b là diện tích đáy đạn. Boat - tail làm giảm diện tích đáy đạn và thay đổi quá trình thu hẹp dòng, từ đó tăng p_b và giảm C_{xb}. Trong nghiên cứu này, do cấu hình boat - tail được giữ cố định, thành phần C_{xb} gần như không đổi giữa các trường hợp, cho phép cô lập ảnh hưởng của chiều dài mũi đến C_{xb} .

3. Mô hình hình học và điều kiện khảo sát bài toán

3.1. Cấu tạo hình học của đầu đạn



Hình 1. Cấu tạo đầu đạn 7,62

Đầu đạn sử dụng để khảo sát tính toán trong bài báo dựa trên kích thước của đạn 7,62x39 có kích thước cơ bản như Hình 1. Chiều dài L của phần mũi đạn thay đổi từ L = 4 đến L = 16 mm, bước thay đổi 3 mm. Chiều dài tổng thể của đầu đạn không thay đổi và giống đầu đạn

trong trang bị, vì vậy để phần trụ đủ dài đảm bảo chuyển động ổn định của đạn trong lòng nòng và lắp ghép giữa đầu đạn với ống liều thì việc lựa chọn khoảng thay đổi của giá trị L như trên là hợp lý.

Bảng 1. Thông số hình học đầu đạn 7,62

Chiều dài đầu đạn (mm)	Đường kính thân đạn (mm)	Góc vát đáy đạn (độ)	Đường kính đáy đạn (mm)
25,35	7,87	9	7,27

Quá trình khảo sát, chỉ tham số chiều dài phần mũi đạn L thay đổi, các tham số khác được giữ nguyên nhằm cô lập ảnh hưởng của phần mũi.

Chiều dài mũi côn L được lựa chọn làm tham số biến thiên với 5 giá trị trong Bảng 2

Bảng 2. Giá trị biến số khảo sát

L(mm)	4	7	10	13	16
θc(độ)	44,3	29,4	21,5	16,8	13,8

3.2. Điều kiện môi trường và vận tốc miền khảo sát

3.2.1. Điều kiện khảo sát

Khi khảo sát thực nghiệm mô phỏng CFD, nghiên cứu được thực hiện dựa trên giả thiết sau:

+ Không khí lý tưởng
+ Điều kiện tiêu chuẩn gần mực nước biển
+ Dòng chảy ổn định (steady - state).
+ Đạn không quay quanh trục (không xét spin).
+ Không xét dao động hay nhiễu động ngoài.
+ Mô hình đối xứng trục hai chiều.

Các thông số dòng khí không thay đổi với các trường hợp khảo sát và có giá trị như sau:

+ Khối lượng riêng của dòng khí: $\rho = 1{,}225$ kg/m^3
+ Áp suất dòng khí: $p_k = 101325$ Pa
+ Nhiệt độ dòng khí: T = 288°K
+ Độ nhớt động lực học của dòng khí: $\mu = 1{,}7894\times10^{-5}$ Pas
+ Tỷ số nhiệt dung : $\gamma = 1{,}4$

Các giả thiết này cho phép tập trung phân tích ảnh hưởng hình học thuần túy của mũi đạn đến hệ số lực cản.

3.2.2. Miền vận tốc khảo sát

Trong nghiên cứu này, lực cản khí động tác dụng lên đầu đạn được khảo sát trong miền vận tốc từ 610 m/s đến 730 m/s. Việc lựa chọn dải vận tốc này xuất phát từ điều kiện khai thác thực tế của đạn 7,62 mm sử dụng trong súng tiểu liên AK. Theo các thông số kỹ thuật phổ biến, vận tốc đầu nòng của đạn khoảng 715 m/s và trong quá trình bay, dưới tác dụng của lực cản không khí, vận tốc giảm xuống còn xấp xỉ 640 m/s tại cự ly 100 m là khoảng cách tác chiến đạt hiệu quả cao nhất trong thực tế sử dụng. Do đó, miền vận tốc 610 - 730 m/s bao quát toàn bộ giai đoạn chuyển động đầu quỹ đạo có ý nghĩa thực tiễn lớn nhất, đồng thời đảm bảo đạn vẫn duy trì trạng thái siêu âm. Việc giới hạn khảo sát trong khoảng vận tốc này không chỉ phản ánh sát điều kiện sử dụng thực tế mà còn giúp tối ưu hóa khối lượng tính toán, tập trung vào miền

vận tốc có ảnh hưởng quyết định đến đặc tính khí động của đầu đạn.

4. Phương pháp thực nghiệm mô phỏng CFD

4.1. Mô hình Navier–Stokes cho dòng chảy siêu âm

Dòng chảy quanh đầu đạn được mô hình hóa bằng hệ phương trình Navier–Stokes nén được ở trạng thái ổn định. Trong hệ tọa độ Descartes, các phương trình bảo toàn được viết dưới dạng [2]:

+ Phương trình liên tục

$$\frac{\partial V}{\partial T} + \nabla.(\rho\nabla) = 0 \tag{8}$$

+ Phương trình động lượng

$$\frac{\partial(\rho V)}{\partial T} + \nabla.(\rho VV) = -\nabla p + \nabla\tau \tag{9}$$

Trong đó tensor ứng suất nhớt:

$$\tau = \mu\left[\nabla V + (\nabla V)^T - \frac{2}{3}(\nabla V)\,\mathrm{I}\right] \tag{10}$$

+ Phương trình năng lượng

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla\cdot[(\rho E + p)V] = \nabla\cdot(k\nabla T) + \nabla\cdot(\tau\cdot V) \tag{11}$$

Trong đó: $E = e + \frac{V^2}{2}$; Không khí được xem là khí lý tưởng: $p=\rho RT$

4.2. Mô hình nhiễu loạn

Với số Reynolds đặc trưng vào khoảng 3×10^5– 4×10^5, dòng chảy quanh đầu đạn thuộc chế độ nhiễu loạn, trong đó ảnh hưởng của lực quán tính chiếm ưu thế so với lực nhớt. Mô hình k–ω SST (Shear Stress Transport) được lựa chọn vì:

+ Khả năng dự đoán tốt dòng chảy tách.

+ Ổn định trong dòng nén được siêu âm.

+ Độ tin cậy cao trong các bài toán khí động học vật thể tròn xoay.

Hệ phương trình mô hình k–ω SST gồm hai phương trình [7, 8]:

+ Phương trình năng lượng nhiễu loạn *k*

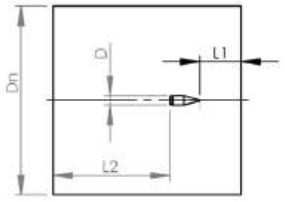
$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho kV) = P_k - \beta\rho k\omega + \nabla\cdot[(\mu + \sigma_k\mu_t)\nabla k] \tag{12}$$

+ Phương trình tần số nhiễu loạn ω:

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\omega V) = \alpha\frac{\omega}{k}P_k - \beta\rho\omega^2 + \nabla\cdot[(\mu + \sigma_\omega\mu_t)\nabla\omega] \tag{13}$$

Độ nhớt rối: $\mu_t = \frac{\rho k}{\omega}$

4.3. Thiết lập miền tính toán



Hình 2. Miền tính toán

Miền tính toán được xây dựng dưới dạng hai chiều đối xứng trục nhằm mô phỏng dòng chảy siêu âm quanh đầu đạn tròn xoay, đồng thời tối ưu thời gian tính toán so với mô hình ba chiều đầy đủ. Hình học miền tính được bố trí sao cho trục đối xứng trùng với trục hình học của đầu đạn (Hình 2).

Kích thước miền được xác định theo đường kính đặc trưng của đạn D. Khoảng cách từ mũi đạn đến biên phía trước được chọn $L_1 \geq 5D$ nhằm đảm bảo sóng xung kích xiên hình thành ổn định và không tương tác với biên vào của miền tính. Phía sau đáy đạn, miền được kéo dài với chiều dài $L_2 \geq 15DL$ để vùng wake và khu vực tách dòng phát triển đầy đủ trước khi đạt đến biên ra, qua đó tránh ảnh hưởng đến phân bố áp suất đáy và lực cản. Bán kính ngoài của miền tính được lựa chọn $D_n \geq 10D$, đảm bảo điều kiện dòng tự do được duy trì và gradient áp suất gần biên ngoài tiệm cận về không.

Việc lựa chọn kích thước miền theo bội số của đường kính đặc trưng giúp chuẩn hóa mô hình và đảm bảo tính độc lập của nghiệm đối với vị trí biên tính toán. Cách tiếp cận này phù hợp với các khuyến nghị trong mô phỏng dòng ngoài nén được trong chuyển động siêu âm, nơi cấu trúc sóng xung kích và vùng wake có thể kéo dài nhiều lần kích thước hình học của vật thể. Nhờ đó, kết quả tính toán hệ số lực cản phản ánh đúng bản chất vật lý của trường dòng quanh đầu đạn.

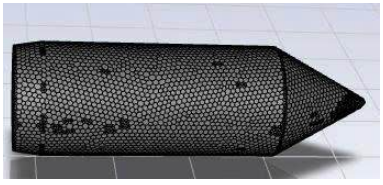
4.4. Điều kiện biên

Bài toán được mô phỏng trong hệ tọa độ đối xứng trục với giả thiết dòng chảy ổn định, nén được và siêu âm. Điều kiện biên xa được áp dụng dưới dạng Pressure Far - Field, phù hợp cho mô phỏng dòng ngoài ở vận tốc siêu âm. Các thông số dòng tự do được thiết lập tương ứng với từng trường hợp khảo sát trong miền vận tốc 610 - 730 m/s, với điều kiện khí quyển tiêu chuẩn: áp suất tĩnh 101325 Pa, nhiệt độ 288 K và khối lượng riêng 1,225 kg/m³.

Hướng dòng tự do song song với trục hình học của đầu đạn. Tại bề mặt đầu đạn áp dụng điều kiện no - slip wall, tường đoạn nhiệt (adiabatic wall), cho phép tính toán đầy đủ ứng suất cắt và trao đổi động lượng giữa dòng khí và bề mặt vật thể. Trục đối xứng được khai báo là điều kiện axis boundary, đảm bảo tính chất đối xứng trục của trường dòng. Biên ngoài miền tính được đặt đủ xa ($\geq 10D$) để bảo đảm trường dòng tại biên tiệm cận điều kiện tự do và không ảnh hưởng đến nghiệm trong vùng lân cận vật thể.

4.5. Thiết lập lưới tính toán

Lưới tính toán được xây dựng theo cấu trúc bán cấu trúc (structured kết hợp unstructured cục bộ) với mức tinh chỉnh cao tại các vùng có gradient lớn, bao gồm: đỉnh mũi, vùng shock, khu vực chuyển tiếp thân – boat - tail và vùng wake phía sau đáy.



Hình 3. Cấu trúc lưới bề mặt đầu đạn

Để mô tả chính xác lớp biên nhớt, tại bề mặt đầu đạn sử dụng inflation layer gồm khoảng 15 – 20 lớp với hệ số tăng trưởng nhỏ hơn 1,2. Giá trị y^+ tại lớp đầu tiên được kiểm soát nhỏ hơn 1 nhằm đảm bảo mô hình nhiễu loạn k–ω SST hoạt động trong vùng tích phân đầy đủ (low

- Re treatment). Tổng số phần tử lưới trong miền tính dao động từ $1,5\times10^5$ đến $3,0\times10^5$ tùy theo chiều dài mũi đạn [7, 8].

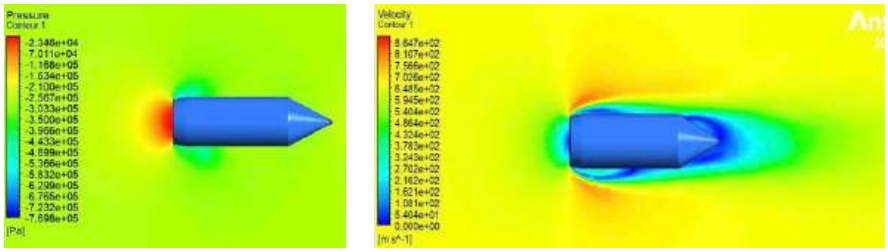
Để bảo đảm tính độc lập lưới, ba mức lưới (thô, trung bình và mịn) được khảo sát. Sai khác hệ số lực cản giữa lưới trung bình và lưới mịn nhỏ hơn 2 %, do đó lưới trung bình được lựa chọn cho tính toán chính thức nhằm cân bằng giữa độ chính xác và thời gian tính toán tính toán.

4.6. Tiêu chuẩn hội tụ

Quá trình tính toán được coi là hội tụ khi đồng thời thỏa mãn các tiêu chí về sai số dư và ổn định đại lượng lực cản khí động. Cụ thể, sai số dư chuẩn hóa (normalized residual) của phương trình liên tục và phương trình động lượng được yêu cầu nhỏ hơn 10^{-5}, phương trình năng lượng nhỏ hơn 10^{-6} nhằm đảm bảo độ chính xác của trường nhiệt và áp suất trong dòng chảy nén được. Bên cạnh tiêu chí residual, lực cản khí động tổng cộng được theo dõi liên tục trong suốt quá trình lặp. Nghiệm chỉ được chấp nhận khi giá trị lực cản đạt trạng thái ổn định, với mức dao động tương đối nhỏ hơn 0,1 % trong nhiều bước lặp liên tiếp.

5. Kết quả và thảo luận

5.1. Phân tích trường phân bố vận tốc và áp suất dòng khí quanh thân đạn



a. Trường phân bố áp suất *b. Trường phân bố vận tốc*

Hình 4. Trường phân bố vận tốc và áp suất dòng khí quanh thân đạn

Trên Hình 4 thể hiện rõ cấu trúc trường áp suất và vận tốc quanh thân đạn:

+ Vùng stagnation phía trước mũi với áp suất cao

+ Vùng gia tốc dòng khí dọc thân

+ Vùng tách dòng và wake phía sau đáy

Trường vận tốc (Hình 4b) cho thấy dòng khí tăng tốc quanh phần mũi và thân trước, sau đó giảm mạnh trong vùng wake. Vùng vận tốc thấp phía sau đáy là nguyên nhân chính tạo nên lực cản đáy (base drag), chiếm tỷ trọng đáng kể trong tổng lực cản dòng chảy siêu âm. Sự thay đổi chiều dài mũi chủ yếu ảnh hưởng đến trường áp suất phía trước và phân bố shock, trong khi cấu trúc wake phía sau ít thay đổi về mặt định tính.

5.2. Ảnh hưởng của vận tốc đến lực cản khí động

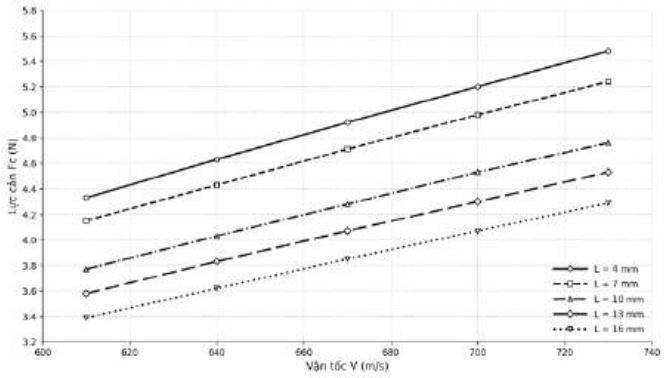
Từ Bảng 3 có thể nhận thấy rằng đối với mọi giá trị chiều dài mũi đạn, lực cản F_c tăng khi vận tốc tăng. Chẳng hạn với L = 4 mm, lực cản tăng từ 4,33 N (610 m/s) lên 5,48 N (730 m/s), tương ứng mức tăng khoảng 26,6 %. Xu hướng tương tự xuất hiện ở tất cả các loại đạn có chiều dài mũi L khác nhau.

Sự gia tăng này phù hợp với quan hệ lý thuyết:

$$F_c = \frac{1}{2}\rho V^2 C_x S \tag{14}$$

Bảng 3. Giá trị lực cản Fc theo vận tốc V và chiều dài mũi đạn L

Chiều dài mũi đạn L (mm)	Vận tốc V(m/s)				
	610	**640**	**670**	**700**	**730**
4	4.33	4.63	4.92	5.2	5.48
7	4.15	4.43	4.71	4.98	5.24
10	3.77	4.03	4.28	4.53	4.76
13	3.58	3.83	4.07	4.3	4.53
16	3.39	3.62	3.85	4.07	4.29



Hình 5. Đồ thị mối quan hệ giữa lực cản không khí F_c và vận tốc V

5.3. Ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến lực cản khí động

Tại cùng một vận tốc, lực cản giảm khi tăng chiều dài mũi đạn. Ở vận tốc 730 m/s:

+ L = 4 mm → Fc = 5,48 N

+ L = 16 mm → Fc = 4,29 N

Mức giảm đạt khoảng 21,7 %.

Xu hướng này được giải thích bởi đặc điểm dòng siêu âm quanh vật thể côn. Khi chiều dài mũi tăng, góc côn giảm, dẫn đến:

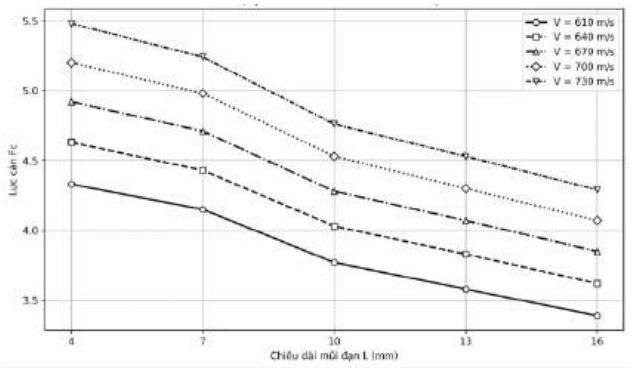
+ Sóng xung kích xiên có cường độ yếu hơn

+ Gradient áp suất tại vùng đầu giảm

+ Phân bố áp suất trên bề mặt mượt hơn

+ Thành phần lực cản áp suất (pressure drag) giảm

Hình 4 cho thấy rõ sự hình thành vùng áp suất cao phía trước mũi và vùng áp suất thấp phía sau đáy. Khi mũi đạn dài hơn, vùng nén trước mũi thu hẹp và mức chênh áp giảm, góp phần làm giảm lực cản tổng thể.



Hình 6. Đồ thị mối quan hệ giữa lực cản không khí F_c và chiều dài mũi đạn L

5.4. Phân tích sự biến thiên hệ số lực cản Cx

Bảng 4. Giá trị hệ số lực cản C_x theo vận tốc V và chiều dài mũi đạn L

Chiều dài mũi đạn L(mm)	Vận tốc V(m/s)				
	610	**640**	**670**	**700**	**730**
4	0.373	0.362	0.352	0.344	0.336
7	0.358	0.346	0.337	0.329	0.321
10	0.325	0.315	0.306	0.299	0.291
13	0.309	0.3	0.291	0.284	0.277
16	0.293	0.283	0.275	0.269	0.263

Bảng 4 cho thấy hệ số lực cản giảm đồng thời theo hai xu hướng:

+ Giảm khi tăng chiều dài mũi đạn

+ Giảm nhẹ khi tăng vận tốc

Tại V= 610 m/s, C_x giảm từ 0,373 (L = 4 mm) xuống 0,293 (L = 16 mm), tương đương mức giảm khoảng 21,4 %. Xu hướng tương tự được ghi nhận ở 730 m/s với mức giảm khoảng 21,7 %.

Sự giảm nhẹ C_x theo vận tốc có thể liên quan đến thay đổi cấu trúc sóng xung kích và sự điều chỉnh phân bố áp suất khi số Mach tăng trong miền siêu âm thấp. Điều này phù hợp với đặc điểm khí động học của đầu đạn dạng mũi côn.

6. Kết luận

Kết quả nghiên cứu cho thấy lực cản khí động tác dụng lên thân đạn phụ thuộc rõ rệt vào chiều dài mũi đạn trong miền vận tốc siêu âm khảo sát. Khi chiều dài mũi côn tăng, góc nửa côn giảm, làm suy yếu cường độ sóng xung kích phía trước mũi và giảm thành phần lực cản áp suất, từ đó làm giảm hệ số lực cản khí động. Trong khoảng L = 4 – 16 mm, lực cản giảm trung bình khoảng 20 – 22 % ở toàn bộ dải vận tốc 610 – 730 m/s.

Tuy nhiên, việc tăng chiều dài mũi đạn không thể thực hiện tùy ý do ràng buộc về ổn định chuyển động trong lòng nòng và yêu cầu giữ nguyên chiều dài tổng thể của đầu đạn để đảm bảo tính tương thích với vũ khí đang trang bị. Khi tổng chiều dài đầu đạn không thay đổi, việc tăng chiều dài mũi sẽ làm giảm chiều dài phần trụ, có thể ảnh hưởng đến điều kiện dẫn hướng và ổn định ban đầu của đạn.

Trên cơ sở cân bằng giữa yêu cầu giảm lực cản và đảm bảo ổn định chuyển động trong nòng, vùng chiều dài mũi đạn hợp lý được đề xuất là L = 10 –13 mm. Trong khoảng này, lực cản đã giảm đáng kể so với cấu hình mũi ngắn, đồng thời vẫn duy trì được chiều dài phần trụ đủ lớn để đảm bảo điều kiện làm việc ổn định và tương thích trang bị.

Trong phạm vi bài báo, nghiên cứu mới chỉ dừng lại ở việc đánh giá sự thay đổi của lực cản và hệ số lực cản khí động khi chiều dài mũi đạn thay đổi. Trên thực tế, khi chiều dài phần mũi côn thay đổi mà tổng chiều dài đầu đạn giữ nguyên, phân bố khối lượng và khối lượng toàn bộ đầu đạn cũng thay đổi theo. Sự thay đổi này có thể ảnh hưởng đến sơ tốc đầu nòng, vận tốc trên đường bay và động năng va chạm tại mục tiêu. Do đó, cần tiếp tục nghiên cứu ảnh hưởng của chiều dài mũi đạn đến các tham số động học như vận tốc theo quỹ đạo và động năng còn lại tại mục tiêu, qua đó đánh giá đầy đủ hơn hiệu quả tổng hợp về khí động – động lực học – hiệu quả tác động mục tiêu của cấu hình đầu đạn.

Tài liệu tham khảo

1. Anderson, John D, 2003. *Modern Compressible Flow with Historical Perspective, 3rd Edition*. New York, McGraw - Hill Education, tr. 315–360.
2. Anderson, John D, 2017. *Fundamentals of Aerodynamics, 6th Edition.* New York, McGraw - Hill Education, tr. 523–580.
3. Zucrow, Maurice J; Hoffman, Joe D, 1976. *Gas Dynamics, Volume I & II*. New York, John Wiley & Sons, tr. 200–275.
4. McCoy, Robert L, 1999. *Modern Exterior Ballistics: The Launch and Flight Dynamics of Symmetric Projectiles*. Atglen, PA, Schiffer Publishing Ltd, tr. 85–140.
5. Taylor, Geoffrey I; Maccoll, J. W, 1933. *"The Air Pressure on a Cone Moving at High Speeds"*. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Vol. 139, No. 838, London, Royal Society Publishing, tr. 278–297.
6. Liepmann, Hans W; Roshko, Anatol, 2001. *Elements of Gasdynamics*. Mineola, New York, Dover Publications, tr. 160–198.
7. Menter, Florian R, 1994. *"Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications".* AIAA Journal, Vol. 32, No. 8, Reston, VA, American Institute of Aeronautics and Astronautics, tr. 1598–1605.
8. Wilcox, David C, 2006. *Turbulence Modeling for CFD, 3rd Edition*. La Cañada, DCW Industries, tr. 110–175.
9. Trần Văn Định, 2005. *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*. Học viện KTQS.
10. The Hung Tran, Hoang Quan Dinh, Hoang Quan Chu, Van Quang Duong, Chung Pham and Van Minh Do, 2020. *"Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: A numerical approach"*. Journal of Mechanical Science and Technology,
11. Crowell, G. A., Sr. (1996). *The descriptive geometry of nose cones.*

A Numerical Study of the Effect of Nose Length on the Aerodynamic Drag Coefficient of a 7.62 mm Conical - Nose Bullet

***Abstract**: In external ballistics, the geometric configuration of a projectile nose is a critical parameter governing the aerodynamic drag acting on the projectile during flight. This paper presents a numerical investigation into the effect of nose length on the aerodynamic drag coefficient of a 7.62 - mm conical - nose projectile. All projectile configurations considered in this study possess identical geometric and structural parameters, differing solely in the length of the conical nose section, thereby isolating the influence of this parameter.*

Computational fluid dynamics (CFD) simulations were performed to evaluate the aerodynamic drag coefficients corresponding to various nose - length configurations within the operational velocity range. The results demonstrate a pronounced dependence of the drag coefficient on nose length and reveal a characteristic decreasing trend as the nose length increases. The findings provide quantitative insight into the role of nose geometry in supersonic projectile aerodynamics and establish a scientific basis for the aerodynamic design and optimization of small - caliber military projectiles.

Keywords: 7.62 mm projectile; conical nose; nose length; aerodynamic drag coefficient; computational fluid dynamics; external ballistics.

Đánh giá độ tin cậy gây nổ ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN bằng phương pháp lý thuyết kết hợp dữ liệu thống kê

Ngô Quang Hiếu[1], Phạm Đức Hùng [1], Bùi Xuân Sơn [1], Hoàng Hải Sơn [1], Trần Ngọc Dương[2]

[1] Học viện Kỹ thuật quân sự;[2] Trường Cao đẳng Trinh Sát, Tổng cục II

Email: ngohieu042006@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo nêu khái quát về các chỉ số độ tin cậy ngòi đạn, xây dựng biểu thức tính xác suất làm việc không hỏng (XSLVKH) bằng phương pháp lý thuyết trên cơ sở đánh giá cấu trúc lựu ngòi đạn NLĐ-01-CT-VN. Từ biểu thức nhận được thực hiện mô phỏng theo phương pháp Monte Carlo để tính XSLVKH của ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN dựa trên cấu trúc bộ phận. So sánh kết quả XSLVKH từ mô phỏng lý thuyết với kết quả XSLVKH từ dữ liệu thống kê, từ dữ liệu thống kê đối với 8014 ngòi đã sử dụng cho kết quả XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN đạt 0,998. Kết quả này bổ sung cơ sở kiểm chứng, đối chiếu nghiên cứu lý thuyết với thực tiễn góp phần trong tính toán, thiết kế nâng cao chất lượng ngòi lựu đạn hiện nay.

***Từ khóa**: Độ tin cậy gây nổ; xác suất làm việc không hỏng; phân tích SPSS; mô phỏng Monte Carlo; sơ đồ cấu trúc; công thức xác suất cổ điển.*

1. Đặt vấn đề

Ngòi đạn nói chung và ngòi lựu đạn là một hệ thống hoàn chỉnh bao gồm các phần tử chức năng có liên hệ chặt chẽ với nhau, có công dụng xác định. Xu thế phát triển trong tương lai các loại ngòi hiện đại đã tích hợp những công nghệ tiên tiến nhằm nâng cao độ tin cậy hoạt động cũng như đảm bảo hiệu quả cao nhất của ngòi đạn nhưng đồng thời kéo theo chi phí sản phẩm cũng tăng cao [1]. Ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN là loại ngòi có cấu tạo đơn giản nhưng đòi hỏi độ tin cậy hoạt động rất cao, trong hoạt động cần đáp ứng yêu cầu hạn chế tối đa các trường hợp làm việc bất thường.

Công dụng của ngòi NLĐ-01-CT-VN phụ thuộc rất nhiều vào độ tin cậy làm việc của các cơ cấu bộ phận trong ngòi, ngay từ quá trình thiết kế và sản xuất ngòi đạn đặt ra yêu cầu phần tử ngòi đạn có thể làm việc ở mức độ tin cậy cao nhất, thậm chí gần như tuyệt đối. Tuy nhiên, trên thực tế, ngòi đạn đã là một hệ thống kỹ thuật bao gồm nhiều các phần tử cấu thành, nên không thể tránh khỏi những sai số cả ngẫu nhiên lẫn hệ thống. Các yếu tố tạo nên sai số của ngòi đạn có thể kể đến: sai số gia công chế tạo các phần tử ngòi đạn, sai số chất lượng của thuốc hỏa thuật, các tác động bên ngoài không mong muốn đến ngòi đạn khi cất giữ, bảo quản sản phẩm,...

Độ tin cậy ngòi đạn được đánh giá thông qua nhiều loại chỉ số: xác suất làm việc không hỏng (XSLVKH), tần số hỏng hóc, thời gian làm việc trung bình đến hỏng hóc, thời gian làm việc giữa các lần hỏng, cường độ hỏng hóc,…Trong tính toán độ tin cậy, đặc biệt là tính toán XSLVKH có thể dùng phương pháp Monte Carlo để mô phỏng các sự kiện ngẫu nhiên nhằm lấy ngẫu nhiên độ tin cậy của từng bộ phận trong khoảng giá trị khả dĩ để xác định miền phân bố tin cậy của ngòi [2]. Từ biểu thức xác định XSLVKH, bài báo sử dụng phương pháp Monte Carlo để tính toán độ tin cậy đối với ngòi NLĐ-01-VN và so sánh kết quả lý thuyết với dữ liệu thống kê thực tế.

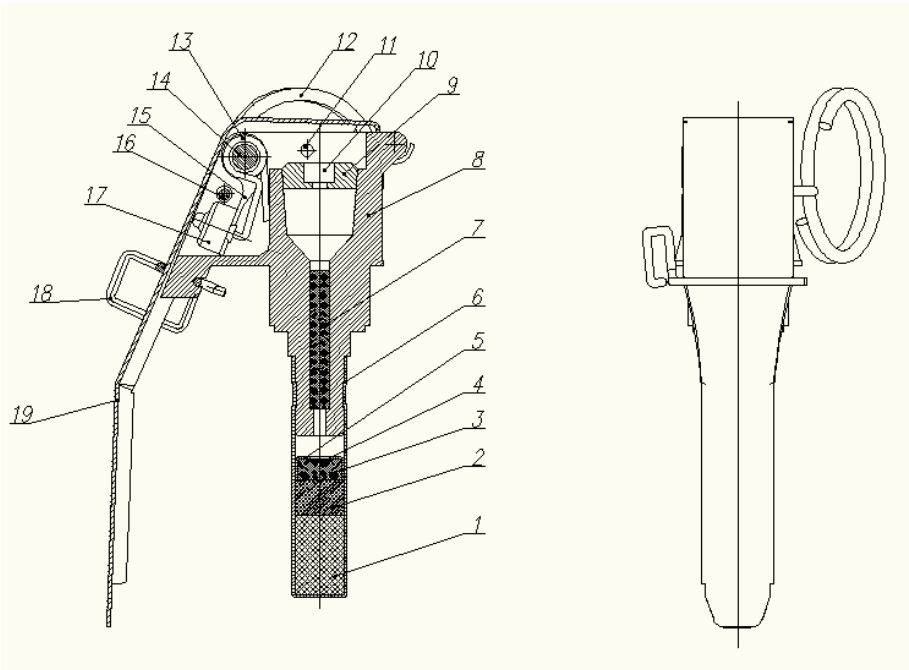


Hình 1. Ngòi NLĐ-01-CT-VN

Ngòi lựu đạn cần NLĐ-01-CT-VN dùng lắp cho lựu đạn sát thương kiểu LĐ-01 và lựu đạn huấn luyện LĐ-01 HL [3].

2. Xây dựng biểu thức tính xác suất làm việc không hỏng của ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN từ sơ đồ cấu trúc

2.1. Sơ đồ cấu trúc ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN



Hình 2. Sơ đồ chi tiết ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN

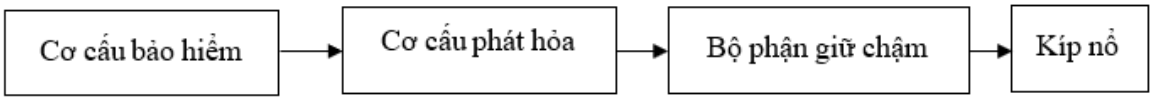
Phân tích từ sơ đồ chi tiết trên, ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN bao gồm các cơ cấu, bộ phận: Bộ phận bảo hiểm, cơ cấu chạm nổ, liều giữ chậm, kíp nổ.

Căn cứ công bố trong nghiên cứu của Dongze Qin và Xiaoyu Yang [5,6] ta sử dụng XSLVKH của các cơ cấu, bộ phận trong phạm vi dưới bảng sau:

Bảng 1. XSLVKH của một số cơ cấu bộ phận trong ngòi lựu đạn

STT	Cơ cấu, bộ phận	Ký hiệu XSLVKH	Giá trị khoảng XSLVKH
1	Bộ phận bảo hiểm	P_{BH}	0,95-0,99
2	Cơ cấu gây nổ	P_{PH}	0,95-0,99
3	Liều giữ chậm	P_{GC}	0,95783-0,9988
4	Kíp nổ	P_{KN}	0,95-0,99

Cơ chế hoạt động: Khi bộ phận bảo hiểm (P_1) được mở bảo hiểm thì cơ cấu gây nổ (P_2) làm việc tạo ra tín hiệu và truyền tới bộ phận giữ chậm (P_3). Sau 3,2 – 4,2 giây, tín hiệu được truyền tới kíp nổ (P_4), gây nổ cho lựu đạn - chức năng của ngòi được thực hiện. Sơ đồ cấu trúc của ngòi được thể hiện như sau:



Hình 3. Sơ đồ cấu trúc ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN

Như vậy giá trị XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN được tính bằng phương pháp lý thuyết thông qua biểu thức:

$$P_{lt} = P_{BH}.P_{PH}.P_{GC}.P_{KN} \quad (1)$$

2.2. Mô phỏng Monte Carlo để tính XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN

Phương pháp Monte Carlo là một kỹ thuật mô phỏng ngẫu nhiên được sử dụng phổ biến trong đánh giá độ tin cậy của hệ thống kỹ thuật. Trong trường hợp ngòi lựu đạn NLĐ-01-CT-VN, mô phỏng Monte Carlo cho phép đánh giá XSLVKH dựa trên việc lấy mẫu ngẫu nhiên trong phạm vi phân bố giá trị của từng bộ phận ngòi, từ đó xác định phân bố xác suất tổng hợp của toàn hệ thống [2].

Từ biểu thức (1) kết hợp với khoảng giá trị XSLVKH trong các nghiên cứu đã công bố, ta coi các giá trị này là biến ngẫu nhiên có phân bố đều trong các khoảng đã cho và tiến hành mô phỏng nhiều lần (chọn N = 8000 vòng để đối chiếu với số liệu thống kê thực tế xấp xỉ 8000 ngòi) để xác định phân bố và giá trị kỳ vọng của xác suất hệ thống [5,6].

2.3. Xây dựng mô hình đánh giá XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN từ phân tích số liệu thống kê thực tiễn

2.3.1. Cơ sở số liệu thống kê

Sử dụng cơ sở dữ liệu số liệu thống kê thực tiễn từ việc sử dụng 8014 ngòi NLĐ-01-CT-VN được sản xuất cùng một lô sản phẩm, kết quả trả về từ các tổ chức sử dụng (*tên tổ chức đơn vị đã được thay đổi*).

Bảng 2. Dữ liệu sử dụng ngòi NLĐ-01-CT-VN

Tên tổ chức sử dụng	f313	f309	f391	lu 369	lu 242	lu 298	lu 201	8d TT
Số lượng	2418	2196	1208	522	426	416	212	616
Tổng	8014							

2.3.2. Các giả thiết xây dựng mô hình tính

Để đề xuất xây dựng mô hình tính toán, chấp nhận sử dụng các giả thiết sau:

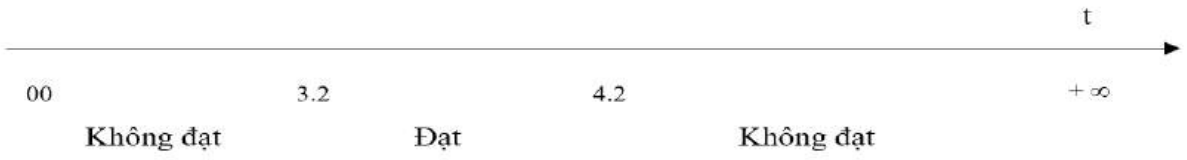
- Bỏ qua sự sai khác do điều kiện bảo quản và sử dụng ngòi tại các tổ chức, thời gian sử dụng ngòi tại các tổ chức cùng một thời điểm (bỏ qua sai khác chất lượng do thời gian lưu giữ sản phẩm)

- Giả thiết nếu chức năng của ngòi hoạt động thì chắc chắn gây nổ lựu đạn, thời gian truyền xung nổ từ kíp nổ tới thân lựu đạn coi như bằng 0 (kíp nổ hoạt động truyền tín hiệu ngay lập tức cho lựu đạn)

2.3.3. Xây dựng mô hình đánh giá XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN từ phân tích số liệu thống kê thực tiễn

Lấy số liệu thực tế từ các tổ chức sử dụng đối với 8014 sản phẩm ngòi, và sử lý bằng phần mềm SPSS để đánh giá.

Xây dựng thang đo thứ bậc (Ordinal Scale) với 2 mức: Đạt, Không đạt để xử lý số liệu ban đầu. Căn cứ quy định tại tài liệu [3] biểu đồ dưới thể hiện thời gian nổ (t) tương ứng với kết quả đánh giá:



Hình 4. Biểu đồ xác định thang đo thứ bậc đối với thời gian nổ

Xây dựng thang đo tỷ lệ để xử lý số liệu với biến thời gian nổ tương ứng như sau:

Bảng 3. Quy đổi thời gian nổ ra thang đo thứ bậc

Ký hiệu xử lý trong SPSS	Thời gian	Quy đổi ra thang đo thứ bậc
A	Thời gian nổ từ 3,2 - 4,2 giây	Đạt

Ký hiệu xử lý trong SPSS	Thời gian	Quy đổi ra thang đo thứ bậc
B	Thời gian nổ lớn hơn 4,2 giây	Không đạt
C	Không nổ (thời gian nổ tiến đến ∞)	Không đạt
D	Thời gian nhỏ hơn 3,2 giây	Không đạt - nguy hiểm

Bảng 4. Xử lý dữ liệu trong SPSS

Nhóm đánh giá	**Khoảng thời gian nổ (giây)**	**Ghi chú xử lý**	**Dữ liệu nhập (t)**
A – Đạt	$3.2 \leq t \leq 4.23$	Hợp lệ	Nhập giá trị thực tế
B – Nổ muộn	$t > 4.2$	Không đạt	Nhập giá trị thực tế
C – Không nổ	$t = \infty$ hoặc mất tín hiệu	Không đạt	Gán giá trị mặc định lớn: t = 99.9 hoặc missing
D – Nổ sớm	$t < 3.2$ giây	Không đạt - nguy hiểm	Nhập giá trị thực tế

3. Kết quả mô phỏng và tính toán

3.1. Kết quả mô phỏng XSLVKH

Bài báo sử dụng XSLVKH của liều giữ chậm trong khoảng 0,95783 - 0,9988. XSLVKH của cơ cấu bảo hiểm theo công bố tại nghiên cứu [6], cơ cấu gây nổ, và kíp nổ trong khoảng 0,95 – 0,99 như công bố tại nghiên cứu [5]. Số lượt tính toán là N = 8000 (tương ứng với mô phỏng 8000 sản phẩm)

Sử dụng phần mềm Matlab để mô phỏng Monte Carlo, thử 2 lần với N = 8000 vòng thu được giá trị trung bình của XSLVKH và phương sai, độ lệch chuẩn sau:

Lần 1:

Giá trị trung bình ($E_{[P]}$) = 0.892774

Phương sai ($Var_{[P]}$) = 4.479176e-04

Độ lệch chuẩn ($Std_{[P]}$) = 2.116406e-02

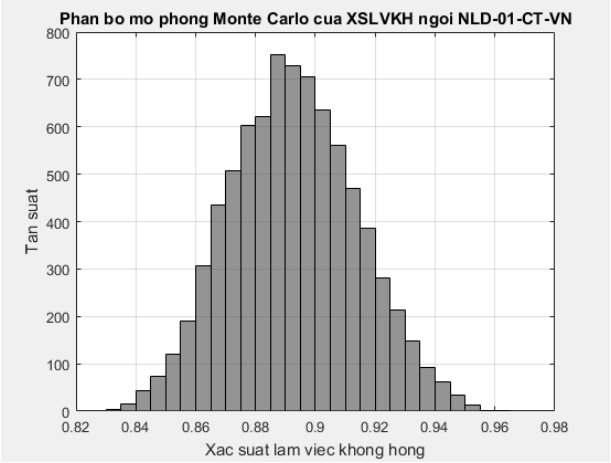
Lần 2:

Giá trị trung bình ($E_{[P]}$) = 0.892810

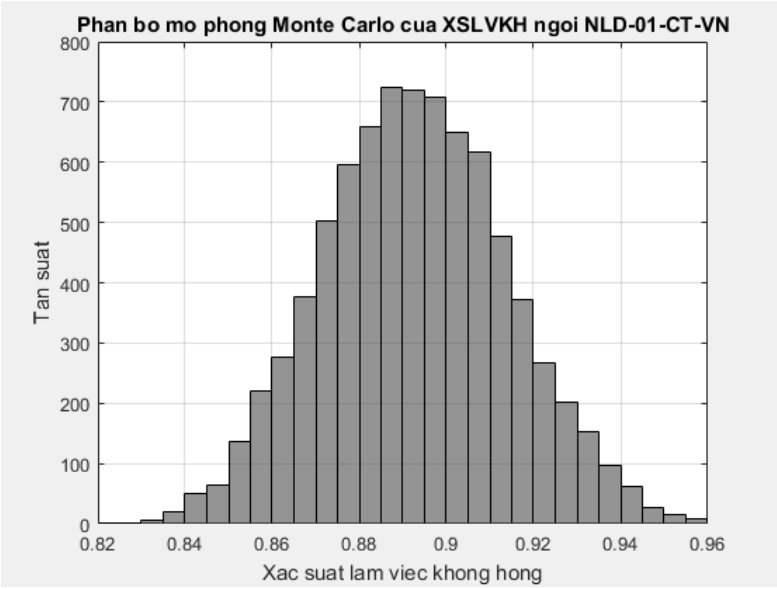
Phương sai ($Var_{[P]}$) = 4.504007e-04

Độ lệch chuẩn ($Std_{[P]}$) = 2.122265e-02

Lấy giá trị trung bình của 2 lần thử và làm tròn, ta rút ra XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT theo mô phỏng Monte Carlo là: $XSVLVKH_{MP} = E_P = 0{,}8928$



Hình 5. Biểu đồ mô phỏng Monte Carlo lần thứ nhất



Hình 6. Biểu đồ mô phỏng Monte Carlo lần thứ hai

3.2. Kết quả tính toán từ dữ liệu thống kê

Phân tích dữ liệu thống kê từ phần mềm SPSS, áp dụng công thức cổ điển của xác suất xét với trường hợp không gian mẫu là 8014 ngòi NLĐ-01-CT-VN ta tính được xác suất làm việc không hỏng của ngòi là:

$$P_{tt} = \frac{n(A)}{n(\Omega)} \tag{2}$$

Với $n(A)$ là số kết quả của phép thử thuận lợi cho biến cố A, $n(\Omega)$ là số phần tử của không gian mẫu $n(\Omega)$.

Tổng hợp số liệu thống kê, xác định XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN dựa trên công thức cổ điển của xác suất bằng $XSVLVKH_{TK} = \frac{n(A)}{n(\Omega)} = \frac{7999}{8014} = 0,998$.

Với $n(A)$ là số lượng ngòi gây nổ tin cậy, $n(\Omega)$ là số lượng ngòi sử dụng thực tế.

4. Kết luận

Từ kết quả tính toán XSLVKH của ngòi NLĐ-01-CT-VN từ dữ liệu thống kê khá cao điều này đạt được do ngòi có cấu trúc khá đơn giản, ít bộ phận, từ số liệu thực tế cũng không xảy ra trường hợp ngòi nổ sớm gây mất an toàn.

Việc xây dựng thang đo thứ bậc để đánh giá XSLVKH xác định được ngoài việc xác định 2 tiêu chí thông thường là: đạt, không đạt còn xác định thêm tiêu chí không đạt – nguy hiểm phù hợp với thực tế với quá sử dụng ngòi NLĐ-01-CT-VN với tiêu chuẩn cao về độ an toàn trong sử dụng.

XSLVKH thông qua mô phỏng Montel Carlo qua tính toán đạt thấp hơn do số liệu tính toán XSLVKH của một số chi tiết bộ phận tham khảo theo các nghiên cứu hiện có thể chưa sát với ngòi NLĐ-01-CT-VN do Việt Nam sản xuất (do khả năng độ tin cậy làm việc ngòi do Việt Nam sản xuất đã được nâng cao).

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng, (2009). *Độ tin cậy ngòi đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

2. Bùi Xuân Sơn, Phạm Đức Hùng, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường, Đỗ Văn Giôn, Lê Xuân Cường, (2022). *Đánh giá độ tin cậy phát hoả của ngòi lựu đạn thông qua sơ đồ cấu trúc*. Tạp chí Cơ khí Việt Nam.

3. Nhà máy Z129, (2021). *Lý lịch sản phẩm Ngòi Lựu đạn cần NLĐ-01-CT (Lô: 06-31-29)*. Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng.

4. Bộ Quốc phòng, (2013). *Thông tư quy định về kho đạn dược lực quân đội nhân dân Việt Nam*. Số 12/2013/TT-BQP.

5. Dongze Qin, Ningjun Fan, (2012). *Analyse of the sub-munitions fuze reliability*. Applied Mechanics and Materials, Vol. 203.

6. Xiaoyu Yang, Yuquan Wen, Haiping Dong, Quhai Liang, Bin Qin, Xiaojian Yi, (2016). *Bayesian reliability assessment for high-value pyrotechnics systems based on inheritance factor*. 11th International Conference on Reliability, Maintainability and Safety.

Evaluation of the Ignition Reliability of the NLĐ-01-CT-VN Grenade Fuze Using a Theoretical Approach Combined with Statistical Data

Abstract: *This paper presents an overview of reliability indices for grenade fuzes and establishes a theoretical expression for the probability of failure-free operation (PFFO) based on an assessment of the structural configuration of the NLĐ-01-CT-VN grenade fuze assembly. The derived formulation is subsequently implemented through Monte Carlo simulation to estimate the PFFO of the NLĐ-01-CT-VN fuze according to its component-level structural scheme.*

The theoretical simulation results are evaluated through comparison with statistical data obtained from 8,014 fuzes deployed under actual operational conditions. The comparison indicates that the PFFO of the NLĐ-01-CT-VN fuze reaches 0.998.

These findings provide an additional basis for validating theoretical reliability models against empirical performance data, thereby contributing to the analytical calculation, structural optimization, and quality enhancement of contemporary grenade fuze designs.

Keywords: ignition reliability; probability of failure-free operation; SPSS analysis; Monte Carlo simulation; structural reliability diagram; classical probability formulation.

Nghiên cứu ảnh hưởng của kết cấu đĩa tạo hình và liều thuốc nổ đến vận tốc đạn nổ tạo hình bằng mô phỏng số kết hợp với mạng nơ-ron nhân tạo

Phạm Hồng Quân[1], Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Đình Hùng [1], Ngô Quang Hiếu[1]*, Nguyễn Văn Hường[1], Đặng Đình Tuấn[1], Hoàng Minh Đức[2], Trần Ngọc Dương[3]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[2]*Trường CĐ KTQS 1,*

[3]*Trường CĐ Trinh Sát, Tổng cục II*

[*]*Email: ngohieu042006@gmail.com*

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp xác định vận tốc phần tử xuyên (PTX) của đạn nổ tạo hình (EFP) thông qua thay đổi các tham số kết cấu đĩa và liều thuốc nổ. Nghiên cứu thực hiện mô phỏng số 40 trường hợp trên phần mềm Ansys Autodyn để khảo sát ảnh hưởng của các tỷ lệ hình học: chiều cao đĩa (h/d), bề dày đỉnh đĩa (δ_1/d), bề dày mép đĩa (δ_2/d) và chiều dài khối thuốc (l/d). Dựa trên bộ dữ liệu này, một mạng nơ-ron nhân tạo (ANN) với 6 nơ-ron lớp ẩn được huấn luyện bằng thuật toán Bayesian Regularization . Kết quả đạt được hệ số xác định $R^2 = 0,9889$ với sai số trung bình khoảng 1 %. Việc ứng dụng mạng nơ-ron nhân tạo kết hợp với mô phỏng số đã xác định rõ ảnh hưởng của kết cấu đĩa tạo hình và liều thuốc nổ đến vận tốc đạn nổ tạo hình, cung cấp khả năng dự báo nhanh các phương án thiết kế hỗ trợ lựa chọn tham số kết cấu tối ưu mà không cần thực hiện lặp lại các tính toán mô phỏng phức tạp.

***Từ khóa**: Đạn nổ tạo hình; mạng nơ-ron nhân tạo; mô phỏng số, Ansys Autodyn.*

1. Đặt vấn đề

Sự tiến hóa của các phương tiện chiến đấu bọc thép đòi hỏi các hệ thống vũ khí xuyên phá phải không ngừng cải thiện về cả vận tốc và uy lực ở khoảng cách xa. Trong đó, đạn nổ tạo hình (EFP) nổi lên như một giải pháp ưu việt nhờ khả năng chuyển hóa năng lượng nổ để tự rèn đĩa kim loại thành một phần tử xuyên (PTX) có dạng khí động học bền vững [1, 2]. Quá trình này là một bài toán động lực học cực kỳ phức tạp, nơi bề dày đĩa tạo hình (thường chiếm 0,01 ÷ 0,04 đường kính đạn) đóng vai trò điều phối sự hội tụ khối lượng dưới tác động của sóng kích nổ [1].

Các nghiên cứu thực nghiệm và mô phỏng đã chỉ ra rằng hiệu suất của EFP không chỉ phụ thuộc vào loại thuốc nổ mà còn bị giới hạn bởi đặc trưng năng lượng của khối thuốc; việc gia tăng chiều dài liều nổ vượt quá một ngưỡng nhất định sẽ không mang lại sự tăng trưởng vận tốc tương ứng [1, 3]. Để tối ưu hóa quá trình hình thành PTX, các nhà thiết kế đặc biệt quan tâm đến cấu tạo đĩa có bề dày biến thiên (δ_1/d). Trong đó, bề dày đỉnh đĩa được xác định là tham số trọng yếu, ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng xuyên phá và độ ổn định của PTX khi va chạm mục tiêu [4]. Các yếu tố bổ trợ như việc sử dụng vật liệu đồng CU-OFHC thay cho thép [5], hay việc hiệu chỉnh tỷ lệ chiều cao đĩa (h/d) [6] và bán kính cong của đĩa [7] đều hướng tới mục tiêu tạo ra một PTX có hình dạng tối ưu nhất. Những tác động này không chỉ dừng lại ở giai đoạn hình thành mà còn quyết định đến phản ứng động học của mục tiêu khi chịu tác động bởi tốc độ cao và áp suất lớn [8].

Mặc dù các công cụ mô phỏng số hiện đại như Ansys Autodyn [10] cho phép quan sát chi tiết quá trình này với độ chính xác cao, nhưng chi phí tính toán và thời gian xử lý cho các bài toán khảo sát đa tham số vẫn là một thách thức lớn. Nhằm vượt qua rào cản này, việc tích hợp các thuật toán học máy [9], tiêu biểu là mạng nơ-ron nhân tạo (ANN), vào quy trình thiết kế đang trở

thành một hướng đi đột phá. Bài báo này tập trung xây dựng mô hình ANN để thiết lập mối liên hệ giữa kết cấu đĩa Variable Thickness (phối hợp giữa Top Thickness và Edge Thickness) với vận tốc PTX. Cách tiếp cận này không chỉ giúp dự báo nhanh các kịch bản thiết kế mà còn tạo ra công cụ tối ưu hóa hiệu quả, đáp ứng yêu cầu cấp thiết về rút ngắn chu kỳ nghiên cứu và chế tạo các loại đạn nổ tạo hình hiện đại.

2. Xây dựng bài toán mô phỏng số và thiết kế mạng nơ-ron nhân tạo

2.1. Xây dựng bài toán mô phỏng số

Sử dụng lý thuyết cơ học môi trường liên tục để xây dựng hệ phương trình vi phân, điều kiện ban đầu và điều kiện biên để giải bài toán. Mô hình bài toán sử dụng lưới dạng Euler cho đĩa tạo hình, thuốc nổ, thuốc nổ mồi thân vỏ, và không khí. Xây dựng mô hình hình học (chọn kiểu phần tử, kích thước lưới, tạo mô hình hình học, gán vật liệu, đặt điểm Gausges…) được thực hiện trong môi trường Ansys Autodyn-2D [9].

Khi mô phỏng, thuốc nổ ban đầu được xem là chất đàn hồi dẻo lý tưởng tuân theo quy luật chảy Mises, sau khi nổ sẽ biến thành chất khí và được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL. Theo phương trình trạng thái này, áp suất sản phẩm nổ p là hàm của thể tích tương đối V và nội năng riêng E [1, 4]:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_1V} + \frac{\omega E}{V} \qquad (1)$$

Trong đó: ω, A, B, R_1, R_2 là các hằng số thực nghiệm.

Thân vỏ phần chiến đấu được chế tạo bằng nhựa Polyethyl, khi chịu tải trọng nổ vật liệu bị biến dạng lớn thể tích và hình dạng. Vì vậy, sử dụng phương trình trạng thái Shock để mô tả [1, 4, 10].

Đĩa tạo hình được chế tạo bằng đồng CU-OFHC, tính chất vật liệu đĩa tạo hình được mô tả bằng mô hình bền Jonhson-Cook :

$$\sigma_y = \left(A + B\bar{\varepsilon}^{p^n}\right)\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left[1-\left(\frac{T-T_0}{T_{nc}-T_0}\right)^m\right]. \qquad (2)$$

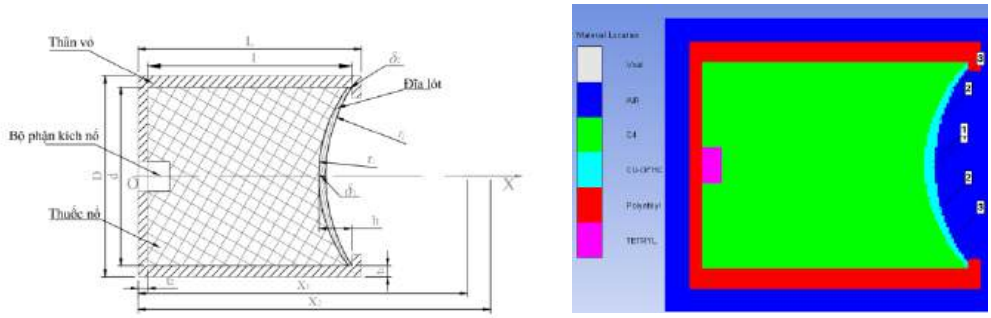
Trong đó σ_y - Ứng suất chảy động; *A, B, C, n* và *m* là các hằng số của vật liệu được xác định qua thực nghiệm,; $\bar{\varepsilon}^p$ - biến dạng dẻo hiệu quả; $\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0}$ - tốc độ biến dạng dẻo hiệu quả khi $\dot{\varepsilon}^* = 1s^{-1}$; T - nhiệt độ tức thời; T_0 – nhiệt độ ban đầu; T_{nc} - nhiệt độ nóng chảy của vật liệu.

Tính chất của không khí bao quanh Phần chiến đấu (PCĐ) được mô tả bằng phương trình trạng thái:

$$p = (\gamma - 1)\frac{\rho}{\rho_o}E \qquad (3)$$

Trong đó γ = 1,4; ρ_0 = 1,225 kg/m^3, E =2,5.10^5 J/m^3 [4, 10].

Thân vỏ có dạng hình trụ, có đường kính ngoài D, chiều dài L, bề dày trụ t_1, bề dày phần đáy t_2 được lựa chọn từ vật liệu Polyethyl trong thư viện vật liệu. Khối thuốc nổ C4 có dạng hình trụ, đường kính *d*, chiều cao *l*. Đĩa lót bằng đồng CU-OFHC, dạng bán cầu, có chiều cao *h* và đường kính *d*, các bán kính ngoài và trong lần lượt là R_1, R_2, có bề dày tại đỉnh δ_1; bề dày tại phần miệng δ_2, tâm bán cầu nằm trên trục đối xứng OX của phần chiến đấu.



Hình 1. Mô hình phần PCĐ nổ tạo hình và mô phỏng trong Ansys Autodyn

Để xác định các tham số kết cấu cho đối tượng nghiên cứu, chọn cố định giá trị đường kính khối thuốc d = 45,2 mm từ đó xác định sơ bộ các số tham số đầu vào. Căn cứ vào [3, 4, 6], để khảo sát lựa bài báo lựa chọn sơ bộ các tham số:

- Tỷ lệ chiều cao của đĩa tạo hình so với đường kính khối thuốc h/d lần lượt là: 0,15; 0,2; 0,25; 0,3.

- Tỷ lệ chiều dày của tại đỉnh phễu so với đường kính khối thuốc δ_1/d lần lượt là: 0,022; 0,044; 0,066; 0,088;

- Tỷ lệ chiều dày miệng phễu so với đường kính khối thuốc δ_2/d lần lượt là: 0,011; 0,022; 0,033; 0,044;

- Tỷ lệ chiều dài khối thuốc so với đường kính khối thuốc l/d lần lượt là: 1,1; 1,2; 1,3; 1,4.

Từ các tỷ lệ trên lựa chọn 40 trường hợp để mô phỏng bằng Ansys Autodyn làm dữ liệu cho mạng nơ-ron nhân tạo.

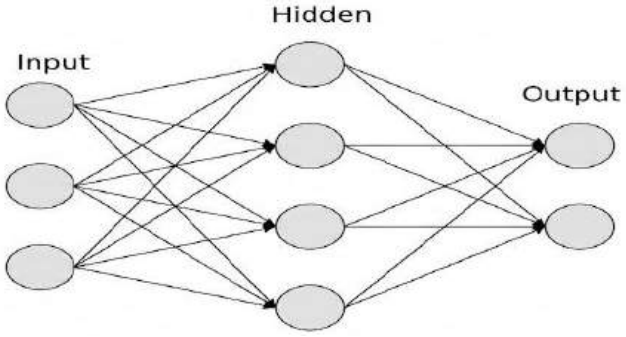
Bảng 1. Bộ tham số kết cấu của 40 trường hợp mô phỏng

Trường hợp	***h/d***	***δ₁/d***	***δ₂/d***	***l/d***	**Trường hợp**	***h/d***	***δ₁/d***	***δ₂/d***	***l/d***
1	0.15	0.044	0.011	1.1	21	0.3	0.044	0.033	1.3
2	0.2	0.044	0.022	1.2	22	0.25	0.044	0.033	1.3
3	0.25	0.088	0.022	1.1	23	0.3	0.022	0.022	1.3
4	0.3	0.088	0.033	1.2	24	0.2	0.044	0.022	1.1
5	0.15	0.066	0.044	1.3	25	0.2	0.022	0.011	1.3
6	0.25	0.022	0.011	1.4	26	0.3	0.044	0.044	1.4
7	0.2	0.088	0.033	1.3	27	0.15	0.022	0.033	1.4
8	0.25	0.088	0.033	1.4	28	0.15	0.088	0.022	1.3
9	0.2	0.066	0.044	1.2	29	0.15	0.088	0.022	1.4
10	0.15	0.088	0.011	1.2	30	0.3	0.088	0.044	1.1
11	0.25	0.044	0.044	1.2	31	0.3	0.022	0.011	1.2
12	0.15	0.044	0.044	1.4	32	0.25	0.088	0.044	1.3
13	0.25	0.066	0.022	1.2	33	0.3	0.066	0.022	1.4
14	0.3	0.066	0.033	1.1	34	0.25	0.022	0.044	1.2
15	0.15	0.022	0.044	1.1	35	0.3	0.044	0.011	1.1
16	0.25	0.066	0.011	1.3	36	0.2	0.022	0.033	1.1
17	0.2	0.088	0.011	1.4	37	0.15	0.022	0.022	1.2
18	0.25	0.066	0.022	1.1	38	0.2	0.044	0.011	1.4

Trường hợp	*h/d*	*δ_1/d*	*δ_2/d*	*l/d*	Trường hợp	*h/d*	*δ_1/d*	*δ_2/d*	*l/d*
19	0.2	0.022	0.044	1.1	39	0.3	0.066	0.011	1.3
20	0.2	0.066	0.033	1.4	40	0.15	0.066	0.033	1.2

2.2. Xây dựng mạng nơ-ron nhân tạo dự báo vận tốc PTX

Trong bài toán nghiên cứu đạn nổ tạo hình (EFP), việc xác định vận tốc phần tử xuyên (PTX) thông qua mô phỏng số trên phần mềm Ansys Autodyn đòi hỏi chi phí tính toán lớn và thời gian xử lý dài cho mỗi kịch bản biến đổi hình học. Để giải quyết vấn đề này, mạng nơ-ron nhân tạo (ANN) được xây dựng như một mô hình xấp xỉ hàm số (Function Approximation), cho phép thiết lập mối liên hệ phi tuyến phức tạp giữa các thông số kết cấu đầu vào và đặc tính động học của PTX.



Hình 2. Sơ đồ mạng nơ-ron nhân tạo dự báo vận tốc PTX

Cấu trúc và thông số mạng:

Mô hình ANN được thiết lập theo cấu trúc mạng lan truyền ngược đa lớp (Multilayer Feedforward Network). Cấu trúc chi tiết bao gồm:

- *Lớp đầu vào (Input Layer):* Gồm 4 tham số tương ứng với các tham số hình học quan trọng nhất đã được khảo sát: tỷ lệ chiều cao đĩa (h/d), tỷ lệ bề dày đỉnh đĩa (Top Thickness - δ_1/d), tỷ lệ bề dày mép đĩa (Edge Thickness - δ_2/d) và tỷ lệ chiều dài khối thuốc (l/d).
- *Lớp ẩn (Hidden Layer):* Sau quá trình thử nghiệm và tối ưu, số lượng nơ-ron lớp ẩn được xác định là 6. Việc giảm số lượng nơ-ron từ các mô hình quy mô lớn xuống mức 6 là cực kỳ quan trọng đối với tập dữ liệu gồm 40 mẫu, giúp mô hình duy trì khả năng tổng quát hóa (Generalization) và ngăn chặn hiện tượng "quá khớp" (Overfitting) – tình trạng mạng chỉ ghi nhớ dữ liệu huấn luyện mà không thể dự báo chính xác các trường hợp mới [10].
- *Lớp đầu ra (Output Layer):* Gồm 1 tham số biểu diễn giá trị vận tốc cuối cùng của PTX (V) tại thời điểm hội tụ (0.3 ms).

Thuật toán và hàm kích hoạt: Để mô hình hóa các hiện tượng vật lý có độ phi tuyến cao như quá trình nổ tạo hình, hàm kích hoạt Tangent Sigmoid (Tansig) được sử dụng cho lớp ẩn, kết hợp với hàm tuyến tính (purelin) cho lớp đầu ra. Thuật toán huấn luyện được lựa chọn là Bayesian Regularization (trainbr). Đây là thuật toán mạnh mẽ nhất cho các tập dữ liệu nhỏ trong kỹ thuật quân sự, vì nó tự động tối ưu hóa trọng số và độ chệch để giảm thiểu sai số bình phương trung bình, đồng thời tăng cường độ tin cậy của mô hình khi kiểm tra độc lập [11].

2.3. Chỉ số đánh giá hiệu suất R^2

Để đánh giá mức độ chính xác và khả năng dự báo của mô hình ANN, nghiên cứu sử dụng hệ số xác định R^2 (Coefficient of Determination). Đây là chỉ số thống kê đo lường tỷ lệ phần trăm sự biến đổi của biến phụ thuộc có thể giải thích được bằng các biến độc lập trong mô hình. Theo lý

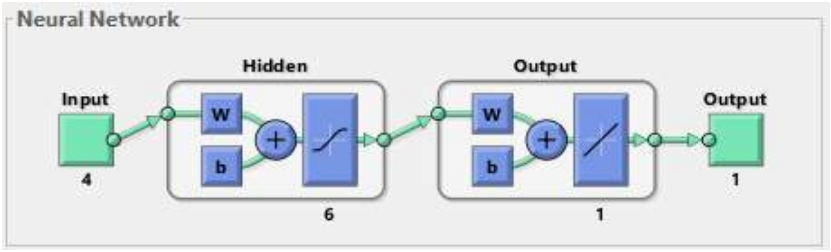
thuyết thống kê, R^2 được xác định thông qua tỷ lệ giữa tổng bình phương các sai số dư (SS_d) và tổng bình phương độ lệch toàn bộ (SS_t):

$$R^2 = 1 - \frac{SS_d}{SS_t} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n}(y_i - y)^2}{\sum_{i=1}^{n}(y_i - y^*)^2} \quad (4)$$

Trong đó:

- n: Số lượng mẫu dữ liệu khảo sát.
- y_i: Giá trị vận tốc PTX từ mô phỏng số Ansys Autodyn.
- y: Giá trị vận tốc PTX do mạng ANN dự báo.
- y^*: Giá trị vận tốc trung bình của tập dữ liệu mô phỏng.

Giá trị R^2 nằm trong khoảng [0, 1], trong đó R^2 tiến gần đến 1 biểu thị mô hình dự báo cực kỳ chính xác và có độ tin cậy cao.



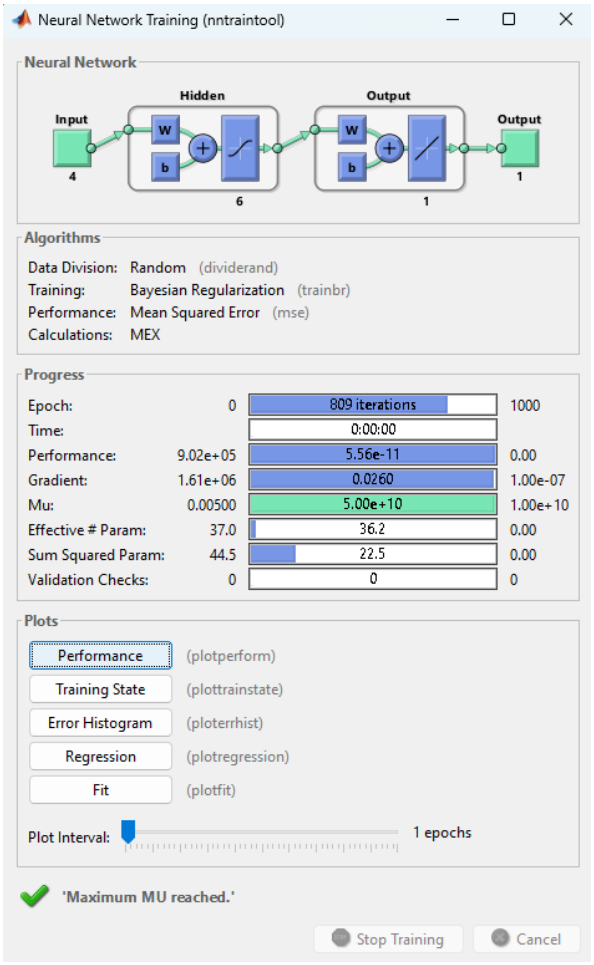
Hình 3. Mô hình mạng nơ-ron nhân tạo được xây dựng với 6 nơ-ron

3. Kết quả mô phỏng và tính toán

Tiến hành mô phỏng trên phần mềm Ansys Autodyn đối với 40 trường hợp với các tham số kết cấu khác nhau của đĩa tạo hình và liều thuốc nổ, chọn mốc thời gian 0.3 ms để thu thập vận tốc PTX của cả 40 trường hợp. Kết quả xác định vận tốc của PTX nhận được thể hiện ở bảng dưới.

Bảng 2. Vận tốc của PTX tại thời điểm 0.3 m/s

Trường hợp	Vận tốc (m/s)	Trường hợp	Vận tốc (m/s)	Trường hợp	Vận tốc (m/s)	Trường hợp	Vận tốc (m/s)
1	2108	11	1795	21	1805	31	2740
2	2003	12	2032	22	1893	32	1160
3	1201	13	1469	23	2819	33	1429
4	1111	14	1293	24	1956	34	2844
5	1548	15	1855	25	3017	35	1785
6	3003	16	1560	26	1804	36	2820
7	1276	17	1398	27	3055	37	2946
8	1225	18	1437	28	1396	38	2142
9	1453	19	2859	29	1413	39	1432
10	1429	20	1561	30	1051	40	1572

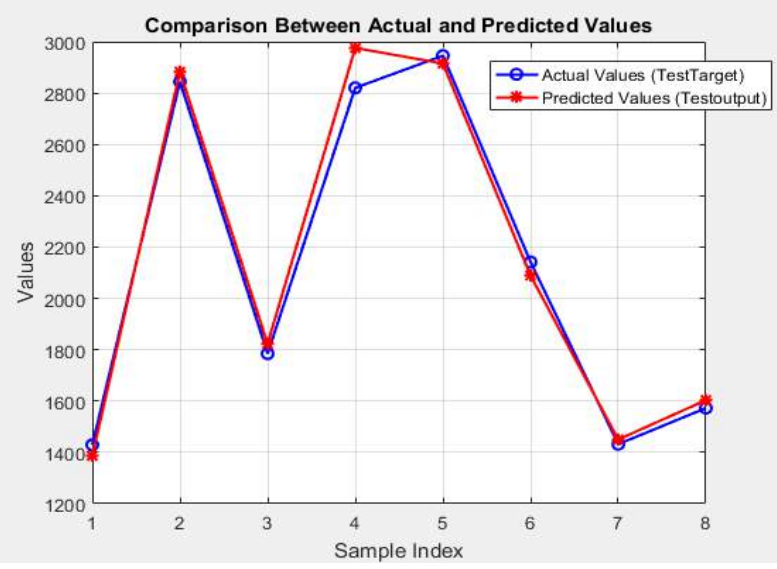


Hình 4. Mạng nơ-ron nhân tạo với 6 nơ-ron tham gia vào 809 vòng huấn luyện

3.1. Kết quả huấn luyện và hội tụ

Dữ liệu huấn luyện bao gồm 40 trường hợp mô phỏng số trên cấu tạo đĩa Variable Thickness. Tập dữ liệu được phân chia theo tỷ lệ 80 % (32 mẫu) dùng cho huấn luyện và 20 % (8 mẫu) dùng để kiểm tra độc lập từ trường hợp 33 đến 40.

Sau 809 vòng lặp huấn luyện, mô hình đạt hệ số xác định $R^2 = 0.9889$. Kết quả này cho thấy sự tương quan chặt chẽ giữa dự báo của ANN và giá trị mô phỏng thực tế, với sai số phần trăm trung bình chỉ xấp xỉ 1 %.



Hình 5. Đồ thị tương quan giá trị vận tốc của các trường hợp dự báo và mẫu kiểm tra

3.2. So sánh kết quả dự báo ANN với mô phỏng số

Để đánh giá độ tin cậy của mạng nơ-ron nhân tạo trong việc dự báo vận tốc phần tử xuyên, Bảng 3 thực hiện so sánh đối chiếu kết quả dự báo với dữ liệu mô phỏng số tại các trường hợp khảo sát cụ thể.

Bảng 3. So sánh kết quả dự báo của mạng ANN với kết quả mô phỏng số

TH	h/d	δ1/d	δ2/d	l/d	Vận tốc Mô phỏng (m/s)	Vận tốc Dự báo ANN (m/s)	Sai số (%)
6	0.25	0.022	0.011	1.4	3003	3002.9	0,003 %
22	0.25	0.044	0.044	1.2	1893	1854	2,06 %
33	0.3	0.066	0.022	1.4	1429	1386.9	2,94 %
40	0.15	0.066	0.033	1.2	1572	1603.4	1,99 %

Kết quả đối chiếu cho thấy sự tương quan rất chặt chẽ giữa giá trị vận tốc phần tử xuyên thu được từ mô phỏng số và giá trị dự báo bởi mạng nơ-ron nhân tạo. Sai số tuyệt đối trong các trường hợp kiểm tra dao động trong khoảng từ 0,003 % đến 2,94 %, phản ánh độ tin cậy cao của mô hình trong việc mô phỏng các hiện tượng động lực học nổ phức tạp.

Khả năng dự báo chính xác các phương án thiết kế điển hình tại Bảng 3 cho phép khẳng định mạng nơ-ron nhân tạo hoàn toàn có thể thay thế các phép tính mô phỏng lặp lại trên phần mềm Autodyn. Điều này hỗ trợ cho việc thiết kế, khảo sát nhanh và lựa chọn bộ thông số kết cấu tối ưu cho phần chiến đấu mà không cần tiêu tốn nhiều thời gian và tài nguyên tính toán.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã hoàn thành việc khảo sát định lượng ảnh hưởng của các tham số kết cấu đĩa tạo hình và liều thuốc nổ đến vận tốc của phần tử xuyên (PTX) bằng phương pháp mô phỏng số kết hợp với mạng nơ-ron nhân tạo. Trên cơ sở các kết quả thu được, nghiên cứu rút ra các kết luận chính sau đây:

Mô hình mạng nơ-ron nhân tạo với cấu trúc 6 nơ-ron lớp ẩn, được huấn luyện bằng thuật toán Bayesian Regularization và hàm kích hoạt Tansig, đạt độ tin cậy rất cao với hệ số xác định $R^2 = 0.9889$. Sai số phần trăm trung bình của mô hình dự báo so với dữ liệu mô phỏng số chỉ xấp xỉ 1 %, khẳng định năng lực xấp xỉ hàm số chính xác đối với bài toán động lực học nổ phức tạp. Việc ứng dụng mạng nơ-ron nhân tạo cung cấp một công cụ dự báo nhanh chóng, cho phép thay thế hiệu quả các bước tính toán lặp lại trên phần mềm mô phỏng số Ansys Autodyn. Điều này không chỉ giúp rút ngắn đáng kể thời gian khảo sát đa tham số mà còn hỗ trợ đắc lực cho việc lựa chọn phương án kết cấu tối ưu trong quá trình thiết kế chế tạo. Các kết quả dự báo thu được hoàn toàn phù hợp với quy luật vật lý và khoảng giá trị của các nghiên cứu thực nghiệm đã công bố, tạo tiền đề tin cậy để mở rộng ứng dụng dự báo các tham số uy lực khác của đạn nổ tạo hình trong các nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Орленко Л. (2004). *Физака взрыва*. ФИЗМАТЛИТ. Изд. 3-е, испр. И 2 т. Т.2

2. Wu, J.Liu, and Y.Du. (2007). *Experimental and numerical study on the flight and penetration properties of explosively formed projectile.* International journal of impact engineering. 34(7), pp. 1147-1162.

3. Pham, H. Q., Do, V. M., & Tran, D. T. (2026). *Experimental and numerical study on the influence of explosive charge length on the performance of explosively formed projectiles.* Vietnam Journal of Science, Technology and Engineering.
4. Quan, P. H., Minh, D. V., & Thanh, T. D. (2025). *Numerical and experimental investigation of liner top thickness on the formation and penetration performance of explosively formed projectiles*. Vietnam Journal of Mechanics.
5. Do Quoc Vi, Nguyen Trang Minh (2023), *Effects of the liner materials on penetration capability of explosively formed projectiles*. Journal of Military Science and Technology. *86*, pp. 44-50.
6. Quan, P. H., Do, V. M., & Nguyen, D. D. (2025). *Experimental and Numerical Study on the Influence of Liner Height on Explosively Formed Projectiles*. Advances in Military Technology, 20(1), 55-68.
7. Đỗ Văn Minh, Trần Đình Thành, Phạm Hồng Quân, Phạm Thành Vinh (2023), *Khảo sát ảnh hưởng của bán kính cong đĩa tạo hình đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình*. Chuyên san Bảo đảm Kỹ thuật quân sự/Tạp chí KH&KT, pp. 51-60.
8. J.Liu. (2017). *The influence of liner material on the dynamic response of the finite steel target subjected to high velocity impact by explosively formed projectile.* International journal of impact engineering. *109*, pp. 264-275.
9. ANSYS Autodyn User's Manual (2021). ANSYS Inc.
10. Beale M.H., Hagan M.T. and Demuth H.B. (2012), *Neural Network Toolbox™ User's Guide*, The Math Works, Inc.
11. Foresee, F. D., & Hagan, M. T. (1997), *Gauss-Newton approximation to Bayesian learning*, Proceedings of the 1997 International Joint Conference on Neural Networks (IJCNN).

Study on the Influence of Liner Structure and Explosive Charge Length on the Velocity of Explosively Formed Projectile by Numerical Simulation Combined with Artificial Neural Networks

Abstract: *The paper presents a method for determining the velocity of the explosively formed projectile (EFP) by varying the liner structure and explosive charge parameters. The study conducted numerical simulations for 40 cases using Ansys Autodyn software to investigate the influence of geometric ratios, including the liner height (h/d), top thickness (δ_1/d), edge thickness (δ_2/d), and explosive charge length (l/d). Based on this dataset, an artificial neural network (ANN) with 6 hidden neurons was trained using the Bayesian Regularization algorithm. The results achieved a coefficient of determination (R^2) of 0.9889 with an average error of approximately 1 %. The application of ANN combined with numerical simulation has effectively determined the influence of the liner structure and explosive charge on EFP velocity, providing a rapid prediction tool for design alternatives and supporting the selection of optimal structural parameters without the need for repetitive and complex simulation calculations.*

Keywords: Explosively Formed Projectile (EFP); Artificial Neural Networks; Numerical Simulation; Ansys Autodyn.

Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến mục tiêu kiểu bán dẫn trong ngòi đạn

Ngô Văn Sơn[1*], PGS.TS Phạm Đức Hùng, TS Bùi Xuân Sơn

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

[*]*Email: ngosysonnd1989@gmail.com*

Tóm tắt

Bài báo phân tích và đánh giá khả năng ứng dụng của các cảm biến mục tiêu kiểu bán dẫn trong ngòi đạn hiện đại, bao gồm cảm biến điốt từ, cảm biến hiệu ứng Hall, transistor từ và cảm biến dựa trên hiệu ứng Schottky/tenxơ. Trên cơ sở phân tích nguyên lý vật lý, đặc tính làm việc và các tham số đặc trưng, bài báo xây dựng các tiêu chí đánh giá gồm độ nhạy, thời gian đáp ứng, dải làm việc, khả năng chống nhiễu và mức độ tích hợp. Kết quả cho thấy cảm biến Hall và cảm biến Schottky có ưu thế rõ rệt trong các ngòi điện tử nhờ tốc độ phản hồi nhanh và khả năng tích hợp cao, trong khi cảm biến điện – từ phù hợp với kênh kích nổ dự phòng do khả năng tự sinh năng lượng. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất định hướng lựa chọn cảm biến phù hợp với từng loại ngòi (va chạm, cận đích, đa chế độ), góp phần nâng cao độ tin cậy và hiệu quả tác dụng của đạn.

Từ khóa: *Cảm biến bán dẫn; hiệu ứng Hall, transistor từ; cảm biến tenxo;* Schottky-based.

1. Mở đầu

Trong các hệ thống ngòi đạn hiện đại, cảm biến mục tiêu đóng vai trò then chốt trong việc phát hiện, nhận biết và kích hoạt nổ tại thời điểm tối ưu, qua đó quyết định trực tiếp đến hiệu quả tác dụng của đầu đạn. Cùng với xu hướng thu nhỏ, tăng độ tin cậy và tích hợp điện tử, các cảm biến bán dẫn ngày càng được quan tâm như một giải pháp thay thế cho các cơ cấu cơ điện truyền thống. Các loại cảm biến dựa trên hiệu ứng vật lý trong bán dẫn như hiệu ứng Hall, đi-ốt từ, transistor từ và tiếp giáp Schottky cho phép phát hiện các đại lượng như từ trường, ứng suất và tín hiệu điện với tốc độ cao và độ nhạy lớn.

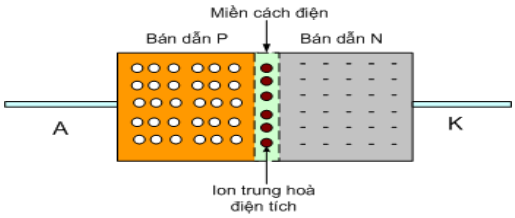
Trong những năm gần đây, nhiều nghiên cứu tập trung vào cảm biến MEMS và cảm biến vô tuyến cho ngòi thông minh, tuy nhiên các cảm biến bán dẫn truyền thống vẫn chưa được đánh giá một cách hệ thống trong điều kiện làm việc đặc thù của ngòi đạn. Do đó, cần có một nghiên cứu tổng hợp nhằm phân tích cơ sở vật lý, đặc tính kỹ thuật và khả năng ứng dụng của các loại cảm biến này. Bài báo tập trung đánh giá các cảm biến bán dẫn theo các tiêu chí như độ nhạy, thời gian đáp ứng, dải làm việc và khả năng tích hợp, từ đó đề xuất định hướng lựa chọn phù hợp cho từng loại ngòi đạn.

2. Cơ sở lý thuyết và nguyên lý hoạt động của cảm biến bán dẫn

2.1. Nguyên lý chung: Các cảm biến bán dẫn hoạt động dựa trên sự biến đổi điện tính của vật liệu bán dẫn khi chịu tác động của trường vật lý ngoài như từ trường, áp suất, hoặc ứng suất cơ học. Sự biến đổi này được chuyển đổi thành tín hiệu điện có thể đo và khuếch đại, dùng để điều khiển mạch nổ. Các loại cảm biến bán dẫn trong ngòi đạn bao gồm: điốt từ, cảm biến dựa trên hiệu ứng Hall, transistor từ và cảm biến tenxơ [1].

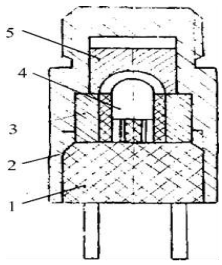
2.2. Cảm biến dùng hiệu ứng điốt từ

Điốt từ là linh kiện cho phép dòng điện chạy qua theo một chiều. Khi đặt trong từ trường không đồng nhất, điện trở hiệu dụng của bán dẫn thay đổi - đây chính là hiệu ứng điốt từ [1].



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý điốt từ

Cảm biến điển hình như 5ПС-177 có cấu tạo gồm đệm, thân, nam châm, lõi sắt từ và điốt từ. Khi đạn tiếp xúc hoặc tiến gần mục tiêu có tính từ, sự biến thiên từ trường làm thay đổi điện trở của điốt, sinh ra tín hiệu điện điều khiển bộ khuếch đại của mạch nổ [1].

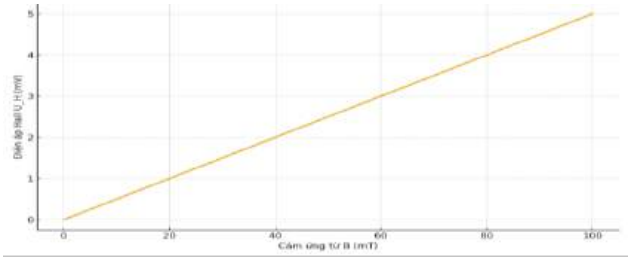


Hình 2. Cảm biến 5ПС-177
1. Đệm, 2. Thân, 3. Nam châm,
4. Điốt từ, 5. Lõi sắt từ

Ưu điểm nổi bật là độ nhạy cao, phản ứng nhanh và kích thước nhỏ, tuy nhiên loại này dễ bị ảnh hưởng bởi nhiệt độ và từ trường nền, đòi hỏi mạch bù hoặc bộ lọc nhiễu thích hợp.

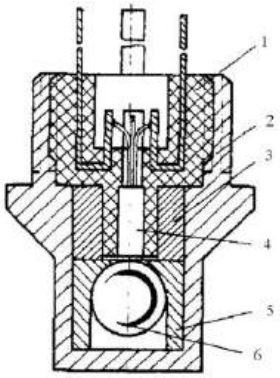
2.3. Cảm biến dựa trên hiệu ứng Hall

Hiệu ứng Hall mô tả hiện tượng xuất hiện hiệu điện thế vuông góc với dòng điện và từ trường tác động lên vật dẫn. Khi từ trường tăng, điện áp Hall tăng tuyến tính, được dùng để xác định cường độ từ hoặc phát hiện sự thay đổi của từ trường trong ngòi đạn.

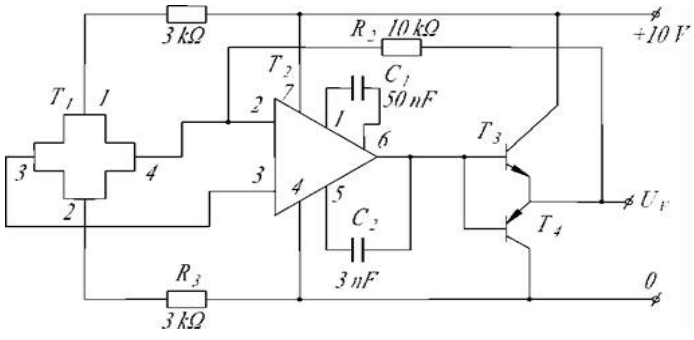


Hình 3. Quan hệ giữa điện áp Hall và cảm ứng từ.

Cảm biến Hall bán dẫn (ví dụ 2ПС-196) gồm phần tử Hall đặt trong lòng nam châm ống, kết hợp với anten sắt từ và bi sắt từ. Khi chưa chạm mục tiêu, bi sắt từ được giữ bởi từ trường của nam châm. Khi va chạm, bi tách khỏi vị trí cân bằng, làm thay đổi phân bố từ thông qua phần tử Hall, sinh ra suất điện động Hall. Tín hiệu này sau khi khuếch đại sẽ kích hoạt mạch nổ [1].



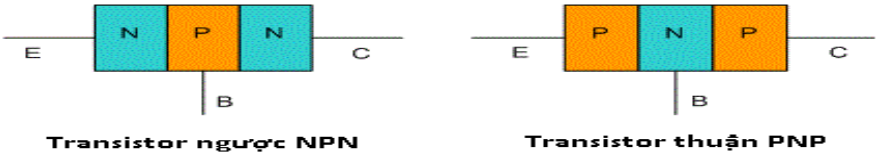
Hình 4. Cảm biến 2ПС-196
1. Ống, 2. Thân, 3. Nam châm,
4. Phần tử Hall, 5. Anten, 6. Bi sắt từ



Hình 5. Sơ đồ mạch điện cảm biến 2ПС-196
T1. Bộ biến đổi Hall, T2. Bộ khuếch đại xử lý К704УД1,
T3. Transitor КТ315, T4. Transitor КТ361

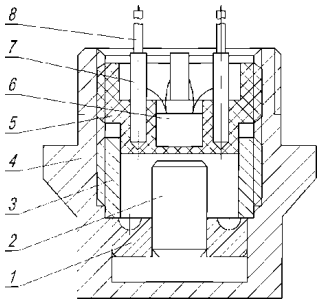
2.4. Transistor từ

Transistor từ có cấu tạo gồm ba lớp bán dẫn PNP hoặc NPN. Khi chịu tác dụng của từ trường ngoài, phân bố dòng mang điện trong transistor thay đổi, dẫn đến sự thay đổi điện áp và dòng qua mạch – đây là cơ sở của cảm biến transistor từ [1].



Hình 6. Transistor thuận và ngược

Ví dụ cảm biến 5ПС-178 sử dụng transistor từ cùng nam châm vĩnh cửu. Khi chịu sóng ứng suất đàn hồi (do va chạm hoặc sóng phản lực), nam châm và transistor thay đổi vị trí tương đối, gây biến đổi tín hiệu điện tại cực thu - phát ra xung điều khiển kích nổ [1].



Hình 7. Cảm biến 5ПС-178

1-Neo, 2-Nam châm, 3,5-Ống, 4-Thân, 6-Transitor từ, 7-Cần tiếp xúc, 8-Cực ra

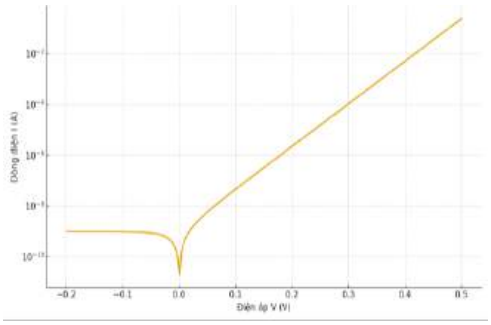
Loại cảm biến này có thể phát hiện dao động cơ học nhỏ và từ trường yếu, phù hợp với các ngòi đạn tác dụng sóng hoặc chạm nổ gián tiếp

2.5. Cảm biến tenxơ/hiệu ứng Schottky

Hiệu ứng Schottky:

$$I = I_s(e^{\frac{V}{V_T}} - 1) \text{ với } V_T = \frac{kT}{q}$$

Phương trình mô tả dòng qua tiếp giáp kim loại - bán dẫn, q là điện tích electron, k là hằng số Boltzmann, V là điện áp phân cực thuận, T là nhiệt độ tuyệt đối, V_T điện áp nhiệt.



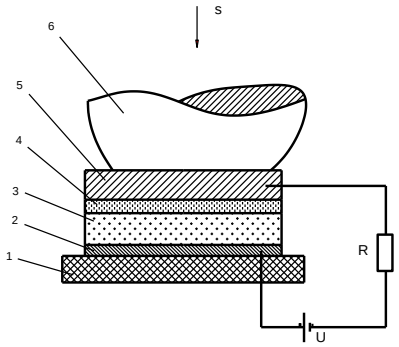
Hình 8. Đặc tuyến dòng - điện áp của điốt Schottky.

Cảm biến trở tenxơ sử dụng nguyên lý thay đổi điện trở của phần tử nhạy cảm khi chịu ứng suất hoặc áp lực.

- Với áp lực nhỏ hơn 500 MPa, dùng loại dựa trên hiệu ứng Schottky.
- Với áp lực lớn hơn 500 – 2000 MPa, dùng kim cương nhân tạo để tăng độ bền.

Nhược điểm của cảm biến này là sự phụ thuộc lớn vào nhiệt độ, cần mạch bù nhiệt để

đảm bảo độ chính xác. Một ví dụ là cảm biến Schottky 5IIC-079, trong đó lớp tiếp xúc kim loại-bán dẫn tạo thành mối tiếp giáp có đặc tính nhạy áp suất rất cao [1].



Hình 9. Cảm biến Schottky 5IIC-079
1-bệ tỳ cách điện, 2-bề mặt tiếp xúc, 3-tinh thể sillic, 4-lớp cách điện, 5-kim loại, 6-chày nén, R-điện trở phụ tải, U-điện áp nuôi

3. Đánh giá khả năng sử dụng của cảm biến Hall trong ngòi đạn

3.1. Khả năng sử dụng của cảm biến Hall trong thiết kế ngòi đạn

Trong thiết kế ngòi đạn hiện đại, cảm biến Hall có thể được sử dụng ở cả chức năng kích nổ lẫn chức năng an toàn, mở bảo hiểm của ngòi, cụ thể như sau:

3.1.1. Ứng dụng trong ngòi nổ ảnh hưởng từ trường

Cảm biến Hall là phần tử đặc biệt phù hợp cho ngòi nổ ảnh hưởng từ trường. Khi đầu đạn hoặc mìn nằm gần mục tiêu kim loại lớn như xe tăng, tàu chiến, tàu ngầm…, mục tiêu sẽ làm biến dạng từ trường Trái Đất xung quanh. Cảm biến Hall có khả năng phát hiện sự biến thiên này và phát tín hiệu kích hoạt kíp nổ [1, 2].

Ứng dụng này thường gặp trong: Mìn chống tăng; Mìn hải quân; Ngư lôi và đầu đạn chống hạm. Ưu điểm của ngòi từ trường dùng cảm biến Hall là hoạt động thụ động, không phát xạ sóng, khó bị phát hiện và có độ tin cậy cao trong môi trường chiến trường [2].

3.1.2. Ứng dụng trong ngòi cận đích tầm gần

Ngòi cận đích là loại ngòi kích nổ khi mục tiêu tiến đến trong một khoảng cách nhất định mà không cần va chạm trực tiếp. Trong các trường hợp mục tiêu có đặc tính từ rõ rệt, cảm biến Hall có thể được sử dụng để làm phần tử phát hiện cận đích ở tầm gần (cự ly ngắn). So với ngòi vô tuyến, cảm biến Hall có cấu trúc đơn giản hơn, tiêu thụ năng lượng thấp hơn, nhưng chỉ hiệu quả với mục tiêu kim loại. Vì vậy, cảm biến Hall thường được dùng cho ngòi cận đích chuyên biệt, không thay thế cho các ngòi cận đích đa năng [1, 2].

3.1.3. Ứng dụng trong cơ cấu an toàn – mở bảo hiểm của ngòi

Ngoài chức năng kích nổ, cảm biến Hall còn được sử dụng rộng rãi trong cơ cấu an toàn – mở bảo hiểm của ngòi đạn điện tử. Một số ứng dụng tiêu biểu gồm: Nhận biết vị trí quay của rotor an toàn thông qua nam châm gắn trên rotor; Xác nhận trạng thái "an toàn" hoặc "đã mở bảo hiểm" của ngòi. Nhận biết vị trí núm chỉnh thời gian hoặc chế độ nổ bằng nam châm – Hall, thay cho tiếp điểm cơ khí. Cách tiếp cận này giúp tăng độ kín khít, giảm mài mòn cơ khí và nâng cao độ tin cậy của ngòi trong điều kiện rung động và gia tốc lớn [2].

3.2. Ưu điểm của cảm biến Hall trong ngòi đạn

Việc sử dụng cảm biến Hall trong thiết kế ngòi đạn mang lại nhiều ưu điểm quan trọng như: Độ bền và độ tin cậy cao: Cảm biến Hall là linh kiện thể rắn, không có bộ phận chuyển động, chịu rung động, va đập và gia tốc lớn – phù hợp với điều kiện phóng và va chạm của đạn. Làm việc tốt trong môi trường khắc nghiệt: Hoạt động ổn định trong dải nhiệt độ rộng, chịu ẩm, chịu bụi và

không bị ảnh hưởng bởi áp suất hoặc môi trường dưới nước. Độ nhạy cao với từ trường: Có thể phát hiện các biến thiên nhỏ của từ trường, cho phép nhận biết mục tiêu kim loại lớn ngay cả khi chuyển động chậm. Tiêu thụ năng lượng thấp: Phù hợp với ngòi sử dụng nguồn năng lượng hạn chế như pin hoặc tụ điện. Dễ tích hợp với mạch điện tử: Có thể cung cấp tín hiệu dạng tương tự hoặc số, thuận lợi cho xử lý bằng vi điều khiển trong ngòi đạn thông minh [2, 3].

3.3. Hạn chế và thách thức khi sử dụng cảm biến Hall

Bên cạnh các ưu điểm, cảm biến Hall cũng tồn tại một số hạn chế cần lưu ý trong thiết kế như:

Nhạy cảm với nhiễu điện từ: Có thể bị ảnh hưởng bởi nhiễu từ môi trường hoặc các biện pháp gây nhiễu của đối phương nếu không có biện pháp che chắn và lọc tín hiệu phù hợp. Phụ thuộc vào đặc tính mục tiêu: Chỉ hiệu quả với mục tiêu kim loại hoặc có từ tính, không phù hợp với mục tiêu phi kim loại. Tầm phát hiện hạn chế: Khoảng cách phát hiện thường chỉ ở mức cự ly ngắn, không đáp ứng yêu cầu của các ngòi cận đích tầm xa. Yêu cầu hiệu chuẩn: Cần tính đến sự thay đổi của từ trường Trái Đất theo khu vực và ảnh hưởng của môi trường địa chất, tránh kích nổ giả [2, 3].

3.4. So sánh khái quát với một số công nghệ cảm biến khác

So với cảm biến quán tính, cảm biến Hall có khả năng phát hiện mục tiêu từ xa (ở mức hạn chế), trong khi cảm biến quán tính chỉ phản ứng với chuyển động hoặc va chạm của chính đầu đạn. So với cảm biến áp suất, cảm biến Hall nhạy hơn với mục tiêu cụ thể, còn cảm biến áp suất phù hợp với kích nổ theo điều kiện môi trường. So với cảm biến vô tuyến, cảm biến Hall có cấu trúc đơn giản, thụ động và khó bị phát hiện, nhưng thua kém rõ rệt về tầm phát hiện và tính đa mục tiêu. Trong thực tế, các ngòi hiện đại thường kết hợp nhiều loại cảm biến để tận dụng ưu điểm và khắc phục nhược điểm của từng công nghệ. Nhìn chung cảm biến Hall là một giải pháp kỹ thuật khả thi và hiệu quả trong thiết kế ngòi đạn hiện đại, đặc biệt đối với các ngòi nổ ảnh hưởng từ trường và các cơ cấu an toàn – mở bảo hiểm điện tử. Với ưu điểm về độ bền, độ nhạy, khả năng làm việc trong môi trường khắc nghiệt và dễ tích hợp, cảm biến Hall góp phần nâng cao độ tin cậy và tính thông minh của ngòi đạn. Tuy nhiên, do hạn chế về phạm vi phát hiện và loại mục tiêu, cảm biến Hall không phải là giải pháp vạn năng mà cần được lựa chọn và kết hợp hợp lý với các công nghệ cảm biến khác. Việc đánh giá đúng đặc điểm nhiệm vụ và điều kiện sử dụng là yếu tố then chốt để khai thác hiệu quả cảm biến Hall trong thiết kế ngòi đạn [1-3].

4. Đánh giá khả năng sử dụng của cảm biến ngưỡng Schottky

4.1. Khái quát về cảm biến ngưỡng Schottky

Cảm biến ngưỡng Schottky trong thiết kế ngòi đạn thực chất là việc khai thác đặc tính ngưỡng dẫn và chuyển mạch nhanh của đi-ốt Schottky để nhận biết khi một tín hiệu điện (điện áp, dòng điện hoặc tín hiệu cao tần) vượt qua giá trị ngưỡng xác định, từ đó kích hoạt một chức năng nào đó trong ngòi. Đi-ốt Schottky là linh kiện bán dẫn có tiếp giáp kim loại – bán dẫn, khác với tiếp giáp P–N của đi-ốt thông thường. Nhờ cấu trúc này, đi-ốt Schottky có: Điện áp phân cực thuận thấp (khoảng 0,2 – 0,3 V); Thời gian đáp ứng rất nhanh; Không có hiện tượng tích trữ điện tích thiểu số. Những đặc điểm trên khiến Schottky đặc biệt phù hợp để làm phần tử ngưỡng điện tử, nhất là trong các hệ thống yêu cầu phản ứng nhanh, điện áp thấp và độ tin cậy cao như ngòi đạn [1, 4 và 5].

4.2. Vai trò và khả năng ứng dụng trong thiết kế ngòi đạn

Trong ngòi đạn hiện đại, cảm biến ngưỡng Schottky không trực tiếp đo đại lượng vật lý (như gia tốc hay từ trường), mà đóng vai trò phần tử kích hoạt, ngắt mạch khi tín hiệu điện vượt

ngưỡng. Các ứng dụng chính gồm:

4.2.1. Ứng dụng trong cơ cấu an toàn – mở bảo hiểm của ngòi

Một trong những ứng dụng quan trọng nhất của Schottky là trong mạch an toàn – mở bảo điểm của ngòi điện tử. Ở trạng thái an toàn, đi-ốt Schottky được phân cực sao cho mạch kích nổ bị cách ly. Chỉ khi các điều kiện mở bảo hiểm đã thỏa mãn (đạn rời bệ phóng, đạt gia tốc hoặc thời gian xác định), điện áp điều khiển mới vượt ngưỡng, làm đi-ốt dẫn và cho phép mạch kích nổ hoạt động. Trong một số thiết kế hiện đại, đi-ốt Schottky còn được dùng như công tắc điện tử dùng một lần, đảm bảo rằng ngòi chỉ có thể chuyển từ trạng thái an toàn sang trạng thái mở bảo hiểm theo một trình tự xác định, không thể đảo ngược [1, 4 và 5].

4.2.2. Ứng dụng trong ngòi cận đích và ngòi vô tuyến

Trong các ngòi cận đích sử dụng sóng điện từ (radar cỡ nhỏ), đi-ốt Schottky thường được dùng trong mạch thu – tách sóng. Khi đầu đạn đến gần mục tiêu, tín hiệu phản xạ tăng lên, vượt ngưỡng dẫn của Schottky và tạo ra tín hiệu kích hoạt mạch nổ. Nhờ khả năng làm việc ở tần số cao và đáp ứng nhanh, Schottky giúp ngòi cận đích: Phát hiện mục tiêu chính xác hơn; Giảm độ trễ kích nổ; Tăng xác suất nổ tại vị trí tối ưu [1, 4 và 5].

4.2.3. Ứng dụng trong cảm biến va chạm và mạch kích nổ

Trong ngòi va chạm điện tử, tín hiệu từ phần tử cảm biến (ví dụ phần tử áp điện) thường có dạng xung điện rất ngắn. Đi-ốt Schottky được sử dụng để: chỉnh lưu xung; lọc và xác định ngưỡng; đảm bảo chỉ những va chạm đủ mạnh mới kích hoạt nổ. Nhờ tốc độ chuyển mạch cao, Schottky cho phép ghi nhận chính xác các xung ngắn mà đi-ốt thông thường có thể bỏ sót [1, 4 và 5].

4.3. Ưu điểm của cảm biến ngưỡng Schottky trong ngòi đạn

Việc sử dụng cảm biến ngưỡng Schottky trong ngòi đạn mang lại nhiều ưu điểm quan trọng:

Tốc độ phản hồi rất cao: Phù hợp với các hiện tượng xảy ra nhanh như va chạm, tín hiệu radar Doppler hoặc xung kích nổ. Hoạt động ở điện áp thấp: Giúp ngòi làm việc hiệu quả với nguồn năng lượng hạn chế (pin nhỏ, máy phát vi mô). Cấu trúc đơn giản, độ tin cậy cao: Không có bộ phận cơ khí chuyển động, chịu được rung động và gia tốc lớn khi bắn. Dễ tích hợp vào mạch điện tử: Có thể tích hợp trong vi mạch ngòi hoặc trên bo mạch nhỏ gọn. Khả năng lọc ngưỡng tự nhiên: Chỉ dẫn khi tín hiệu vượt ngưỡng, góp phần giảm kích nổ giả do nhiễu yếu. Những ưu điểm này khiến Schottky đặc biệt phù hợp với xu hướng ngòi điện tử và ngòi thông minh hiện nay [1, 4 và 5].

4.4. Hạn chế và nhược điểm cần lưu ý

Bên cạnh các ưu điểm, cảm biến ngưỡng Schottky cũng tồn tại một số hạn chế:

Dòng rò ngược tương đối lớn, đặc biệt ở nhiệt độ cao, có thể gây sai lệch ngưỡng nếu thiết kế không phù hợp. Điện áp chịu ngược hạn chế (đối với Schottky silicon), đòi hỏi lựa chọn linh kiện hoặc vật liệu phù hợp khi dùng trong mạch cao áp. Nhạy cảm với quá áp và phóng tĩnh điện, cần có biện pháp bảo vệ bổ sung. Không đo trực tiếp đại lượng vật lý, mà phụ thuộc vào mạch chuyển đổi tín hiệu (áp điện, radar, cuộn dây…), do đó phạm vi ứng dụng mang tính gián tiếp. Vì vậy, Schottky cần được sử dụng đúng vai trò và kết hợp với các phần tử khác để phát huy hiệu quả [1, 4 và 5].

4.5. So sánh khái quát với một số công nghệ cảm biến khác

So với đi-ốt bán dẫn thông thường (PN), Schottky có ngưỡng thấp hơn và phản ứng

nhanh hơn, nhưng chịu điện áp kém hơn. So với cảm biến Hall, Schottky không đo trực tiếp từ trường mà chủ yếu xử lý tín hiệu điện, thường đóng vai trò bổ trợ trong mạch. So với cảm biến quán tính, Schottky không đo gia tốc nhưng cho phép xử lý tín hiệu va chạm hoặc xung điện nhanh hơn. Trong thực tế, Schottky không thay thế các cảm biến khác mà thường kết hợp với chúng trong một hệ ngòi đa chức năng. Tóm lại cảm biến ngưỡng Schottky là một giải pháp hiệu quả và khả thi trong thiết kế ngòi đạn hiện đại, đặc biệt trong các mạch an toàn – mở bảo hiểm, ngòi cận đích vô tuyến và mạch kích nổ điện tử. Với ưu điểm về tốc độ, điện áp ngưỡng thấp, độ bền cơ học và khả năng tích hợp cao, Schottky góp phần nâng cao độ tin cậy và tính thông minh của ngòi đạn. Tuy nhiên, do những hạn chế về dòng rò và khả năng chịu điện áp, việc sử dụng cảm biến ngưỡng Schottky cần được tính toán và lựa chọn cẩn trọng, đồng thời kết hợp hợp lý với các công nghệ cảm biến khác. Khi được ứng dụng đúng vai trò, cảm biến ngưỡng Schottky là một thành phần quan trọng trong xu hướng phát triển ngòi đạn điện tử, an toàn và hiệu năng cao hiện nay [1, 4 và 5].

5. Đánh giá khả năng sử dụng của cảm biến va đập điện - từ

5.1. Nguyên lý hoạt động của cảm biến va đập điện – từ

Cảm biến va đập điện – từ hoạt động dựa trên nguyên lý cảm ứng điện từ. Cấu tạo cơ bản gồm một cuộn dây dẫn và một nam châm vĩnh cửu gắn với khối lượng quán tính. Khi đầu đạn va chạm mục tiêu hoặc chịu gia tốc giảm tốc đột ngột, nam châm dịch chuyển tương đối so với cuộn dây, làm thay đổi từ thông xuyên qua cuộn dây và sinh ra một xung điện áp cảm ứng. Đặc điểm nổi bật của cơ chế này là: Tự sinh năng lượng: tín hiệu điện được tạo ra trực tiếp từ năng lượng va chạm, không cần nguồn điện nuôi liên tục. Phản hồi nhanh: thời gian hình thành xung điện rất ngắn, đủ đáp ứng yêu cầu kích nổ tức thời. Ngưỡng kích hoạt điều chỉnh được: thông qua thiết kế khối lượng nam châm, độ cứng cơ cấu giữ và số vòng cuộn dây. Xung điện sinh ra có thể được đưa trực tiếp đến kíp nổ điện hoặc qua mạch xử lý (khuếch đại, tạo trễ, logic an toàn) [1, 6].

5.2. Ứng dụng trong thiết kế ngòi đạn

5.2.1. Ngòi nổ va chạm đầu

Trong ngòi nổ va chạm đặt ở mũi đạn, cảm biến va đập điện – từ cho phép kích nổ ngay khi đầu đạn tiếp xúc mục tiêu. So với cơ cấu kim hỏa cơ khí, tín hiệu điện từ cảm biến có độ trễ nhỏ hơn và dễ tích hợp với mạch điện tử, giúp nâng cao độ tin cậy nổ, đặc biệt với các cấu hình ngòi điện tử [6].

5.2.2. Ngòi nổ va chạm đáy và nổ trễ

Đối với đạn xuyên hoặc đạn chống công sự, cảm biến có thể được bố trí ở phần đáy. Khi đạn va chạm và xuyên vào mục tiêu, sóng xung kích và gia tốc truyền tới cảm biến sẽ kích hoạt mạch nổ. Kết hợp với mạch thời gian, cảm biến va đập điện – từ cho phép thực hiện nổ trễ có kiểm soát, giúp đầu đạn xuyên sâu trước khi nổ [6].

5.2.3. Kênh kích nổ dự phòng

Trong các ngòi nổ đa chế độ (ví dụ kết hợp cận đích và va chạm), cảm biến va đập điện – từ thường được sử dụng như kênh dự phòng. Nếu ngòi cận đích không hoạt động, cảm biến va chạm đảm bảo đầu đạn vẫn nổ khi chạm mục tiêu hoặc mặt đất, nâng cao xác suất tác dụng [7].

5.3. Ưu điểm của cảm biến va đập điện – từ

Tốc độ phản hồi cao: tín hiệu điện được sinh ra gần như tức thời khi xảy ra va chạm,

đáp ứng yêu cầu nổ nhanh. Không cần nguồn nuôi liên tục: tăng độ an toàn, giảm phụ thuộc pin và kéo dài thời gian lưu kho. Cấu trúc tương đối đơn giản: ít bộ phận ma sát, chịu rung động và gia tốc lớn khi bắn. Dễ tích hợp với ngòi điện tử: tín hiệu đầu ra dạng điện thuận lợi cho xử lý logic, tạo trễ và kết hợp với các cảm biến khác. Độ tin cậy cao trong điều kiện khắc nghiệt: phù hợp môi trường nhiệt độ, rung xóc của đạn dược [7, 8].

5.4. Hạn chế và thách thức

Độ nhạy phụ thuộc góc và mức va chạm: va chạm xiên hoặc mục tiêu mềm có thể không tạo đủ xung điện nếu thiết kế chưa tối ưu. Nguy cơ nhiễu điện từ: cuộn dây có thể bị ảnh hưởng bởi trường điện từ mạnh, đòi hỏi biện pháp che chắn và lọc nhiễu. Ảnh hưởng của nhiệt độ: từ tính nam châm và điện trở cuộn dây thay đổi theo nhiệt độ, có thể làm sai lệch ngưỡng kích hoạt. Kích thước và bố trí: so với cảm biến áp điện hoặc MEMS, cảm biến điện – từ có thể chiếm nhiều không gian hơn, gây khó khăn cho cỡ đạn nhỏ [7, 8].

5.5. So sánh với các loại cảm biến va chạm khác

So với cảm biến cơ khí: cảm biến điện – từ phản hồi nhanh hơn và dễ tích hợp điện tử, nhưng kém miễn nhiễm với nhiễu điện từ. So với cảm biến áp điện: cả hai đều không cần nguồn nuôi và có tốc độ cao; áp điện nhỏ gọn và nhạy hơn với va chạm xiên, trong khi điện – từ bền cơ học hơn và cho tín hiệu dòng thuận lợi xử lý. So với cảm biến MEMS: MEMS nhỏ gọn và linh hoạt nhưng cần nguồn nuôi và có giới hạn chịu sốc; cảm biến điện – từ thụ động và chịu sốc tốt hơn, song kém linh hoạt về đo lường. Nhìn chung cảm biến va đập điện – từ là một giải pháp khả thi và hiệu quả trong thiết kế ngòi đạn hiện đại, đặc biệt trong các ngòi điện tử yêu cầu phản hồi nhanh, độ tin cậy cao và không phụ thuộc nguồn nuôi liên tục. Mặc dù tồn tại những hạn chế về độ nhạy góc va chạm, nhiễu điện từ và kích thước, các biện pháp kỹ thuật như che chắn EMI, lựa chọn vật liệu nam châm phù hợp và thiết kế ngưỡng tối ưu có thể khắc phục đáng kể. Trong xu hướng phát triển ngòi đạn thông minh, cảm biến va đập điện – từ, khi được kết hợp hợp lý với các công nghệ cảm biến khác, sẽ góp phần nâng cao hiệu quả và độ an toàn của vũ khí [7, 8].

Để có cơ sở lựa chọn cảm biến phù hợp cho từng loại ngòi đạn, các đặc trưng kỹ thuật chính của các loại cảm biến được tổng hợp và so sánh trong Bảng 1.

Bảng 1. So sánh các loại cảm biến

Loại cảm biến	Độ nhạy	Thời gian đáp ứng	Dải làm việc	Chống nhiễu	Mức tích hợp
Hall	Cao	Nhanh	Trung bình	Trung bình	Cao
Schottky	Trung bình	Rất nhanh	Hẹp	Tốt	Rất cao
Điện – từ	Trung bình	Nhanh	Rộng	Kém	Trung bình
Transistor từ	Cao	Nhanh	Trung bình	Trung bình	Trung bình

Từ Bảng 1 có thể thấy mỗi loại cảm biến có ưu nhược điểm riêng, không tồn tại giải pháp tối ưu tuyệt đối. Cảm biến Hall và Schottky nổi bật về khả năng tích hợp và tốc độ đáp ứng, trong khi cảm biến điện – từ có ưu thế về khả năng tự sinh năng lượng. Điều này cho thấy xu hướng thiết kế ngòi hiện đại là kết hợp đa cảm biến nhằm nâng cao độ tin cậy và hiệu quả tác dụng.

6. Thảo luận

Việc lựa chọn cảm biến trong thiết kế ngòi đạn luôn tồn tại các đánh đổi kỹ thuật. Cảm biến Hall có độ nhạy cao và khả năng phát hiện từ xa nhưng bị hạn chế bởi nhiễu từ và loại mục tiêu. Ngược

lại, cảm biến Schottky có tốc độ cao và độ tin cậy tốt nhưng không đo trực tiếp đại lượng vật lý.

Đối với cảm biến điện – từ, ưu điểm lớn nhất là khả năng tự sinh năng lượng, tuy nhiên độ nhạy phụ thuộc mạnh vào điều kiện va chạm. Điều này cho thấy trong các hệ ngòi hiện đại, xu hướng tối ưu không phải là lựa chọn một cảm biến đơn lẻ mà là kết hợp đa cảm biến để tận dụng ưu điểm và giảm thiểu nhược điểm của từng loại. Ngoài ra, yếu tố môi trường (nhiệt độ, nhiễu điện từ, rung động) đóng vai trò quan trọng trong việc quyết định độ tin cậy thực tế của cảm biến.

7. Kết luận

Bài báo đã phân tích cơ sở vật lý và đánh giá khả năng ứng dụng của các loại cảm biến bán dẫn trong ngòi đạn theo các tiêu chí kỹ thuật cụ thể. Kết quả cho thấy:

- Cảm biến Hall phù hợp với ngòi từ trường và cơ cấu an toàn – mở bảo hiểm.
- Cảm biến Schottky phù hợp với mạch ngưỡng và xử lý tín hiệu tốc độ cao.
- Cảm biến điện – từ phù hợp với ngòi va chạm và kênh kích nổ dự phòng.

Trên cơ sở đó, bài báo khuyến nghị sử dụng cấu hình đa cảm biến để nâng cao độ tin cậy và hiệu quả tác dụng của ngòi đạn trong các điều kiện làm việc khác nhau.

Hướng nghiên cứu tiếp theo tập trung vào mô hình hóa định lượng, tối ưu hóa tham số thiết kế và tích hợp cảm biến với hệ thống xử lý tín hiệu thông minh.

Tài liệu tham khảo

1. Pham Duc Hung. (2014). *Target sensor systems in fuzes*. Military Technical Academy.
2. Bằng sáng chế US10996039B1. (2021). *Thiết kế ngòi thời gian điện tử có núm vặn dùng nam châm và cảm biến Hall để cài đặt độ trễ an toàn.*
3. Peng Liu, et al. (2024). *Innovation of control technology for smart fuzes: precise detonation and efficient damage via a ternary cascade controller*. Frontiers in Physics.
4. Simon M. Sze, Yiming Li, Kwok K. Ng. (2021). *Physics of semiconductor devices* (4th ed.). John Wiley & Sons.
5. E. H. Rhoderick, R. H. Williams. (1988). *Metal–semiconductor contacts* (2nd ed.). Clarendon Press (Oxford Science Publications).
6. Paolo Valpolini. (2024). *KNDS unveils its new electronic programmable artillery fuzes*. EDR Magazine.
7. Texas Instruments. (n.d.). *AN-761: Electronic fuzing.* Application Note, Texas Instruments.
8. Jae-Hyun Choi, Myung-Suk Jung, Kyung-Whan Yeom. (2013). *A design and assessment of a direction finding proximity fuze sensor*. IEEE Sensors Journal.

Analysis and evaluation of the applicability of semiconductor-based target sensors in projectile fuzes

Abstract: *This paper analyzes and evaluates the applicability of semiconductor-based target sensors in modern projectile fuzes, including magneto-diode sensors, Hall-effect sensors, magnetic transistors, and Schottky/strain-based sensors. Based on the analysis of physical principles, operating characteristics, and key parameters, a set of evaluation criteria is established, including sensitivity, response time, operating range, noise immunity, and integration capability. The results indicate that Hall-effect and Schottky sensors exhibit significant advantages in electronic fuzes due to their fast response and high integration capability, while electromagnetic impact sensors are more suitable for backup detonation channels owing to their self-generating capability. Based on these findings, the paper proposes guidelines for selecting appropriate sensors for different fuze types (impact, proximity, and multi-mode), contributing to improved reliability and effectiveness of projectiles.*

Keywords: Semiconductor sensor, Hall effect, magnetic transistor, strain sensor, projectile fuze, smart fuze.

Khảo sát ảnh hưởng của góc chương động đến đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp mô phỏng số

Ngô Văn Sơn*, TS Hoàng Văn Cường, TS Bùi Xuân Sơn,
TS Nguyễn Tuyển Vũ, TS Hà Trường Sang
Học viện Kỹ thuật Quân sự
Email: ngosysonnd1989@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của góc chương động đến đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV trong dải vận tốc 20–80 m/s bằng phương pháp mô phỏng số CFD, steady. Mô hình ba chiều được xây dựng và giải bằng ANSYS Fluent với giả thiết dòng không nén, sử dụng mô hình rối SST k-ω và lưới polyhedral nhằm đảm bảo độ chính xác. Nghiên cứu thực hiện 16 trường hợp tương ứng với bốn góc chương động (0°, 10°, 15°, 20°) và bốn mức vận tốc. Kết quả cho thấy lực cản, lực nâng và lực bên đều tăng theo vận tốc và góc chương động; trong đó lực cản tuân theo quy luật bình phương vận tốc, còn hệ số lực cản gần như không đổi trong dải Mach thấp. Lực nâng tăng mạnh khi góc chương động tăng do phân bố áp suất bất đối xứng. Đặc biệt, từ $\alpha \geq 15°$ xuất hiện hiện tượng tách dòng và xoáy bất đối xứng, làm gia tăng lực khí động và ảnh hưởng đến ổn định bay. Kết quả là cơ sở cho mô hình six degrees of freedom (6DOF) và tối ưu thiết kế đạn UAV.

Từ khóa: *Mô phỏng khí động; góc chương động; đạn có cánh; UAV; ANSYS Fluent.*

1. Mở đầu

Sự phát triển nhanh chóng của máy bay không người lái (UAV) trong những năm gần đây đã mở rộng đáng kể khả năng triển khai các loại đạn thả có độ chính xác cao và chi phí thấp [1]. Trong đó, đạn có cánh thả rơi được quan tâm nhờ cấu trúc đơn giản, khả năng ổn định tốt và dễ tích hợp trên nhiều nền tảng UAV. Tuy nhiên, đặc tính khí động học của đạn trong giai đoạn đầu sau khi tách khỏi UAV có ảnh hưởng quyết định đến ổn định và quỹ đạo bay.

Một trong những tham số quan trọng chi phối quá trình này là góc chương động [2]. Ngay sau khi tách khỏi giá mang, đạn có thể xuất hiện góc chương động tức thời do ảnh hưởng của dòng khí xoáy và sai lệch tư thế. Những biến thiên nhỏ của góc chương động có thể làm thay đổi đáng kể phân bố áp suất, gây tách dòng bất đối xứng và làm gia tăng lực cản, lực nâng cũng như lực bên.

Trong quá trình thiết kế một mẫu đạn mới hoặc thiết kế đạn theo mẫu, việc xác định các đặc trưng khí động, đặc biệt là hệ số hình dạng đạn hay hệ số lực cản C_x có vai trò quan trọng [3]. Có nhiều phương pháp để xác định các đặc trưng khí động, nhưng phương pháp mô phỏng số CFD là công cụ hiệu quả để phân tích đặc trưng khí động, cho phép đánh giá chi tiết trường dòng và lực tác dụng [4-6]. Trong đó Ansys Fluent được sử dụng do tính ổn định, độ chính xác cao và khả năng xử lý các mô hình hình học phức tạp [7-9].

Bài báo tiến hành khảo sát ảnh hưởng của góc chương động đến đặc trưng khí động của đạn có cánh thả rơi thông qua 16 trường hợp mô phỏng với vận tốc từ 20 đến 80 m/s và góc chương động từ 0° đến 20°, nhằm cung cấp cơ sở khoa học cho thiết kế và đánh giá ổn định bay.

2. Các yếu tố ảnh hưởng, mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Các yếu tố ảnh hưởng đến khí động khi đạn rơi tự do

Các yếu tố ảnh hưởng gồm hình dạng đạn, hình dạng đầu-đuôi, tỷ lệ chiều dài với đường kính L/D, phân bố khối lượng, môi trường khí quyển, tốc độ rơi và mô-men khí động tạo ra bởi

dòng chảy không đối xứng. Đặc biệt, góc chương động α là yếu tố quyết định sự thay đổi của: Lực cản chính diện (Drag force), Lực nâng (Lift force), Lực bên (Side force), Mô-men khí động. Khi α tăng thì dòng chảy tách sớm hơn, vùng nhiễu loạn khí động phía sau viên đạn mở rộng, lực nâng và lực bên tăng phi tuyến.

2.2. Mô hình bài toán

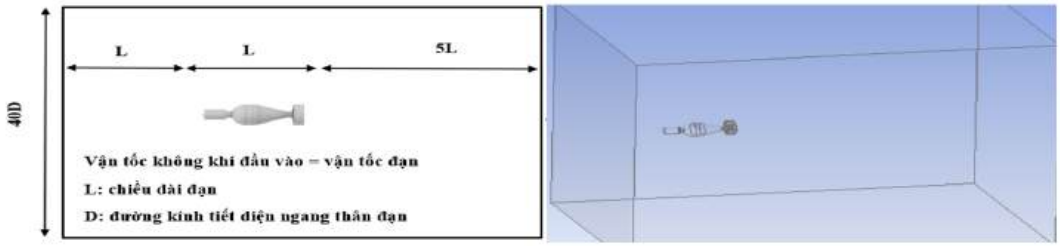
Đối tượng nghiên cứu sử dụng viên đạn thả rơi có cánh từ UAV được thiết kế cho UAV UCAV-Z113 của nhà máy Z113 có các thông số cơ bản như sau:



Hình 1. Mô hình hình học viên đạn ĐTR-140

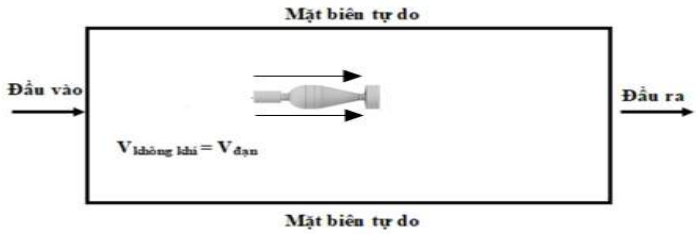
- Tổng khối lượng viên đạn: 4,308 kg; đường kính viên đạn: 140 mm; chiều dài: 486 mm
- Bề dày cánh đuôi và vòng bảo vệ: 1,5 mm.

Sử dụng Inventor để vẽ biên dạng viên đạn, sau đó import vào Geometry của Ansys Workbench. Sau đó tạo miền khảo sát hình hộp chữ nhật có kích thước dài × rộng × cao (5,5 m × 5,5 m × 3,5 m). Phía trước đầu đạn đặt cách đầu gió thổi bằng chiều dài L, phía sau đạn bằng 5 L, kính thước bao quanh bằng 40 D. Việc lựa chọn chiều dài vùng tính toán lớn giúp đảm bảo có thể quan sát được hết các hiện tượng khí động trong quá trình mô phỏng.



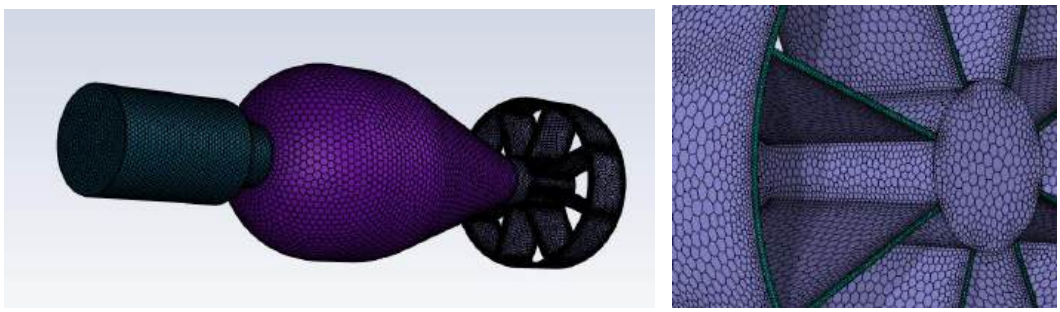
Hình 2. Mô hình tính toán khí động cho viên đạn ĐTR140

Sau đó khoét rỗng bên trong vùng tính toán là biên dạng của viên đạn. Đặt tên cho các mặt để thiết lập điều kiện biên và chia lưới trong Fluent Meshing. Với giả thiết đạn đứng yên, trong dải vận tốc từ 20-80 m/s (M<0,3) dòng không khí không nén chuyển động ngược chiều với đạn và bằng vận tốc của đạn. Xét miền khảo sát có độ lớn hợp lý được bao bởi đường biên hình chữ nhật với các điều kiện biên. Mô hình bài toán mô tả chuyển động dòng khí chảy bao quanh thân đạn như sau:



Hình 3. Mô hình bài toán dòng chảy bao quanh đạn

Sử dụng phương pháp chia lưới sử dụng phương pháp chia lưới tự động, sử dụng lưới polyhedral giúp giảm số lượng phần tử và độ chính xác cao vượt trội. Lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn và thưa dần ở mặt biên tự do. Để đảm bảo độ chính xác, phần bề dày cánh được chia nhỏ thành ít nhất 2 ô lưới.



Hình 4. Phân bố lưới quanh bề mặt đạn và phần cánh đuôi

Lưới sau khi được chia và kiểm tra chất lượng được đưa vào công cụ Fluent Solution để thiết lập các thuộc tính mô phỏng. Trình tự thiết lập các thuộc tính giải bài toán mô phỏng động lực học dòng chảy trong Ansys Fluent như liệt kê trong bảng sau:

Bảng 1. Thông số thiết lập bài toán

Thiết lập chung (General)	
Trình giải	Pressure-Based (giải phương trình theo biến áp suất cho dòng có vận tốc nhỏ và vừa)
Kiểu phân tích	Steady (bài toàn tĩnh)
Mô hình dòng chảy	
Mô hình chảy rối	$k-\omega$ SST
Điều kiện biên	
Inlet	$v = v_{gió\ (20,\ 40,\ 60,\ 80\ m/s)}$
Outlet	Pressure outlet
Wall (biên vùng tính toán)	Specified shear (biên vô hạn)
Viên đạn (biên viên đạn)	No slip wall (tường tuyệt đối cứng, đẳng nhiệt)
Thiết lập cho trình giải	
Phương pháp giải	Auto timescale factor bằng 1
Điều kiện hội tụ	Residuals (continuity $\leq 10^{-5}$, các giá trị khác $\leq 10^{-5}$)
Số vòng lặp	1000

2.3. Các phương trình điều khiển để giải bài toán [4]

Phương trình bảo toàn khối lượng:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho v\right) = S_m \tag{1}$$

Trong đó ρ là khối lượng riêng, v là vận tốc tức thời và S_m là nguồn khối lượng thêm vào (trong bài toán này $S_m = 0$, dòng khí ở tốc độ thấp $M < 0,3$ nên coi như không nén được)

Phương trình bảo toàn động lượng:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{v}\right) + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v}\vec{v}\right) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\bar{\bar{\tau}}\right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{2}$$

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu\left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{T}\right) - \frac{2}{3}\nabla \vec{v} I\right] \tag{3}$$

Trong đó p là áp suất tĩnh; $\rho.\vec{g}+\vec{F}$ là ngoại lực; $\bar{\bar{\tau}}$ là ten-xơ ứng suất; μ là độ nhớt phân tử và I là ma trận đơn vị.

Dòng khí được giả định là không nén được và đẳng nhiệt, do đó phương trình bảo toàn năng lượng không được xem xét trong mô hình này để tối ưu hóa hiệu suất tính toán.

2.4. Mô hình rối SST k – ω [4]

Mô hình *SST* $k-\omega$ là mô hình hai phương trình, giải các phương trình vận chuyển cho động năng rối k và tỷ lệ tiêu tán cụ thể ω. Điểm đặc biệt của mô hình này là sự kết hợp linh hoạt mô hình $k-\omega$ ở vùng gần tường để bắt chính xác các hiện tượng trong lớp biên với mô hình $k-\varepsilon$ ở vùng dòng tự do để tránh sự nhạy cảm của mô hình $k-\omega$ đối với các điều kiện biên đầu vào.

Các phương trình chuyển động của dòng rối được thiết lập như sau:

Phương trình động năng rối (k):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k-Y_k \tag{4}$$

Phương trình tỷ lệ tiêu tán cụ thể (ω):

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho\omega u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_\omega\frac{\partial\omega}{\partial x_j}\right]+G_\omega-Y_\omega+D_\omega \tag{5}$$

Trong đó: G_k và G_ω đại diện cho sự tạo thành; Y_k và Y_ω đại diện cho sự tiêu tán của k và ω; D_ω là thành phần khuếch tán chéo.

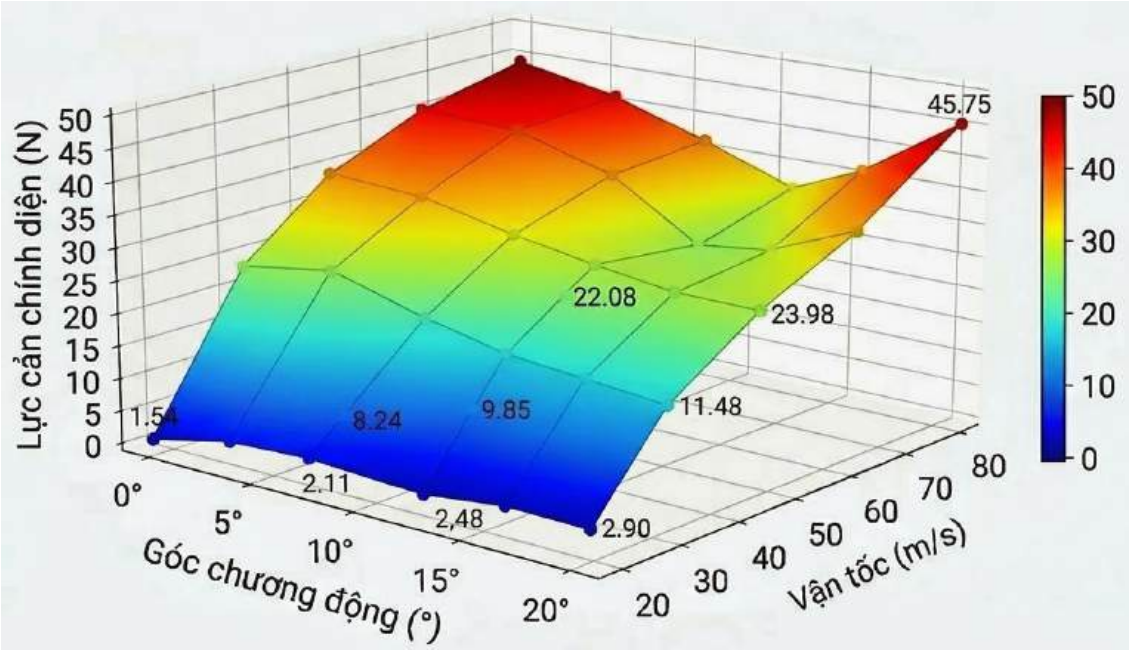
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Lực cản chính diện và hệ số

Bảng 2. Tổng hợp lực cản chính diện 16 trường hợp

Góc (°)	20 m/s (N)	40 m/s (N)	60 m/s (N)	80 m/s (N)
0°	1,54	5,96	13,44	23,98
10°	2,11	8,24	18,64	33,09
15°	2,48	9,85	22,08	39,22
20°	2,90	11,48	25,66	45,75

Kết quả từ Bảng 2 cho thấy cho thấy lực cản chính diện tỉ lệ thuận với cả vận tốc và góc chương động. Ở dải vận tốc thấp (20 m/s), sự chênh lệch lực cản giữa các góc không đáng kể, tuy nhiên khi vận tốc tăng dần lên 80 m/s, lực cản có sự phân hóa rõ rệt: tại góc 0° lực cản là 23,98 N, trong khi tại 20° giá trị này lên tới 45,75 N (tăng gần gấp đôi). Điều này khẳng định góc chương động đóng vai trò quyết định đến diện tích cản gió hiệu dụng của đạn, đặc biệt trong môi trường khí động lực học vận tốc cao. Xu hướng biến thiên của lực cản theo vận tốc tuân thủ quy luật hàm bậc hai ($F_d \approx v^2$), thể hiện mối quan hệ phi tuyến, xấp xỉ theo bình phương vận tốc.

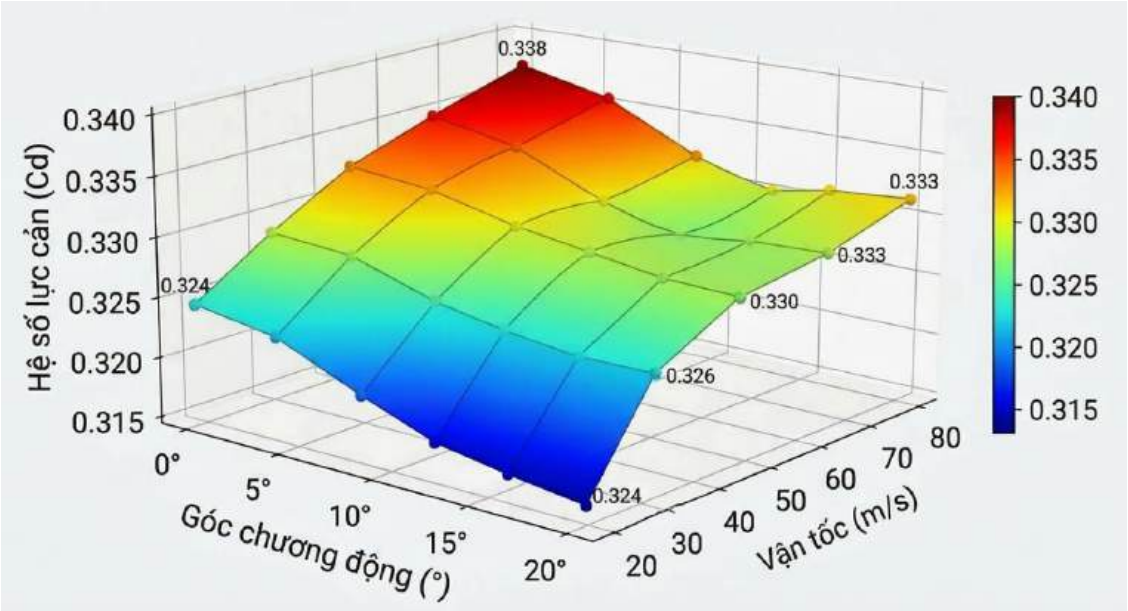


Hình 5. Biểu đồ quan hệ giữa lực cản chính diện với vận tốc, góc chương động dạng 3D

Bảng 3. Tổng hợp hệ số lực cản chính diện 16 trường hợp

Góc (°)	Cd (20 m/s)	Cd (40 m/s)	Cd (60 m/s)	Cd (80 m/s)
0°	0,324	0,320	0,321	0,322
10°	0,325	0,322	0,320	0,319
15°	0,337	0,335	0,334	0,333
20°	0,338	0,335	0,332	0,333

Kết quả từ Bảng 3 cho thấy hệ số lực cản Cd gần như không thay đổi theo vận tốc trong dải khảo sát, với giá trị dao động nhỏ quanh từng góc chương động. Điều này phù hợp với giả thiết dòng không nén khi số Mach nhỏ hơn 0,3. Đồng thời, Cd có xu hướng tăng nhẹ theo góc chương động, từ khoảng 0,32 ở 0° lên khoảng 0,33–0,34 ở 20°. Sự gia tăng này phản ánh ảnh hưởng của phân bố áp suất bất đối xứng và hiện tượng tách dòng khi góc chương động tăng.



Hình 6. Biểu đồ quan hệ giữa hệ số lực cản với vận tốc và góc chương động dạng 3D

Từ 2 bảng kết quả trên cho thấy khi Lực cản (F_d) tăng mạnh theo vận tốc thì hệ số Cd

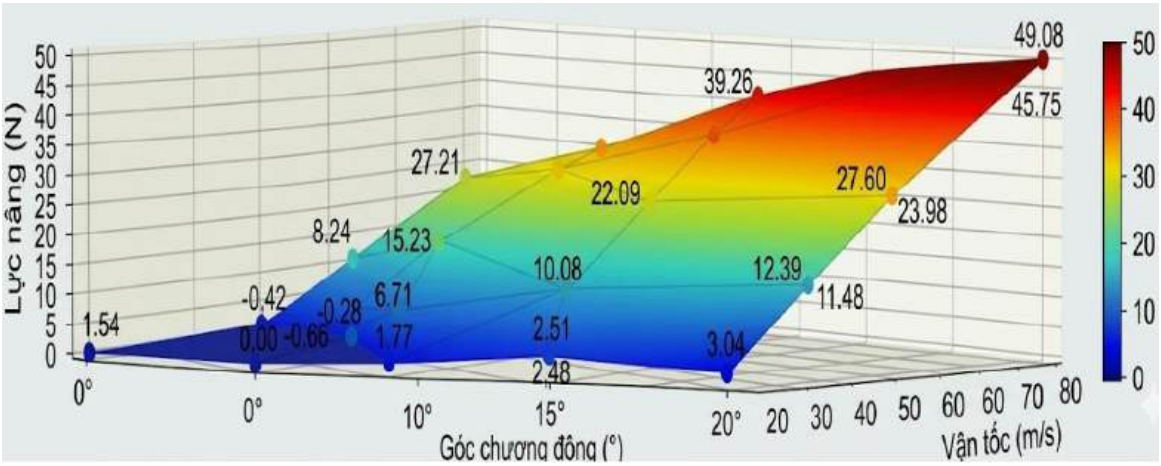
lại biến thiên khá ổn định, điều này chứng tỏ mô hình mô phỏng đúng quy luật vật lý.

3.2. Lực cản nâng

Bảng 4. Tổng hợp lực cản nâng 16 trường hợp

Góc (°)	20 m/s (N)	40 m/s (N)	60 m/s (N)	80 m/s (N)
0°	0,07	-0,42	-0,28	-0,66
10°	1,77	6,71	15,23	27,21
15°	2,51	10,08	22,39	39,26
20°	3,04	12,39	27,6	49,08

Kết quả từ Bảng 4 cho thấy lực nâng của đạn có cánh phụ thuộc chặt chẽ vào vận tốc dòng khí và góc chương động (α). Tại trạng thái đối xứng (α = 0°), lực nâng gần như bằng không và dao động nhỏ quanh giá trị 0. Khi tăng góc chương động, lực nâng tăng mạnh và đạt giá trị cực đại là 49,08 N tại α = 20° và v = 80 m/s. Sự khác biệt về lực nâng giữa các góc chương động trở nên phân hóa rõ rệt khi vận tốc tăng cao: ở 20 m/s, độ chênh lệch lực nâng giữa 10° và 20° chỉ là 1,27 N, nhưng ở 80 m/s, con số này lên tới 21,87 N. Điều này chứng tỏ hiệu suất khí động của hệ cánh đạn được phát huy tối đa ở vùng vận tốc cao, tạo ra lực nâng đáng kể giúp ổn định quỹ đạo và kéo dài tầm bay của đạn sau khi rời thiết bị bay không người lái (UAV). Quy luật biến thiên này là cơ sở thực nghiệm quan trọng để tối ưu hóa thiết kế hệ cánh và lập trình thuật toán dẫn đường cho đạn.



Hình 7. Biểu đồ quan hệ giữa lực nâng với vận tốc, góc chương động dạng 3D

3.3. Lực cản bên

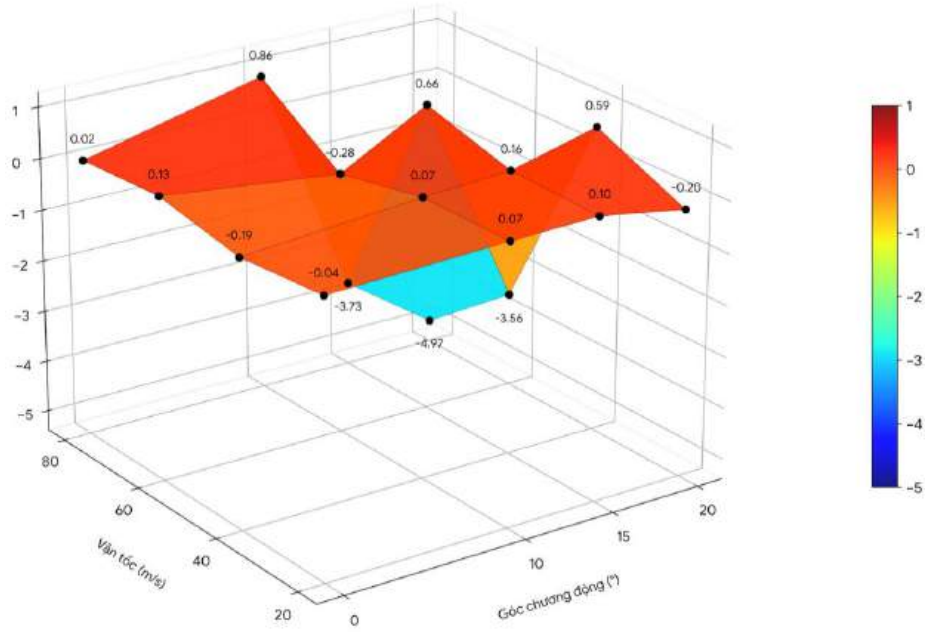
Bảng 5. Tổng hợp lực cản bên 16 trường hợp

Góc (°)	20 m/s (N)	40 m/s (N)	60 m/s (N)	80 m/s (N)
0°	-0,04	-0,19	0,13	0,02
10°	0,065	0,07	-0,28	0,86
15°	0,1	0,16	0,66	-3,73
20°	-0,2	0,59	-3,56	-4,97

Kết quả từ Bảng 5 cho thấy lực cản bên của đạn có cánh có giá trị rất nhỏ so với lực cản chính diện và lực nâng, dao động trong khoảng từ -4,97 N đến 0,86 N. Ở các dải vận tốc thấp và góc chương động nhỏ, lực bên biến thiên không đáng kể và không theo quy luật rõ rệt, điều này phù hợp với tính chất đối xứng của mô hình hình học và điều kiện biên trong bài toán khảo sát. Tuy nhiên, khi vận tốc đạt 80 m/s và góc chương động tăng lên 20°, lực bên xuất hiện xu

hướng tăng dần về giá trị âm (đạt cực đại -4,97 N).

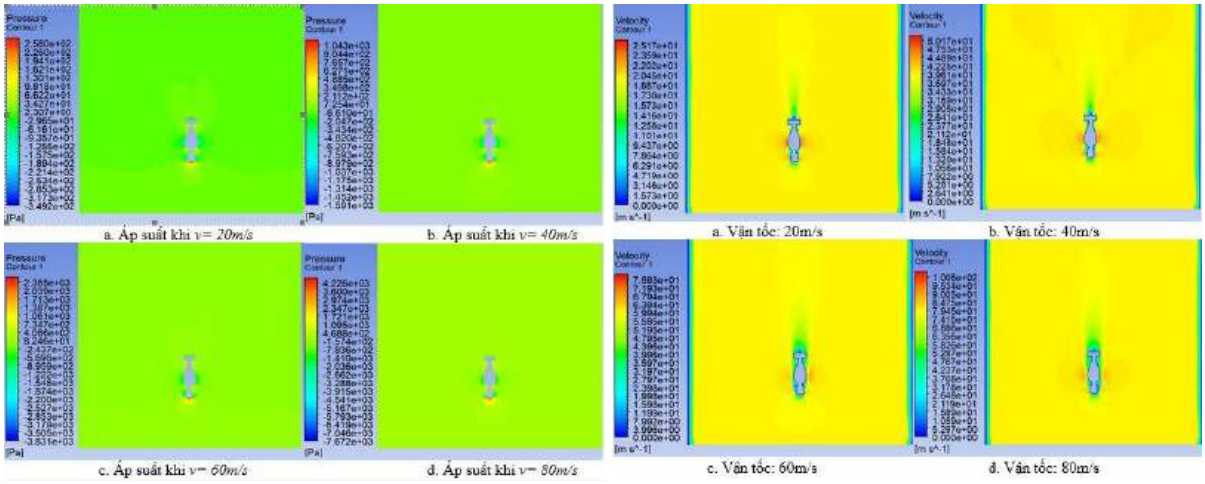
Sự xuất hiện của lực bên trong môi trường mô phỏng đối xứng có thể giải thích do hiện tượng nhiễu loạn dòng chảy khi đi qua hệ cánh và sự hình thành các dòng xoáy không ổn định ở phía sau thân đạn tại các vận tốc cao. Mặc dù giá trị lực bên chiếm tỷ trọng nhỏ (dưới 10% so với lực nâng tại cùng điều kiện), nhưng đây vẫn là thông số cần lưu ý khi đánh giá độ ổn định ngang và hiện tượng đảo hướng của đạn trong quá trình rơi tự do. Kết quả này giúp hoàn thiện bộ số liệu đặc trưng khí động toàn phần, phục vụ việc xây dựng phương trình chuyển động sáu bậc tự do (6-DOF).



Hình 8. Biểu đồ quan hệ giữa lực bên với vận tốc, góc chương động dạng 3D

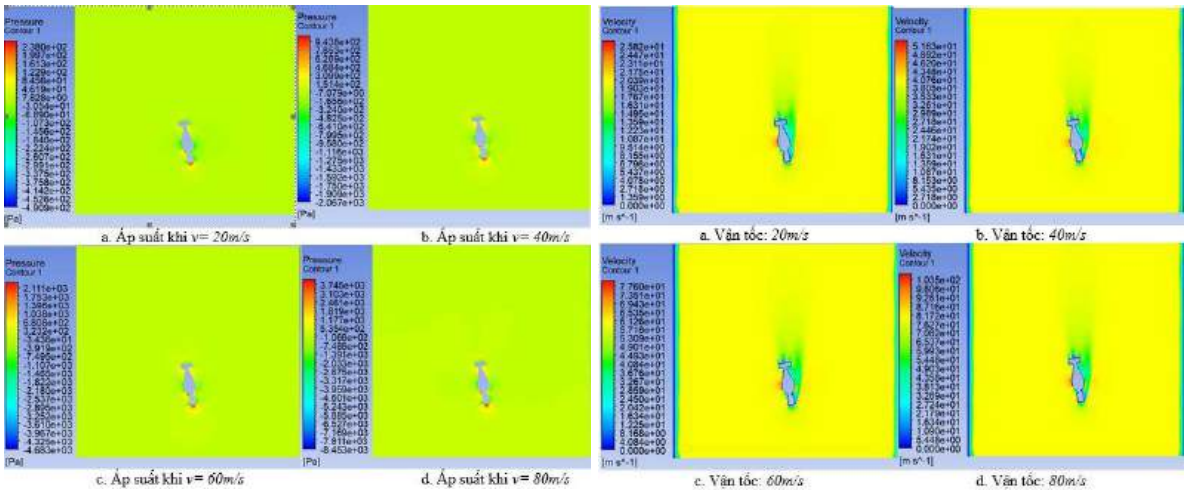
Kết quả một số hình ảnh phân bố áp suất, vận tốc thu được sau khi mô phỏng:

- Trường hợp α = 0°, v = 20 ÷ 80 m/s



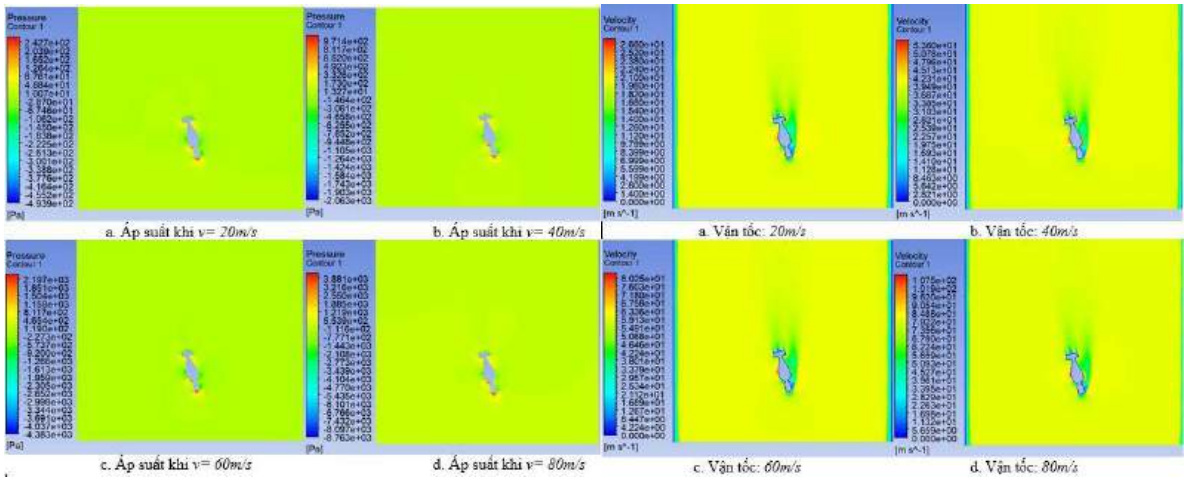
Hình 9. Phân bố dải áp suất, vận tốc

- Trường hợp α = 10°, v = 20 ÷ 80 m/s



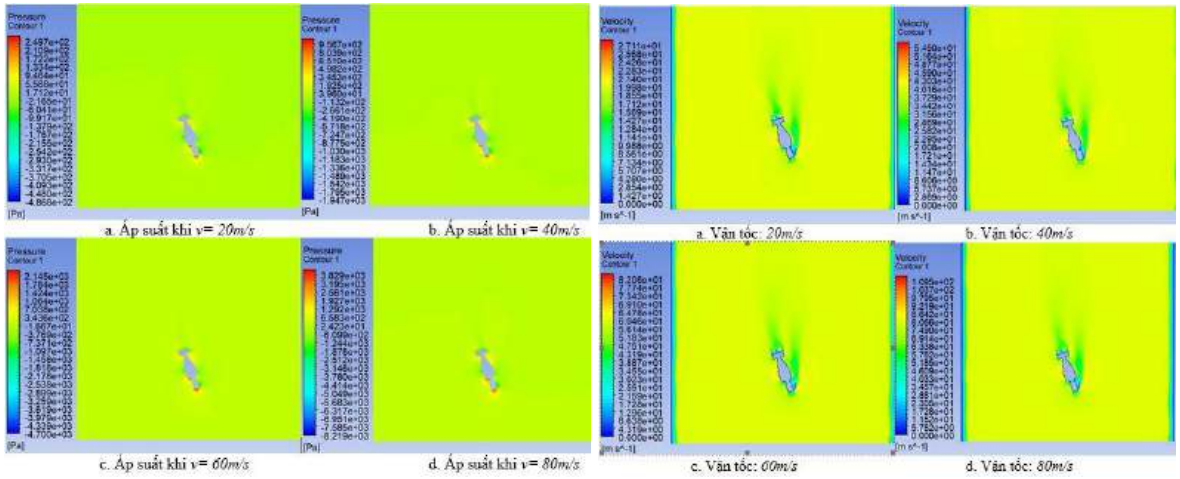
Hình 10. Phân bố dải áp suất, vận tốc

- Trường hợp α = 15°, v = 20 ÷ 80 m/s



Hình 11. Phân bố dải áp suất, vận tốc

- Trường hợp α = 20°, v = 20 ÷ 80 m/s



Hình 12. Phân bố dải áp suất, vận tốc

Kết quả mô phỏng thu được từ 16 trường hợp khảo sát đã phản ánh rõ ràng ảnh hưởng của góc chương động và vận tốc đến đặc trưng khí động của viên đạn có cánh. Nhìn chung, các xu hướng biến thiên của lực cản, lực nâng và lực bên đều phù hợp với quy luật khí động học cổ điển, đồng thời thể hiện tính hợp lý và độ tin cậy của mô hình CFD sử dụng.

Thứ nhất, lực cản chính diện tăng mạnh theo vận tốc và góc chương động, trong đó ảnh hưởng của vận tốc thể hiện rõ theo quy luật bậc hai. Điều này phù hợp với lý thuyết khi lực cản tỷ lệ với bình phương vận tốc dòng chảy. Việc hệ số lực cản Cd gần như không thay đổi theo vận tốc trong dải Mach thấp (M < 0,3) cho thấy giả thiết dòng không nén được là hoàn toàn phù hợp. Đồng thời, sự gia tăng nhẹ của Cd theo góc chương động phản ánh sự gia tăng diện tích cản hiệu dụng và mức độ tách dòng phía sau đạn.

Thứ hai, lực nâng thể hiện sự phụ thuộc mạnh vào góc chương động. Khi $\alpha = 0°$, lực nâng gần như bằng không do tính đối xứng của dòng chảy. Tuy nhiên, khi góc chương động tăng, đặc biệt từ 10° trở lên, lực nâng tăng nhanh và có xu hướng phi tuyến theo vận tốc. Điều này có thể giải thích bởi sự hình thành chênh lệch áp suất rõ rệt giữa hai phía của thân đạn và cánh, làm tăng hiệu ứng khí động nâng. Tại $\alpha \geq 15°$, các kết quả phân bố áp suất và vận tốc cho thấy xuất hiện hiện tượng tách dòng và xoáy phía sau thân đạn, làm gia tăng đáng kể lực nâng.

Thứ ba, lực bên tuy có giá trị nhỏ hơn nhiều so với lực cản và lực nâng, nhưng lại có ý nghĩa quan trọng trong đánh giá ổn định ngang của đạn. Kết quả cho thấy lực bên bắt đầu xuất hiện rõ rệt tại các góc chương động lớn và vận tốc cao, đặc biệt ở $\alpha = 20°$ và v = 80 m/s. Sự xuất hiện của lực bên trong mô hình đối xứng cho thấy dòng chảy đã mất ổn định và xuất hiện các cấu trúc xoáy bất đối xứng phía sau đạn. Đây là một đặc trưng quan trọng cần được xem xét trong các mô hình động lực học 6 bậc tự do (6DOF).

Ngoài ra, các hình ảnh phân bố áp suất và vận tốc cho thấy khi góc chương động tăng, vùng áp suất thấp phía sau đạn mở rộng, đồng thời vùng xoáy phát triển mạnh hơn và có xu hướng lệch trục. Điều này không chỉ làm tăng lực khí động mà còn ảnh hưởng trực tiếp đến mô-men khí động, từ đó tác động đến ổn định quỹ đạo bay.

Tổng hợp các kết quả cho thấy từ ngưỡng góc chương động khoảng 15° trở lên, các hiện tượng khí động phi tuyến và mất đối xứng bắt đầu chiếm ưu thế. Đây là vùng làm việc cần đặc biệt lưu ý trong thiết kế và điều khiển đạn thả từ UAV nhằm đảm bảo ổn định bay và độ chính xác.

4. Kết luận

Bài báo đã tiến hành khảo sát ảnh hưởng của góc chương động đến đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV thông qua mô phỏng số CFD với 16 trường hợp vận tốc và góc khác nhau. Các kết quả chính có thể rút ra như sau:

- Lực cản chính diện tăng mạnh theo vận tốc và góc chương động, trong khi hệ số lực cản Cd gần như không thay đổi theo vận tốc trong dải khảo sát, phù hợp với giả thiết dòng không nén.

- Lực nâng gần như bằng không tại góc chương động bằng 0°, nhưng tăng nhanh khi góc tăng, đặc biệt rõ rệt ở vùng vận tốc cao, đóng vai trò quan trọng trong việc ổn định và kéo dài quỹ đạo bay.

- Lực bên có giá trị nhỏ nhưng xuất hiện rõ rệt tại các góc chương động lớn và vận tốc cao, phản ánh sự mất đối xứng của dòng chảy và có ảnh hưởng đến ổn định ngang của đạn.

- Từ góc chương động khoảng 15° trở lên, xuất hiện các hiện tượng khí động phi tuyến như tách dòng mạnh và xoáy bất đối xứng, làm gia tăng đáng kể các lực khí động và ảnh hưởng đến đặc tính bay.

Kết quả nghiên cứu đã cung cấp bộ dữ liệu khí động đầy đủ và có độ tin cậy cao, làm cơ sở cho việc xây dựng mô hình động lực học 6 bậc tự do (6DOF) và tối ưu hóa thiết kế hình dạng khí

động của đạn thả từ UAV trong các nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Wang, J., et al. (2022). *Development of Small Diameter Bombs for Unmanned Aerial Systems*. Journal of Defense Technology.
2. Nguyễn Trọng Khuyên và các cộng sự. (2021). *Nghiên cứu ảnh hưởng của góc tấn đến đặc tính khí động của UAV cánh cố định*. Tạp chí Khoa học và Công nghệ – Đại học Công nghiệp Hà Nội.
3. Trần Văn Định, (2005), Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân, Học viện Kỹ thuật quân sự
4. Nguyen, T. V., Doan, M. T., Vu, M. H., Vu, V. C., Luu, D. L., & Ha, S. T. (2024, September). Numerical Study on the Aerodynamic Characteristics of a Wings-Stabilized Moving Projectile. In International Conference on Material, Machines and Methods for Sustainable Development (pp. 613-620). Cham: Springer Nature Switzerland.
5. Kumar, R., & Seshadri, V. (2016). *Prediction and Analysis of the Aerodynamic*. International Journal of Aerospace Engineering.
6. Khan, A. et al. (2022). *Numerical and Experimental Analysis of Drag and Lift on Bullet*. MDPI – Computational Fluid Dynamics study on bullet aerodynamics.
7. Bùi Xuân Sơn. (2023). *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, NXB Quân đội Nhân dân.
8. ANSYS, Inc. (2011). *ANSYS Workbench User's Guide*. ANSYS Inc.
9. ANSYS, Inc. (2011). *Introduction to ANSYS Explicit Dynamics*. ANSYS Inc.

Investigation of the influence of angle of attack on the aerodynamic characteristics of finned projectiles released from UAV using numerical simulation

***Abstract**: This paper investigates the influence of angle of attack on the aerodynamic characteristics of finned projectiles released from UAVs within a velocity range of 20–80 m/s using CFD simulation. A three-dimensional model is developed and solved in ANSYS Fluent under incompressible flow assumptions, employing the SST k-ω turbulence model and high-quality polyhedral mesh for accuracy. A total of 16 cases are analyzed, corresponding to four angles of attack (0°, 10°, 15°, 20°) and four velocity levels. The results show that drag, lift, and side forces increase with both velocity and angle of attack. Drag follows a quadratic relationship with velocity, while the drag coefficient remains nearly constant in the low Mach regime. Lift increases significantly with angle of attack due to asymmetric pressure distribution. Notably, flow separation and asymmetric vortices appear at α ≥ 15°, leading to increased aerodynamic forces and affecting flight stability. The findings provide a basis for 6DOF simulations and aerodynamic optimization of UAV-released munitions.*

Keywords: Aerodynamic simulation, angle of attack, finned projectile, UAV, ANSYS Fluent, CFD.

Nghiên cứu quá trình nổ của lựu đạn sát thương, nổ tạo hình đa nhân bằng phương pháp mô phỏng số

Nguyễn Trung Nhân[1], Đỗ Văn Minh[1], Bùi Xuân Sơn[1], Phạm Hữu Nguyên[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Trường Sỹ quan Kỹ thuật quân sự

Email: trungnhan01@gmail.com; Tel: 0707926851

Tóm tắt

Bài báo xác định một số chỉ tiêu chiến kỹ thuật cơ bản và lựa chọn phương án kết cấu cho lựu đạn sát thương, xây dựng mô hình toán học và mô phỏng quá trình nổ và hình thành nhân va đập của lựu đạn nổ tạo hình đa nhân trên phần mềm Ansys Autodyn. Kết quả mô phỏng cho phép xác định được các tham số của nhân va đập, đồng thời cho thấy với kết cấu ứng dụng đạn tạo hình đa nhân cỡ nhỏ cho lựu đạn sát thương cho số mảnh văng hiệu quả. Mặt khác những kết quả này cung cấp cơ sở toán học và lý thuyết cho công tác thiết kế, chế tạo và đánh giá hiệu năng lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp trong ứng dụng thực tế.

Từ khóa: *MEFP; lựu đạn; đạn nổ tạo hình; mô phỏng; xuyên giáp.*

1. Đặt vấn đề

Lựu đạn sát thương thông thường tiêu diệt mục tiêu chủ yếu bằng các mảnh văng được tạo ra khi phát nổ. Tuy nhiên, đối với mục tiêu sinh lực được trang bị phương tiện bảo hộ cá nhân, chỉ các mảnh văng thông thường hiệu quả tiêu diệt mục tiêu không cao. Để tiêu diệt mục tiêu sinh lực được trang bị phương tiện bảo hộ cá nhân các mảnh văng từ lựu đạn cần phải có động năng lớn hơn. Có hai cách để tăng động năng của mảnh văng: (1) tăng khối lượng của mảnh hoặc (2) tăng vận tốc bay của mảnh [1, 2]. Nếu tăng khối lượng mảnh, vận tốc bay của mảnh sẽ giảm, ngược lại, nếu giảm khối lượng mảnh, vận tốc của mảnh có thể tăng ở một mức độ nào đó, nhưng khả năng xuyên phá giáp của mảnh nhẹ vẫn rất hạn chế. Trong thực tế, lựu đạn khi nổ tạo ra rất nhiều mảnh văng, và dù nhiều mảnh có thể trúng mục tiêu, động năng của mỗi mảnh thường quá nhỏ để xuyên qua phương tiện bảo hộ cá nhân.

Trên nền tảng đó có những nghiên cứu để nâng cao uy lực như: Khía mảnh bên trong vỏ lựu đạn, ghép các lớp thép đã khía mảnh, ví dụ: Lựu đạn РГ – 42 Liên Xô; lựu đạn cầu Việt Nam; lựu đạn РГД – 5 Liên Xô. Sử dụng thuốc nổ có uy lực lớn, ví dụ: Lựu đạn cầu Việt Nam, lựu đạn chạm nổ Việt Nam (thuốc nổ ТГ – 50) [1]. Từ những năm 1980, các nhà nghiên cứu trên khắp thế giới đã nghiên cứu đạn tạo hình đa nhân – multiple explosively formed projectile (MEFP) [3]. Ý tưởng đặt ra là thiết kế lựu đạn theo cấu hình MEFP. Mặc dù số lượng mảnh văng cuối cùng bị hạn chế, nhưng vận tốc các mảnh có thể rất cao. Với việc cải tiến độ chính xác của ngòi nổ cận đích, xác suất một số ít mảnh xuyên định hình trúng mục tiêu tăng lên, nhờ đó hiệu quả tiêu diệt binh lính đối phương trang bị phương tiện bảo hộ cá nhân tăng cao.

2. Xác định một số chỉ tiêu chiến kỹ thuật cơ bản và lựa chọn phương án kết cấu cho lựu đạn

Lựu đạn cầm tay hiện đại thường có hình dạng cầu, bầu dục hoặc trụ tròn để thuận tiện khi cầm ném. Kích thước lựu đạn được thiết kế phù hợp với bàn tay người trưởng thành trung bình; khối lượng của các loại lựu đạn phân mảnh nằm trong khoảng từ khoảng 180 g (ví dụ loại lựu đạn mini HG 86 của Áo) đến 765 g (như lựu đạn No.36M Mk.I của Pakistan), với đường kính thân lựu đạn dao động từ 43 mm đến 82 mm tùy loại [4]. Nghiên cứu thực nghiệm về ảnh

hưởng của hình dạng, khối lượng và đường kính tới tính năng sử dụng lựu đạn cho thấy rằng khối lượng khoảng 300 g là tối ưu cho tầm ném xa và độ chính xác cao khi khác biệt đường kính (trong khoảng 55 – 65 mm) hầu như không ảnh hưởng đáng kể đến tầm ném [9].

Bán kính sát thương hiệu quả của lựu đạn (khoảng cách mà trong đó các mảnh văng có thể gây thương vong) thường vào khoảng 5 – 20 m, nghĩa là khoảng 50 % số người trong vòng bán kính 15 m tính từ vụ nổ có thể bị thương vong do lựu đạn [5]. Bên cạnh đó, lựu đạn M26 của Mỹ (loại phân mảnh điển hình) có khối lượng tổng cộng 465 g (chứa 160 g thuốc nổ loại Composition B) và khi nổ tạo ra khoảng 1.000 mảnh văng nhỏ (mỗi mảnh nặng khoảng 0,2 g); các mảnh văng này có thể bắn ra xa tới khoảng 230 m tính từ điểm nổ [6]. Điều này cho thấy mặc dù vùng sát thương tập trung của lựu đạn chỉ vài chục mét nhưng bán kính nguy hiểm khoảng cách rất lớn.

Để bảo đảm an toàn cho người sử dụng, lựu đạn phải được ném ra xa hơn bán kính sát thương của chính nó. Do đó, khối lượng và kích cỡ lựu đạn được thiết kế sao cho người lính trung bình có thể ném đi đủ xa (thường yêu cầu tối thiểu từ 30 – 40 m) [7]. Nếu lựu đạn quá nặng, tầm ném sẽ bị giảm, khiến người ném có nguy cơ nằm trong vùng sát thương của chính quả lựu đạn đó [7]. Trong thực tế chiến đấu, có sự phân chia giữa lựu đạn phòng ngự và lựu đạn tấn công. Lựu đạn tấn công là loại lựu đạn được đặc trưng bởi hiệu ứng nổ của chúng nhằm chặn đứng đối phương và tạo ra hiệu ứng mảnh văng dày đặc trong thời gian rất ngắn với bán kính không quá 20 m, bằng cách chế tạo vỏ lựu đạn khi gây tác dụng tạo ra mảnh nhỏ. Nhờ đó, người sử dụng không phải ẩn nấp và có thể vừa vận động vừa sử dụng lựu đạn. Lựu đạn phòng ngự là loại lựu đạn được thiết kế để ném ở những vị trí mà người sử dụng có vật che chắn, không nằm trong bán kính sát thương của lựu đạn. Khác với lựu đạn tấn công, nó có hiệu ứng mảnh văng cao hơn và mảnh văng có động năng lớn, tầm hiệu quả trên 100 m. Sau Thế chiến II, xu hướng thiết kế lựu đạn là nhỏ gọn nhưng vẫn đảm bảo uy lực để trang bị cho hầu hết các lực lượng chiến đấu, sử dụng cả trong chiến đấu phòng ngự và chiến đấu tiến công [7].

Một yếu tố kỹ thuật quan trọng trong thiết kế lựu đạn phân mảnh là lựa chọn số lượng và kích thước các mảnh văng. Số lượng mảnh văng càng nhiều thì xác suất trúng mục tiêu càng cao, nhưng nếu mỗi mảnh quá nhỏ thì năng lượng và khả năng gây thương tích sẽ giảm nhanh theo khoảng cách [8]. Ngược lại, các mảnh lớn hơn mang nhiều năng lượng hơn nhưng số lượng ít sẽ làm giảm xác suất trúng đích. Vì vậy, nhà thiết kế phải cân bằng giữa số lượng và kích thước mảnh văng để đạt được vùng sát thương và xác suất trúng mục tiêu như mong muốn [8]. Thông thường, các lựu đạn kiểu cũ ví dụ như mẫu (No.36 hay M26) sử dụng vỏ gang tạo mảnh lớn nên mỗi mảnh có uy lực cao nhưng bán kính sát thương hạn chế, trong khi nhiều mẫu lựu đạn phân mảnh hiện đại sử dụng lượng lớn các bi thép nhỏ làm mảnh văng định hình sẵn, giúp tăng xác suất trúng mục tiêu mặc dù mỗi mảnh đơn lẻ có thể giảm uy lực ở khoảng cách xa [8].

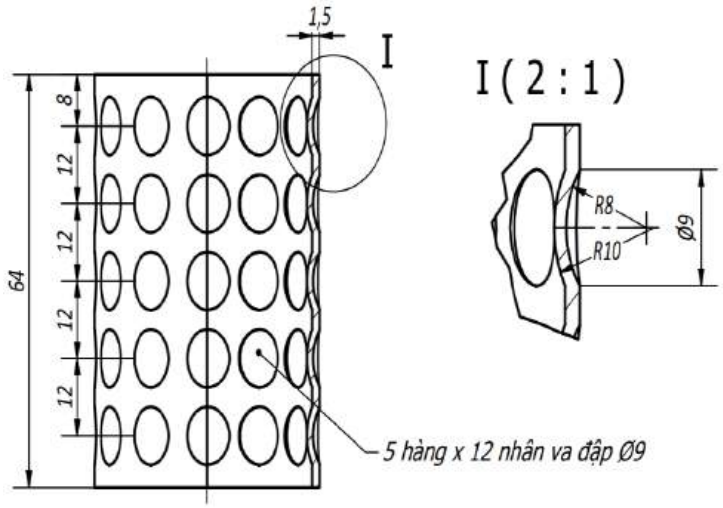
Hiện nay, nghiên cứu về các đầu đạn MEFP có thể chia thành hai hướng chính tuỳ theo phương phân tán của các mảnh xuyên được hình thành. Hướng thứ nhất: Lớp lót được bố trí dọc theo trục thuốc nổ khi nổ sẽ tạo ra các EFP (Explosively Formed Projectile – đạn nổ tạo hình) bay theo phương trục của thuốc nổ [9, 10]. Hướng thứ hai: Lớp lót được bố trí dọc theo chu vi xung quanh thuốc nổ, các EFP sẽ bay theo phương hướng tâm (phương bán kính) của thuốc nổ [11, 12].

Qua khảo sát các nghiên cứu về đầu đạn MEFP trong các tài liệu [9-13], có hai đặc

điểm chung nổi bật: (1) thành của vỏ đạn và lớp lót có độ dày bằng nhau và (2) lớp lót được thiết kế tách rời khỏi vỏ phần chiến đấu. Đối với lựu đạn có sản lượng sử dụng lớn, nếu thiết kế lớp lót tách rời khỏi phần vỏ, kích thước lớp lót rất nhỏ sẽ gây khó khăn và giảm hiệu quả trong sản xuất hàng loạt. Ngược lại, nếu thiết kế tích hợp lớp lót liền với vỏ lựu đạn, quy trình sản xuất sẽ được đơn giản hóa và hiệu suất sản xuất được nâng cao.

3. Mô hình bài toán nổ của lựu đạn nổ tạo hình đa nhân

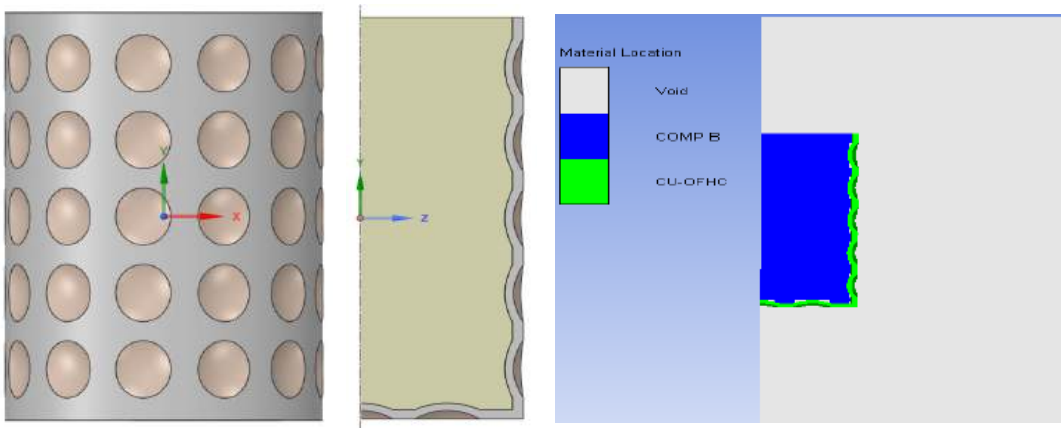
3.1. Mô hình hình học



Hình 1. Mô hình hình học lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

Kết cấu lựu đạn thực tế gồm ngòi, thuốc nổ, vỏ lựu đạn. Trong phạm vi bài báo, để đơn giản hoá bài toán, nhưng vẫn không giảm tính tổng quát, xem xét phần chiến đấu gồm 02 phần tử: Thuốc nổ và vỏ lựu đạn. Với chiều cao phần chiến đấu 64 mm, đường kính 45 mm, các lớp lót được sắp xếp dọc theo chu vi vỏ lựu đạn, tổng cộng 5 hàng dọc, mỗi hàng 12 lớp lót, tổng cộng 60 phân tố xuyên (Hình 1).

3.2. Mô hình mô phỏng



Hình 2. Kết cấu, mô hình phần tử hữu hạn lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

Để giảm khối lượng tính toán mô phỏng số, dựa trên tính đối xứng của cấu trúc MEFP, mô hình phần tử hữu hạn một phần tư thể hiện trong Hình 2 được chia thành 3 phần: Thuốc nổ, vỏ và lớp lót, miền không khí. Trong đó thuốc nổ và không khí sử dụng lưới Euler, còn vỏ và lớp lót sử dụng lưới Lagrange, tất cả đều là phần tử rắn lục giác với tám nút. Ngoài ra, thuật toán Euler đa vật liệu được sử dụng để mô phỏng quá trình nổ của lựu đạn.

3.3. Mô hình vật liệu

Trong mô hình phần tử hữu hạn của lựu đạn, thuốc nổ được chọn là CompB. Thuốc nổ được xem là chất đàn hồi dẻo lý tưởng tuân theo quy luật chảy Mises, sau khi nổ sẽ biến thành chất khí và được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL (Jones – Wilkins – Lee) [14]. Các tham số vật liệu của thuốc nổ CompB được trình bày ở Bảng 1.

Bảng 1. Thông số vật liệu của thuốc nổ CompB

Thuốc nổ	ρ (g/cm^3)	D (m/s)	P_{CJ} (Gpa)	E (GJ/kg)	A (GPa)	B (GPa)	R_1	R_2	ω
CompB	1,717	7980	29,5	5	524,23	7,678	4,2	1,1	0,34

Biểu thức áp suất tổng quát của phương trình JWL [15]:

$$p = A(1-\frac{\omega}{R_1V})e^{-R_1V} + B(1-\frac{\omega}{R_2V})e^{-R_2V} + \frac{\omega E}{V} \quad (1)$$

Trong đó A, B, R_1, R_2, ω là các hằng số thực nghiệm, p là áp suất sản phẩm nổ, V là thể tích tương đối, ρ là mật độ ban đầu của thuốc nổ, D là tốc độ nổ, P_{CJ} là áp suất nổ và E là nội năng riêng.

Vỏ lựu đạn là đồng CU – OFHC có tính đàn dẻo nhưng chịu tải trọng va đập và biến dạng ở tốc độ cao nên sử dụng phương trình trạng thái Shock và mô hình bền Steinberg-Guinan. Các thông số được cho trong Bảng 2, Bảng 3 [16].

Phương trình trạng thái Shock [17] có các phương trình Rankine – Hugoniot mô tả các điều kiện bước nhảy. Các phương trình này xác định một mối quan hệ bất kỳ giữa 2 biến trong các biến ρ (mật độ), p (áp suất), e (năng lượng), u_p (vận tốc phần tử) và U (vận tốc lan truyền sóng va đập). Trong hầu hết các loại vật liệu rắn và một số loại chất lỏng, U và u_p có mối quan hệ: $U = c_0 + su_p$ với c_0 và s là các hệ số. (2)

Công thức Mie – Gruneisen của phương trình trạng thái dựa vào hàm Hugoniot có dạng:

$$p = p_H + \Gamma\rho(e - e_H) \quad (3)$$

Trong đó giả thuyết rằng $\Gamma\rho = \Gamma_0\rho_0$ và $p_H = \frac{\rho_0 c_0^2 \mu(1+\mu)}{[1-(s-1)\mu]^2}$; $e_H = \frac{1}{2}\frac{\rho_H}{\rho_0}\left(\frac{\mu}{1+\mu}\right)$; (4)

Với Γ là hệ số Gruneisen; ρ_0 là mật độ ban đầu của vật liệu; $u = \rho/\rho_0 - 1$;

p_H, ρ_H, e_H là áp suất, mật độ và năng lượng tại điểm Chapman – Jouguet.

Mô hình tăng bền Steinberg – Guinan: Theo tài liệu [17], mô hình này được Steinberg – Guinan đưa ra năm 1978 để mô tả tính chất vật liệu khi tốc độ biến dạng rất lớn (hơn 10^5 s^{-1}), khi đó tốc độ biến dạng ảnh hưởng đến tính năng bền của vật liệu. Các thông số mô đun trượt G và giới hạn chảy đều tăng khi tăng áp suất và giảm khi tăng nhiệt độ.

Mô đun trượt và giới hạn chảy được xác định như sau:

$$G = G_0\left\{1 + \left(\frac{G_p'}{G_0}\right)\frac{p}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_T'}{G_0}\right)(T-300)\right\} \quad (5)$$

$$\sigma_c^d = \sigma_c^0\left\{1 + \left(\frac{(\sigma_c^d)_p'}{\sigma_c^0}\right)\frac{p}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_T'}{G_0}\right)(T-300)\right\}(1+\beta\varepsilon^p)^n \quad (6)$$

Và phụ thuộc vào: $\sigma_c^0(1+\beta\varepsilon^p)^n \le \sigma_{c\max}^d$. (7)

Trong đó:

T – Nhiệt độ vật liệu; p – Áp suất; ε^p – Biến dạng dẻo hiệu quả;

G, σ_c^d – Mô đun trượt và ứng suất chảy khi chịu tải trọng động;

G_0, σ_c^0 – Mô đun trượt và ứng suất chảy tại trạng thái tham chiếu;

β, n – Hằng số vật liệu; η – Tỷ số nén v_0 / v;

$G_p^{'}, G_T^{'}, (\sigma_c^d)_p^{'}$ – Đạo hàm của G và σ_c^d theo p, T.

Bảng 2. Các thông số phương trình trạng thái Shock của CU – OFHC

ρ (g/cm^3)	Γ	C_1 (cm.μs^{-1})	S_1	C_2 (cm.μs^{-1})	S_2	VE / v_0	VB / v_0
8,93	2,02	0,394	1,489	0	0	0	0

Bảng 3. Các thông số mô hình tăng bền Steninberg-Guinan của CU – OFHC

G (GPa)	σ_c^0 (MPa)	$\sigma_{c\max}^d$ (Mpa)	β	n	$G_p^{'}$	$G_T^{'}$ (MPa/^{o}C)	$(\sigma_c^d)_p^{'}$	T_{nc} (K)
47,7	120	640	36	0,45	1,35	-17,98	0,003396	1790

Mô hình Mat_Null được áp dụng cho mô phỏng không khí. Thông số vật liệu không khí thể hiện ở Bảng 4. Phương trình trạng thái dùng đa thức tuyến tính, tương ứng mô hình Eos_Linear_Polynomial và phần tử sử dụng là Euler grid – phù hợp với môi trường khí động.

Bảng 4. Thông số vật liệu của không khí

ρ (g/cm^3)	γ	C_p (kJ/kg.k)	Cv (kJ/kg.k)	T (K)	E_0 (kJ/kg^{-1})
1,225	1,4	1,005	0,718	288,2	7,678

3.4. Điều kiện biên, điều kiện đầu

Điều kiện đầu: Thời điểm ban đầu giả sử rằng vật liệu vỏ lựu đạn và chất nổ không có biến dạng, không có ứng suất và không chuyển động. Khi đó có các điều kiện đầu sau đây:

$$v_i(x_i,0) = v_0;\ \rho(x_i,0) = \rho;\ \sigma_{ij}(x_i,0) = 0 \quad (8)$$

$$\varepsilon_{ij}(x_i,0) = 0;\ E(x_i,0) = E_0 \quad (9)$$

Điều kiện biên: Trên bề mặt tiếp xúc giữa vỏ lựu đạn, thuốc nổ, không khí cần phải đặt điều kiện tiếp xúc. Về mặt vật lý các điều kiện biên trên bề mặt này bị khống chế bởi vận tốc chuyển động của các điểm nằm trên bề mặt tiếp xúc, các điểm của bề mặt này không xuyên qua bề mặt của vật kia: $v_1.n = v_2.n$ (10)

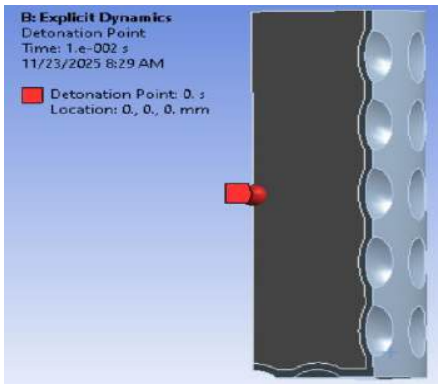
Trong đó: v_1, v_2 là vận tốc của các điểm thuộc vật liệu thứ nhất và thứ hai nằm trên bề mặt tiếp xúc, n là véc tơ pháp tuyến đơn vị tại biên giữa hai môi trường.

Trạng thái ứng suất cũng bị hạn chế, tại các điểm này theo định luật 3 Newton:

$$(\sigma_{ij1} - \sigma_{ij2})\, n^j = 0 \quad (11)$$

Trong đó: $\sigma_{ij1}, \sigma_{ij2}$ là ứng suất tại các điểm trên bề mặt tiếp xúc có cùng toạ độ nhưng lần lượt thuộc vật liệu 1 và vật liệu 2. Mô phỏng số được thực hiện bằng phần mềm ANSYS AUTODYN, sử dụng phương pháp ghép lưới Euler – Lagrange để mô tả đồng thời quá trình

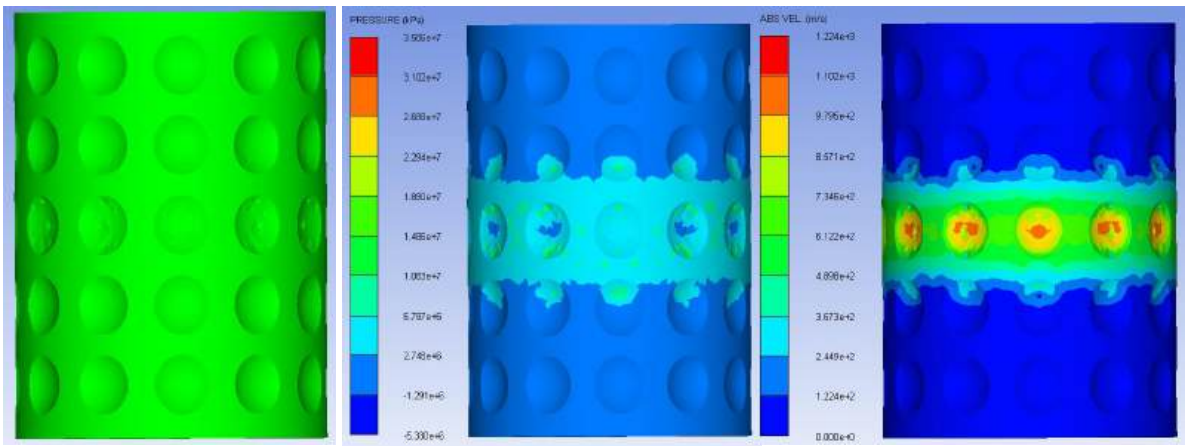
lan truyền sóng nổ và biến dạng dẻo [8, 15]. Phương pháp kích nổ từ tâm khối thuốc nổ.



Hình 3. Điểm đặt tâm nổ trong mô hình mô phỏng

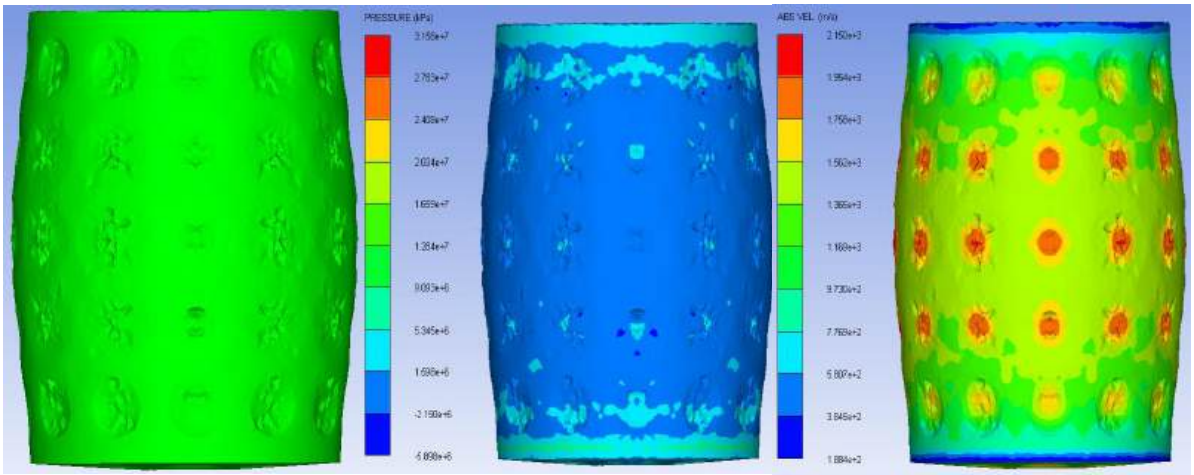
4. Kết quả mô phỏng

Trong mô phỏng số, phương pháp khởi nổ một điểm được sử dụng, đơn vị tính được chọn là mm – ms – g. Kết quả mô phỏng được thể hiện ở các hình sau:



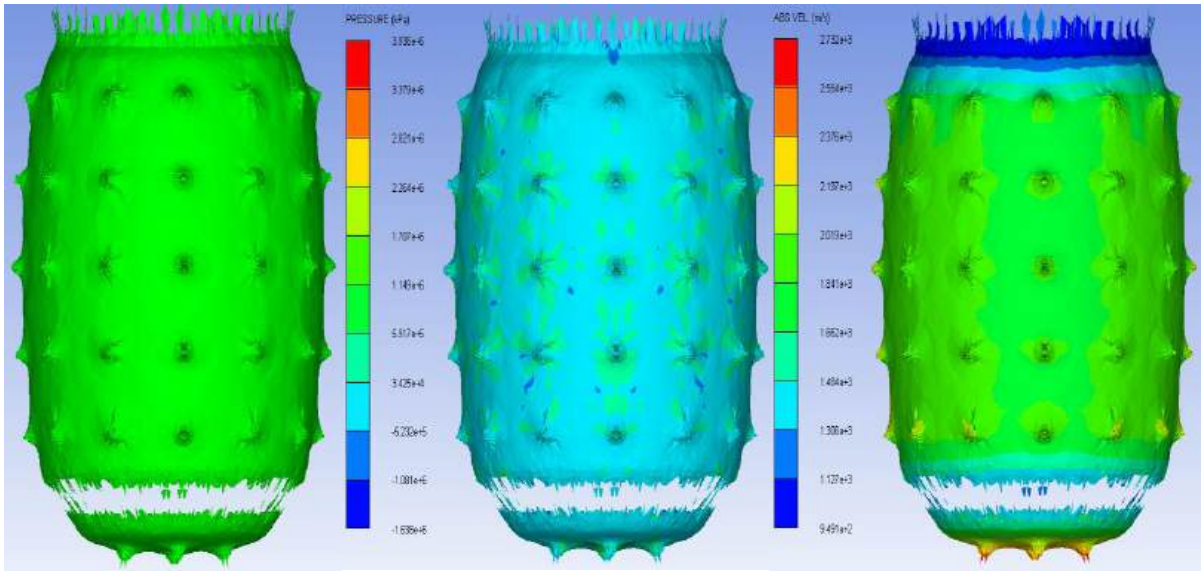
Hình 4. Quá trình nổ tạo mảnh, áp suất, vận tốc tại thời điểm 3 µs

Thời điểm 3 µs (Hình 4): Vỏ và các lớp lót bắt đầu biến dạng ra phía ngoài, các vết nứt ban đầu xuất hiện nhưng nhân va đập chưa thành hình. Trường áp suất cho thấy áp suất cực đại tập trung tại tâm thuốc nổ đạt 6,787 GPa, tao xung lượng lớn lên thành vỏ và lớp lót. Trường vận tốc cho thấy các nhân va đập được gia tốc, vận tốc cục bộ có thể lên tới 2100 m/s, tỉ lệ thuận với độ lớn áp suất.



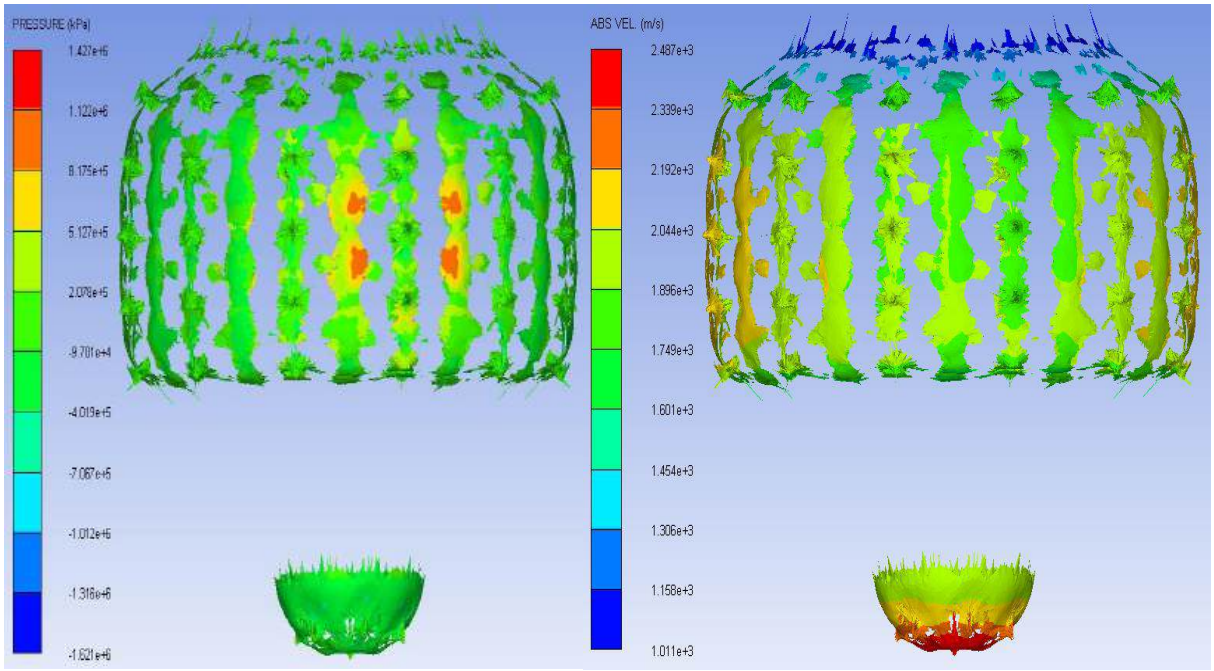
Hình 5. Quá trình nổ tạo mảnh, áp suất, vận tốc tại thời điểm 5 µs

Thời điểm *5 μs* (Hình 5): Mô tả giai đoạn đầu của quá trình nổ, sóng xung kích lan truyền từ tâm nổ đến các lớp lót dọc theo chu vi thân lựu đạn. Áp suất cao nén mạnh phần lớp lót gây ra biến dạng dẻo lớn.



Hình 6. Quá trình nổ tạo mảnh, áp suất, vận tốc tại thời điểm 10 μs

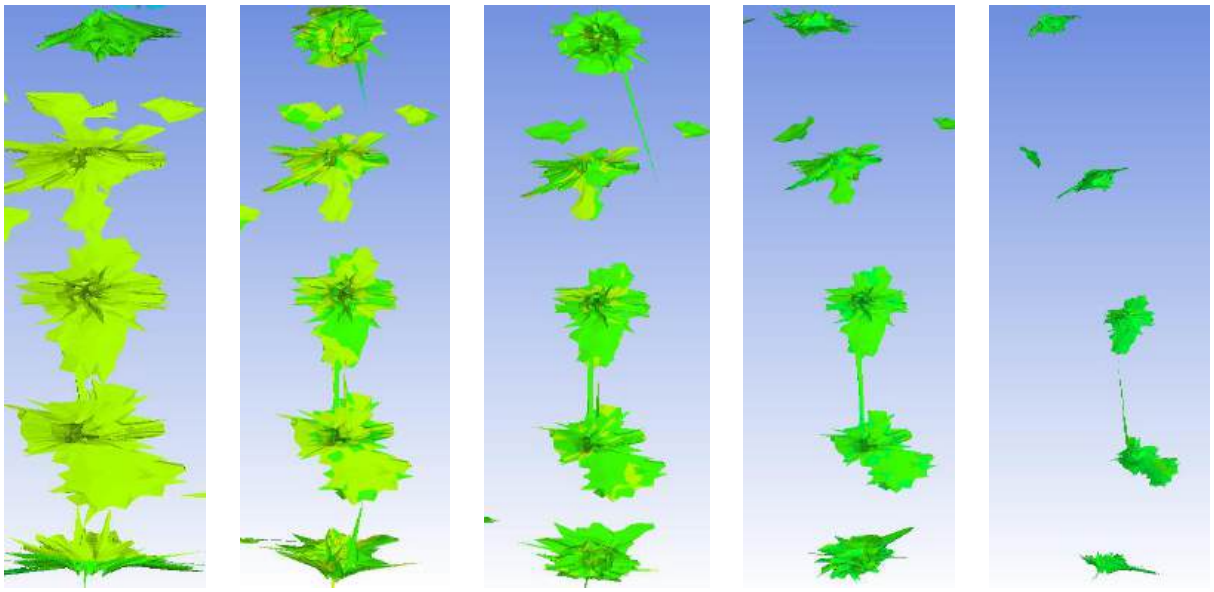
Thời điểm *10 μs* (Hình 6): Sóng xung kích nén bề mặt lớp lót, tạo hình nhân va đập. Áp suất cao khiến phần đáy lựu đạn đứt gãy. Thiết kế bố trí lớp lót theo chu vi giúp các nhân va đập ban đầu tách rời theo phương hướng vòng quanh trục lựu đạn.



Hình 7. Áp suất, vận tốc mảnh văng tại thời điểm 30 μs

Thời điểm 30 μs (Hình 7): Quá trình nổ đã hoàn tất, các nhân va đập đã hình thành đầy đủ và tách rời khỏi thân vỏ. Trường áp suất cho thấy giá trị áp suất dư trong môi trường xung quanh đã suy giảm mạnh, chỉ còn tập trung cục bộ tại một số mảnh đang tương tác với không khí, chứng tỏ năng lượng nổ đã được chuyển hóa chủ yếu thành động năng của mảnh. Trường vận tốc tuyệt đối cho thấy các mảnh và nhân va đập đạt vận tốc cao, tương đối đồng

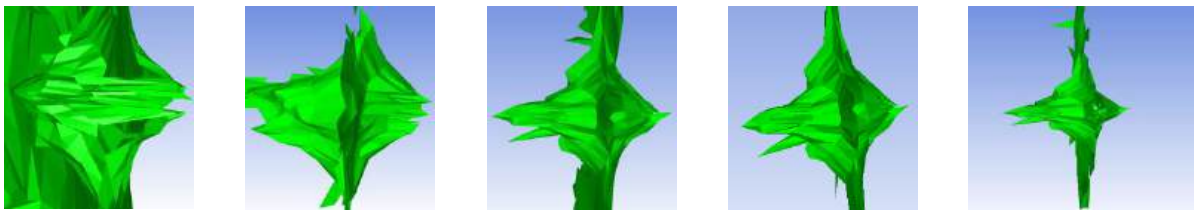
đều theo phương hướng tâm. Vận tốc của nhân va đập lớn hơn so với các mảnh vỏ thông thường điều này khẳng định kết cấu MEFP chu vi đã phát huy hiệu quả, giúp gia tốc các nhân va đập đạt vận tốc lớn, phù hợp với mục tiêu nâng cao khả năng xuyên giáp của lựu đạn.



30 µs 50 µs 70 µs 100 µs 200 µs

Hình 8. Nhân va đập qua các thời điểm khác nhau

Hình 8 thể hiện quá trình bay ổn định và phân tán dần của các nhân va đập. Ở 30–50 µs, các nhân va đập vẫn giữ được hình dạng tương đối gọn, chuyển động theo phương gần thẳng, cho thấy trạng thái khí động chưa gây biến dạng lớn. Tại 70 – 100 µs, các nhân bắt đầu giãn nhẹ, xuất hiện hiện tượng kéo dài theo phương chuyển động. Đến 200 µs nhân va đập suy giảm dần do lực cản không khí khi bay xa nhưng vẫn duy trì được hướng bay và vận tốc.



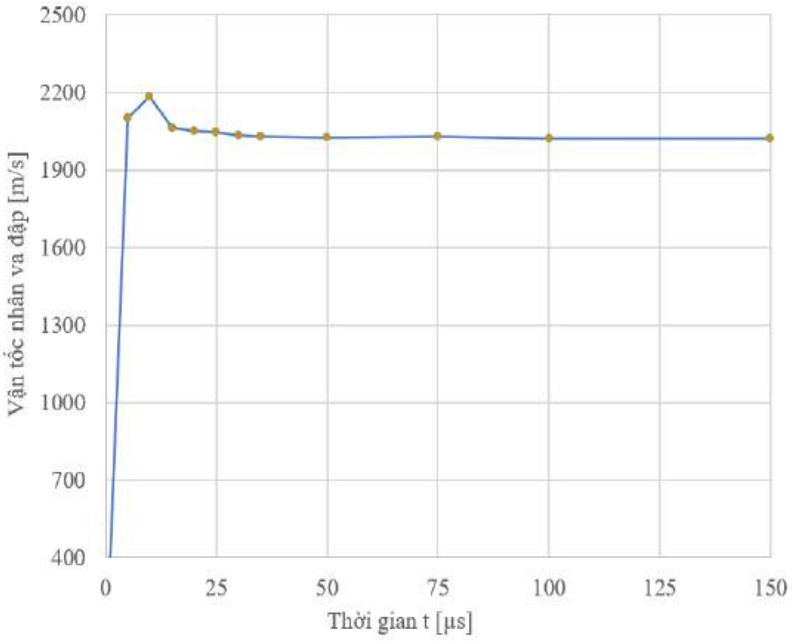
10 µs 30 µs 50 µs 100 µs 200 µs

Hình 9. Nhân va đập điển hình qua các thời điểm khác nhau

Từ Hình 9 mô tả chi tiết quá trình hình thành của một nhân va đập điển hình. Ở 10 – 30 µs, nhân có dạng "cánh hoa" với các mép sắc, phản ánh quá trình tách khỏi lớp lót chưa hoàn toàn ổn định. Tại 50 – 100 µs, nhân kéo dài theo trục chuyển động, hình dạng dần chuyển sang dạng thoi hoặc trụ ngắn – hình thái có lợi cho khả năng xuyên. Ở 200 µs, nhân trở nên mảnh hơn, chiều dài tăng, tiết diện giảm, phù hợp với quy luật bảo toàn động lượng và ảnh hưởng của khí động học.

Bảng 5. Thông số nhân va đập điển hình

Số lượng nhân	Khối lượng nhân va đập (g)	Kích cỡ mảnh (mm)	Vận tốc trung bình (m/s)	$E_r = \frac{mv_{c.m}^2}{2S_m}$ [18] (10^6 J/m^2)
67	1,753	52,97	2019	67,45



Hình 10. Vận tốc nhân va đập điển hình theo thời gian

Đồ thị cho thấy vận tốc nhân va đập tăng rất nhanh trong giai đoạn đầu (0 – 5 µs), đạt giá trị cực đại 2183 m/s do tác động trực tiếp của áp suất sản phẩm nổ lên lớp lót. Sau đó, vận tốc giảm nhẹ và nhanh chóng ổn định ở 2019 m/s từ sau 20 µs, chứng tỏ nhân va đập đã hình thành hoàn chỉnh và chuyển sang trạng thái bay ổn định.

5. Kết luận

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đã sử dụng Ansys/Workbench để chia lưới và đặt điều kiện cho kết cấu lựu đạn sát thương, sau đó dùng Autodyn để mô phỏng quá trình nổ và tạo mảnh hình thành nhân va đập. Kết quả mô phỏng số thoả mãn thực tế, số lượng mảnh hiệu quả sinh ra đáp ứng yêu cầu chiến kỹ thuật hiện nay (60 nhân va đập theo chiều hướng kính và 7 nhân va đập theo chiều đáy lựu đạn) với vận tốc nhân va đập điển hình ổn định ở 2019 m/s từ sau 20 µs và năng lượng riêng của nhân va đập điển hình E_r = 67,45 (10^6 J/m^2).

Kết quả cho phép ứng dụng để giải các bài toán tương tác với mục tiêu, làm cơ sở cho việc tính toán thiết kế đạn dược nổ tạo hình đa nhân, cũng như trong quá trình nghiên cứu, thiết kế và chế tạo các loại lựu đạn thế hệ mới, cũng như phục vụ công tác cải tiến, hiện đại hóa các dòng đạn hiện có trong biên chế trang bị. Hơn thế nữa, kết quả nghiên cứu này mở ra hướng nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số kết cấu đến quá trình tạo mảnh của lựu đạn.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định, (2005). *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007). *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Lu, Y.F.; Li, X.Y.; Lin, Y.L. (2009). *Structure and principle of warhead*. Beijing, China: Science Press.
4. Yuan, C.-K.; Kuo, C.-L. (2006). *Influence of hand grenade weight, shape and diameter on performance and subjective handling properties in relation to ergonomic design considerations*. Applied Ergonomics, 37(1), 113–118.
5. Hubbard, V. (2021). *An Anatomy of a Grenade Attack: Global Trends*. Action on Armed Violence (AOAV).

6. Meel, B. L.; Whyte, T.; Kaswa, R. P. (2009). *Accidental hand grenade blast injuries in the Transkei region of South Africa: A case report*. South African Family Practice, 51(4), 348–350.
7. Reddit – r/WarCollege. (2013). *Why do modern (since WWII) grenades no longer have stick handles.*
8. British Ordnance Collectors Network (BOCN). (2008). *Fragments and hit probability*.
9. Zhao, C.X.; Qian, F.; Xu, J.G.; Cao, H.A.; Ji, C.; Lu, L. (2016). *Effect of Liner Configuration Parameters on Formation of Integral MEFP*. Chinese Journal of Energetic Materials, 24, 485–490.
10. Zhao, C.X.; Ran, D.Y.; Liu, K. (2017). *Effect of Charge Parameters on Formation of Integral Multiple Explosively Formed Projectiles*. Chinese Journal of Energetic Materials, 25, 882–887.
11. Li, P.; Yuan, B.H.; Sun, X.Y. (2017). *Experimental Research on Eccentric Initiation MEFP Warhead*. Acta Armamentarii, 38, 447–453.
12. Liang, Z.G.; Chen, B.X.; Nan, Y.X.; Jiang, J.W.; Ding, L. (2019). *Research on the computing method for the forming velocity of circumferential multiple explosive formed projectiles*. Journal of Defense Modeling and Simulation, 1–12.
13. Cao, M.Y.; Wang, J.X.; Hao, C.J.; Song, H.P.; Zhang, Y.N.; Zhou, L.; Zhou, N.; Tang, K. (2017). *Formation and Penetration Performance of Multi-Explosively Formed Projectiles*. Chinese Journal of High Pressure Physics, 31, 487–493.
14. Guo, H.G.; Zheng, Y.F.; Yu, Q.B.; Ge, C.; Wang, H.F. (2019). *Penetration behavior of reactive liner shaped charge jet impacting steel plates*. International Journal of Impact Engineering, 126, 76–84.
15. Men, J. B., Jiang, J. W., & Wang, S. Y. (2015). *Fundamentals of numerical simulation for explosion and shock problems*. Beijing, China: Beijing Institute of Technology Press.
16. Steinberg, D. J. (1991). *Equation of state and strength properties of selected materials*.
17. Century Dynamics Inc. (2005). *AUTODYN theory manual* (Revision 4.3). Concord, CA, USA.
18. Trần Văn Doanh, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường, (2023). *Đánh giá hiệu quả tác dụng của đạn trong giai đoạn thiết kế*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Structural Design Solutions for a Fragmentation Grenade against Armored Personnel Targets

Abstract: *The paper determines several key tactical–technical parameters and selects a structural design option for a fragmentation grenade. A mathematical model is developed, and the detonation process as well as the formation of explosively formed projectiles in a small-caliber multiple EFP grenade are simulated using ANSYS Autodyn. The simulation results make it possible to determine the main parameters of the formed projectiles and show that the proposed configuration, applying a small-caliber multiple EFP design to a fragmentation grenade, can generate an effective number of damaging fragments. In addition, these results provide a mathematical and theoretical basis for the design, manufacturing, and performance evaluation of anti-personnel fragmentation grenades against armored targets in practical applications.*

Keywords: MEFP; grenade; explosively formed projectile; numerical simulation; armor penetration.

Ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến uy lực lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

Nguyễn Trung Nhân[1], Bùi Xuân Sơn[1], Phan Văn Tuấn[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Phạm Hữu Nguyên[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Trường Sỹ quan Kỹ thuật quân sự

Email: trungnhan01@gmail.com; Tel: 0707926851

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu, lựa chọn và đánh giá mô hình khảo sát ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến uy lực lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp bằng phương pháp mô phỏng số. Mô hình hình học lựu đạn có vỏ đa hốc lõm được xây dựng. Mô phỏng số 3D được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn với ba trường hợp bề dày lớp lót 1 mm, 1,5 mm, 2 mm. Kết quả bài báo cho thấy quá trình nổ phân mảnh, tạo nhân va đập và làm cơ sở đánh giá quy luật ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến uy lực lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp. Có thể ứng dụng phương pháp mô phỏng số này trong nghiên cứu, tính toán, đánh giá hiệu năng lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp trong ứng dụng thực tế.

Từ khóa: *MEFP; lựu đạn; đạn nổ tạo hình; mô phỏng; bề dày lớp lót.*

1. Đặt vấn đề

Lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp áp dụng nguyên lý đạn tạo hình đa nhân – multiple explosively formed projectile (MEFP) [1]. Đạn tạo hình đa nhân MEFP được nghiên cứu nhằm tạo ra nhiều nhân va đập cùng lúc từ một lần nổ, qua đó nâng cao mật độ sát thương và xác suất tiêu diệt mục tiêu, đặc biệt đối với bộ binh có trang bị giáp. Các nghiên cứu gần đây tập trung vào việc tối ưu hình học lớp lót, thiết kế dạng đa lõi, cũng như áp dụng phương pháp khởi nổ đa điểm hoặc khởi nổ chu vi để điều khiển quá trình tạo hình, từ đó cải thiện số lượng, hình thái và vận tốc các nhân va đập thu được [2, 3].

Về mặt cơ sở khoa học, quá trình hình thành MEFP là một bài toán động lực học phi tuyến, liên quan đến biến dạng dẻo lớn của kim loại và sự lan truyền sóng xung kích trong thuốc nổ. Các yếu tố then chốt ảnh hưởng đến kết quả tạo hình gồm: Hình dáng và bề dày lớp lót, tính chất cơ học và vật liệu của lớp lót, phương thức khởi nổ (đơn điểm, đa điểm hay chu vi), cũng như điều kiện biên của vỏ đạn. Các nghiên cứu cho thấy những thông số này quyết định trực tiếp đến hình thái, vận tốc ban đầu và sự phân tán góc bay của các nhân va đập được tạo ra [3-5].

Trong phạm vi của bài báo, tác giả nghiên cứu, phân tích ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến quá trình hình thành nhân va đập, khả năng sát thương qua vận tốc mảnh bằng phương pháp mô phỏng số và năng lượng riêng của mảnh, làm cơ sở cho phân tích, thiết kế, chế tạo mẫu lựu đạn để nâng cao uy lực tiêu diệt sinh lực mang giáp trong giai đoạn hiện nay.

2. Cơ sở đánh giá hiệu quả tác dụng mảnh

Khả năng sát thương mảnh được đánh giá bằng xác suất tiêu diệt mục tiêu khi nó bị trúng một mảnh văng. Các mảnh văng khác nhau về khối lượng và vận tốc có xác suất tiêu diệt mục tiêu khác nhau, thay đổi từ 0 đến 1. Như vậy, xác suất tiêu diệt mục tiêu phụ thuộc vào các đặc trưng năng lượng của mảnh. Đặc trưng năng lượng của mảnh thường được đánh giá bằng năng lượng riêng của mảnh, đó là tỷ số giữa động năng của mảnh văng và diện tích trung bình mặt cắt ngang của mảnh văng [6-8].

Theo [8]: $E_r = \frac{mv_{c.m}^2}{2S_m}$ (1)

Trong đó:

m là khối lượng mảnh văng [g];

$v_{c.m}^2$ là vận tốc chạm của mảnh mảnh văng [m/s];

S_m là diện tích trung bình mặt cắt ngang của mảnh văng [m].

Bài toán được dẫn tới xác định mối quan hệ giữa E_r và xác suất tiêu diệt mục tiêu. Tính phức tạp của quan hệ này phụ thuộc vào đặc tính của mục tiêu. Trường hợp đơn giản nhất là định luật sát thương dạng bậc thang. Như trên đã chỉ ra, tính dễ tổn thương của các mục tiêu phần tử được xác định bằng năng lượng sát thương riêng, năng lượng riêng mà mảnh văng cần có để tiêu diệt mục tiêu. Theo định luật sát thương dạng bậc thang:

$$E_r \geq E_{r.st}, P_1 = 1; E_r < E_{r.st}, P_1 = 0 \quad (2)$$

Đặc trưng sát thương bằng mảnh đối với mục tiêu khác nhau được thể hiện ở Bảng 1.

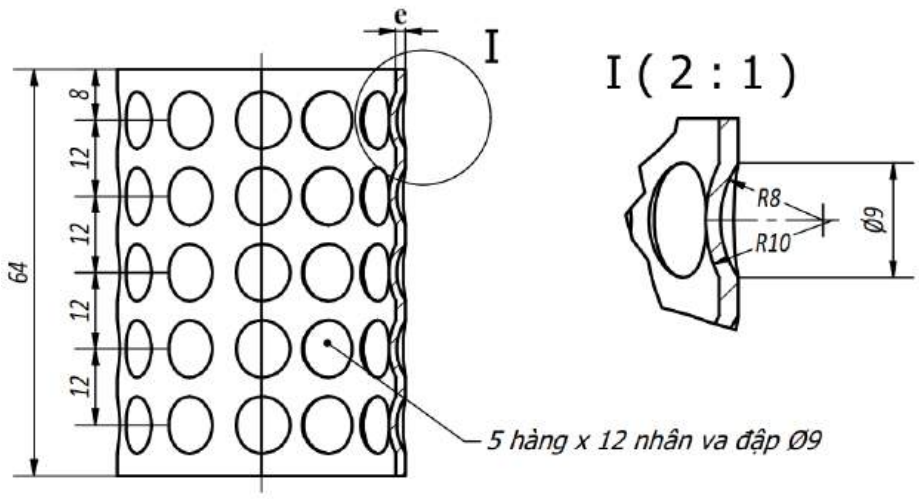
Bảng 1. Đặc trưng sát thương [8]

Thông số	**Sinh lực lộ**			**Sinh lực mặc giáp**			**PT DST**	**CS DC**	**PT BTN**
	nằm	ngồi	đứng	nằm	ngồi	đứng			
$E_{r.st}$, 10^6 J/m2	1,0	1,0	1,0	7,4	7,4	7,4	13,2	23,5	33,3

Trong bảng 1, PTDST - phương tiện dễ sát thương; CSDT - công sự dã chiến, với khả năng bảo vệ từ 8 ÷ 10 mm thép quy đổi; PTBTN - phương tiện bọc thép nhẹ, với bề dày bọc thép khoảng 16 mm.

3. Mô hình toán học cho khảo sát ảnh hưởng bề dày lớp lót đến uy lực lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

3.1. Mô hình hình học

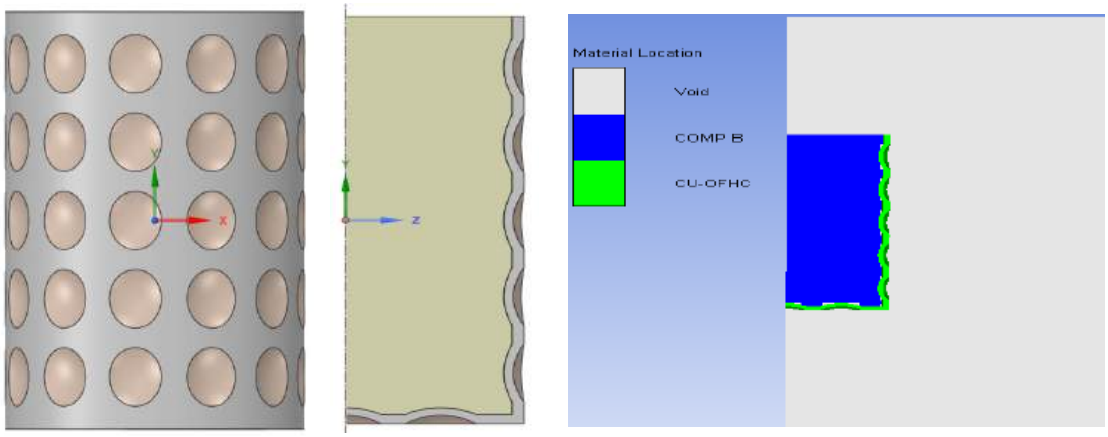


Hình 1. Mô hình hình học lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

Bài báo tiến hành khảo sát đánh giá với kết cấu lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp gồm ngòi, thuốc nổ, vỏ lựu đạn. Trong phạm vi bài báo, để đơn giản hoá

bài toán, nhưng vẫn không giảm tính tổng quát, xem xét phần chiến đấu gồm 02 phần tử: Thuốc nổ và vỏ lựu đạn. Với chiều cao phần chiến đấu 64 mm, đường kính 45 mm, các lớp lót được sắp xếp dọc theo chu vi vỏ lựu đạn, tổng cộng 5 hàng dọc, mỗi hàng 12 lớp lót, tổng cộng 60 phân tố xuyên (Hình 1). Bề dày của lớp lót e thay đổi từ 1 mm, 1,5 mm, 2 mm.

3.2. Mô hình mô phỏng



Hình 2. Kết cấu, mô hình phần tử hữu hạn lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

Để giảm khối lượng tính toán mô phỏng số, dựa trên tính đối xứng của cấu trúc MEFP, mô hình phần tử hữu hạn một phần tư thể hiện trong hình 2 được chia thành 3 phần: Thuốc nổ, vỏ và lớp lót, miền không khí. Trong đó thuốc nổ và không khí sử dụng lưới Euler, còn vỏ và lớp lót sử dụng lưới Lagrange, tất cả đều là phần tử rắn lục giác với tám nút. Ngoài ra, thuật toán Euler đa vật liệu được sử dụng để mô phỏng quá trình nổ của lựu đạn.

3.3. Mô hình vật liệu

Trong mô hình phần tử hữu hạn của lựu đạn, thuốc nổ được chọn là CompB. Thuốc nổ được xem là chất đàn hồi dẻo lý tưởng tuân theo quy luật chảy Mises, sau khi nổ sẽ biến thành chất khí và được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL (Jones – Wilkins – Lee) [9]. Các tham số vật liệu của thuốc nổ CompB được trình bày ở Bảng 2.

Bảng 2. Thông số vật liệu của thuốc nổ CompB

Thuốc nổ	ρ (g/cm^3)	D (m/s)	P_{CJ} (Gpa)	E (GJ/kg)	A (GPa)	B (GPa)	R_1	R_2	ω
CompB	1,717	7980	29,5	5	524,23	7,678	4,2	1,1	0,34

Biểu thức áp suất tổng quát của phương trình JWL [10]:

$$p = A(1-\frac{\omega}{R_1V})e^{-R_1V} + B(1-\frac{\omega}{R_2V})e^{-R_2V} + \frac{\omega E}{V} \quad (3)$$

Trong đó A, B, R_1, R_2, ω là các hằng số thực nghiệm, p là áp suất sản phẩm nổ, V là thể tích tương đối, ρ là mật độ ban đầu của thuốc nổ, D là tốc độ nổ, P_{CJ} là áp suất nổ và E là nội năng riêng.

Vỏ lựu đạn là đồng CU – OFHC có tính đàn dẻo nhưng chịu tải trọng va đập và biến dạng ở tốc độ cao nên sử dụng phương trình trạng thái Shock và mô hình bền Steinberg – Guinan. Các thông số được cho trong Bảng 3, Bảng 4 [11].

Phương trình trạng thái Shock [12] có các phương trình Rankine – Hugoniot mô tả các điều kiện bước nhảy. Các phương trình này xác định một mối quan hệ bất kỳ giữa 2 biến

trong các biến ρ (mật độ), p (áp suất), e (năng lượng), u_p (vận tốc phần tử) và U (vận tốc lan truyền sóng va đập). Trong hầu hết các loại vật liệu rắn và một số loại chất lỏng, U và u_p có mối quan hệ: $U = c_0 + su_p$ với c_0 và s là các hệ số. (4)

Công thức Mie – Gruneisen của phương trình trạng thái dựa vào hàm Hugoniot có dạng:

$$p = p_H + \Gamma\rho(e - e_H) \quad (5)$$

Trong đó giả thuyết rằng $\Gamma\rho = \Gamma_0\rho_0$ và $p_H = \frac{\rho_0 c_0 \mu(1+\mu)}{[1-(s-1)\mu]^2}$; $e_H = \frac{1}{2}\frac{\rho_H}{\rho_0}\left(\frac{\mu}{1+\mu}\right)$ (6)

Với Γ là hệ số Gruneisen; ρ_0 là mật độ ban đầu của vật liệu; $u = \rho/\rho_0 - 1$;

p_H, ρ_H, e_H là áp suất, mật độ và năng lượng tại điểm Chapman – Jouguet.

Mô hình tăng bền Steinberg – Guinan: Theo tài liệu [12], mô hình này được Steinberg – Guinan đưa ra năm 1978 để mô tả tính chất vật liệu khi tốc độ biến dạng rất lớn (hơn 10^5 s^{-1}), khi đó tốc độ biến dạng ảnh hưởng đến tính năng bền của vật liệu. Các thông số mô đun trượt G và giới hạn chảy đều tăng khi tăng áp suất và giảm khi tăng nhiệt độ.

Mô đun trượt và giới hạn chảy được xác định như sau:

$$G = G_0\left\{1 + \left(\frac{G_p^{'}}{G_0}\right)\frac{p}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_T^{'}}{G_0}\right)(T - 300)\right\} \quad (7)$$

$$\sigma_c^d = \sigma_c^0\left\{1 + \left(\frac{(\sigma_c^d)_p^{'}}{\sigma_c^0}\right)\frac{p}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_T^{'}}{G_0}\right)(T - 300)\right\}(1 + \beta\varepsilon^p)^n \quad (8)$$

Và phụ thuộc vào: $\sigma_c^0(1 + \beta\varepsilon^p)^n \le \sigma_{c\max}^d$. (9)

Trong đó:

T – Nhiệt độ vật liệu; p – Áp suất; ε^p – Biến dạng dẻo hiệu quả;

G, σ_c^d – Mô đun trượt và ứng suất chảy khi chịu tải trọng động;

G_0, σ_c^0 – Mô đun trượt và ứng suất chảy tại trạng thái tham chiếu;

β, n – Hằng số vật liệu; η – Tỷ số nén v_0/v;

$G_p^{'}, G_T^{'}, (\sigma_c^d)_p^{'}$ – Đạo hàm của G và σ_c^d theo p, T.

Bảng 3. Các thông số phương trình trạng thái Shock của CU – OFHC

ρ (g/cm^3)	Γ	C_1 (cm.μs^{-1})	S_1	C_2 (cm.μs^{-1})	S_2	VE/v_0	VB/v_0
8,93	2,02	0,394	1,489	0	0	0	0

Bảng 4. Các thông số mô hình tăng bền Steninberg-Guinan của CU – OFHC

G (GPa)	σ_c^0 (MPa)	$\sigma_{c\max}^d$ (Mpa)	β	n	$G_p^{'}$	$G_T^{'}$ (MPa/^{o}C)	$(\sigma_c^d)_p^{'}$	T_{nc} (K)
47,7	120	640	36	0,45	1,35	-17,98	0,003396	1790

Mô hình Mat_Null được áp dụng cho mô phỏng không khí. Thông số vật liệu không khí thể hiện ở Bảng 5. Phương trình trạng thái dùng đa thức tuyến tính, tương ứng mô hình

Eos_Linear_Polynomial và phần tử sử dụng là Euler grid – phù hợp với môi trường khí động.

Bảng 5. Thông số vật liệu của không khí

ρ (g/cm^3)	γ	C_p (kJ/kg.k)	Cv (kJ/kg.k)	T (K)	E_0 (kJ/kg^{-1})
1,225	1,4	1,005	0,718	288,2	7,678

3.4. Điều kiện biên, điều kiện đầu

Điều kiện đầu: Thời điểm ban đầu giả sử rằng vật liệu vỏ lựu đạn và chất nổ không có biến dạng, không có ứng suất và không chuyển động. Khi đó có các điều kiện đầu sau đây:

$$v_i(x_i,0)=v_0;\ \rho(x_i,0)=\rho;\ \sigma_{ij}(x_i,0)=0 \quad (10)$$

$$\varepsilon_{ij}(x_i,0)=0;\ E(x_i,0)=E_0 \quad (11)$$

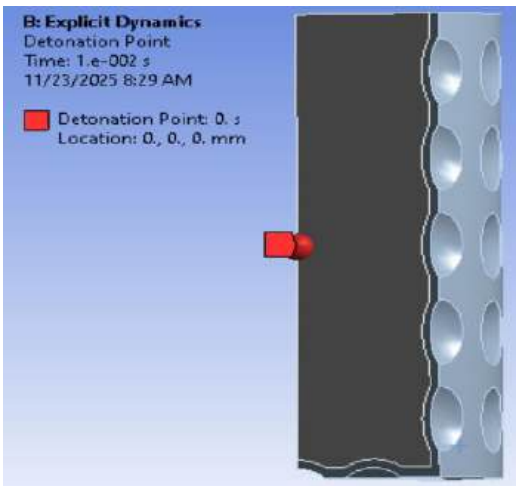
Điều kiện biên: Trên bề mặt tiếp xúc giữa vỏ lựu đạn, thuốc nổ, không khí cần phải đặt điều kiện tiếp xúc. Về mặt vật lý các điều kiện biên trên bề mặt này bị khống chế bởi vận tốc chuyển động của các điểm nằm trên bề mặt tiếp xúc, các điểm của bề mặt này không xuyên qua bề mặt của vật kia: $v_1.n=v_2.n$ (12)

Trong đó: v_1, v_2 là vận tốc của các điểm thuộc vật liệu thứ nhất và thứ hai nằm trên bề mặt tiếp xúc, n là véc tơ pháp tuyến đơn vị tại biên giữa hai môi trường.

Trạng thái ứng suất cũng bị hạn chế, tại các điểm này theo định luật 3 Newton:

$$(\sigma_{ij1}-\sigma_{ij2})n^j=0 \quad (13)$$

Trong đó: $\sigma_{ij1}, \sigma_{ij2}$ là ứng suất tại các điểm trên bề mặt tiếp xúc có cùng toạ độ nhưng lần lượt thuộc vật liệu 1 và vật liệu 2.

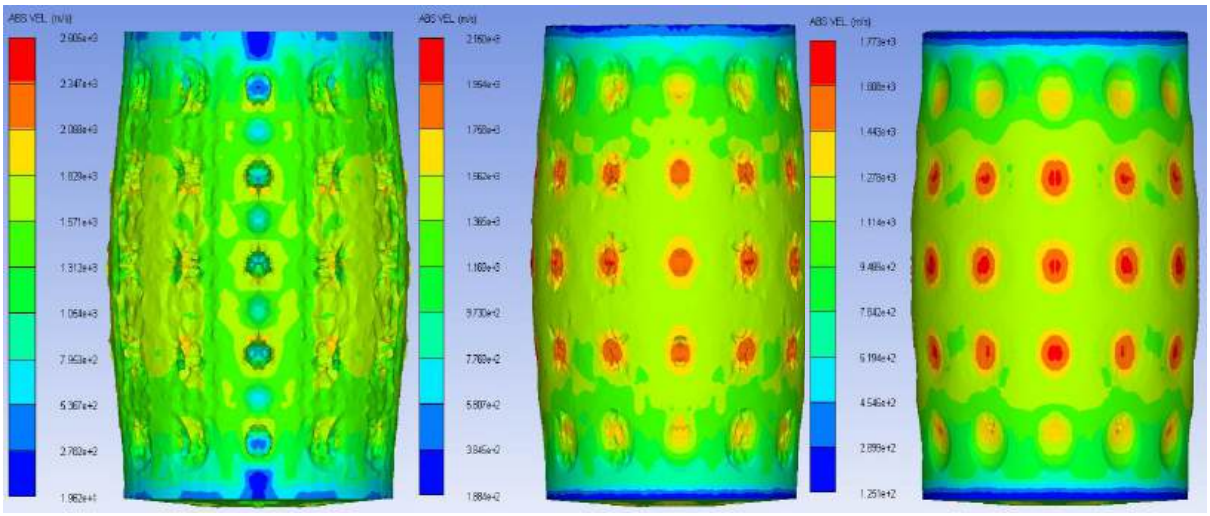


Hình 3. Điểm đặt tâm nổ trong mô hình mô phỏng

Mô phỏng số được thực hiện bằng phần mềm ANSYS AUTODYN, sử dụng phương pháp ghép lưới Euler – Lagrange để mô tả đồng thời quá trình lan truyền sóng nổ và biến dạng dẻo của lớp lót [4, 10]. Phương pháp kích nổ từ tâm khối thuốc nổ.

4. Khảo sát ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến uy lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp

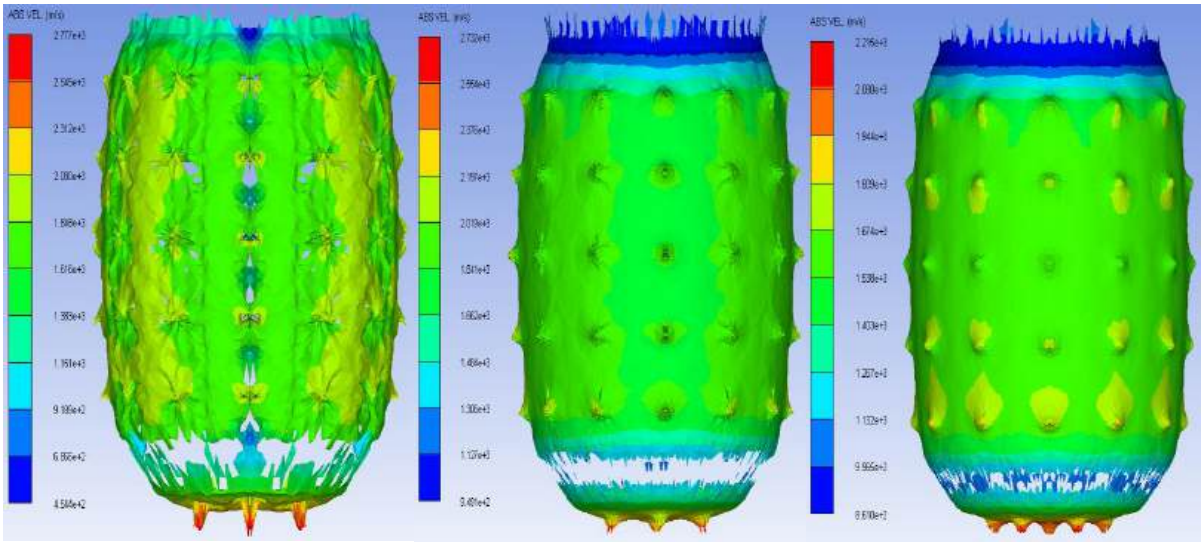
Trong mô phỏng số, phương pháp khởi nổ một điểm được sử dụng, đơn vị tính được chọn là mm – ms – g. Kết quả mô phỏng được thể hiện ở các hình sau:



Bề dày e = 1 mm Bề dày e = 1,5 mm Bề dày e = 2 mm

Hình 4. Quá trình nổ tạo mảnh – vận tốc tại thời điểm 5 µs

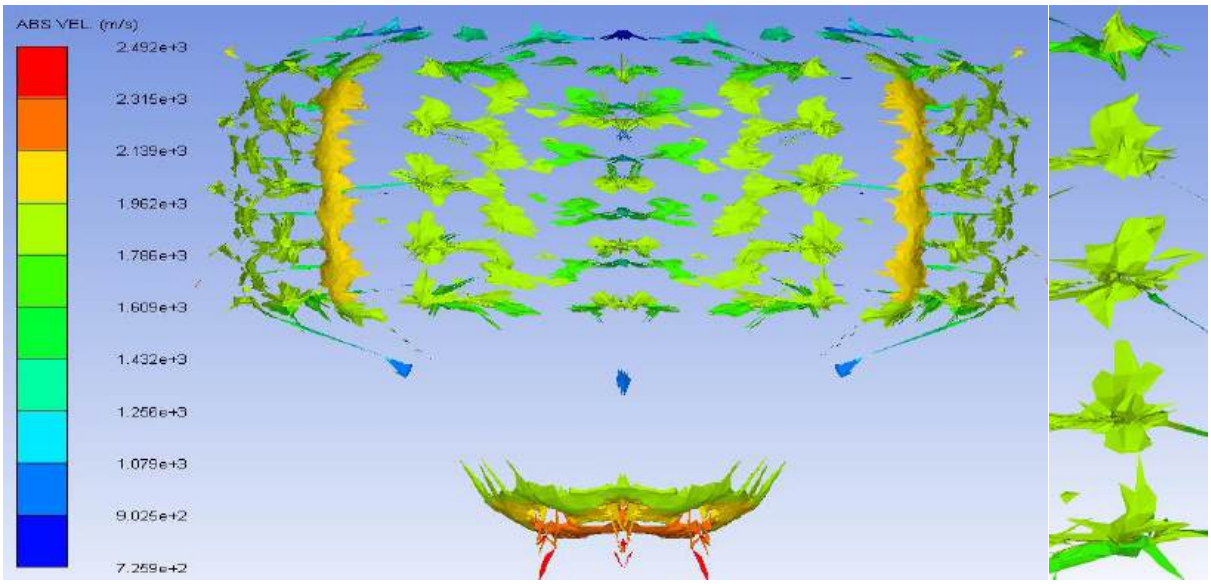
Thời điểm *5 µs* (Hình 4) cho thấy vận tốc ban đầu của nhân va đập chịu ảnh hưởng của bề dày lớp lót. Với bề dày e = 1 mm, trường vận tốc phân bố không đồng đều, xuất hiện nhiều vùng vận tốc cao cục bộ, phản ánh trạng thái biến dạng dẻo không ổn định và sự phá huỷ sớm do sóng nổ. Bề dày lớp lót mỏng làm tăng hiệu ứng tập trung năng lượng sóng nổ, dẫn đến vận tốc cục bộ lớn nhưng khó kiểm soát hình dáng và quy luật hình thành nhân va đập. Khi bề dày e = 1,5 mm, trường vận tốc trở nên đồng đều hơn, các vùng vận tốc cao phân bố có tính đối xứng và chu kỳ, cho thấy sự lan truyền sóng nổ và quá trình hình thành nhân va đập ổn định. Đối với trường hợp e = 2 mm, giá trị vận tốc cực đại giảm, thể hiện khả năng hấp thụ và phân tán năng lượng nổ tốt hơn của vỏ dày.



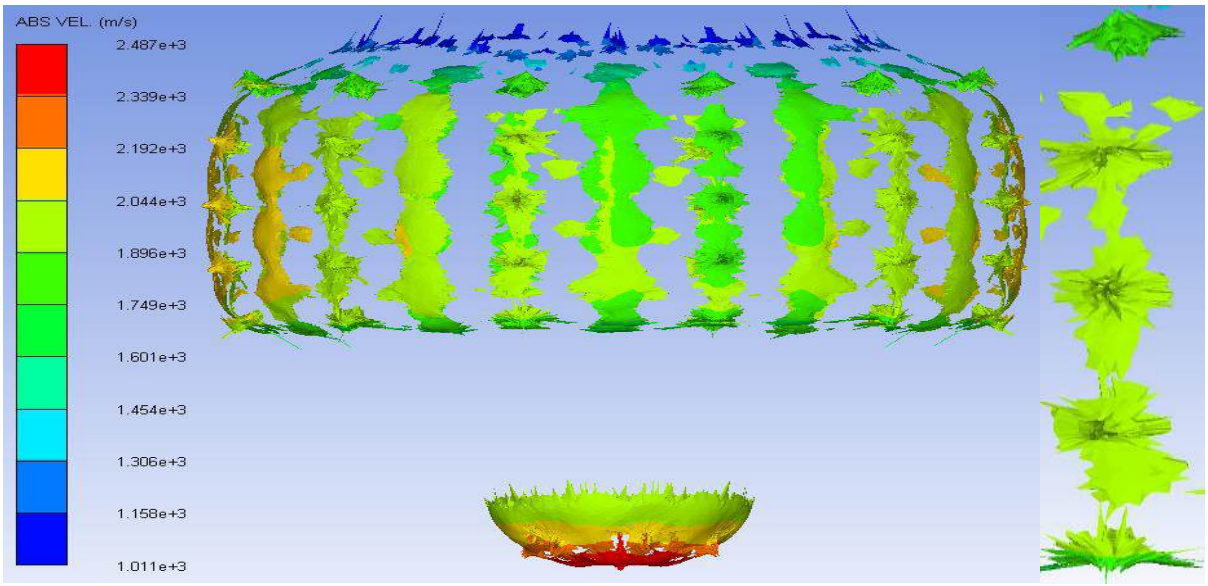
Bề dày e = 1 mm Bề dày e = 1,5 mm Bề dày e = 2 mm

Hình 5. Quá trình nổ tạo mảnh – vận tốc tại thời điểm 10 µs

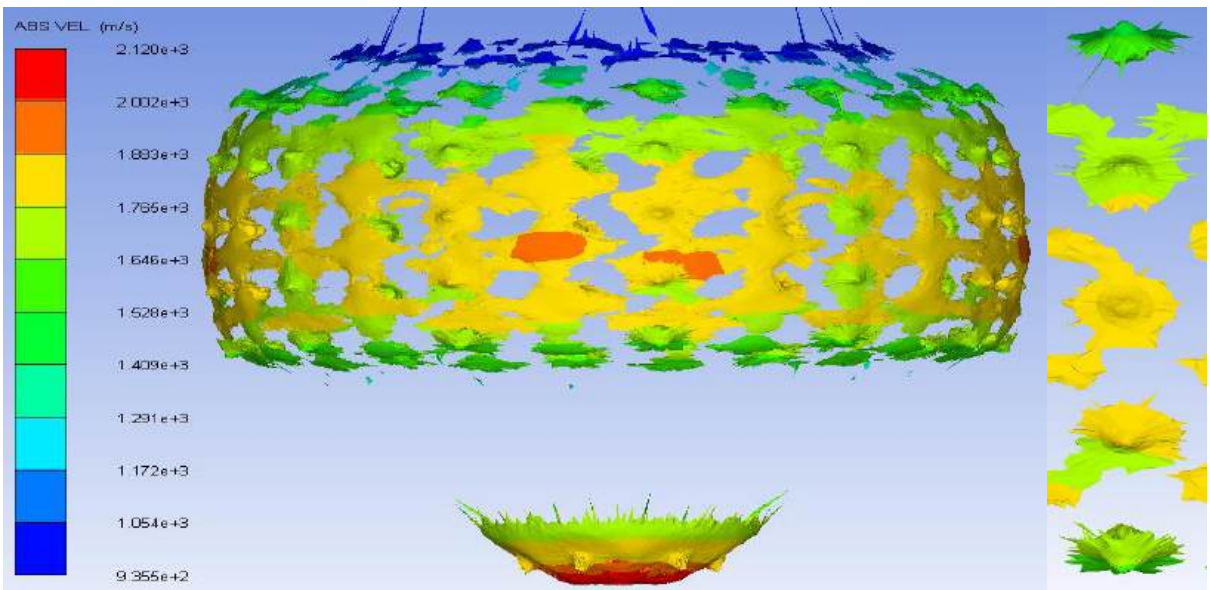
Thời điểm *10 µs* (Hình 5) có thể thấy rằng khi bề dày lớp lót tăng mức độ biến dạng không đồng đều của lớp lót giảm. Khi e = 1 mm, xuất hiện vùng biến dạng cục bộ mạnh, nhân va đập hình thành sớm. Khi bề dày lớp lót tăng lên e = 1,5 mm, hình dạng lớp lót trở nên ổn định hơn, các vùng biến dạng phân bố đều theo lớp lót. Đối với e = 2 mm lớp lót duy trì hình dạng tương đối liên tục, các nhân có biên dạng tròn và ngắn hơn, kèm theo vận tốc thấp hơn.



Hình 6. Quá trình nổ tạo mảnh – vận tốc và nhân va đập khi bề dày e = 1 mm tại thời điểm 30 µs

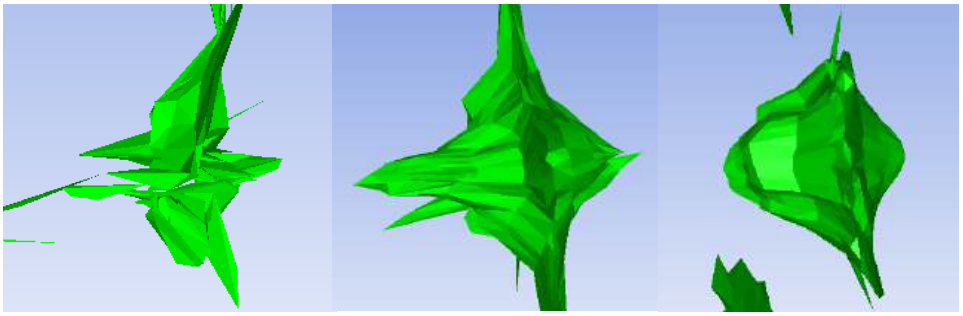


Hình 7. Quá trình nổ tạo mảnh – vận tốc và nhân va đập khi bề dày e = 1,5 mm tại thời điểm 30 µs



Hình 8. Quá trình nổ tạo mảnh – vận tốc và nhân va đập khi bề dày e = 2 mm tại thời điểm 30 µs

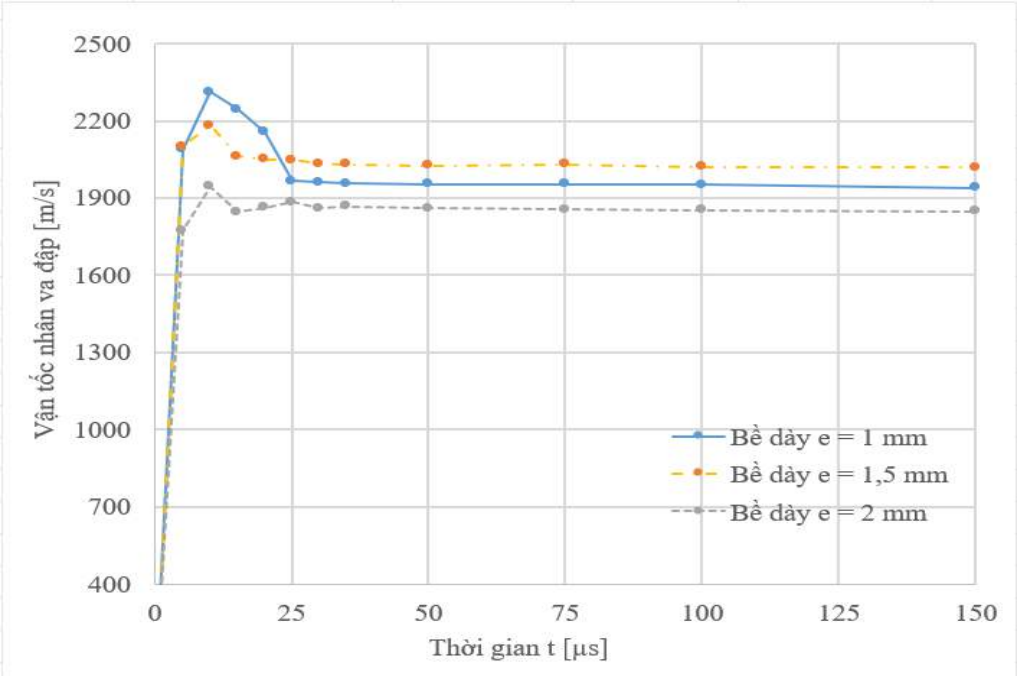
Từ Hình 6, 7, 8 tại thời điểm 30 µs cho thấy đối với trường hợp e = 1 mm, các mảnh được hình thành rõ rệt với mức độ phân mảnh cao, hình dạng mảnh không đồng đều và phân bố vận tốc rộng, phản ánh quá trình va đập – tương tác mạnh giữa các mảnh trong giai đoạn sau nổ. Khi e tăng lên 1,5 mm, số lượng mảnh giảm, kích thước mảnh tăng và phân bố vận tốc trở nên đồng đều hơn, cho thấy mức độ va chạm giữa các mảnh suy giảm và quá trình tạo mảnh ổn định hơn. Đối với trường hợp e = 2 mm, các mảnh có kích thước lớn hơn, hình dạng tương đối tròn và vận tốc thấp hơn; hiện tượng phân mảnh thứ cấp và va đập giữa các mảnh giảm đáng kể. Kết quả này chứng tỏ rằng khi bề dày lớp lót tăng, quán tính khối lượng của vật liệu lót tăng lên, làm giảm khả năng kéo dài và phân tách vật liệu, đồng thời hạn chế mức độ phân mảnh và va đập trong quá trình hình thành mảnh MEFP.



Bề dày e = 1 mm Bề dày e = 1,5 mm Bề dày e = 2 mm

Hình 9. Nhân va đập điển hình tại thời điểm 100 µs

Hình 9 thể hiện hình dạng và biến dạng của nhân va đập điển hình tại thời điểm 100 µs. Khi e = 1 mm, nhân va đập biến dạng với nhiều nếp gấp, cạnh sắc cho thấy nhân chịu tác động va đập mạnh và biến dạng dẻo lớn trong quá trình chuyển động. Với e = 1,5 mm, hình dạng nhân va đập trở nên ổn định hơn, cấu trúc nhân tương đối đối xứng, phản ánh sự suy giảm cường độ va đập và mức độ tập trung ứng suất. Đối với trường hợp e = 2 mm, nhân va đập có biên dạng tương đối tròn, giảm khả năng động học của nhân khi xuyên qua mục tiêu.



Hình 10. Đồ thị vận tốc nhân va đập theo thời gian

Dựa trên đồ thị vận tốc theo thời gian (Hình 10) có thể nhận thấy quá trình hình thành và ổn định vận tốc của nhân va đập diễn ra theo ba giai đoạn đặc trưng, đồng thời chịu ảnh hưởng bởi bề dày lớp lót. Trong giai đoạn đầu (t < 10 μs), vận tốc tăng nhanh đối với cả ba trường hợp, phản ánh sự tác động trực tiếp và mạnh của sóng nổ lên lớp lót. Tuy nhiên, với bề dày e = 1 mm, vận tốc đạt giá trị đỉnh cao nhất và xuất hiện dao động đáng kể ngay sau đó, cho thấy trạng thái gia tốc quá mạnh dẫn đến sự mất cân bằng động học và quá trình tái phân bố năng lượng không ổn định. Khi bề dày tăng lên e = 1,5 mm, vận tốc cực đại thấp hơn nhưng quá trình suy giảm và tiến tới trạng thái ổn định nhanh hơn, đường cong vận tốc thể hiện tính liên tục và ít dao động, phản ánh cơ chế truyền năng lượng hợp lý hơn giữa sóng nổ và vật liệu lớp lót. Đối với trường hợp e = 2 mm, vận tốc tăng chậm hơn và nhanh chóng đạt trạng thái gần ổn định ở mức thấp nhất, cho thấy lớp lót dày làm suy giảm hiệu quả gia tốc ban đầu nhưng giúp quá trình hình thành nhân va đập diễn ra ổn định sớm. Nhìn chung, kết quả cho thấy khi bề dày lớp lót e = 1,5 mm cho đặc tính động học thuận lợi, bảo đảm vận tốc đủ cao đồng thời duy trì sự ổn định trong suốt quá trình hình thành.

Bảng 6. Thông số nhân va đập điển hình

Bề dày lớp lót e (mm)	Khối lượng nhân va đập (g)	Kích cỡ mảnh (mm)	Vận tốc trung bình (m/s)	$E_r = \frac{mv_{c.m}^2}{2S_m}$ [8] (10^6 J/m^2)
1 mm	1,539	47,84	1940	60,53
1,5 mm	1,753	52,97	2019	67,45
2 mm	2,398	68,65	1849	59,71

5. Kết luận

Trên cơ sở mô phỏng số quá trình nổ tạo mảnh lựu đạn sát thương chống mục tiêu sinh lực mang giáp, bài báo đã làm rõ quy luật ảnh hưởng của bề dày lớp lót đến đặc trưng động học và hình thái, tham số vận tốc của các nhân va đập. Kết quả cho thấy bề dày lớp lót là tham số kết cấu có ảnh hưởng đến quá trình phân bố năng lượng nổ, mức độ biến dạng dẻo và cơ chế phân mảnh. Khi lớp lót có bề dày nhỏ, vận tốc ban đầu của nhân va đập lớn nhưng quá trình tạo hình kém ổn định, xuất hiện biến dạng cục bộ và phân mảnh không đồng đều. Ngược lại, khi bề dày lớp lót tăng, quá trình tạo hình trở nên ổn định hơn, song vận tốc và khả năng động học của nhân có xu hướng giảm do ảnh hưởng của quán tính khối lượng.

Các kết quả nghiên cứu cho thấy giá trị bề dày lớp lót tối ưu khi e = 1,5 mm, tại đó đạt được sự cân bằng giữa độ ổn định hình thành nhân va đập và hiệu quả sát thương với v = 2019 m/s và E_r = 67,45 (10^6 J/m^2). Những kết luận này là cơ sở khoa học trong công tác tính toán, thiết kế và đánh giá hiệu năng lựu đạn sát thương chống sinh lực mang giáp trong giai đoạn hiện nay, đồng thời định hướng cho các nghiên cứu thực nghiệm và hoàn thiện mẫu trong giai đoạn tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Lu, Y.F.; Li, X.Y.; Lin, Y.L. (2009). *Structure and principle of warhead*. Beijing, China: Science Press.
2. Ma, G., He, G., Liu, Y., & Guo, Y. (2020). *Study of the Forming Characteristics of Small-Caliber Ammunition with Circumferential MEFP*. Materials, 13(4), 891.

3. Yang, D., & Lin, J. (2021). *Numerical Investigation on the Formation and Penetration Behavior of Explosively Formed Projectile (EFP) with Variable Thickness Liner*. Symmetry, 13(8), 1342.
4. Cardoso, D., & Teixeira-Dias, F. (2016). *Modelling the formation of explosively formed projectiles (EFP)*. International Journal of Impact Engineering, 93, 116–127.
5. Naeem, K., & Hussain, A. (2019). *A Review of Shaped Charge Variables for its Optimum Performance*. Engineering, Technology & Applied Science Research.
6. Trần Văn Định, (2005). *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
7. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007). *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
8. Trần Văn Doanh, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường, (2023). *Đánh giá hiệu quả tác dụng của đạn trong giai đoạn thiết kế*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
9. Guo, H.G.; Zheng, Y.F.; Yu, Q.B.; Ge, C.; Wang, H.F. (2019). *Penetration behavior of reactive liner shaped charge jet impacting steel plates*. International Journal of Impact Engineering, 126, 76–84.
10. Men, J. B., Jiang, J. W., & Wang, S. Y. (2015). *Fundamentals of numerical simulation for explosion and shock problems*. Beijing, China: Beijing Institute of Technology Press.
11. Steinberg, D. J. (1991). *Equation of state and strength properties of selected materials*.
12. Century Dynamics Inc. (2005). *AUTODYN theory manual* (Revision 4.3). Concord, CA, USA.

Effect of Liner Thickness on the Lethality of Fragmentation Grenades Against Armored Personnel Targets

Abstract: *This study investigates and evaluates a numerical simulation framework to assess the influence of liner thickness on the lethal effectiveness of fragmentation grenades against armored personnel targets. A three-dimensional geometric model of a grenade with a multi–concave-cavity casing was developed. Numerical simulations were performed using ANSYS Autodyn for three liner thicknesses of 1.0 mm, 1.5 mm, and 2.0 mm. The simulation results characterize the detonation-driven fragmentation process and the formation of impact penetrators, providing a basis for analyzing the governing relationship between liner thickness and grenade lethality against armored personnel targets. The results demonstrate that liner thickness significantly affects fragment formation behavior and impact performance. The proposed numerical simulation methodology can be effectively applied to the analysis, design, and performance evaluation of fragmentation grenades against armored personnel targets in practical engineering applications.*

Keywords: MEFP; fragmentation grenade; shaped charge; numerical simulation; liner thickness.

Khảo sát tương tác giữa đầu đạn và giáp sợi bằng phương pháp mô phỏng số

Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Văn Quang[1*], Hoàng Văn Cường[1], Phan Văn Tuấn[1], Trần văn Doanh[1], Tạ Văn Khoa[2]

[1] *Học viện Kỹ thuật Quân sự;* [2] *Viện Công nghệ, TCCNQP*

[*]*Email: nguyenvanquang1505@gmail.com; Tel: 0963093469*

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp mô phỏng số nhằm tính toán khảo sát quá trình tương tác giữa đầu đạn và giáp sợi trên phần mềm Ansys ACP và ansys autodyn 3D. Tập trung vào đối tượng là đầu đạn K51 bắn trên súng K54 và giáp sợi được mô hình hóa dưới dạng composite nhiều lớp của các vật liệu vải sợi như Dyneema DMS 311; Kervla FK0820; Kevlar FK100; Cacbon T300. Kết quả cho thấy được quá trình tương tác của đầu đạn K51 và giáp sợi, các đại lượng như vận tốc đầu đạn, chiều sâu xuyên, biến dạng mặt sau và sóng ứng suất theo thời gian sẽ được trích xuất và phân tích. Nghiên cứu cung cấp cơ sở đánh giá hiệu quả của giáp chống đạn cũng như gợi mở về kết cấu tối ưu của giáp.

Từ khóa: *Giáp sợi; Dyneema; Kevlar; Mô phỏng số; Ansys ACP; Sóng xung kích; Đạn K51.*

1. Mở đầu

Giáp sợi composite gia cường bằng các vật liệu polymer hiệu suất cao (như Kevlar) hiện được sử dụng rộng rãi nhờ ưu điểm khối lượng nhẹ và khả năng hấp thụ năng lượng lớn. Quá trình tương tác giữa đầu đạn và giáp sợi là hiện tượng cơ học phức tạp. Cơ chế chống xuyên của giáp sợi khác biệt rõ rệt so với kim loại; khi đầu đạn va chạm, quá trình này gồm các giai đoạn: biến dạng mặt trước, lan truyền sóng ứng suất và tán xạ năng lượng làm dừng đầu đạn. Nhiều nghiên cứu [1, 2] đã chứng minh hiệu quả bảo vệ của giáp phụ thuộc chặt chẽ vào số lớp, góc sắp xếp sợi, đặc tính vật liệu và vận tốc va chạm.

Tại Việt Nam, một số nghiên cứu thử nghiệm đánh giá quá trình xuyên phá vào giáp sợi đã được thực hiện nhưng kết quả còn hạn chế về phạm vi tham số. Do đó, việc kết hợp mô phỏng số sẽ góp phần tích cực vào quá trình nghiên cứu, thiết kế áo giáp sợi và xây dựng quy trình chế tạo sau này.

Bài báo này tập trung mô phỏng quá trình tương tác giữa đầu đạn K51 [3] và giáp sợi trên phần mềm ANSYS. Mục tiêu là trích xuất và phân tích các đại lượng như vận tốc, chiều sâu xuyên, biến dạng và sóng ứng suất theo thời gian, từ đó cung cấp cơ sở đánh giá hiệu quả và gợi mở kết cấu tối ưu cho giáp.

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình vật lý

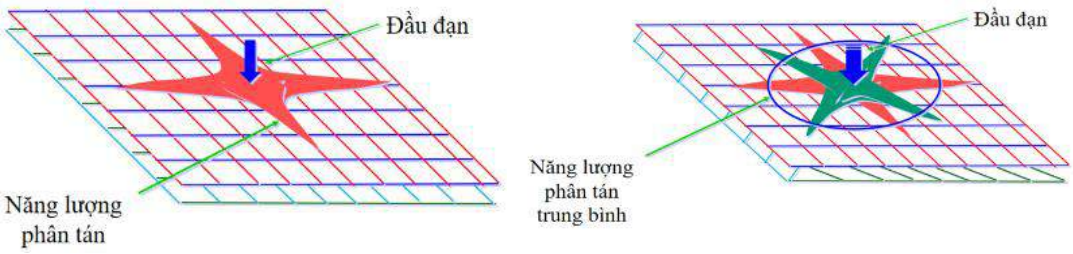
2.1. Cơ chế tương tác giữa đầu đạn và giáp sợi

Khi đầu đạn va chạm với tấm giáp composite ở vận tốc cao, năng lượng động học của đạn được chuyển hóa thành năng lượng biến dạng của vật liệu, nhiệt năng và năng lượng phá hủy. Quá trình xuyên phá của đầu đạn qua giáp sợi diễn ra qua ba giai đoạn chính:

Giai đoạn khởi đầu: phần đầu đạn tiếp xúc với bề mặt giáp, tạo ra sóng nén lan truyền trong vật liệu composite. Lớp sợi phía trước bị nén và ma trận polymer bắt đầu phá hủy do ứng suất cắt và nén.

Giai đoạn lan truyền sóng: sóng xung kích phản xạ và khúc xạ tại các mặt phân cách giữa các lớp sợi - nhựa, gây ra các vùng ứng suất cục bộ. Các sợi trong vùng lân cận chịu kéo và cắt, một số đứt gãy hoặc tách lớp (delamination).

Giai đoạn hấp thụ năng lượng: năng lượng còn lại được phân tán trong các lớp phía sau thông qua biến dạng kéo, tách lớp và dao động sóng. Đầu đạn giảm tốc dần và có thể bị dừng lại trước khi xuyên thủng hoàn toàn tấm giáp.



Hình 1. Phân tán năng lượng trong lớp giáp làm từ vải sợi

Cơ chế chống xuyên của giáp sợi phụ thuộc mạnh vào tính dị hướng của vật liệu, hướng sợi, độ bền kéo và mô đun đàn hồi, cùng với khả năng truyền sóng và tiêu tán năng lượng tại các lớp giao diện.

2.2. Mô hình vật liệu composite

Vật liệu giáp sợi được coi là vật liệu đàn hồi dị hướng (orthotropic), trong đó các tính chất cơ học khác nhau theo ba phương vuông góc:

Phương 1: dọc sợi (fiber direction).

Phương 2: ngang sợi (transverse direction).

Phương 3: vuông góc mặt lớp (through-thickness).

Mối quan hệ ứng suất – biến dạng tuyến tính của vật liệu được xác định theo mô hình đàn hồi Hooke mở rộng:

$$\{\sigma\} = [C]\{\varepsilon\} \tag{1}$$

[C] là ma trận độ cứng 6×6 chứa các hằng số đàn hồi $E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{23}, G_{13}, \nu_{12}, \nu_{23}, \nu_{13}$ [4]

Khi vật liệu chịu va đập tốc độ cao, các tiêu chuẩn phá hủy như Hashin hoặc Tsai - Wu được sử dụng để xác định trạng thái hỏng của lớp ply, bao gồm:

Hỏng do kéo/nén theo phương sợi;

Hỏng do kéo/nén vuông góc sợi;

Hỏng do cắt giữa các ply (shear failure).

Từng lớp được mô hình hóa trong ACP (ANSYS Composite PrepPost) với chiều dày t_i và góc sợi θ_i, cho phép phân tích ứng xử riêng biệt của từng ply trong quá trình lan truyền sóng xung kích.

Đầu đạn được mô phỏng là vật rắn đồng nhất, làm bằng vỏ đồng, lõi thép CT-4 có tính dẻo chịu biến dạng lớn. Mô hình Johnson Cook được sử dụng để mô tả hành vi ứng suất biến dạng của vật liệu trong điều kiện tốc độ biến dạng cao:

$$\sigma = \left[A + B\left(\varepsilon^p\right)^n\right]\left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\left[1 - \left(T^*\right)^m\right] \tag{2}$$

Trong đó:

A, B, n: là các hằng số vật liệu (ứng suất chảy, độ cứng hóa, hệ số phi tuyến)

C: là hệ số nhạy tốc độ biến dạng

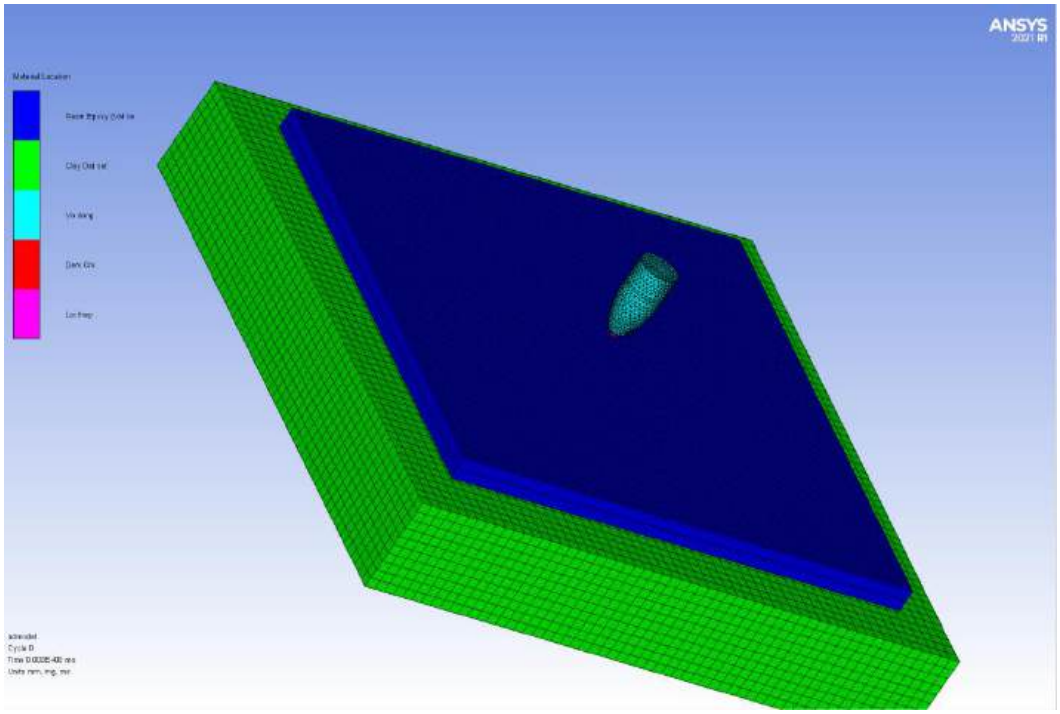
T^*: là nhiệt độ tương đối

Mô hình này cho phép mô phỏng chính xác sự biến dạng dẻo và suy yếu vật liệu đầu đạn trong va chạm tốc độ cao [5, 6].

3. Phương pháp mô phỏng số

3.1. Mô hình hình học

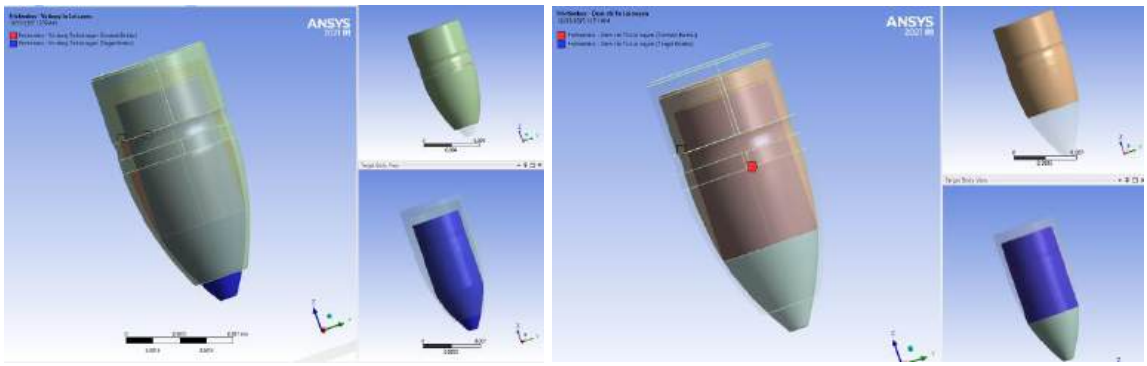
Mô hình mô phỏng bao gồm đầu đạn và tấm giáp sợi composite nhiều lớp. Giáp được mô hình hóa dưới dạng khối rắn 3D với chiều dày tương đương tổng chiều dày các lớp sợi. Đầu đạn được bố trí va chạm vuông góc với bề mặt giáp như hình dưới.



Hình 2. Mô hình mô phỏng đầu đạn và giáp sợi

3.2. Mô hình vật liệu

Đầu đạn: được mô tả bằng mô hình vật liệu đàn hồi dẻo phụ thuộc biến dạng lớn, cho phép mô phỏng biến dạng và phá hủy cục bộ [3].



Hình 3. Mô phỏng đầu đạn và điều kiện tiếp xúc

Giáp sợi: được mô hình hóa bằng vật liệu composite dị hướng, trong đó các thông số đàn hồi và tiêu chuẩn phá hủy được lựa chọn phù hợp với vật liệu sợi polymer hiệu suất cao.

Các loại vật liệu được đưa vào thêm vào Engineering data của phần mềm ansys gồm 4 vật liệu: Dyneema DSM 311 (UD) (Vật liệu A); Kevlar FK0820 (woven) (Vật liệu B); Kevlar FK100 (UD) (Vật liệu C) và Carbon T300 (UD) (Vật liệu D).

Bảng 1. Thông số vật lý, đàn hồi của vật liệu sợi

Thông số	Vật liệu A	Vật liệu B	Vật liệu C	Vật liệu D
ρ (kg/m³)	970	1100	1800	1600
E_1 – Mô đun theo sợi (GPa)	110	100	75	130
$E_2 = E_3$ (GPa)	8	5	8	10
G_{12} (GPa)	3.2	2.0	3.0	5.0
ν_{12} (–)	0.35	0.35	0.28	0.30
c_1 – Vận tốc sóng (m/s)	5200	6000	4800	6500

Bảng 2. Giới hạn bền và phá hủy của vật liệu sợi

Thông số	Vật liệu A	Vật liệu B	Vật liệu C	Vật liệu D
σ_1^t – Kéo theo sợi (GPa)	3.2	3.5	2.5	3.5
σ_1^c – Nén theo sợi (GPa)	1.0	0.6	1.2	1.5
σ_2^t – Kéo ngang (MPa)	50	40	60	40
τ_{12} – Trượt (MPa)	80	60	70	90
ε_f – Biến dạng hỏng	0.04	0.05	0.03	0.02

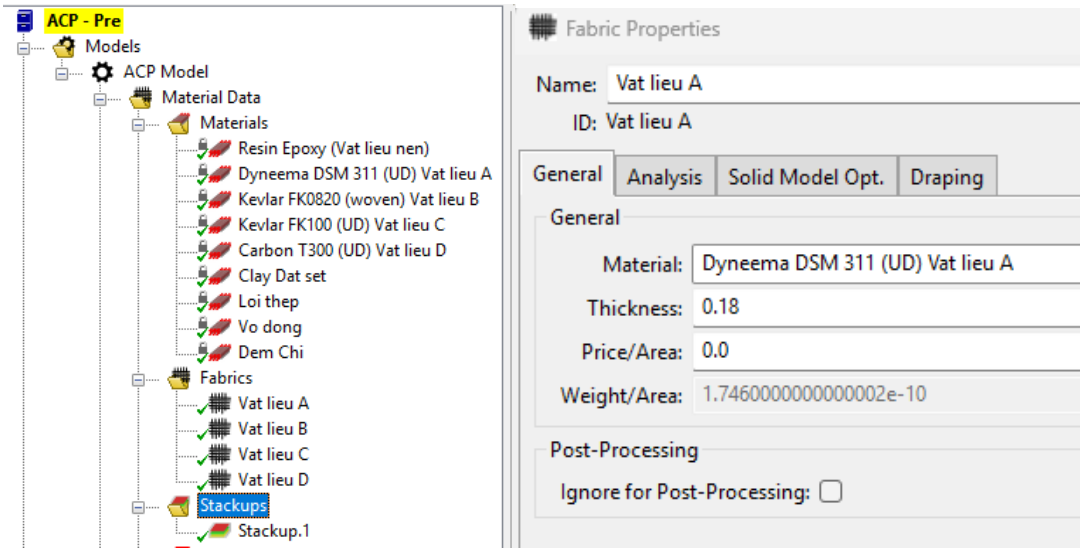
Properties of Outline Row 6: Dyneema DSM 311 (UD) Vat lieu A

	A	B	C	D	E
1	Property	Value	Unit		
2	Material Field Variables	Table			
3	Density	970	kg m^-3		
4	Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion				
5	Coefficient of Thermal Expansion	0.00013	C^-1		
6	Orthotropic Elasticity				
7	Young's Modulus X direction	1.16E+11	Pa		
8	Young's Modulus Y direction	8E+09	Pa		
9	Young's Modulus Z direction	8E+09	Pa		
10	Poisson's Ratio XY	0.3			
11	Poisson's Ratio YZ	0.35			
12	Poisson's Ratio XZ	0.3			
13	Shear Modulus XY	1.2E+09	Pa		
14	Shear Modulus YZ	1E+09	Pa		
15	Shear Modulus XZ	1.2E+09	Pa		
16	Orthotropic Stress Limits				
17	Tensile X direction	3.2E+09	Pa		
18	Tensile Y direction	4E+07	Pa		
19	Tensile Z direction	4E+07	Pa		
20	Compressive X direction	-1E+08	Pa		
21	Compressive Y direction	-1E+08	Pa		
22	Compressive Z direction	-1E+08	Pa		
23	Shear XY	6E+07	Pa		
24	Shear YZ	1E+08	Pa		
25	Shear XZ	1E+08	Pa		
26	Isotropic Thermal Conductivity	0.4	W m^-1 C^-1		
27	Specific Heat Constant Pressure, C_p	1900	J kg^-1 C^-1		
28	Ply Type				
29	Type	Regular			

Hình 4. Data vật liệu Dyneema DSM 311 (UD) trong ansys

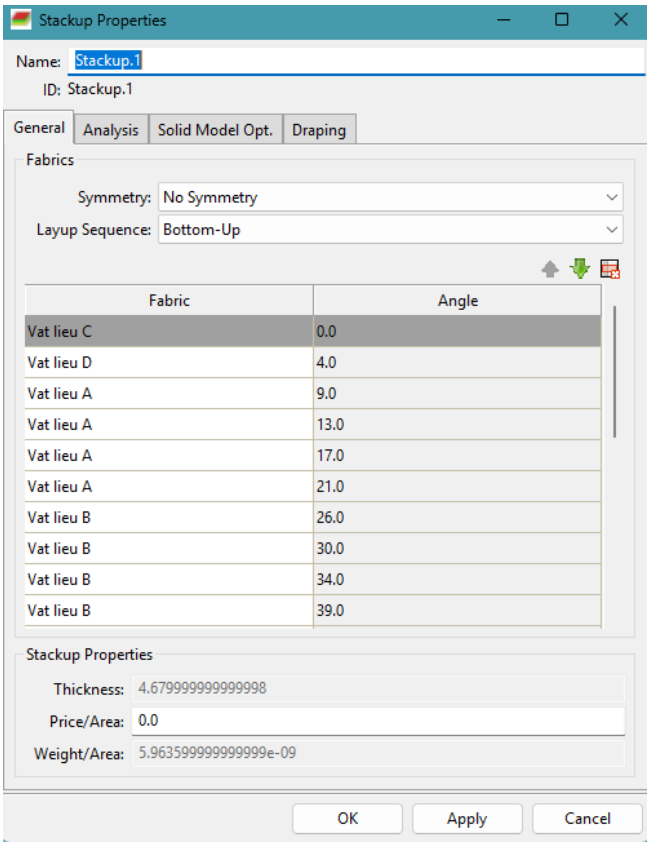
Khác với các vật liệu đồng nhất, giáp sợi được sử dụng modun ACP để mô phỏng cấu tạo nhiều lớp composite, các lớp giáp có thể sắp xếp theo các hướng để tăng cường độ bền, lan truyền sóng ứng xuất đi nhiều hướng.

Trong ACP, sẽ tiến hành định hình lớp vật liệu (Fabric) bằng cách gán vật liệu ngoài data vào các lớp. Khi đã có các lớp vật liệu thì chúng ta sẽ setup stackup cho mô hình giáp, gồm thứ tự các lớp và góc xoay của mỗi lớp.

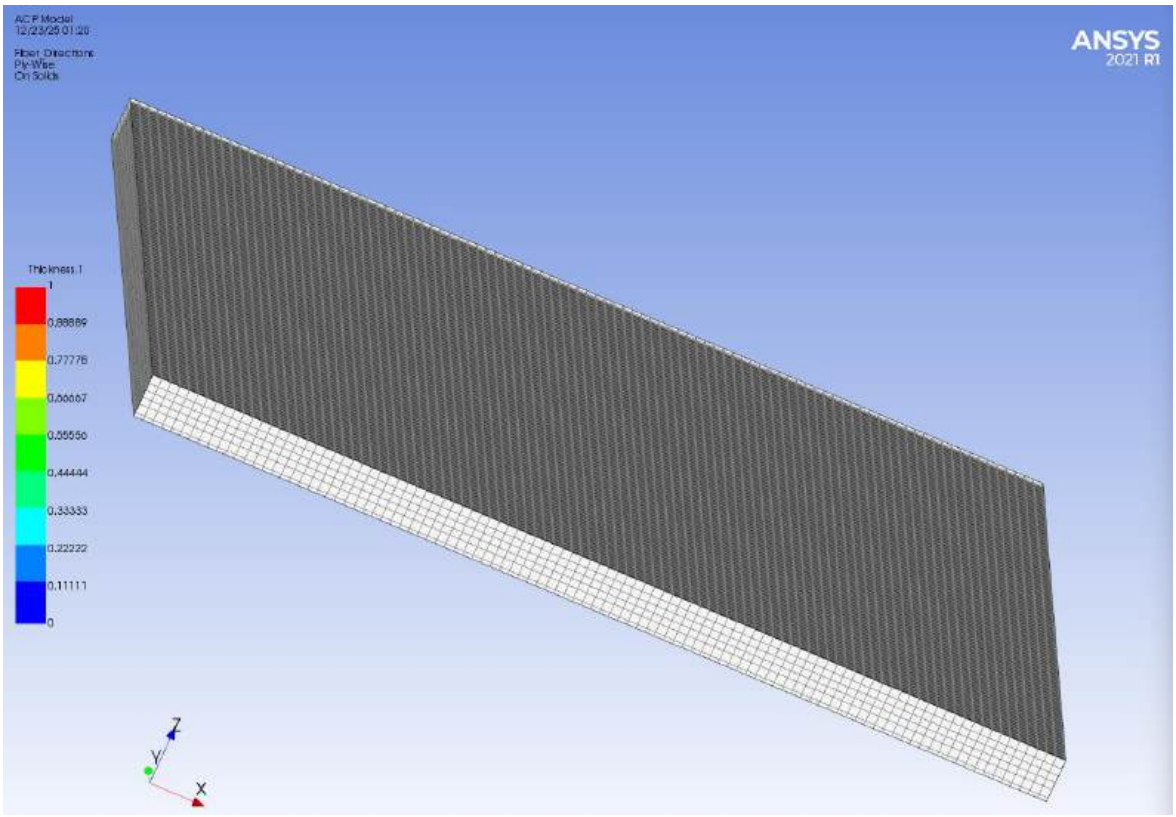


Hình 5. Gán các vật liệu các lớp

Qua các bước setup thứ tự, góc xoay và hướng tổng thể cũng như vật liệu nền, thì sẽ thu được một kết cấu composite là mẫu giáp cần mô phỏng.



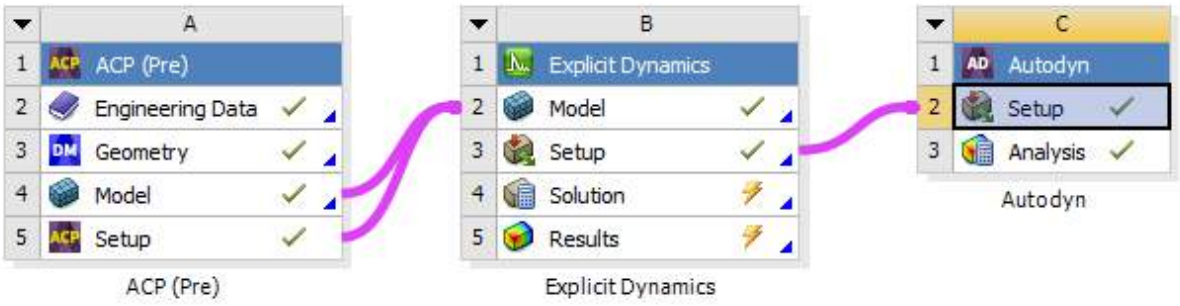
Hình 6. Setup thứ tự lớp và góc xoay mỗi lớp



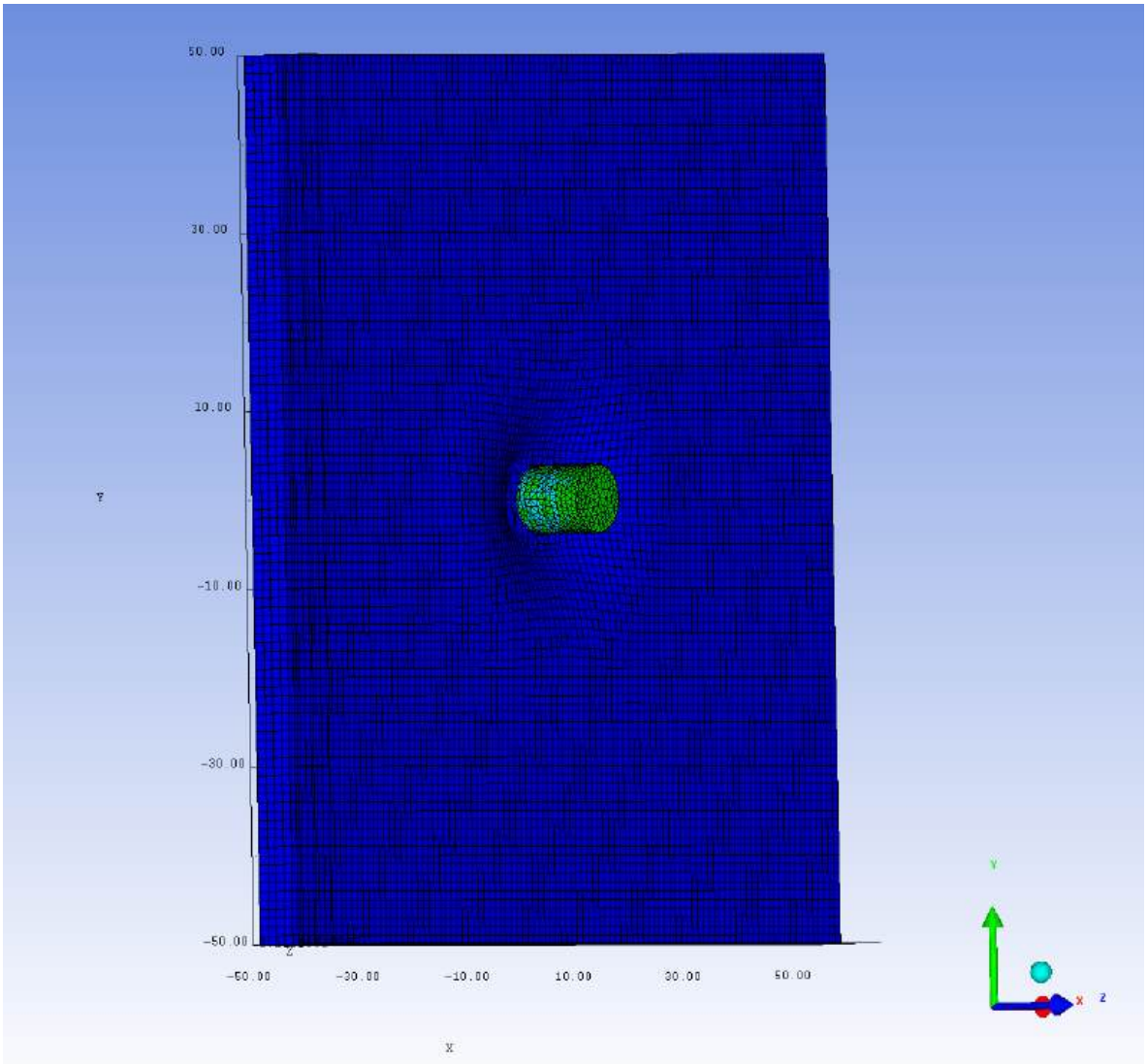
Hình 7. Sau khi setup các lớp và thứ tự sắp xếp thu được tấm composite

3.3. Tiến hành tương tác và phân tích kết quả

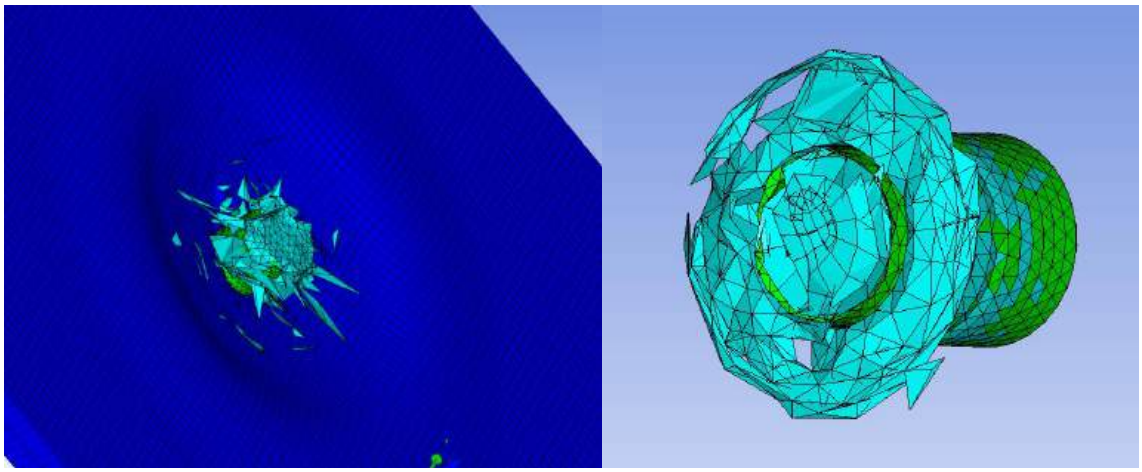
Sau khi đã hoàn thành các bước tạo vật liệu, tạo lớp, thiwwts lập các lớp trong phần tử của áo giáp, thì sẽ cho phần mềm ACP liên kết với Explicit Dynamics để tính toán tương tác, ngoài ra có thể chuyển qua Ansys autodyn thông qua Explicit Dynamics để tính toán mô phỏng.



Hình 8. Liên kết các modun để tính toán

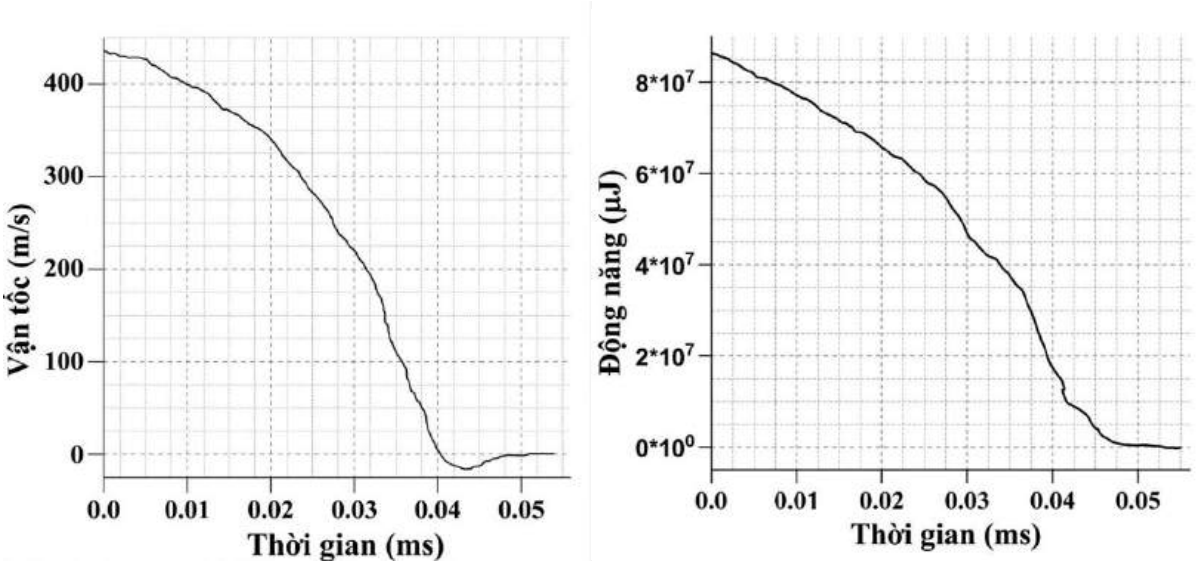


Hình 9. Quá trình tương tác giữa đầu đạn với giáp sợi



Hình 10. Một số hình ảnh mô phỏng tương tác

Kết quả của mô phỏng đầu đạn sung K51 với giáp sợi 39 lớp được thể hiện qua biểu đồ sau:



Hình 11. Biểu đồ vận tốc và năng lượng theo thời gian của đầu đạn K51

Đồ thị động năng và vận tốc cho thấy viên đạn bị dừng lại hoàn toàn, đường cong không mịn do bị biến dạng của đầu đạn nên tốc độ giảm không đều trong theo thời gian.

Trong giai đoạn tiếp xúc ban đầu (khoảng 0 – 0,01 ms), vận tốc đầu đạn chỉ giảm nhẹ. Đây là giai đoạn hình thành sóng ứng suất nén ban đầu tại vùng va chạm, khi mức độ biến dạng của giáp còn hạn chế và lực cản chưa đạt giá trị lớn. Sóng ứng suất bắt đầu lan truyền trong giáp nhưng cơ chế tiêu tán năng lượng chưa phát huy mạnh.

Giai đoạn tương tác chính diễn ra trong khoảng 0,01 – 0,04 ms, thể hiện qua sự suy giảm nhanh và mạnh của vận tốc đầu đạn. Trong giai đoạn này, sóng ứng suất lan truyền trong cấu trúc giáp sợi, kích hoạt các cơ chế tiêu tán năng lượng đặc trưng như kéo giãn sợi, trượt giữa các lớp và phá hủy cục bộ vật liệu nền. Phần lớn động năng của đầu đạn được chuyển giao sang giáp trong giai đoạn này, đóng vai trò quyết định đến khả năng xuyên hoặc bị dừng của đầu đạn.

Sau khoảng 0,04 ms, vận tốc đầu đạn tiến gần về giá trị bằng không và chỉ xuất hiện các dao động nhỏ. Các dao động này có thể liên quan đến hiện tượng hồi phục đàn hồi cục bộ của giáp và ảnh hưởng của phương pháp tích phân thời gian explicit trong mô phỏng số. Việc không quan sát thấy vận tốc dư đáng kể cho thấy đầu đạn đã bị giáp sợi ngăn chặn hoàn toàn trong điều kiện khảo sát.

Đồ thị động năng theo thời gian cho thấy xu hướng suy giảm đơn điệu, phù hợp với diễn biến vận tốc của đầu đạn. Đặc biệt, trong giai đoạn tương tác chính, tốc độ suy giảm động năng rất lớn, phản ánh khả năng hấp thụ và tiêu tán năng lượng hiệu quả của giáp sợi. Động năng của đầu đạn tiến gần về không ở cuối quá trình, khẳng định rằng năng lượng va chạm đã được tiêu tán chủ yếu thông qua biến dạng và phá hủy phân bố trong giáp, thay vì cơ chế xuyên cục bộ.

4. Kết luận

Kết quả mô phỏng số quá trình tương tác giữa đầu đạn K51 và tấm giáp composite cho thấy quá trình xuyên phá diễn ra cực nhanh, đặc trưng bởi sự suy giảm nhanh và phi tuyến của vận tốc đầu đạn.

Trong giai đoạn tương tác chính (kéo dài vài chục micro giây), sóng ứng suất lan truyền mạnh mẽ trong cấu trúc giáp sợi, kích hoạt các cơ chế tiêu tán năng lượng đặc trưng như kéo giãn sợi, trượt giữa các lớp và phá hủy cục bộ vật liệu nền. Phần lớn động năng của đầu đạn

được chuyển giao sang giáp thông qua các cơ chế này. Việc vận tốc và động năng giảm về gần bằng không cho thấy giáp sợi composite có khả năng hấp thụ và phân tán năng lượng va chạm hiệu quả.

Nghiên cứu khẳng định cơ chế bảo vệ của giáp sợi không dựa trên việc chống xuyên cục bộ, mà phụ thuộc vào khả năng phân bố và tiêu tán năng lượng trên một vùng rộng thông qua lan truyền sóng ứng suất. Đồng thời, mô phỏng số đã chứng minh là công cụ hữu hiệu để phân tích các hiện tượng khó quan sát bằng thực nghiệm, cung cấp cơ sở tin cậy cho việc đánh giá và tối ưu hóa các tham số thiết kế giáp trong bài toán va chạm tốc độ cao.

Tài liệu tham khảo

1. Hazell, P. J. (2011). *Armour: Materials, theory, and design*. Boca Raton, FL: CRC Press.
2. Grujicic, M., Arakere, G., He, T., Bell, W. C., Cheeseman, B. A., & Yen, C. F. (2009). A ballistic material model for Kevlar® KM2 fiber. *International Journal of Impact Engineering, 36*(1), 1–14.
3. Trần Văn Doanh, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn. (2024). Nghiên cứu ảnh hưởng của độ cứng đầu đạn đến khả năng xuyên bản thép đồng nhất của đạn xuyên thép 7,62x39 mm hai cấu tử kiểu K56 bằng phương pháp mô phỏng số. Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ quân sự.
4. Daniel, I. M., & Ishai, O. (2006). *Engineering mechanics of composite materials* (2nd ed.). New York, NY: Oxford University Press.
5. Johnson, G. R., & Cook, W. H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics* (pp. 541–547).
6. ANSYS Inc. (2023). *ANSYS explicit dynamics theory guide*. Canonsburg, PA: ANSYS Inc.

Numerical investigation of the interaction between a K51 projectile and fiber-reinforced composite armor

Abstract: *This paper presents a numerical investigation of the interaction process between a K51 projectile and multilayer fiber-reinforced composite armor using ANSYS ACP and ANSYS Explicit Dynamics. The armor is modeled as a laminated composite consisting of high-performance fibers including Dyneema DSM 311, Kevlar FK0820, Kevlar FK100, and Carbon T300. The projectile is described using the Johnson–Cook constitutive model to capture high strain-rate plastic deformation behavior. The simulation focuses on extracting key physical quantities such as projectile velocity evolution, penetration depth, back-face deformation, and stress wave propagation over time. Results show that the projectile kinetic energy is effectively dissipated through fiber stretching, interlayer delamination, and stress wave transmission within the laminate structure. The study confirms the capability of numerical simulation to analyze high-velocity impact phenomena and provides a theoretical basis for evaluating ballistic performance and optimizing composite armor configurations.*

Keywords: Fiber-reinforced armor; Numerical simulation; ANSYS ACP; High-velocity impact; K51 projectile.

Nghiên cứu xác định ảnh hưởng của đường kính, vật liệu lõi xuyên đến đạn xuyên thép 9×19 mm Luger kiểu thân thắt

Nguyễn Hữu Tân[1], Võ Trọng Trưởng[1], Bùi Xuân Sơn[2], Đỗ Văn Minh[2]

[1] Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự; [2] Khoa vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: Huutan3011@gmail.com; Tel :0349038636*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính và vật liệu lõi xuyên đến khả năng xuyên thép của đạn 9×19 mm Luger kiểu thân thắt. Nghiên cứu được thực hiện thông qua phương pháp giải tích kết hợp với mô phỏng số nhằm đánh giá quá trình tương tác giữa lõi xuyên và bản thép mục tiêu. Các mô hình tính toán cho phép phân tích sự phân bố ứng suất, biến dạng và cơ chế phá hủy của vật liệu khi va chạm ở vận tốc cao. Kết quả cho thấy đường kính và vật liệu lõi xuyên có ảnh hưởng đáng kể đến hiệu quả xuyên phá. Cụ thể, khi sử dụng lõi thép, đạn có khả năng xuyên qua bản thép CT3 dày đến 5 mm, trong khi lõi vonfram cacbit cho phép tăng đáng kể uy lực xuyên, đạt khả năng xuyên bản thép CT3 dày tới 7 mm. Kết quả nghiên cứu góp phần làm rõ vai trò của các thông số hình học và vật liệu lõi xuyên, đồng thời cung cấp cơ sở khoa học cho việc đánh giá và tối ưu hóa đặc tính xuyên của đạn cỡ nhỏ.

Từ khóa: *Tăng xuyên, đạn 9×19 mm Luger, xuyên thép.*

1. Đặt vấn đề

Đạn cỡ 9×19 mm Luger hiện đang được trang bị rộng rãi trong lực lượng vũ trang nhờ ưu điểm về kích thước nhỏ gọn, độ ổn định cao và khả năng bảo đảm độ tin cậy khi bắn. Tuy nhiên, trong thực tế sử dụng, phần lớn các loại đạn 9×19 mm có cấu tạo đầu đạn lõi chì hoặc lõi chì bọc kim loại, nên khả năng xuyên các mục tiêu có bảo vệ còn hạn chế chưa đáp ứng tốt yêu cầu trong một số tình huống tác chiến hiện đại.

Trong bối cảnh yêu cầu nâng cao hiệu quả tác chiến của vũ khí bộ binh, việc nghiên cứu các loại đạn 9×19 mm có uy lực xuyên cao hơn, thông qua thay đổi kết cấu và vật liệu lõi xuyên, là vấn đề có ý nghĩa khoa học và thực tiễn. Trên thế giới, đã xuất hiện một số loại đạn 9×19 mm có thiết kế nhằm tăng khả năng xuyên thép. Tiêu biểu là đạn 9×19 mm Luger Snail, với các cấu hình đầu đạn khối lượng 6,5 g và 2,9 g cho chiều sâu xuyên đạt từ 5,1 mm đến 7,23 mm ở cự ly 25 m [12]. Ngoài ra, đạn DSK51-XG với lõi xuyên cứng có khả năng xuyên bản thép CT3 dày 5 mm ở cự ly 25 m [10], cho thấy hiệu quả rõ rệt của việc sử dụng vật liệu lõi xuyên có độ cứng cao và kết cấu đầu đạn tối ưu.

Bài báo nghiên cứu về ảnh hưởng của điều kiện lõi xuyên và vật liệu lõi xuyên của đạn 9×19 mm kiểu thân thắt đến uy lực xuyên thép. Qua đó đưa ra những khuyến cáo cho người thiết kế đạn xuyên thép cỡ 9×19 mm nói riêng và đạn súng nói chung.

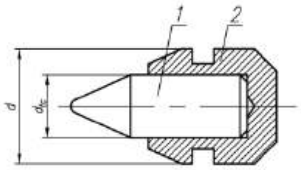
2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Kết cấu đầu đạn tăng xuyên 9×19 mm Luger đề xuất

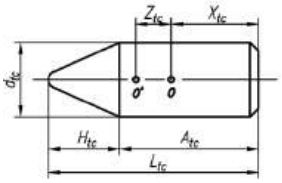
Trong bài báo này, nhóm nghiên cứu lựa chọn đối tượng đầu đạn trên cơ sở khảo sát, phân tích một số tài liệu thiết kế và các đề tài nghiên cứu khoa học có liên quan. Trên cơ sở đó, kết cấu đầu đạn được xác định theo hướng bảo đảm tính kế thừa các kết quả nghiên cứu trước, đồng thời phù hợp với mục tiêu đánh giá ảnh hưởng của đường kính và vật liệu lõi xuyên đến khả năng xuyên thép của đạn 9×19 mm kiểu thân thắt, phương án này duy trì được sơ tốc ở mức tương đối cao trong khi vẫn đảm bảo động năng cần thiết để tăng hiệu quả xuyên thép. Hình

dạng thân thắt mang lại lợi thế về khí động học, giúp giảm lực cản không khí và nâng cao độ ổn định đường bay của đầu đạn. Ngoài ra, kết cấu chỉ gồm hai thành phần (lõi xuyên và thân đạn) liên kết bằng keo epoxy giúp đơn giản hóa quy trình sản xuất, phù hợp với điều kiện công nghệ hiện tại và giảm thiểu chi phí chế tạo.

Đầu đạn nghiên cứu có kết cấu gồm hai phần tử chính là lõi xuyên và thân vỏ. Lõi xuyên được chế tạo từ thép hoặc vonfram cacbit, được liên kết với phần thân vỏ bằng keo epoxy. Khi đạn chuyển động ra khỏi nòng và bay tới mục tiêu, cả hai cấu tử cùng tham gia chuyển động. Trong quá trình va chạm, lõi xuyên là phần tử tích cực trực tiếp thực hiện tác dụng xuyên phá, trong khi thân vỏ có nhiệm vụ truyền một phần động năng cho lõi xuyên, góp phần nâng cao khả năng xuyên của đầu đạn [1,4,5 và 6].



Hình 1. Cấu tạo chung của đầu đạn xuyên thân thắt
1- lõi xuyên (phần tích cực); 2- thân vỏ



Hình 2. Các kích thước cơ bản của phần tích cực

2.2. Xác định các tham số khảo sát đầu đạn

Đối tượng khảo sát của bài báo là ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên và vật liệu lõi xuyên tới khả năng xuyên của đầu đạn. Với việc giữ nguyên vỏ đạn của đạn 9×19 mm Luger trong trang bị, để bảo đảm thể tích buồng đốt không đổi thì chiều dài của đầu đạn phải không lớn hơn chiều dài đầu đạn 9×19 mm Luger trong trang bị là 14,85 mm [1]. Vậy nên chọn chiều dài của đầu đạn là $L = const = 14\,\text{mm}$.

Hiện nay, nhà máy Z113/Tổng cục công nghiệp quốc phòng Việt Nam đã làm chủ được công nghệ sản xuất lõi thép và các quy trình nhiệt luyện phức tạp để tăng độ cứng cho lõi xuyên... Như vậy với vật liệu sẵn có và để đảm bảo khả năng xuyên tốt của đầu đạn, ta lựa chọn 2 loại vật liệu làm lõi xuyên là là thép có khối lượng riêng $\gamma = 7,85\ g/cm^3$ và cacbit vonfram có khối lượng riêng $\gamma = 15,584\ g/cm^3$ để tiến hành khảo sát uy lực xuyên của đạn.

Đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thoát vỏ thường nằm trong khoảng $d_l = (0,55 \div 0,75)d$ [12], tuy nhiên với đối tượng nghiên cứu là đạn xuyên dưới cỡ kiểu thân thắt nên đường kính lõi xuyên có thể được chọn nhỏ hơn mà vẫn bảo đảm ổn định trên đường bay. Do đó ta chọn khoảng khảo sát $d_l = (0,5 \div 0,7)d = 4,3 \div 5\,\text{mm}$. Khi nghiên cứu xác định đường kính lõi xuyên, tác giả đề xuất hai phương án kết cấu như sau:

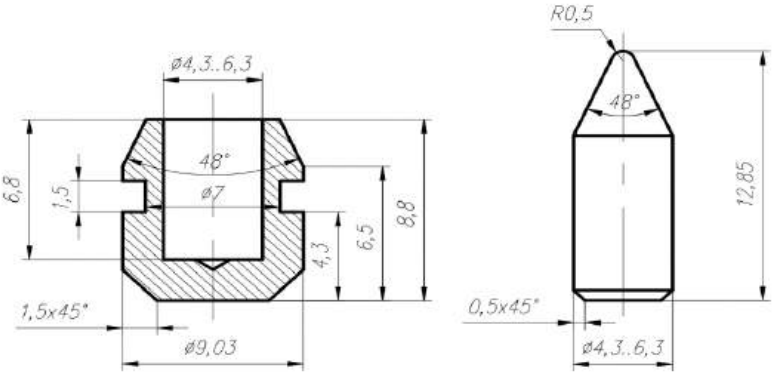
Phương án 1: Sử dụng lõi xuyên bằng thép với $d_l = 4,3 \div 5\,\text{mm}$, khối lượng toàn bộ đầu đạn tương ứng $m_{dd} = 4,40 \div 4,479$ g.

Phương án 2: Sử dụng lõi xuyên bằng cacbit vonfram với cùng khoảng đường kính lõi, khối lượng đầu đạn $m_{dd} = 5,358 \div 6,345$ g.

Một số thông số cần chú ý khi khảo sát:

- Áp suất lớn nhất trong nòng: Áp suất tính toán lớn nhất cho phép của đạn 9×19 mm Luger là 260 MPa. Tuy nhiên, khi thiết kế đạn cần có độ dự trữ dự phòng. Trong trường hợp này, tác giả nghiên cứu xác định đạn thiết kế có áp suất lớn nhất trong nòng không lớn hơn áp suất tính toán lớn nhất của đạn thường 9×19 mm (233,9 MPa) [3].

- Với các tham số đầu vào bài toán thuật phóng trong của đầu đạn thường 9×19 mm; khi khối lượng đầu đạn thay đổi, áp suất lớn nhất của khí thuốc đã cho; nhóm nghiên cứu xác định vận tốc đầu đạn tại miệng nòng. Từ vận tốc này, giải bài toán thuật phóng ngoài, thu vận tốc chạm mục tiêu của đầu đạn tại khoảng cách 25 m (tầm bắn hiệu quả của đạn súng ngắn).



Hình 3. Phương án kết cấu đầu đạn

2.3. Xây dựng mô hình toán học

Dựa trên các phương án đã đề xuất ở trên ta tiến hành khảo sát uy lực xuyên của đầu đạn 9x19 mm tăng xuyên khi thay đổi đường kính lõi xuyên qua các bước sau:

- Giải bài toán thuật phóng trong xác định sơ tốc đầu đạn $v_{0\max}$ theo điều kiện áp suất khí thuốc lớn nhất $P_{\max}$.

- Giải bài toán thuật phóng ngoài xác định vận tốc chạm ở cự li 25 m(v_c).

- Tính toán uy lực xuyên của đầu đạn theo công thức Gia cốp- Đơ-Mar.

- Tổng hợp, đánh giá kết quả.

2.3.1. Bài toán thuật phóng trong

Trong quá trình tính toán, nhóm nghiên cứu sử dụng hệ phương trình bài toán thuật phóng trong của súng pháo thông thường và hệ phương trình chuyển động của khối tâm đầu đạn:

Hệ phương trình thuật phóng trong [7]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{p}{I_K} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi.\left(1 + 2.\lambda.z + 3.\mu.z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S}{\varphi.m}.p \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dW}{dt} = \omega.\left(\dfrac{1}{\delta} - \alpha\right)\dfrac{d\psi}{dt} + S.\dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{W}.\left(f.\omega.\dfrac{d\psi}{dt} - p.\dfrac{dW}{dt} - \theta.\varphi.v.\dfrac{dv}{dt}\right) \end{cases} \quad (1)$$

Các giả thiết khi giải bài toán thuật phóng trong:

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học;
- Toàn bộ liều thuốc cháy trong cùng điều kiện môi trường với áp suất thuật phóng p;
- Thuốc phóng cháy theo quy luật tốc độ cháy tuyến tính $u = u_1.p$;
- Thành phần sản phẩm cháy không đổi, các đặc trưng f, α, k là hằng số;
- Tại thời điểm $p = p_0$ đạn bắt đầu chuyển động;
- Đặc trưng hình dạng $\mu = 0$;
- Chuyển động của đầu đạn chỉ xét đến thời điểm đáy đạn ra khỏi miệng nòng.

2.3.2. Giải bài toán thuật phóng ngoài

Để giải bài toán thuật phóng ngoài ta sử dụng hệ phương trình vi phân chuyển động của khối tâm đạn [8]:

$$\begin{cases} \dot{v} = -C_0 \pi(y) F(v_t) - g \sin\theta \\ \dot{\theta} = \dfrac{g}{v} \cos\theta \\ \dot{y} = v \sin\theta \\ \dot{x} = v \cos\theta \end{cases} \qquad (2)$$

Trong đó: $C_0 = (id^2 / q) \times 10^3$ - Hệ số phóng (i – Hệ số hình dạng, d – Cỡ đạn, q – Trọng lượng đạn); $\pi(y)$ - Hàm áp suất tương đối [8]; $g = 9,81$ – Gia tốc trọng trường; $F(v_t)$ - Hàm lực cản không khí.

Đối với đầu đạn có vận tốc vượt âm, hệ số hình dạng phù hợp với quy luật Siachi được xác định theo công thức kinh nghiệm [2]:

$$i = 1,1 - 0,343\frac{h_1}{d} + 0,042\left(\frac{h_1}{d}\right)^2 \qquad (3)$$

Hệ số hình dạng theo quy luật 1943 được tính lại theo biểu thức:

$$i_{43} = n.i_{Siachi}$$

Với n là hệ số chuyển đổi phụ thuộc vào vận tốc ban đầu, được xác định như sau:

Bảng 1. Các giá trị hệ số n

V_o [m/s]	**150**	**250**	**300**	**350**	**400**	**500**	**700**	**1000**
n	1,64	1,72	2,08	1,67	1,72	2,00	2,22	2,08

2.3.3. Bài toán xác định chiều sâu xuyên vào bản thép

Với mục đích khảo sát và so sánh chiều sâu xuyên của đạn, ta sử dụng công thức Giacốp-Đơ-Mar hiệu chỉnh theo thực nghiệm đối với đầu đạn xuyên nhỏ hơn cỡ như sau [2]:

$$v_c = k\frac{d_l^{0,75} b^{0,7}}{(m_l + \mu m_t)^{0,5}\cos\alpha} \quad hay \quad b = \left[\frac{v_c (m_l + \mu m_t)^{0,5}\cos\alpha}{k d_l^{0,75}}\right]^{1/0,7} \qquad (4)$$

Trong đó:

d_l là đường kính lõi xuyên (phần chiến đấu) [dm];

m_l, m_t là khối lượng lõi xuyên và thân đạn [kg];

k là hệ số đặc trưng cho độ bền của bản thép;

μ là hệ số tính tới khả năng truyền năng lượng của thân đạn cho lõi xuyên:

$$\mu = 0,1\sqrt{\frac{m_l}{m_t}} \quad (5)$$

3. Khảo sát ảnh hưởng đường kính lõi xuyên đến khả năng xuyên của đầu đạn xuyên nhỏ hơn cỡ kiểu thân thắt

3.1. Các thông số đầu vào, thông số khảo sát

3.1.1. Các thông số của bài toán

Thông số đầu vào bao gồm: Các thông số kích thước của đầu đạn; thông số đầu vào bài toán thuật phóng trong (Bảng 2); thông số đầu vào bài toán thuật phóng ngoài; thông số kết cấu bản thép ($k = 1400$) [9].

Bảng 2. Các thông số đầu vào tính toán thuật phóng trong

TT	Tham số	Đơn vị	Giá trị
1	Cỡ đạn, *d*	m	0,009
2	Khối lượng đầu đạn, *m*	kg	Theo các phương án
3	Diện tích tiết diện ngang đầu đạn, *s*	m^2	$6,261.10^{-5}$
4	Thể tích buồng đốt, *Wo*	m^3	$6,704.10^{-7}$
5	Áp suất tống đạn, p_o	MPa	40.10^6
6	Khối lượng thuốc phóng, ω	kg	Theo các phương án
7	Lượng cộng tích khí thuốc, α	m^3/kg	$0,906.10^{-3}$
10	Xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc, I_k	$kG.s/m^2$	$3,25.10^4$
11	Số mũ đoạn nhiệt	-	0,25
12	Lực thuốc phóng, *f*	J/kg	$9.06.10^5$
13	Mật độ thuốc phóng	kg/m^3	$1,6.10^3$
14	Chiều dài nòng	m	0,12

3.1.2. Thông số khảo sát

Bài báo tiến hành khảo sát các phương án với các thông số cho trong bảng 3.

Bảng 3. Thông số khảo sát của đầu đạn

	Phương án 1					Phương án 2				
d_l (mm)	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00
l_{tc} (mm)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
ω (g)	3,74	3,72	3,72	3,72	3,72	3,48	3,42	3,37	3,31	3,27
m_l (g)	1,168	1,265	1,351	1,438	1,506	2,126	2,437	2,741	3,070	3,343
m_{dd} (g)	4,40	4,465	4,472	4,477	4,479	5,358	5,610	5,858	6,128	6,345

3.1.3. Điều kiện khảo sát

Sơ tốc v_0 được chọn lớn nhất theo khối lượng đầu đạn thỏa mãn điều kiện bền nòng; uy lực xuyên thép của đạn được tính toán trên cơ sở thỏa mãn điều kiện bền nòng, chưa kể đến điều kiện đạn ổn định trên đường bay.

3.2. Kết quả khảo sát

Ứng với mỗi đường kính lõi xuyên khác nhau, khảo sát lựa chọn khối lượng thuốc phóng phù hợp để bảo đảm giá trị áp suất lớn nhất xấp xỉ đạt giá trị [$P_{\max}$], tương ứng với đó xác định được giá trị sơ tốc của từng trường hợp. Kết quả tổng hợp trong Bảng 4:

Bảng 4. Sơ tốc, áp suất đầu đạn theo từng phương án đường kính lõi xuyên

	Phương án 1					Phương án 2				
d_l (mm)	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00
l_{tc} (mm)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
P_{max} (Mpa)	233,28	233,23	233,49	233,67	233,74	233,05	232,89	233,46	232,98	233,34
v_o (m/s)	527,58	522,89	522,58	522,37	522,28	467,22	453,78	441,89	429,09	419,85

Trên cơ sở đó, xác định vận tốc chạm tại cự ly 25 m (v_{25}) và tính toán giá trị chiều sâu xuyên tương ứng với từng trường hợp, kết quả thể hiện ở bảng 5:

Bảng 5. Kết quả tính toán các thông số thuật phóng và uy lực

	Phương án 1					Phương án 2				
m_{dd} (g)	4,4	4,465	4,472	4,477	4,479	5,358	5,610	5,858	6,128	6,345
d_l (mm)	4,3	4,5	4,68	4,86	5,0	4,3	4,5	4,68	4,86	5,0
l_{tc} (mm)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
v_c (m/s)	460,6	457,63	457,55	457,36	457,3	420,02	409,44	398,75	391,39	383,65
b (mm)	5,338	5,311	5,310	5,309	5,305	6,989	7,034	7,029	7,097	7,087

Nhận xét:

Đối với phương án khảo sát 1: Khi đường kính lõi xuyên d_ltăng từ 4,3 ÷ 5,0 mm, vận tốc chạm tại cự ly 25 m v_c giảm từ 460,6 m/s xuống 457,3 m/s. Chiều sâu xuyên b tương ứng giảm từ 5,338 mm xuống 5,305 mm, tức giảm 0,033 mm, tương đương khoảng 0,62%. Cho thấy trong phương án khảo sát 1, việc tăng đường kính lõi xuyên trong khoảng nghiên cứu hầu như không ảnh hưởng đến chiều sâu xuyên

Đối với phương án khảo sát 2: Khi đường kính lõi xuyên d_l tăng từ 4,3 ÷ 5,0 mm, vận tốc chạm v_c giảm rõ rệt từ 420,02 m/s xuống 383,65 m/s. Tuy nhiên, chiều sâu xuyên b lại tăng từ 6,989 mm lên 7,087 mm, tức tăng 0,098 mm, tương đương khoảng 1,40%. Mặc dù vận tốc chạm giảm, khả năng xuyên vẫn được cải thiện nhẹ nhờ sự gia tăng tiết diện làm việc và độ ổn định của lõi xuyên trong quá trình xuyên phá.

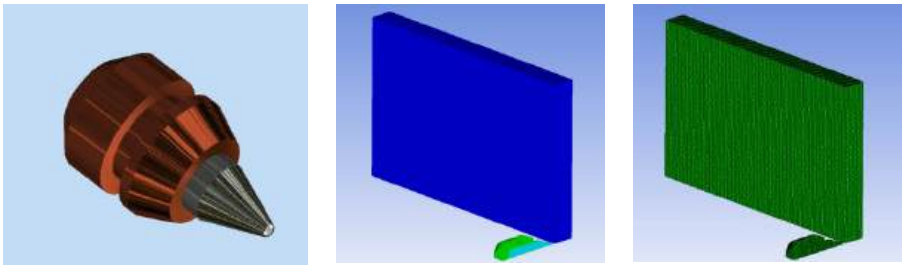
Tổng hợp kết quả cho thấy, trong cả hai phương án khảo sát, sự thay đổi đường kính lõi xuyên trong phạm vi nghiên cứu chỉ gây ra biến thiên nhỏ về chiều sâu xuyên. Đây là cơ sở để

khẳng định rằng vật liệu lõi xuyên và năng lượng va chạm là các yếu tố chi phối chính, trong khi đường kính lõi xuyên chỉ đóng vai trò thứ yếu đối với khả năng xuyên thép của đầu đạn.

4. Mô phỏng tác dụng xuyên thép

4.1. Mô hình bài toán mô phỏng tác dụng xuyên thép

Sau khi lựa chọn được thông số kết cấu tối ưu, tiến hành xây dựng mô hình kết cấu 3D của đầu đạn và mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn trên phần mềm Ansys với modul Ansys Autodyn. Giả thiết đầu đạn vuông góc với bản thép tại thời điểm va chạm. Bỏ qua chuyển động quay của đầu đạn khi va chạm. Do tính đối xứng của mô hình khảo sát nên để giảm thời gian mô phỏng, tác giả tiến hành cắt bổ và mô phỏng với ¼ mô hình ban đầu. Điều kiện biên các là các mặt biên xung quanh bản thép được giữ cố định.



Hình 4. Mô hình khảo sát

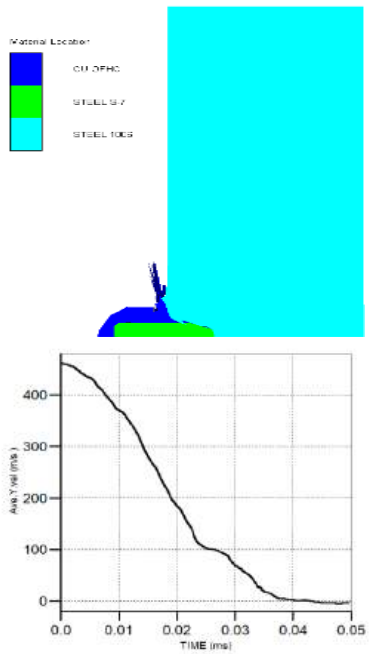
Thông số vật liệu đầu đạn và bản thép như trong Bảng 6: [11]

Bảng 6. Thông số vật liệu của mô hình khảo sát

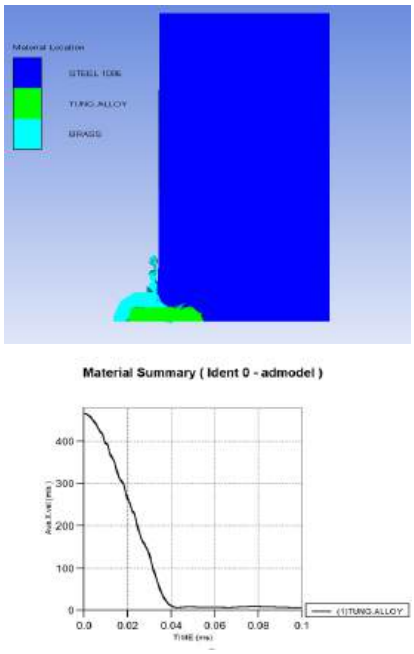
Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên (Thép s7)	Lõi xuyên (vonfram cacbit)	Thân vỏ (Đồng)	Bản thép (Thép 1006)
Phương trình trạng thái: Shock					
Khối lượng riêng, ρ	kg/m^3	7850	17000	8940	7896
Hệ số Gruneisen, Γ		2,17	1,54	2,02	2,17
Tham số C1	m/s	4569	4029	3940	4569
Tham số S1		1,49	1,237	1,489	1,49
Nhiệt dung riêng	J/kgK	477	134	383	452
Mô hình bền Jonh Cook					
Mô đun cắt	MPa	81800	300000		81800
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa	1200	3000		230
Hệ số hóa cứng, B	Mpa	510	250		180
Số mũ hóa cứng, n		0,18	0,12		0,36
Hệ số tốc độ biến dạng, C		0,012	0,016		0,022
Số mũ mềm nhiệt, m		1,0	1,0		1,0
Mô hình bền Steinberg Guinan					
Mô đun cắt	MPa			47700	
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa			120	
Ứng suất chảy lớn nhất	MPa			640	
Hệ số hóa cứng B	Mpa			36	
Số mũ hóa cứng, n				0,45	
Nhiệt độ nóng chảy, T_{nc}	^{o}C	1519,9	2737	1516,9	1537,9
Phá hủy biến dạng chính					
Biến dạng chính lớn nhất		0,3	0,3	0,25	0,45
Xói mòn					
Biến dạng hình học		2		2	2

4.2. Kết quả mô phỏng

Thực hiện mô phỏng số quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép. Kết quả mô phỏng được thể hiện như các hình 6, 7.

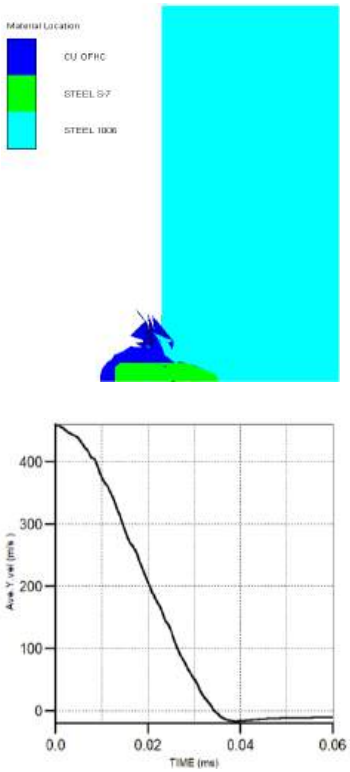


Lõi thép

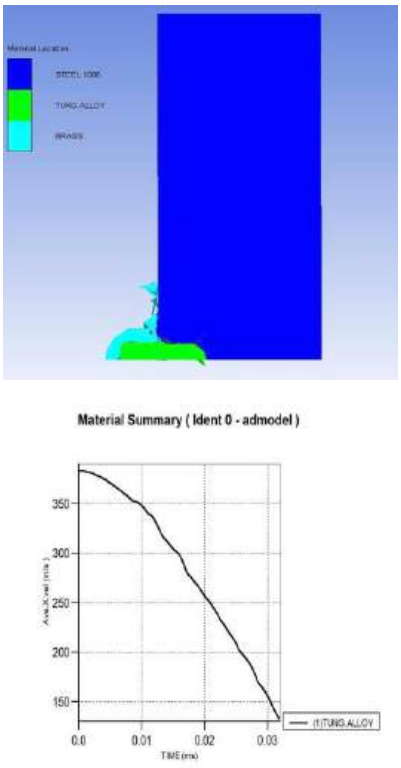


Lõi cacbit vonfram

Hình 5. Kết quả mô phỏng với $d_l = 4,3\ mm,\ v_c = 460,6\ m/s$ *và* $v_c = 420,02\ m/s$



Lõi thép



Lõi cacbit vonfram

Hình 6. Kết quả mô phỏng với $d_l = 5\ mm,\ v_c = 457,3\ m/s$ *và* $v_c = 383,65\ m/s$

Bảng 7. Kết quả mô phỏng uy lực xuyên của đạn ở 2 phương án

	Phương án 1					Phương án 2				
d_l (mm)	4,3	4,5	4,68	4,86	5,0	4,3	4,5	4,68	4,86	5,0
b (lt)	5,338	5,311	5,310	5,309	5,305	6,989	7,034	7,029	7,097	7,087
b (mp)	4,461	4,364	4,177	3,862	3,869	7,969	7,492	7,239	7,948	7,211
Δ (%)	16,43	17,83	21,33	27,25	27,06	17,59	6,53	2,91	11,99	1,75

Nhận xét:

Đối với phương án khảo sát 1, khi đường kính lõi xuyên d_l tăng từ 4,3 mm lên 5,0 mm, chiều sâu xuyên tính toán lý thuyết b_{lt} chỉ giảm rất nhỏ từ 5,338 mm xuống 5,305 mm (giảm 0,033 mm, tương đương khoảng 0,6%). Trong khi đó, chiều sâu xuyên mô phỏng b_{mp} giảm đáng kể từ 4,461 mm xuống 3,869 mm (giảm 0,592 mm, tương đương khoảng 13,3%). Sai lệch tương đối giữa hai phương pháp tăng liên tục từ 16,43% (tại $d_l = 4,3$ mm) lên 27,06% (tại $d_l = 5$ mm). Kết quả này cho thấy trong phương án 1, mức độ chênh lệch giữa tính toán lý thuyết và mô phỏng có xu hướng gia tăng khi đường kính lõi xuyên tăng.

Đối với phương án khảo sát 2, trong cùng khoảng đường kính (4,3 ÷ 5,0 mm), chiều sâu xuyên tính toán lý thuyết b_{lt} tăng nhẹ từ 6,989 mm lên 7,087 mm (tăng khoảng 0,098 mm, tương đương 1,4%), trong khi kết quả mô phỏng b_{mp} giảm từ 7,969 mm xuống 7,211 mm (giảm 0,758 mm, tương đương khoảng 9,5%).

5. Kết luận

Bài báo đã đề xuất phương án thiết kế kết cấu đầu đạn 9x19mm theo hướng đạn dưới cỡ nhằm nâng cao khả năng xuyên khi sử dụng trên các loại súng hiện có. Kết quả nghiên cứu cho thấy, đối với kết cấu đạn thân thắt, việc thay đổi đường kính lõi xuyên có ảnh hưởng không đáng kể đến chiều sâu xuyên của đầu đạn.

Cụ thể, với lõi thép, khi tăng đường kính lõi xuyên từ 4,3 ÷ 5 mm, chiều sâu xuyên tương ứng đạt 5,338 ÷ 5,305 mm. Trong khi đó, khi sử dụng lõi cacbit vonfram, chiều sâu xuyên tăng lên rõ rệt, đạt 6,989 ÷ 7,087 mm, lớn hơn khoảng 1,7 mm (tương ứng khoảng 32%) so với lõi thép. Kết quả này cho thấy vật liệu lõi xuyên có ảnh hưởng đáng kể đến khả năng xuyên của đầu đạn. Trên cơ sở phân tích, phương án sử dụng lõi xuyên đường kính 4,3 mm chế tạo từ vật liệu cacbit vonfram được đánh giá là phù hợp, đảm bảo khả năng xuyên tốt và có tính khả thi về công nghệ chế tạo.

Tuy nhiên, nghiên cứu hiện tại mới dừng lại ở việc đánh giá khả năng xuyên qua mục tiêu cản, chưa xem xét đầy đủ quá trình tương tác sau xuyên cũng như hiệu quả đối với mục tiêu sinh lực mang giáp. Do đó, cần có các nghiên cứu tiếp theo để đánh giá toàn diện hơn về hiệu quả tác dụng của đầu đạn trong điều kiện thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định, 2005, *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2.
2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, 2007, *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 4.
3. Bùi Xuân Sơn, 2023, Nghiên cứu xác định khối lượng đầu đạn đảm bảo tính năng thuật phóng của đạn giòn cỡ 9×19 mm, 3.
4. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành, 2007, *Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2.
5. Trần Văn Doanh, 2013, *Nghiên cứu định hướng phát triển và giải pháp nâng cao uy lực xuyên cho đạn súng bộ binh theo yêu cầu mới,* Tạp chí khoa học và kỹ thuật, số 55, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2.
6. Nguyễn Đức Tiến, Trần Văn Doanh, Bùi Thị Lộc, 02-2019, *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu đến uy lực của đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay,* Tạp chí Nghiên cứu KH&CN quân sự, số 59, 2.
7. Nguyễn Xuân Trình, 2015, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 3.
8. Nguyễn Văn Thọ, 2003, *Giáo trình thuật phóng ngoài,* Nhà xuất bản QĐND, 4.
9. Nguyễn Quang Dũng, 2019, *"Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến tác dụng xuyên của đầu đạn xuyên thép"*, Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự, 5.
10. Đỗ Văn Minh, 2025, *Báo cáo tổng hợp đề tài nghiên cứu thiết kế chế tạo đạn xuyên giáp 7,62x25mm bắn trên súng k54,* 1.
11. LEEDER, 1941, *J. Armor Piercing Bullets with Sintered Carbide Cores* [online], 7.
12. *9mm Luger libra snail with hight penetration*, 1.

Investigation of the Effects of Core Diameter and Core Material on the Steel Penetration Performance of a 9×19 mm Luger Bottleneck Projectile

***Abstract**: This paper investigates the influence of core diameter and core material on the steel penetration capability of a 9×19 mm Luger bottleneck-type projectile. The study was conducted using an analytical approach combined with numerical simulation to evaluate the interaction process between the penetrator core and the steel target plate. The computational models allow analysis of stress distribution, deformation, and material failure mechanisms under high-velocity impact conditions. The results show that both the core diameter and core material significantly affect penetration performance. Specifically, when a hardened alloy steel core is used, the projectile is capable of penetrating a 5 mm thick CT3 steel plate. In contrast, the use of a tungsten carbide core substantially enhances penetration capability, achieving penetration of a 7 mm thick CT3 steel plate. The findings clarify the role of geometric parameters and core materials, and provide a scientific basis for evaluating and optimizing the penetration characteristics of small-caliber ammunition.*

Keywords: Penetration enhancement, 9×19 mm Luger projectile, steel penetration.

Nghiên cứu thực nghiệm sự phụ thuộc của mô đun đàn hồi vật liệu vào tải trọng va đập tốc độ cao trên thiết bị Hopkinson

Hoàng Văn Cường[1], Trần Văn Chiến[1]*, Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Quốc Thịnh[1], Vũ Thế An[1], Phùng Huy Hoàn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Vanwchien@gmail.com; Tel: 0399530105

Tóm tắt

Ở trạng thái tĩnh, mô đun đàn hồi kim loại được coi là hằng số, tuy vậy, khi chịu tải trọng tốc độ cao hệ số này có sự thay đổi, trong bài báo này, sự thay đổi mô đun đàn hồi vật liệu theo tải trọng va đập được khảo sát bằng phương pháp thực nghiệm trên thiết bị Hopkinson. Các thí nghiệm nén mẫu được tiến hành với mẫu đồng thau, thép C45 và nhôm, thu được họ đường cong ứng suất-biến dạng của vật liệu, từ đó xác định mô đun đàn hồi của vật liệu theo tốc độ biến dạng. Kết quả cho thấy mô đun đàn hồi của vật liệu có xu hướng giảm phi tuyến rõ rệt khi tốc độ biến dạng tăng, quy luật thay đổi mô đun đàn hồi của các kim loại là khác nhau. Kết quả này góp phần bổ sung cơ sở lý thuyết xây dựng mô hình vật liệu, đồng thời là cơ sở khoa học cho việc nghiên cứu, mô phỏng và đánh giá quá trình va chạm tương tác tốc độ cao của đạn dược.

Từ khóa: *Thanh đo Hopkinson (SHPB); mô đun đàn hồi động; tốc độ biến dạng cao; mềm hóa đàn hồi.*

1. Đặt vấn đề

Trong khoa học vật liệu, các đặc trưng cơ học cơ bản như mô đun đàn hồi E, giới hạn bền và độ cứng thường được xác định thông qua các thử nghiệm kéo-nén đúng tâm trong điều kiện tải trọng tĩnh. Với tốc độ biến dạng thấp từ $10^{-3}s^{-1}$ đến $10s^{-1}$, mô đun đàn hồi thường được xem là một hằng số vật lý ổn định, phản ứng tuyến tính với ứng suất trong miền đàn hồi [1,2].

Tuy nhiên, trong các quá trình va đập tốc độ cao, vật liệu phải chịu những xung lực cực mạnh trong khoảng thời gian micro giây 10^{-6}. Lúc này, tốc độ biến dạng có thể tăng vọt lên mức $100\,s^{-1}$ đến $10.000\,s^{-1}$, khiến ứng xử của vật liệu không còn tuân theo các quy luật tĩnh học thông thường. Đặc biệt, mô đun đàn hồi động - đại lượng quyết định vận tốc lan truyền sóng âm và sóng ứng suất trong vật liệu - có sự biến thiên phức tạp dưới tác động của tải trọng tốc độ cao. Đối với các loại vật liệu phổ biến trong kỹ thuật quân sự như đồng, thép và nhôm, việc hiểu rõ sự thay đổi của mô đun đàn hồi là chìa khóa để dự báo chính xác khả năng xuyên thép hoặc chống xuyên của các hệ thống vũ khí [3,4].

Hiện nay, việc mô phỏng số các quá trình tương tác tốc độ cao trên các phần mềm như Ansys Autodyn hay LS-DYNA đang trở thành công cụ hỗ trợ đắc lực cho các nhà thiết kế [1]. Tuy nhiên, một thực trạng đáng lưu ý là các thông số vật liệu đầu vào thường được lấy từ các giá trị mặc định trong thư viện (vốn được đo đạc ở điều kiện tĩnh). Sự thiếu hụt dữ liệu về sự phụ thuộc của mô đun đàn hồi vào tốc độ va đập dẫn đến những sai lệch đáng kể giữa mô hình tính toán và thực tế, đặc biệt là trong giai đoạn phản ứng đàn hồi ban đầu khi đạn vừa chạm mục tiêu [6].

Nhằm giải quyết vấn đề này, bài báo tập trung nghiên cứu thực nghiệm trên thiết bị thanh đo va đập Hopkinson (SHPB) để xác định quy luật phụ thuộc của mô đun đàn hồi vào tải trọng va đập tốc độ cao [7-8]. Thông qua việc phân tích dữ liệu sóng ứng suất trên các mẫu thử đồng thau, thép C45 và nhôm, nghiên cứu sẽ làm sáng tỏ ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến môđun đàn hồi của vật liệu. Kết quả thu được không chỉ hoàn thiện bộ dữ liệu thực nghiệm mà còn là thông số đầu

vào quan trọng, giúp nâng cao độ chính xác cho các bài toán mô phỏng va chạm tốc độ cao, phục vụ hiệu quả cho công tác thiết kế và chế tạo khí tài quân sự [1,3].

2. Đối tượng và phương pháp nghiên cứu

2.1 Đối tượng nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là sự biến thiên của mô đun đàn hồi E của vật liệu khi chịu tác động của tải trọng va đập ở tốc độ biến dạng cao. Trong các bài toán cơ học tĩnh, mô đun đàn hồi thường được coi là hằng số . Tuy nhiên, dưới tác động của sóng ứng suất trong điều kiện va đập của đầu đạn ở tốc độ cao, phản ứng đàn hồi của mạng tinh thể vật liệu có sự thay đổi đáng kể [7,8]. Bài báo tiến hành khảo sát trên ba loại vật liệu kim loại điển hình trong kỹ thuật quân sự như: đồng thau L62, nhôm 6061, thép C45. Các mẫu thử được gia công dưới dạng hình trụ tròn với kích thước ϕ6x6 (đường kính d= 6 mm, chiều dài l= 6 mm).

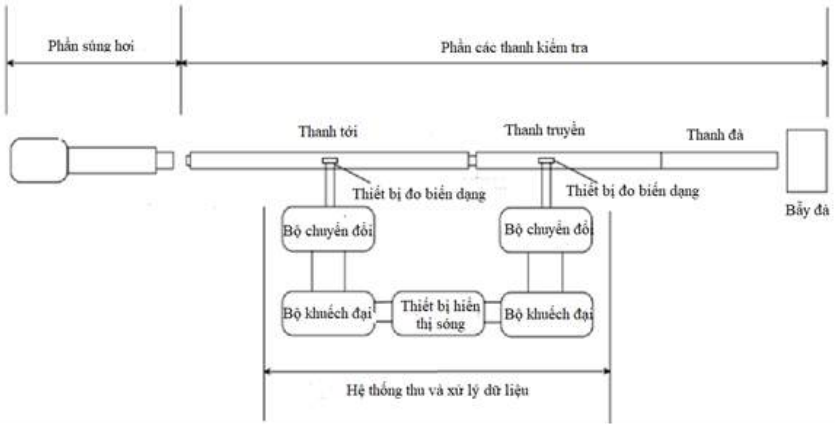
2.2 Cơ sở lý thuyết và Nguyên lý thiết bị Hopkinson

Thiết bị Hopkinson (Split Hopkinson Pressure Bar - SHPB) được sử dụng để tạo ra và ghi lại các xung sóng ứng suất lan truyền trong vật liệu ở tốc độ biến dạng từ $10^2 \div 10^4 s^{-1}$.



Hình 1. Thiết bị Hopkinson

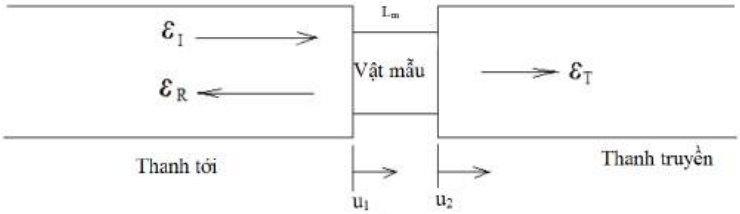
2.2.1 Cấu tạo và sơ đồ bố trí



Hình 2. Sơ đồ thí nghiệm nén trên hệ thống Hopkinson

2.2.2. Nguyên lý làm việc của thiết bị Hopkinson

Khi bắn, dưới tác dụng của áp suất khí nén, thanh va đập (đạn) chuyển động với tốc độ cao va chạm vào một đầu của thanh tới, sinh ra sóng ứng suất nén lan truyền trong thanh tới. Khi sóng nén này truyền đến mặt tiếp giáp giữa thanh tới và mẫu vật (ϕ6x6 mm) do sự không khớp về trở kháng sóng giữa mẫu và thanh đo, một phần của nó được phản xạ trở lại thanh tới thành sóng kéo ($\varepsilon_{r)}$) phần còn lại truyền qua mẫu vật và đi vào thanh truyền (ε_t).



Hình 3. Mô hình lan truyền sóng trong các thanh và vật mẫu

Quá trình phản xạ qua lại của sóng ứng suất bên trong mẫu vật dần dần tạo ra ứng suất nén mẫu. Thời gian tác động (T) của xung sóng phụ thuộc vào chiều dài thanh va đập (L) và tốc độ truyền sóng của vật liệu thanh va đập C_{st} theo công thức:

$$T = \frac{2L}{C_{st}}$$

C_{st} là tốc độ truyền sóng của vật liệu thanh va đập.

Biên độ biến dạng của xung va đập (ε_i) trên thanh tới phụ thuộc vào vận tốc thanh va đập (v_{st}): Trong đó C_i là tốc độ truyền sóng của vật liệu thanh tới: $C_i = \sqrt{\frac{E_i}{\rho_i}}$ (E_i là mô đun đàn hồi và ρ_i là khối lượng riêng của thanh).

2.2.3. Xác định các thông số biến dạng động của mẫu

Dựa trên nguyên lý truyền sóng Lagrangian, với giả thiết sóng truyền qua mẫu thí nghiệm là đồng nhất, ứng suất và biến dạng của mẫu được tính toán từ các kết quả sóng thu được tại hai mặt tiếp giáp. Do thanh tới và thanh truyền thường được chế tạo cùng vật liệu ($C=C_i=C_t$) nên biến dạng của mẫu thí nghiệm được tính theo công thức:

$$\varepsilon_m = \frac{u_1 - u_2}{L_m} = \frac{C}{L_m}\int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t)dt \quad (1)$$

L_m: Là chiều dài ban đầu của mẫu thí nghiệm.

Do đó tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}_m$ của mẫu thí nghiệm là:

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{C}{L_m}(\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) \quad (2)$$

Thông thường, thiết bị được chế tạo với tiết diện 2 thanh tới và truyền bằng nhau ($A_i=A_t=A$) và cùng vật liệu (nghĩa là hai thanh có mô đun đàn hồi E bằng nhau).

Với giá trị ứng suất được tính theo định luật Húc trong điều kiện vật liệu thanh biến dạng đàn hồi tuyến tính. Lực tác dụng ở mặt mẫu tiếp xúc với thanh tới là:

$$P_i = A_i\sigma_i = AE(\varepsilon_i + \varepsilon_r)$$

Lực tác dụng ở mặt mẫu tiếp xúc với thanh truyền là:

$$P_t = A_t\sigma_t = AE\varepsilon_t$$

Do đó, ứng suất trung bình tác dụng lên mẫu thí nghiệm là:

$$\sigma_m = \frac{AE(\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t)}{2A_m} \quad (3)$$

A_m là diện tích tiết diện mẫu thử nghiệm.

**** Tính bằng 2 sóng :*** Với giả thiết đạt được cân bằng sóng ứng suất nghĩa là:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_i + \varepsilon_r$$

Khi đó thu gọn (1), (2) và (3) được:

$$\varepsilon_m = \frac{-2C}{L_m}\int_0^t \varepsilon_r dt \quad (4)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{-2C}{L_m}\varepsilon_r \quad (5)$$

$$\sigma_m = \frac{AE\varepsilon_t}{A_m} \quad (6)$$

Bằng thiết bị Hopkinson, các cảm biến dán trên các thanh đo trực tiếp biến dạng trên thanh tới (sóng tới ε_i, sóng phản xạ ε_r) và biến dạng trên thanh truyền (ε_t) theo thời gian, theo đó tính được biến dạng của mẫu ε_m, tốc độ biến dạng mẫu $\dot{\varepsilon}_m$, ứng suất trên mẫu σ_m theo thời gian bằng công thức (4), (5) và (6) (tính theo 2 sóng).

2.3. Mô hình thử nghiệm

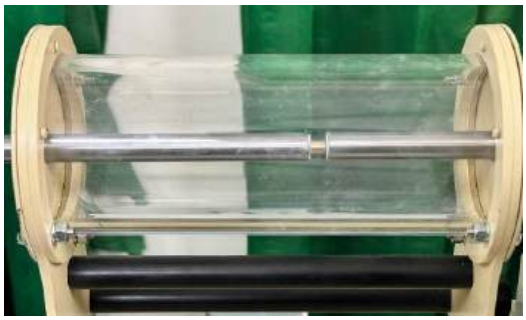
Tiến hành thử nghiệm trên hệ thống thiết bị Hopkinson tại phòng thí nghiệm chuyên ngành nhằm khảo sát sự phụ thuộc của mô đun đàn hồi vào tải trọng va đập. Các thí nghiệm được thực hiện bằng cách thay đổi áp suất khí nén nạp vào súng hơi, từ đó tạo ra các dải vận tốc thanh va đập khác nhau, tương ứng với các tốc độ biến dạng và mức tải trọng động khác nhau tác động lên mẫu.

Trong nghiên cứu này, điều kiện thử nghiệm được thực hiện ở nhiệt độ phòng. Đối tượng khảo sát bao gồm 3 loại vật liệu kim loại điển hình: Đồng thau, Thép C45 và Nhôm nhằm đánh giá sự khác biệt trong phản ứng đàn hồi của các cấu trúc tinh thể mạng khác nhau dưới tải trọng va đập

Bảng 1. Thông số cơ bản của hệ thống thanh đo và mẫu thử

Thông số	Thanh va đập	Thanh tới	Thanh truyền	Mẫu thử
Chiều dài l (mm)	400	1500	1500	6,0
Đường kính d (mm)	18	18	18	6,0
Vật liệu	Thép hợp kim	Thép hợp kim	Thép hợp kim	Đồng thau, Thép C45, Al
Khối lượng riêng kg/m^3	7850	7850	7850	8500, 7850, 2700
Mô đun đàn hồi (GPa)	210	210	210	*Giá trị cần đo*
Hệ số Poisson	0,29	0,29	0,29	0,34; 0,29; 0,33

Các áp suất khí nén nạp cho súng hơi không được quá lớn để các thanh chỉ biến dạng ở sang vùng đàn hồi mà chưa chuyển sang biến dạng dẻo (ứng suất trong các thanh phải< 0,2 σ).



Hình 4. Setup mẫu thử

3. Kết quả thí nghiệm và thảo luận

3.1. Phân tích hình thái mẫu thử sau thí nghiệm

Quá trình nghiên cứu thực nghiệm được thực hiện trên hệ thống thanh đo Hopkinson với 03 nhóm vật liệu: Thép C45, Đồng thau và Nhôm. Các mẫu thử được gia công hình trụ tròn ϕ6x6 mm với độ song song bề mặt cực cao để loại bỏ sai số do lệch trục khi va đập.

Quan sát mẫu sau thí nghiệm, ta thấy rõ sự biến dạng sau va đập: các mẫu đều bị nén ngắn lại và phình to về phía hai đầu tiếp xúc với thanh đo. Tuy nhiên, bề mặt mẫu không xuất hiện vết nứt vỡ cơ học, khẳng định các dữ liệu thu được phản ánh đúng bản chất biến dạng của vật liệu dưới tải trọng động.

** Hình ảnh thực tế các mẫu thí nghiệm đồng thau, nhôm và thép C45 trước(bên trái) và sau(bên phải) khi va đập.*



Hình 5. Mẫu đồng thau trước và sau thí nghiệm



Hình 6. Mẫu nhôm trước và sau thí nghiệm



Hình 7. Mẫu thép C45 trước và sau thí nghiệm

3.2. Quy trình xử lý dữ liệu xác định Mô đun đàn hồi động (E_d)

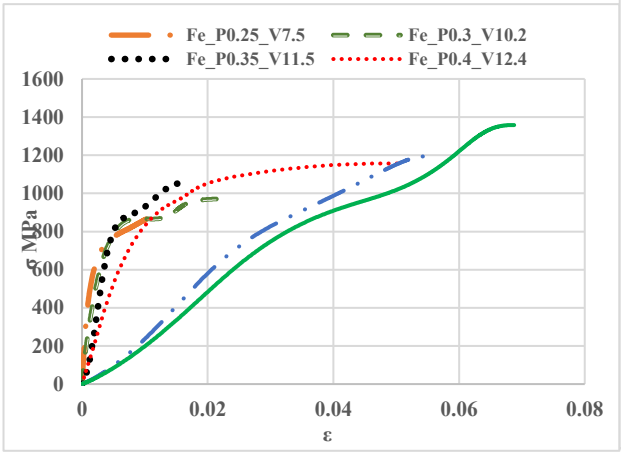
Để tìm ra mối quan hệ giữa mô đun đàn hồi động và tốc độ biến dạng, nhóm nghiên cứu đã tiến hành quy trình xử lý dữ liệu từ các đường cong ứng suất - biến dạng động. Quy trình được thực hiện qua các bước xử lý dữ liệu:

Trích xuất giai đoạn đàn hồi: Từ đường cong ứng suất - biến dạng (σ - ε) tổng thể thu được, nhóm nghiên cứu tiến hành trích xuất và vẽ lại đồ thị biến dạng của các mẫu thí nghiệm ở giai đoạn biến dạng đàn hồi. Việc vẽ lại miền đàn hồi cho từng vật liệu ở các vận tốc va đập khác nhau giúp quan sát rõ sự thay đổi độ dốc của đường cong khi tốc độ biến dạng gia tăng. Tại miền này, quan hệ giữa ứng suất và biến dạng được giả định tuân theo định luật Hooke động.

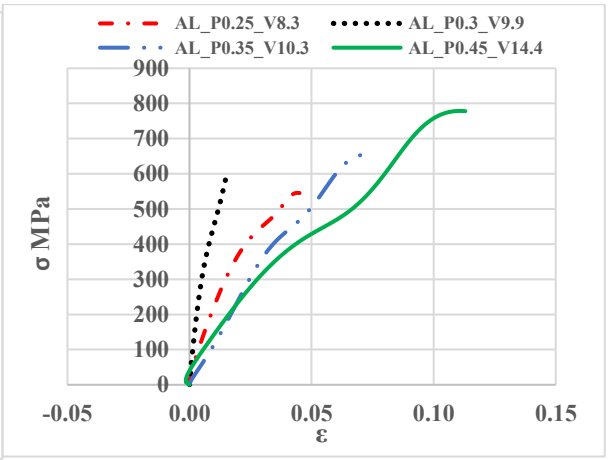
Tính toán Mô đun E: Với mỗi lần thí nghiệm, giá trị E được xác định bằng độ dốc của đường thẳng xấp xỉ tốt nhất trong miền đàn hồi đã trích xuất, tuân theo định luật Hooke động: $E_d = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon}$

Xác định tốc độ biến dạng ($\dot{\varepsilon}$): Tốc độ biến dạng không phải là hằng số cố định mà được xác định trung bình trong miền đàn hồi ứng với mỗi lần thí nghiệm, phục vụ cho việc xây dựng mối liên hệ định lượng sau này.

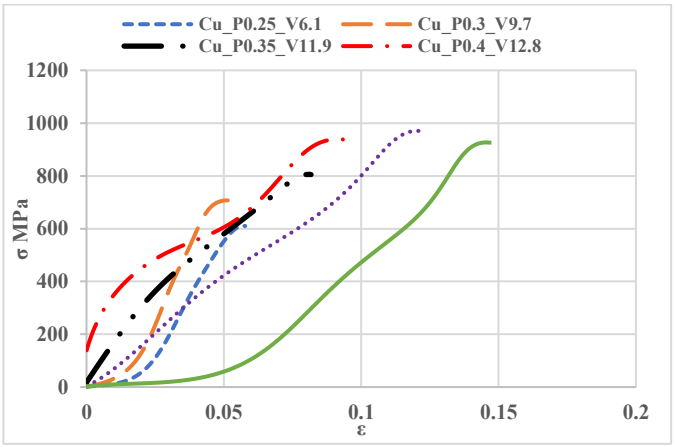
Dưới đây là đồ thị ứng suất biến dạng của các mẫu vật liệu sau những lần thí nghiệm trên miền đàn hồi sau khi nhóm xử lý số liệu và vẽ lại:



a. Thép



b. Nhôm



c. Đồng thau

Hình 8. Đồ thị ứng suất - biến dạng của các mẫu vật liệu ở miền đàn hồi

Từ các dữ liệu trích xuất tại miền đàn hồi của đường cong ứng suất - biến dạng, nhóm nghiên cứu đã xây dựng đồ thị quan hệ giữa Mô đun đàn hồi E theo tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}$ như hình 9 và các dữ liệu trích xuất từ đồ thị thực nghiệm của từng vật liệu cho thấy có sự nhạy cảm cực cao với tải trọng va đập. Quy luật biến thiên được mô tả qua các phương trình:

- *Đối với Thép C45:*

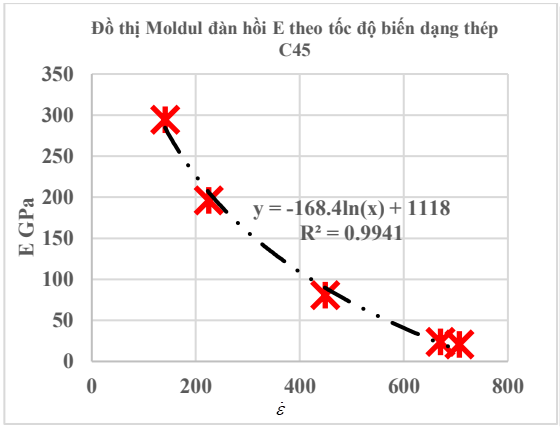
Phương trình thực nghiệm: $E = -168.4 ln(\dot{\varepsilon}) + 1118$ *; hệ số tương quan:* $R^2 = 0{,}9941$

- Vật liệu Nhôm cũng tuân theo quy luật giảm dần nhưng với biên độ khác biệt:

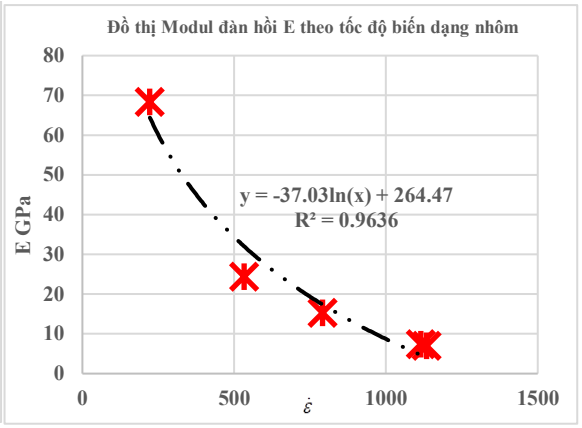
Phương trình thực nghiệm: $E = -37.03 ln(\dot{\varepsilon}) + 264.47$ *; hệ số tương quan:* $R^2 = 0{,}9636$

- Đối với Đồng thau xu hướng giảm vẫn được duy trì nhưng với tốc độ chậm hơn so với Thép và Nhôm:

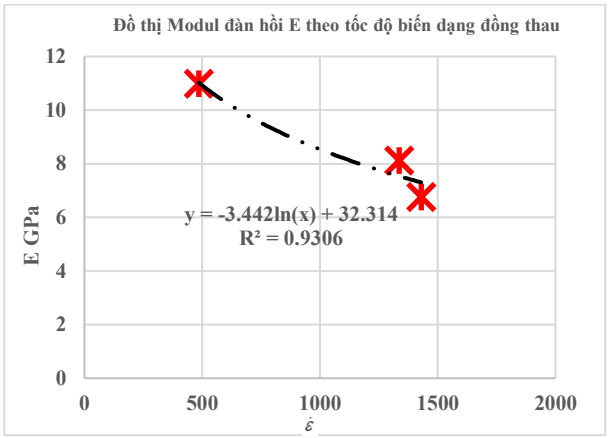
Phương trình thực nghiệm: $E = -3.442ln(\dot{\varepsilon}) + 32.314$; *hệ số tương quan:* $R^2 = 0{,}9306$



a. Thép



b. Nhôm



c. Đồng thau

Hình 9. Đồ thị quan hệ giữa Mô đun E và tốc độ biến dạng của các mẫu vật liệu

Từ các đồ thị trên hình 9 ta có bảng tổng hợp phương trình hồi quy của Mô đun đàn hồi E đối với các mẫu vật liệu bảng 2.

Bảng 2. Hàm hồi quy mô đun đàn hồi : $E=Aln(\dot{\varepsilon})+B$

Mẫu thử	**Phương trình hồi quy E (GPa)**	**Hệ số tương quan R^2**	**Xu hướng của E**
Thép C45 (GPa)	$E= -168.4ln(\dot{\varepsilon})+1118$	0.9941	Giảm mạnh, cực kỳ nhạy cảm
Nhôm (GPa)	$E= -37.03ln(\dot{\varepsilon})+264.47$	0.9636	Giảm đều, ổn định
Đồng thau (GPa)	$E= -3.442ln(\dot{\varepsilon})+32.314$	0.9306	Giảm chậm, ít nhạy cảm

Nhận xét về mối quan hệ giữa mô đun đàn hồi và tốc độ biến dạng

Dựa trên kết quả thực nghiệm được thể hiện qua các đồ thị, ta có thể rút ra các nhận xét chi tiết cụ thể trong bảng về mối quan hệ giữa mô đun đàn hồi và tốc độ biến dạng như sau:

Bảng 3. So sánh chi tiết sự biến thiên mô đun đàn hồi E theo các ngưỡng tốc độ biến dạng

Thông số đặc trưng	**Thép C45**	**Nhôm A6061**	**Đồng thau CuZn37**
Mác vật liệu / Tiêu chuẩn	C45 (TCVN)	A6061 (TCVN)	CuZn37 (TCVN)

Thông số đặc trưng	Thép C45	Nhôm A6061	Đồng thau CuZn37
Mô đun đàn hồi tĩnh E(GPa)	xấp xỉ 210	xấp xỉ 70	xấp xỉ 105
Tốc độ biến dạng đầu $\dot{\varepsilon}_0 = \dot{\varepsilon}_{\min}(s^{-1})$	140.98	222.26	485.07
Mô đun E lúc đầu (GPa)	285.01	64.36	11.03
Tốc độ biến dạng sau $\dot{\varepsilon}_{sau} = \dot{\varepsilon}_{\max}(s^{-1})$	706.70	1133.50	1433.00
Mô đun E lúc sau (GPa)	11.45	5.45	3.91
Tỉ số sụt giảm ($\frac{E_{dau}}{E_{sau}}$)	~24.89 lần	~11.81 lần	~2.82 lần
Mức độ nhạy cảm	Rất cao	Trung bình	Thấp

* Tính thống nhất về xu hướng: Cả 3 loại vật liệu (Thép C45, Nhôm A6061, Đồng thau) đều cho thấy một quy luật chung là mô đun đàn hồi động E giảm dần khi tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}$ tăng lên. Điều này khẳng định hiện tượng "mềm hóa đàn hồi động" xảy ra phổ biến đối với các vật liệu kim loại dưới tác động của tải trọng va đập cường độ cao.

3.3. Thảo luận chung

Xác lập tham số vật lý và mô hình toán học tổng quát

Để chuẩn hóa kết quả nghiên cứu và so sánh với lý thuyết vật liệu nhạy tốc độ biến dạng, nhóm nghiên cứu đã thực hiện phép biến đổi các phương trình thực nghiệm về dạng mô hình toán học tổng quát: $\mathrm{E} = E_0(1 + C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$ Thông qua phép đồng nhất hệ số với tốc độ biến dạng tham chiếu $\dot{\varepsilon}_0 = \dot{\varepsilon}_{\min}(s^{-1})$ ta xác lập được các tham số vật lý quan trọng phản ánh bản chất của từng loại vật liệu:

Thực hiện phép biến đổi đồng nhất hệ số

Để tìm ra các giá trị vật lý E_0 và C từ các hằng số A và B khai triển phương trình:

$$E(\dot{\varepsilon}) = E_0 + E_0.C(\ln(\dot{\varepsilon}) - \ln(\dot{\varepsilon}_0))$$

$$E(\dot{\varepsilon}) = (E_0.C)\ln(\dot{\varepsilon}) + E_0(1 - C\ln(\dot{\varepsilon}_0))$$

So sánh đồng nhất các hệ số giữa phương trình thực nghiệm và phương trình khai triển, ta có hệ thức:

Trong đó: Mô đun đàn hồi chuẩn: $E_0 = \frac{B}{(1 - C\ln(\dot{\varepsilon}_0))}$

Hệ số nhạy tốc độ: $E_0.C = \mathrm{A} \rightarrow C = \frac{A}{E_0}$

Sau khi thu được các phương trình hồi quy logarit mô tả sự biến thiên của mô đun đàn hồi E theo tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}$ cho 3 loại mẫu vật liệu, chúng ta tiến hành chuyển đổi các kết quả này về dạng mô hình vật liệu tổng quát nhạy tốc độ biến dạng. Để tìm ra các giá trị vật lý mô đun đàn hồi chuẩn E và hệ số nhạy tốc độ C. Lấy giá trị tốc độ biến dạng tham chiếu ứng với $\dot{\varepsilon}_0 = \dot{\varepsilon}_{\min}(s^{-1})$ là giá trị nhỏ nhất đối với từng mẫu vật liệu

Bảng 4. Xác lập các tham số C và E_o và xây dựng phương trình của E theo hàm toán học tổng quát

Vật liệu	**Hệ số hồi quy (A, B)**	**Tốc độ biến dạng tham chiếu $\dot{\varepsilon}_{0\min}$ (s^{-1})**	**Tham số vật lý (E_0, C)**	**Hàm toán học tổng quát ($E = E_0(1 - C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$)**
Thép C45	A= −168.4 B= 1118	140.98	E_0 = 285.01(GPa) C= −0.5908	$E = 285.01(1 - 0.5908\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$
Đồng thau	A= −3.442 B= 32.314	485.07	E_0 = 11.03 (GPa) C= -0.3121	$E = 11.03(1 - 0.3121\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$
Nhôm	A= −37.03 B= 264.47	222.263	E_0 = 64.36 (GPa) C= −0.5753	$E = 64.36(1 - 0.5753\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$

Phép biến đổi này cho thấy hệ số nhạy cảm với tốc độ biến dạng C của cả ba vật liệu đều nhận giá trị âm, qua đó xác nhận sự xuất hiện của hiện tượng "mềm hóa đàn hồi động" khi tốc độ biến dạng tăng lên.

4. Kết luận

Sau quá trình nghiên cứu thực nghiệm trên hệ thống thanh đo Hopkinson (SHPB) và phân tích mô hình toán học cho 03 nhóm vật liệu đại diện (Thép C45, Nhôm và Đồng thau), đề tài rút ra các kết luận chính sau:

Nghiên cứu đã bác bỏ quan điểm truyền thống coi Mô đun đàn hồi E là một hằng số tĩnh, đồng thời khẳng định E là thông số nhạy cảm cao với tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}$. Trong dải tốc độ khảo sát, khi tốc độ biến dạng tăng trong dải từ 10^2 đến 10^3 s^{-1},giá trị E sụt giảm mạnh theo quy luật phi tuyến, được mô tả chính xác qua mô hình toán học dạng Logarit: $E = E_0(1 + C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0})$. Hiện tượng "ngược quy luật" này phản ánh sự mất cân bằng lực tức thời và cơ chế "mềm hóa đàn hồi động", nơi các liên kết mạng tinh thể không kịp thiết lập trạng thái cân bằng ổn định dưới xung lực va đập cực ngắn. Kết quả cho thấy vật liệu mạng tinh thể là lập phương tâm khối Thép C45 có độ nhạy cảm cao nhất với hệ số C = -0,59, trong khi các vật liệu mạng tinh thể lập phương tâm mặt (Nhôm, Đồng thau) thể hiện sự ổn định hơn với hệ số C từ -0,57 đến -0,31.

Về mặt ứng dụng, việc xác lập sự sụt giảm của E cho phép tính toán chính xác vận tốc truyền sóng ứng suất $C = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ giúp giải thích hiện tượng trễ sóng và sự phân bổ ứng suất không đồng nhất tại mũi đạn. Bộ tham số thực nghiệm A, B và hệ số nhạy tốc độ C thu được là nguồn dữ liệu đầu vào quan trọng để hiệu chỉnh các mô hình vật liệu trong các phần mềm mô phỏng như Ansys Autodyn và LS-DYNA. Điều này không chỉ giúp tái hiện chính xác pha va chạm đầu tiên mà còn nâng cao độ tin cậy trong việc dự báo khả năng xuyên thấu của đầu đạn vào bia giáp, tạo cơ sở khoa học để tối ưu hóa thiết kế vỏ đạn và các hệ thống giáp bảo vệ hiện đại.

5. Tài liệu tham khảo

1. Bùi Xuân Sơn (2023), *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, NXB HVKTQS. 1 2
2. Седов Л. И. (1970). *Механика сплошной среды*. Москва: Наука, Том 1-2.

3. Namık Kılıç a, Bülent Ekici b, Selim Hartomacıoğlu c (2015), Determination of penetration depth at high velocity impact using finite element method and artificial neural network tools, Defence Technology, DOI:10.1016/j.dt.2014.12.001.
4. Станюкович К. П. (1971). *Физика взрыва*. Москва: Наука
5. Новожилов В. В. (1948). *Основы нелинейной теории упругости*. Москва: Гостехиздат.
6. K. Gopinath, V. Narayanamurthy , S.N. Khaderi, and Y.V.D. Rao (2023), Determination of Parameters for Johnson-Cook Dynamic Constitutive and Damage Models for E250 Structural Steel and Experimental Validations, 2023, DOI:10.1007/s11665-023-08733-4.
7. Брагов А. М., Ломунов А. К. (1995). Методические аспекты исследования динамических свойств материалов на установке Кольского. *Прикладная механика и техническая физика*, Т. 36, № 6, с. 146-153.
8. Уильямс К. Дж. (1964). Исследование динамических свойств материалов методом Кольского. *Механика*, № 4, с. 102-115

Experimental study on the dependence of material elastic modulus on high-speed impact loading using the Hopkinson apparatus

Abstract: *In static states, the elastic modulus of metals is considered a constant. However, under high-speed loading, this coefficient undergoes significant changes. In this paper, the dependence of the material's elastic modulus on impact loading is investigated using an experimental method on the Hopkinson apparatus. Compression experiments were conducted on brass, C45 steel, and aluminum samples to obtain their stress-strain curves, from which the elastic modulus was determined as a function of the strain rate. The results show that the elastic modulus tends to decrease markedly and non-linearly as the strain rate increases, with different variation patterns observed across the different metals. These findings contribute to the theoretical basis for constructing material models and serve as a scientific foundation for the research, simulation, and evaluation of high-speed impact interactions in ammunition and weaponry.*

Keywords: Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB); Dynamic elastic modulus; High strain rate; Elastic softening.

Nghiên cứu đặc tính điện – từ trường của ngòi nổ không tiếp xúc dùng cho ngư lôi Hải quân 53-BA

Đào Duy Trường[1*], Phạm Đức Hùng[1], Hoàng Hải Sơn[1], Bùi Minh Tuân[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: duytruongdao.061096@gmail.com; Tel: 0984.289.018

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu đặc tính điện – từ trường của ngòi nổ không tiếp xúc điện – từ trang bị trên ngư lôi Hải quân 53-BA. Trên cơ sở phân tích sự tương tác giữa trường sơ cấp do ống phát tạo ra và trường thứ cấp cảm ứng trong thân tàu kim loại, bài báo làm rõ vai trò của thành phần từ trường thẳng đứng H_z và góc lệch pha φ_c đối với khả năng phát hiện mục tiêu và xác định thời điểm kích nổ. Mô hình mô phỏng được xây dựng trong ANSYS Maxwell với cấu hình cuộn dây – bản thép trong môi trường nước biển tương đương, cho phép khảo sát sự biến dạng đường sức từ, sự hình thành dòng điện xoáy và sự thay đổi phân bố từ trường theo khoảng cách đến mục tiêu. Kết quả cho thấy khi ngư lôi tiếp cận dưới đáy tàu, tương tác điện – từ tăng lên rõ rệt, làm biến đổi H_z, từ thông liên kết và độ lệch pha tín hiệu tại cuộn thu, tạo cơ sở cho ngòi nhận biết mục tiêu. Nghiên cứu góp phần làm rõ cơ chế cảm ứng điện – từ trong ngòi nổ không tiếp xúc và cung cấp cơ sở cho việc đánh giá, hoàn thiện thiết kế loại ngòi này.

Từ khóa: *Ngòi nổ điện – từ; ngư lôi 53-BA; cảm ứng điện – từ.*

1. Đặt vấn đề

Ngư lôi là một trong những vũ khí tác chiến dưới nước có hiệu quả sát thương lớn, đặc biệt khi kích nổ dưới đáy tàu mục tiêu [1, 2]. Để bảo đảm hiệu quả tiêu diệt cao, ngòi nổ phải nhận biết chính xác sự xuất hiện của thân tàu kim loại trong môi trường nước biển có đặc tính điện – từ phức tạp, từ đó phát lệnh kích nổ tại thời điểm thích hợp [3, 4]. Điều này đặt ra yêu cầu nghiên cứu các ngòi nổ không tiếp xúc có độ tin cậy và độ nhạy phát hiện cao. Trong các loại ngòi nổ không tiếp xúc, ngòi điện – từ được sử dụng rộng rãi do khai thác sự biến đổi của trường điện – từ xung quanh đầu ngư lôi khi tiếp cận mục tiêu [4, 5]. Sự hiện diện của tàu kim loại làm xuất hiện dòng điện xoáy và trường thứ cấp, gây biến dạng trường tổng hợp, đặc biệt làm thay đổi thành phần từ trường thẳng đứng H_z và độ lệch pha của tín hiệu thu [4, 6]. Đây là những thông số đặc trưng có ý nghĩa quan trọng đối với quá trình phát hiện mục tiêu và hình thành lệnh kích nổ của ngòi [7].

Ngư lôi 53 - BA được trang bị ngòi nổ không tiếp xúc điện – từ chủ động, trong đó cơ chế tương tác giữa trường sơ cấp và trường thứ cấp giữ vai trò quyết định đến khả năng phát hiện mục tiêu [3, 4, 5]. Tuy nhiên, đặc tính biến dạng trường trong nước biển cũng như mối quan hệ giữa H_z, pha cảm ứng và vị trí tương đối giữa ngư lôi với mục tiêu cần tiếp tục được làm rõ bằng phân tích lý thuyết và mô phỏng số [8, 9]. Vì vậy, bài báo tập trung nghiên cứu đặc tính cảm ứng điện – từ trường của ngòi nổ không tiếp xúc dùng cho ngư lôi 53 - BA, làm cơ sở cho việc đánh giá và hoàn thiện hoạt động của hệ ngòi trong điều kiện thực tế.

2. Tổng quan về ngư lôi và ngòi nổ không tiếp xúc điện – từ trường

2.1. Tìm hiểu chung về ngư lôi Hải quân

Ngư lôi là loại vũ khí tự hành được sử dụng rộng rãi trong tác chiến trên biển. Hiện nay, nhiều loại ngư lôi được tối ưu để kích nổ ở vị trí dưới đáy tàu mục tiêu nhằm tạo ra áp lực phá hủy mạnh hơn so với phương thức va chạm trực tiếp [1, 2]. Vì vậy, các loại ngòi nổ không tiếp xúc ngày càng được chú trọng nhằm đáp ứng yêu cầu phát hiện và nâng cao hiệu quả tiêu diệt.



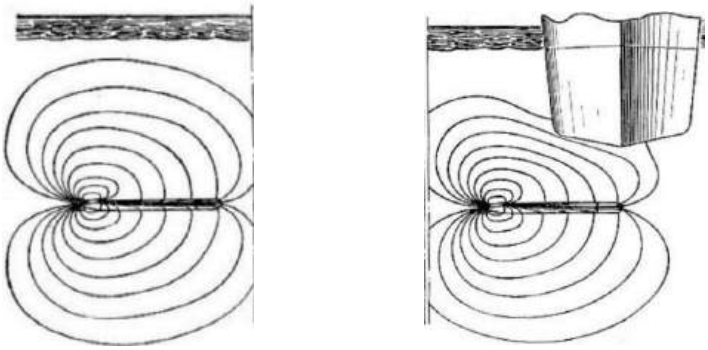
Hình 1. Ngư lôi 53-BA

Nhằm đảm bảo phát hiện mục tiêu kim loại một cách tin cậy, ngư lôi ngày nay thường tích hợp các loại ngòi nổ dựa trên các trường vật lý đặc trưng của mục tiêu. Trong đó, ngòi nổ không tiếp xúc kiểu điện – từ được sử dụng rộng rãi nhờ khả năng khai thác biến đổi trường điện – từ xung quanh ngư lôi khi tiến gần đến thân tàu. Nhờ hoạt động dựa trên các tương tác điện – từ đặc trưng của vật dẫn kim loại, loại ngòi này có độ tin cậy cao khi tác chiến chống mục tiêu bằng thép, phù hợp với yêu cầu tiêu diệt tàu chiến hiện đại. Đây cũng chính là nguyên lý được áp dụng trong ngòi điện – từ chủ động của ngư lôi 53-BA [4, 5].

2.2. Nguyên lý hoạt động của ngòi không tiếp xúc điện – từ dùng cho ngư lôi 53 - BA

Ngòi nổ không tiếp xúc điện – từ của ngư lôi 53 - BA hoạt động dựa trên hiện tượng cảm ứng điện – từ giữa trường do ngòi phát ra và trường thứ cấp sinh ra trong thân tàu mục tiêu kim loại [4]. Trong cấu hình làm việc, cuộn phát được cấp dòng xoay chiều tần số cao, tạo nên trường điện – từ sơ cấp lan truyền trong môi trường nước biển – vốn có độ dẫn điện yếu. Trường này bao quanh đầu ngư lôi và dịch chuyển theo quỹ đạo chuyển động của ngư lôi (Hình 2a) [5].

Khi ngư lôi tiến vào vùng bên dưới tàu mục tiêu (Hình 2b), trường sơ cấp tác động lên lớp vỏ kim loại dẫn điện và gây ra dòng điện xoáy cảm ứng [5]. Các dòng xoáy này sinh ra một trường điện – từ thứ cấp có cùng tần số, song khác pha và có xu hướng chống lại trường phát theo quy luật cảm ứng Lenz. Sự tương tác giữa trường sơ cấp và trường thứ cấp làm biến dạng cấu trúc trường tổng hợp trong vùng gần đầu ngòi.

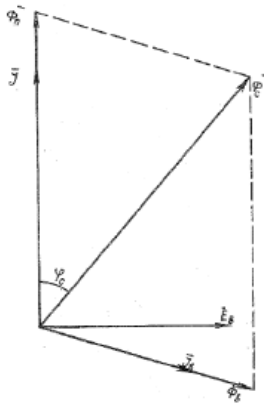


a) b)

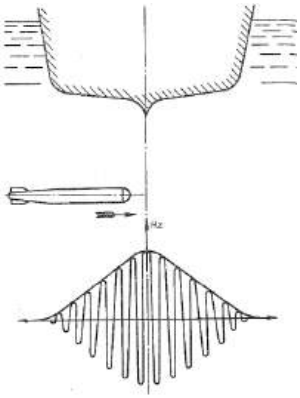
Hình 2. Nguyên lý hoạt động của ngòi nổ không tiếp xúc của ngư lôi 53 - BA

Về mặt phân tích trường, trường tổng hợp là tổng đại số của từ thông sơ cấp và từ thông thứ cấp (Hình 3). Độ lệch pha của trường tổng phụ thuộc trực tiếp vào mức độ cảm ứng trong thân tàu và vị trí tương đối giữa ngư lôi và mục tiêu. Phân bố trường quanh ngư lôi được thiết kế sao cho thành phần thẳng đứng của trường tại vị trí ống thu gần như bằng không khi không có mục tiêu. Chỉ khi ngư lôi đi qua dưới đáy tàu, thành phần thẳng đứng này mới tăng mạnh do tác

động của trường thứ cấp, tạo ra sức điện động cảm ứng có tần số làm việc tại cuộn thu [3, 4].



Hình 3. Sơ đồ vectơ trường điện từ trong môi trường cảm ứng



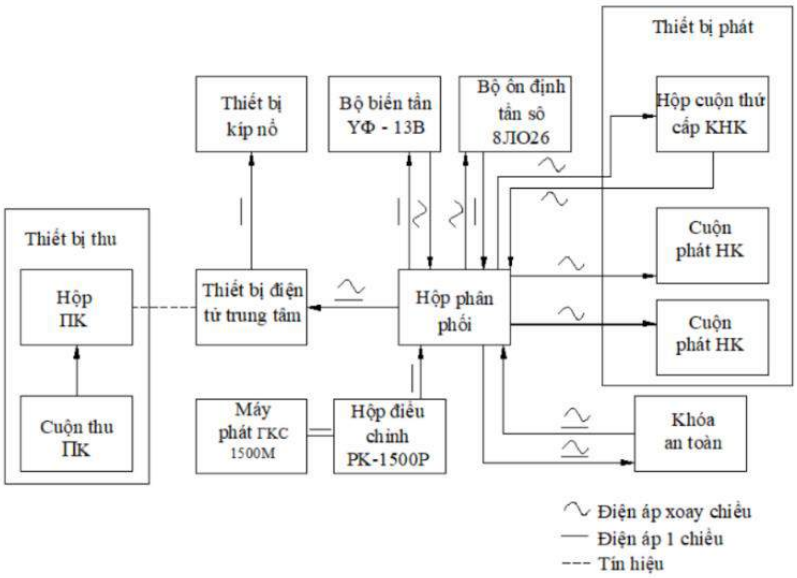
Hình 4. Sự thay đổi của thành phần theo phương thẳng đứng cường độ từ trường

$\vec{J}$ *- dòng điện tạo nên trường điện từ sơ cấp; Φp - từ thông của trường sơ cấp;* $\vec{E}_B$ *- suất điện động cảm ứng sinh ra do từ thông sơ cấp* Φ_p*;* $\vec{J}_B$ *- dòng điện xoáy (dòng Foucault);* Φ_B *- từ thông của trường thứ cấp;* Φ_C *- từ thông tổng hợp;* φ_C *- góc lệch pha giữa từ thông tổng hợp* Φ_C *và dòng điện* $\vec{J}$

Hình 4, minh họa sự thay đổi thành phần thẳng đứng H_z của cường độ trường khi ngư lôi đi qua dưới mục tiêu, cho thấy sự tăng đột ngột và đạt cực đại tại vị trí gần nhất dưới thân tàu.

2.3. Cấu trúc cơ bản của ngòi điện – từ dùng cho ngư lôi 53 - BA

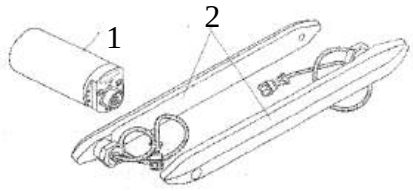
Về cấu trúc tổng thể, hệ thống đồng bộ của ngòi nổ không tiếp xúc bao gồm ba nhóm thiết bị chính: thiết bị phát, thiết bị thu và thiết bị điện tử trung tâm. Sự phối hợp giữa các khối này được thể hiện trong sơ đồ khối của hệ thống ngòi điện–từ trình bày ở Hình 5 dưới đây [5].

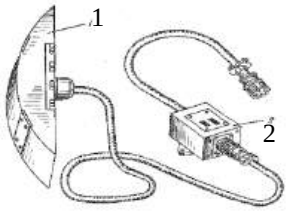


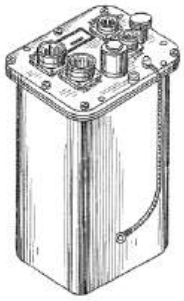
Hình 5. Sơ đồ cấu trúc ngòi nổ không tiếp xúc

Thiết bị phát bao gồm 2 ống phát xạ 2 (Hình 6), hộp và mạch điều chỉnh [3].

Thiết bị thu gồm ống thu 1 (Hình 7) và hộp 2 mạch thu (hộp mạch thu) [3].



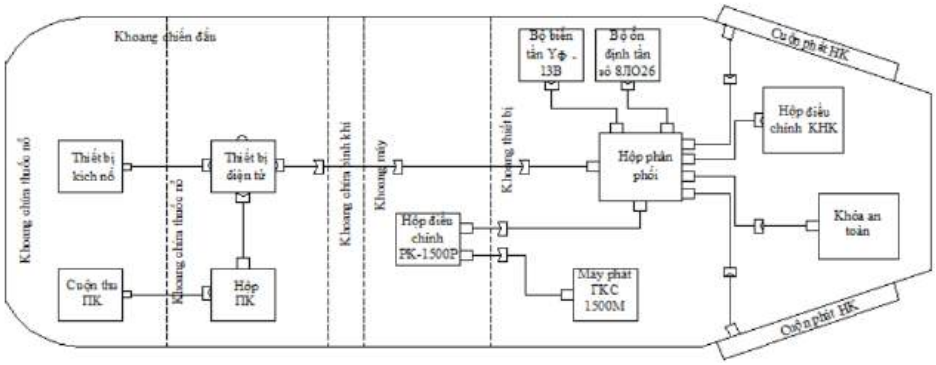




Hình 6. Thiết bị phát *Hình 7. Thiết bị thu* *Hình 8. Thiết bị điện tử*

Thiết bị điện tử (Hình 8) là khối xử lý và điều khiển đồng bộ của toàn bộ hệ thống. Nó nhận tín hiệu từ thiết bị thu, tiến hành khuếch đại, so sánh, phân tích phổ và xác định điều kiện kích nổ.

Trong thân ngư lôi, bên cạnh các khối phát, thu và thiết bị điện tử trung tâm, còn bố trí một tổ hợp các cụm và thiết bị phụ trợ thiết yếu đảm bảo ngòi nổ không tiếp xúc hoạt động ổn định, chính xác và an toàn. Tổ hợp này bao gồm [5]: Máy phát ГКС-1500М phát điện áp một chiều 27V; Hộp điều chỉnh kiểu РК-1500Р ổn định dòng của máy phát trong giới hạn cho trước ; Bộ biến tần УФ-13В biến đổi dòng một chiều của máy phát thành dòng xoay chiều với tần số làm việc cần thiết; Bộ ổn định tần kiểu 8ЛО26 làm ổn định các các thông số và tần số của dòng xoay chiều do bộ biến tần sinh ra; Khóa an toàn đóng mạch một chiều và xoay chiều trong ngòi chỉ khi ngư lôi được phóng để đảm bảo an toàn cho tàu phóng lôi; Thiết bị kích nổ dùng để kích liều nổ khoang chiến đấu của ngư lôi khi ngòi nổ không tiếp xúc ra lệnh; Máy phát ГКС-1500М, hộp điều chỉnh РК-1500Р, bộ biến tần УФ-13В cùng bộ ổn định tần 8ЛО26 là nguồn điện trên ngư lôi, cung cấp cho đầu tự dẫn, ngòi nổ và các thiết bị điều khiển.



Hình 9. Các phần của ngòi không tiếp xúc được bố trí trên khoang thiết bị và phần chiến đấu

Hình 9 [5], minh họa luồng năng lượng và tín hiệu trong toàn bộ hệ thống ngòi không tiếp xúc: nguồn điện do máy phát ГКС-1500М cung cấp qua hộp điều chỉnh РК-1500Р và bộ biến tần УФ-13В; tần số đầu ra được ổn định bởi 8ЛО26. Dòng xoay chiều tín hiệu sau đó được phân phối tới các ống phát và mạch phát đặt ở đầu ngư lôi. Khi ngư lôi tiến vào vùng ảnh hưởng của tàu mục tiêu, cuộn thu (ПК) nhận biến thiên trường, tín hiệu qua hộp РК tới thiết bị điện tử (УЭ) để khuếch đại, phân tích và so sánh với ngưỡng. Khi đạt điều kiện, thiết bị điện tử phát lệnh tới cụm kích nổ qua mạch phân phối - kíp nổ được tác động. Khóa an toàn đảm an toàn cho tàu phóng ngư lôi.

3. Đặc trưng trường điện – từ của ngòi không tiếp xúc điện - từ dùng cho ngư lôi 53 - BA

3.1. Nguyên lý hình thành trường tổng hợp và quan hệ pha

Khi dòng điện xoay chiều có tần số f chạy qua cuộn dây của ống phát, nó sinh ra trường điện – từ sơ cấp $B_П$ lan truyền trong nước biển. Khi trường này gặp vật dẫn kim loại (thân tàu), trong vật dẫn xuất hiện dòng điện xoáy cảm ứng J_B, sinh ra trường thứ cấp B_B có cùng tần số nhưng lệch pha với trường sơ cấp do ảnh hưởng của hiện tượng cảm kháng. Trường tổng hợp tại vị trí ngòi được xác định bởi [6]:

$$B_C = B_П + B_B \tag{1}$$

Đây là cảm ứng từ tổng mà cuộn thu của ngòi ghi nhận được. Trong môi trường nước biển, độ từ thẩm $\mu \approx \mu_0$, nên cảm ứng từ và cường độ từ trường có quan hệ tuyến tính:

$$B=\mu H \tag{2}$$

Do đó, có thể dùng H_z - thành phần thẳng đứng của cường độ từ trường tổng hợp, để đặc trưng cho mức độ tương tác điện – từ giữa ngòi và thân tàu.

Theo quan hệ phasor, trường thứ cấp B_B lệch pha so với trường sơ cấp $B_П$ một góc $\pi+\varphi_B$ với φ_B - góc lệch nội (hay còn gọi là góc tổn hao pha) của trường cảm ứng thứ cấp B_B so với trường sơ cấp $B_П$. Khi cộng hình học hai vectơ này, ta thu được trường tổng hợp B_C lệch so với trường sơ cấp $B_П$ một góc φ_C:

$$\tan\varphi_c = \frac{B_B\sin(\pi+\varphi_B)}{B_П + B_B\cos(\pi+\varphi_B)} \approx \frac{-B_B\sin\varphi_B}{B_П - B_B\cos\varphi_B} \tag{3}$$

Góc lệch pha φ_C phản ánh mức biến dạng của trường tổng, tỷ lệ thuận với độ mạnh của tương tác điện – từ. Khi ngư lôi tiến gần thân tàu, B_B (hay H_z) tăng làm φ_C tăng nhanh; khi rời xa, B_B (hay H_z) giảm và φ_C tiến dần về 0.

Mạch điện tử trong ngòi 53 - BA sử dụng chính sự biến thiên của φ_C làm tín hiệu nhận dạng để phát lệnh kích nổ khi đạt ngưỡng pha đặc trưng cho trạng thái "gặp mục tiêu".

3.2. Vai trò của thành phần thẳng đứng H_z

Trong hệ thống cảm biến điện – từ không tiếp xúc, thành phần H_z là đại lượng quyết định cường độ tín hiệu thu được.

Khi ngư lôi còn xa mục tiêu, H_z nhỏ, biên độ tín hiệu yếu; khi tiến gần, trường thứ cấp trong thân tàu gây biến dạng mạnh trường sơ cấp làm cho H_z tăng nhanh và đạt cực đại tại vị trí ngư lôi đi qua dưới đáy tàu.

Theo định luật cảm ứng Faraday [6]:

$$E = -\frac{d\Phi}{dt} \approx \frac{dH_z}{dt} \tag{4}$$

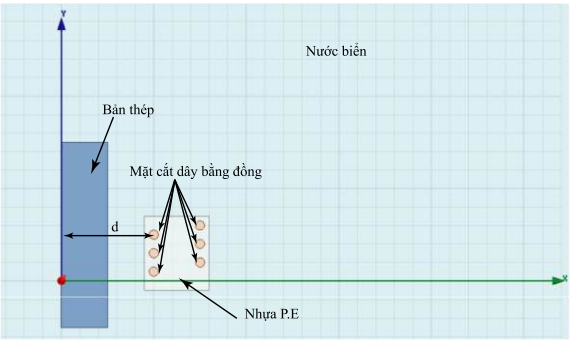
Biến thiên nhanh của H_z tạo ra sức điện động cảm ứng lớn trong cuộn thu, làm tăng biên

độ và độ lệch pha của tín hiệu.

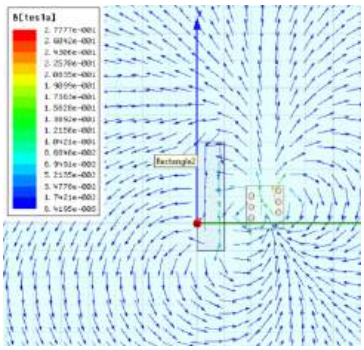
Vì vậy, H_z đóng vai trò như tham số điều khiển vật lý chủ đạo của ngòi điện – từ chủ động, quyết định độ nhạy phát hiện, độ tin cậy kích nổ, và phạm vi vùng tác động trong các điều kiện môi trường khác nhau (độ sâu, độ dẫn điện, tốc độ di chuyển...).

3.3. Kết quả mô phỏng điện – từ và liên hệ với hoạt động của ngòi không tiếp xúc kiểu điện – từ dùng cho ngư lôi 53 - BA

Để kiểm chứng trực quan các hiện tượng điện – từ đã trình bày trong các mục trước, mô phỏng bằng ANSYS Maxwell được thực hiện với mô hình gồm cuộn dây đồng đặt trong môi trường nước biển và một bản thép đại diện cho thân tàu mục tiêu [8]. Cấu hình mô phỏng trong (Hình 10) mô tả cuộn dây được bọc cách điện và đặt ở khoảng cách d so với bản thép. Đây là mô hình tương đương với tương tác giữa ống phát của ngòi nổ không tiếp xúc của ngư lôi 53 BA và thân tàu kim loại khi ngư lôi tiến vào vùng đáy tàu.



Hình 10. Mô hình mô phỏng trong ANSYS Maxwell



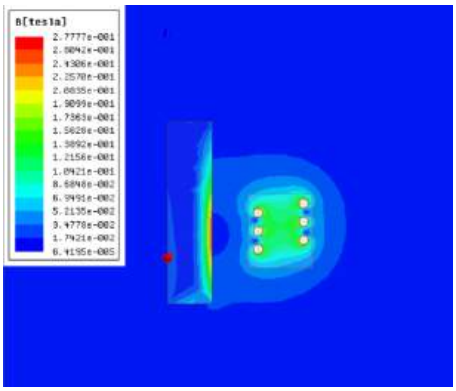
Hình 11. Chiều của các đường sức từ khi có bản thép

Trường hợp không có vật dẫn kim loại, trường điện – từ do cuộn dây tạo ra phân bố đối xứng trong không gian. Tuy nhiên, khi bản thép xuất hiện ở gần cuộn dây, trường sơ cấp lập tức bị biến dạng. Hình 11, minh họa rõ hiện tượng này: các đường sức từ lệch mạnh về phía thép, thể hiện xu hướng tập trung vào vùng có độ từ thẩm cao. Sự uốn cong của đường sức theo phương thẳng đứng là dấu hiệu của trạng thái xuất hiện thành phần trường thẳng đứng H_z, vốn không đáng kể khi không có mục tiêu. Điều này cho thấy dòng điện xoáy xuất hiện trong bản thép và sinh ra trường thứ cấp có pha ngược với trường sơ cấp. Đặc điểm này trùng hoàn toàn với cơ chế làm việc của ngòi nổ không tiếp xúc của ngư lôi 53 BA, khi ngư lôi đi sát đáy tàu mục tiêu: thân tàu kim loại làm biến dạng trường sơ cấp, khiến H_z và độ lệch pha tại cuộn thu tăng mạnh, tạo ra tín hiệu kích nổ.

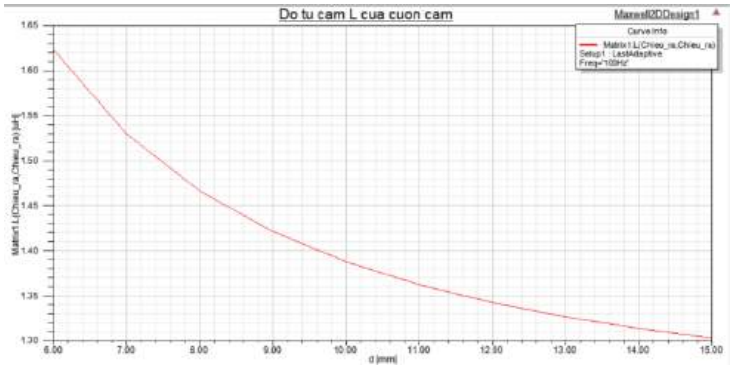
Phân bố cường độ từ trường B (Hình 12) cho thấy vùng màu đỏ, vàng tập trung mạnh tại bề mặt bản thép, tương ứng với giá trị B lớn. Đây là minh chứng cho việc dòng điện xoáy trong vỏ kim loại đã hình thành mạnh mẽ, tạo ra trường thứ cấp làm biến dạng trường tổng hợp. Trong ngòi nổ không tiếp xúc của ngư lôi 53 BA, chính sự biến dạng này làm tín hiệu cảm ứng tại cuộn thu tăng lớn khi ngư lôi đi sát đáy tàu.

Ngoài biến dạng đường sức và cường độ trường, một đặc trưng điện – từ quan trọng khác được quan sát là sự thay đổi độ tự cảm L của cuộn dây theo khoảng cách đến bản thép. Đồ thị trong Hình 13 cho thấy độ tự cảm giảm dần khi bản thép dịch chuyển ra xa. Khi vật dẫn ở gần, sự xuất hiện của trường thứ cấp làm thay đổi từ thông liên kết của cuộn dây, khiến độ tự

cảm đạt giá trị cao hơn. Ngược lại, khi tăng khoảng cách, mức độ tương tác điện – từ giảm nhanh, dẫn đến giá trị L giảm theo.



Hình 12. Từ trường B xuất hiện quanh cuộn dây và trên bản thép



Hình 13. Sự thay đổi độ tự cảm L của cuộn dây theo khoảng cách

Đây cũng chính là hiện tượng xảy ra trong ngòi nổ không tiếp xúc của ngư lôi 53 - BA: khi ngư lôi tiến gần đáy tàu, trường thứ cấp mạnh làm thay đổi nhanh từ thông tại cuộn thu, tạo ra sức điện động cảm ứng lớn; khi ngư lôi ở xa mục tiêu, tương tác điện – từ yếu và tín hiệu thu nhỏ.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày một cách khái quát nguyên lý hoạt động, cấu trúc và cơ sở cảm ứng điện – từ của ngòi nổ không tiếp xúc trang bị trên ngư lôi 53 - BA. Sự tương tác giữa trường sơ cấp do ống phát tạo ra và trường thứ cấp sinh ra trong thân tàu kim loại được xác định là yếu tố chủ đạo làm thay đổi biên độ và pha của trường tổng hợp mà cuộn thu ghi nhận, qua đó tạo nên tín hiệu đặc trưng để ngòi nhận biết mục tiêu.

Kết quả phân tích và mô phỏng điện – từ bằng ANSYS Maxwell đã minh chứng rõ ràng cơ chế biến dạng trường khi ngư lôi tiến gần đáy tàu: đường sức từ bị kéo lệch theo phương thẳng đứng, hình thành dòng điện xoáy trên thân tàu và làm thay đổi từ thông liên kết với cuộn thu. Đặc biệt, sự tăng mạnh của thành phần thẳng đứng H_z theo phương vuông góc với trục ngư lôi và hướng thẳng lên phía đáy tàu là tín hiệu quan trọng nhất phản ánh mức độ tương tác điện – từ giữa ngòi và mục tiêu.

Nhìn chung, nghiên cứu đã cung cấp cái nhìn tổng quan, hệ thống và có cơ sở khoa học về đặc tính làm việc của ngòi nổ không tiếp xúc điện – từ dùng cho ngư lôi 53 - BA. Các kết quả đạt được không chỉ góp phần làm rõ bản chất vật lý của quá trình phát hiện mục tiêu mà còn tạo nền tảng quan trọng cho việc tối ưu hóa thiết kế, nâng cao độ nhạy và độ tin cậy của các thế hệ ngòi không tiếp xúc hiện đại trong khí tài hải quân.

Tài liệu tham khảo

1. Рекшан О.П (2003). *Торпеды и их создатели. СПб*. ЦНИИ «Гидроприбор».
2. Гусев Р (2004). *Такова торпедная жизнь.* Санкт-Петербург: Ива.
3. *Описание торпеды 53-51 (*1955). Москва: Воениздат (НЕСЕКРЕТНО).
4. Торпеда 53ва (е274) часть 3. Неконтактный взрыватель
5. Данные на 2011 г. (стандартное пополнение). 53-51 «Клязьма» / изделие 592.
6. Kiều Khắc Lâu (2007). *Lý thuyết trường điện từ*. Nhà xuất bản Giáo dục, Hà Nội.
7. Phạm Đức Hùng (2014). *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

8. Trần Văn Kiên (2002). *"Ứng dụng phần mềm ANSYS Maxwell trong mô phỏng các bài toán trường tĩnh điện"*. Tạp chí Khoa học và Công nghệ Quân sự, số 2.

Investigation of the Electromagnetic Proximity Target Sensing System for the 53 - BA Torpedo

Abstract: The paper studies the 53-BA torpedo's non-contact target sensor system using an electromagnetic field. Based on the analysis of the electromagnetic field in the seawater environment and the phase relationship between the field components, the paper indicates that the change in the vertical component of the magnetic field intensity H_z and the phase shift angle φ_c between the primary magnetic field of the transmitting coil and the total magnetic field at the receiving coil, determine the target detection capability and the detonation time. ANSYS Maxwell simulation with a coil-steel plate model in an induction environment visually demonstrated the phenomenon of magnetic flux line concentration, eddy current formation, and the change in magnetic field distribution, linked magnetic flux, and inductance according to the distance to the ship's hull. The obtained results affirm that the 53-BA torpedo's electromagnetic non-contact fuze has high stability and good detection reliability when operating beneath the target ship, while also providing a scientific basis for optimizing the design and enhancing the combat effectiveness of modern non-contact fuzes.

Keywords: Electromagnetic fuze; 53-BA torpedo; electromagnetic induction.

Nghiên cứu đánh giá pha lún xuống của ngòi RGM-2.VN khi lắp với các đầu đạn pháo bắn trên các pháo khác nhau bằng mô phỏng số

Đào Duy Trường[1]*, Hoàng Văn Cường[1], Phạm Đức Hùng[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: duytruongdao.061096@gmail.com; Tel: 0984 289 018

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả mô phỏng số pha lún xuống của cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha trong ngòi RGM-2 Việt Nam (RGM-2.VN) khi đạn chuyển động trong nòng, bằng phương pháp Explicit Dynamics/AUTODYN. Mô hình mô tả tương tác phi tuyến giữa ống quán tính, bệ, kim hỏa và lò xo bảo hiểm. Tải trọng quán tính dọc trục được xác định theo biểu đồ gia tốc của đạn khi bắn trên các pháo 85mm-D44, 100mm-D44 và 130mm-M46. Kết quả cho thấy ống quán tính đều đạt hoặc xấp xỉ đạt hành trình lún xuống theo thiết kế khi đạn còn trong nòng, bảo đảm kim hỏa ở trạng thái an toàn và hạn chế mở bảo hiểm sớm. So sánh với mô hình tính toán lý thuyết cho thấy sự phù hợp về quy luật chuyển động và thời điểm đạt hành trình cực đại. Kết quả nghiên cứu là cơ sở để đánh giá mức độ ổn định của pha lún xuống trong cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2 Việt Nam dưới tác động của các điều kiện thuật phóng khác nhau.

Từ khóa: *Ngòi RGM-2 Việt Nam; Cơ cấu bảo hiểm quán tính; mô phỏng số.*

1. Đặt vấn đề

Ngòi nổ là bộ phận quan trọng của đầu đạn, trực tiếp quyết định khả năng phát hỏa và kích nổ, đồng thời chứa nhiều chi tiết nhạy cảm nên phải bảo đảm độ an toàn cao trong bảo quản, vận chuyển, thao tác và sử dụng. Trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng, ngòi chịu tác dụng của lực quán tính dọc trục rất lớn, vì vậy cơ cấu bảo hiểm phải duy trì trạng thái an toàn, ngăn ngòi hoạt động khi chưa đủ điều kiện [1].

Đối với ngòi RGM-2.VN, cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha có nhiệm vụ giữ kim hỏa ở trạng thái khóa trong thời gian đạn chuyển động trong nòng [2]. Trong đó, pha lún xuống của ống quán tính là một quá trình quan trọng, chịu ảnh hưởng trực tiếp của tải trọng quán tính dọc trục, đặc tính đàn hồi của lò xo bảo hiểm và tương tác cơ học giữa các chi tiết trong ngòi. Việc đánh giá quy luật chuyển động của pha này có ý nghĩa trong nghiên cứu độ tin cậy làm việc của cơ cấu bảo hiểm.

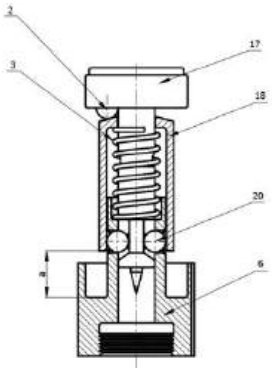
Mô phỏng số bằng phương pháp Explicit Dynamics cho phép khảo sát chi tiết chuyển động tương đối và tương tác phi tuyến giữa các bộ phận cơ khí trong khoảng thời gian rất ngắn, phù hợp với bài toán động lực học của cơ cấu bảo hiểm ngòi [3]. Vì vậy, bài báo tập trung xây dựng mô hình mô phỏng số để phân tích pha lún xuống của ống quán tính trong ngòi RGM-2.VN khi đạn chuyển động trong nòng dưới tác dụng của các điều kiện thuật phóng khác nhau, qua đó đánh giá quy luật chuyển động, thời điểm đạt hành trình cực đại và mức độ bảo đảm an toàn của cơ cấu trong giai đoạn này.

2. Cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2.VN và quá trình làm việc của cơ cấu bảo hiểm khi đạn chuyển động trong nòng

2.1. Cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2.VN

Ngòi RGM-2.VN dùng cho các đầu đạn pháo bắn trên pháo nòng ngắn 152-D20 và 122-M30 [2]. Ngòi RGM-2.VN có cấu tạo giống ngòi V-429 cải tiến chỉ có khác về chiều dài và độ cứng của lò xo bảo hiểm trong cơ cấu bảo hiểm [2, 3].

Cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2.VN là cơ cấu bảo hiểm quán tính 2 pha. Pha lún xuống của ngòi là khi đạn chuyển động trong nòng.



Hình 1. Cơ cấu bảo hiểm quán tính ngòi RGM-2

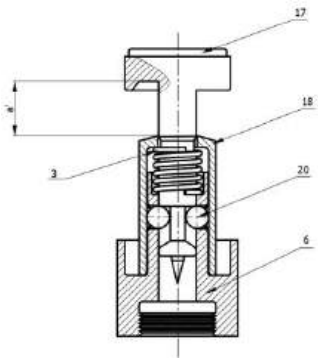
2 - Bi; 3 - lò xo; 17 - kim hỏa; 18 - ống quán tính; 20 - bi; 6 - bệ; a – quãng đường mở bảo hiểm của pha đi xuống.

Trong trạng thái an toàn ban đầu, kim hỏa 17 được giữ cố định nhờ các bi 20, và các bi này được bao giữ hoàn toàn bởi ống quán tính 18. Lò xo 3 đẩy toàn bộ hệ kim hỏa – ống quán tính lên cao, khiến kim hỏa hoàn toàn không thể tiếp xúc hoặc tiến sát tới hạt lửa.

2.2. Hoạt động của cơ cấu bảo hiểm khi đạn chuyển động trong nòng

Khi đạn bắt đầu chuyển động trong nòng, cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2.VN chịu tác dụng của lực quán tính dọc trục. Dưới tác dụng này, cụm kim hỏa, ống quán tính 18 bị ép xuống phía đáy đạn làm lò xo bảo hiểm bị nén, song các bi bảo hiểm 20 vẫn được ống quán tính giữ chặt, khiến kim hỏa 17 không thể tiếp cận hạt lửa và cơ cấu duy trì trạng thái an toàn.

Khi gia tốc tăng, ống quán tính lún xuống hết quãng đường mở bảo hiểm a của pha thứ nhất. Mặc dù cụm kim hỏa và ống quán tính có xu hướng chuyển động theo chiều lực quán tính, kết cấu cơ cấu bảo hiểm vẫn giữ bi 20 trong rãnh ống quán tính, qua đó duy trì kim hỏa ở vị trí an toàn; đồng thời bi 2 không còn bị tì ép sẽ văng vào khoảng trống của thân ngòi do lực ly tâm.



Hình 2. Cơ cấu bảo hiểm khi kết thúc pha lún xuống

3- lò xo; 17- kim hỏa; 18- ống quán tính; 20- bi; 6- bệ; a' – quãng đường mở bảo hiểm ở pha đi lên

Trong suốt quá trình đạn chuyển động trong nòng, mặc dù chịu rung động mạnh và biến thiên nhanh của áp suất khí thuốc, nhờ độ cứng lớn của lò xo bảo hiểm và kết cấu ổn định của cơ cấu bảo hiểm, kim hỏa luôn được giữ ở vị trí an toàn, bảo đảm ngòi không kích nổ sớm.

Khi đạn sắp rời khỏi nòng, lực quán tính trục giảm dần nhưng vẫn lớn hơn lực nâng của lò xo, nên ống quán tính chưa thể nâng lên quãng đường a' để giải phóng bi. Chỉ sau khi đạn ra

khỏi nòng, lò xo bảo hiểm mới đẩy ống quán tính về vị trí ban đầu, giải phóng bi 20 và chuyển cơ cấu bảo hiểm sang trạng thái mở, tạo điều kiện để ngòi sẵn sàng làm việc khi gặp mục tiêu.

2.3. Độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm trong pha lún xuống dưới các điều kiện thuật phóng khác nhau

Trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng, độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN phụ thuộc vào khả năng ống quán tính lún đúng hành trình thiết kế và duy trì trạng thái giữ ổn định bi 20, qua đó bảo đảm kim hỏa luôn ở vị trí an toàn và ngăn ngừa mở bảo hiểm sớm. Cơ cấu chỉ được coi là làm việc tin cậy khi quá trình lún của ống quán tính diễn ra liên tục, ổn định và đạt đủ hành trình yêu cầu.

Trong pha lún xuống, trạng thái làm việc của cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN chủ yếu chịu chi phối bởi lực quán tính trục và đặc trưng cơ học của lò xo bảo hiểm. Lực quán tính trục quyết định mức độ và tốc độ lún của ống quán tính; nếu đủ lớn và biến thiên phù hợp với quy luật gia tốc của đạn, ống quán tính sẽ lún hết hành trình thiết kế, bảo đảm các bi được giữ ổn định và kim hỏa luôn ở vị trí an toàn. Ngược lại, lực quán tính không đủ hoặc tăng không liên tục có thể làm hành trình lún không đạt yêu cầu, làm giảm độ tin cậy của cơ cấu trong nòng. Lò xo bảo hiểm với các đặc trưng đàn hồi xác định đóng vai trò tạo lực đối kháng, giúp ổn định ống quán tính trước rung động và dao động lực.

Trong nghiên cứu này, do đặc tính cơ học của lò xo và cấu hình kết cấu của cơ cấu bảo hiểm được giữ không đổi, sự khác biệt giữa các trường hợp khảo sát chủ yếu thể hiện ở tải trọng quán tính dọc trục đặc trưng cho từng điều kiện thuật phóng. Vì vậy, việc mô phỏng số pha lún xuống cho phép đánh giá mức độ nhạy và tính ổn định của cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN khi chịu các quy luật gia tốc khác nhau, làm cơ sở cho việc phân tích sâu hơn hoạt động của ngòi trong các điều kiện thực tế.

3. Xây dựng mô hình mô phỏng số khảo sát quá trình hoạt động của cơ cấu bảo hiểm khi đạn chuyển động trong nòng

3.1. Cơ sở xây dựng mô hình mô phỏng

Mô phỏng số được sử dụng nhằm phân tích chi tiết quá trình lún của ống quán tính trong cơ cấu bảo hiểm của ngòi RGM-2.VN khi được lắp trên các loại pháo khác nhau.

Trong nghiên cứu này, phương pháp Explicit Dynamics được lựa chọn do đặc tính phù hợp với các bài toán chuyển động nhanh, phi tuyến mạnh, có tiếp xúc giữa nhiều chi tiết như: ống quán tính – lò xo bảo hiểm – bệ. Mô phỏng chỉ tập trung vào pha bảo hiểm trong nòng, không xét giai đoạn mở bảo hiểm sau khi đạn ra khỏi nòng.

Mô hình mô phỏng được xây dựng dựa trên nguyên lý động lực học của cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha. Các chi tiết chính gồm bi ống quán tính, bệ và lò xo bảo hiểm được mô hình hóa dưới dạng vật rắn có tiếp xúc. Lò xo bảo hiểm được biểu diễn bằng phần tử đàn hồi, đảm bảo phản ánh đúng các thông số thiết kế như độ cứng, chiều dài tự do và giới hạn hành trình nén [3].

Trong các trường hợp khảo sát, đặc trưng cơ học của cơ cấu bảo hiểm được giữ không đổi; thông số thay đổi là biểu đồ gia tốc theo thời gian, đại diện cho tải trọng quán tính dọc trục của đạn khi bắn trên các hệ pháo khác nhau. Cách tiếp cận này cho phép đánh giá ảnh hưởng của điều kiện thuật phóng đến quy luật lún xuống, thời điểm đạt hành trình cực đại và mức độ

ổn định của cơ cấu bảo hiểm trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng.

Để tập trung đánh giá pha lún xuống của ống quán tính trong cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN, mô hình được xây dựng với một số giả thiết đơn giản hóa:

- Thứ nhất, ống quán tính chỉ được xét chuyển động theo phương trục của ngòi; chuyển động quay của đầu đạn không được đưa trực tiếp vào bài toán. Giả thiết này phù hợp vì trong pha lún xuống, chuyển động của ống quán tính chủ yếu do lực quán tính dọc trục chi phối.

- Thứ hai, mô hình bỏ qua sự lệch tâm lắp ghép của ống quán tính, các sai số hình học nhỏ và dao động ngang trong quá trình chuyển động. Việc đơn giản hóa này nhằm làm rõ ảnh hưởng của tải trọng quán tính dọc trục đến hành trình lún xuống trong trường hợp cơ bản, khi chưa xét đến các yếu tố công nghệ chế tạo và lắp ráp.

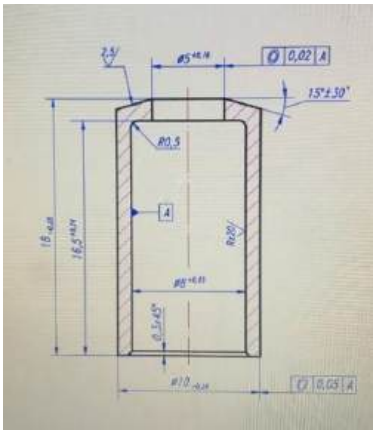
- Thứ ba, tác dụng của viên bi bảo hiểm chưa được mô tả tường minh như các phần tử có chuyển động riêng, mà được xét gián tiếp thông qua trạng thái làm việc chung của cơ cấu. Đồng thời, độ nén ban đầu của lò xo bảo hiểm chưa được tách thành một tham số độc lập trong mô hình; lò xo được đặc trưng chủ yếu bằng độ cứng và quan hệ lực đàn hồi theo hành trình nén.

Các giả thiết trên giúp giảm độ phức tạp tính toán nhưng vẫn phản ánh được bản chất cơ học chủ yếu của pha lún xuống trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng. Vì vậy, kết quả mô phỏng trong bài báo cần được hiểu là kết quả của mô hình cơ bản, làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo có xét đến chuyển động quay của đầu đạn, động học của các viên bi bảo hiểm và sai lệch lắp ghép trong điều kiện thực tế.

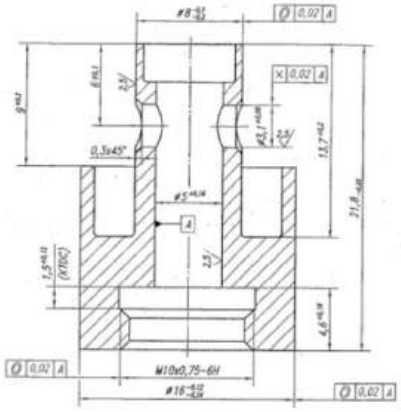
3.2. Thiết lập mô hình hình học và xác định thông số đầu vào

3.2.1. Mô hình hóa bài toán

Trong mô hình mô phỏng, hình học 3D của cơ cấu bảo hiểm được tạo dựng bằng phần mềm Inventor dựa trên các kích thước thể hiện ở hình 3 và hình 4 [2].



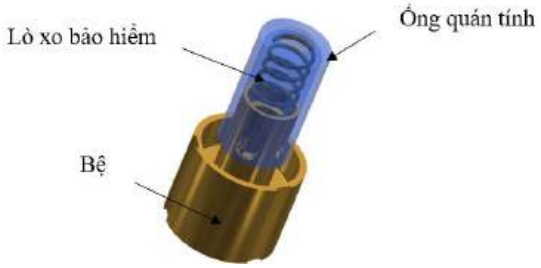
Hình 3. Kích thước ống quán tính



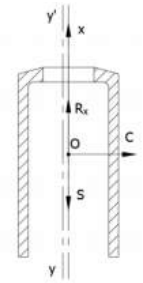
Hình 4. Kích thước bệ

Khi xây dựng mô hình, vị trí giữa ống quán tính và bệ được xác định theo Hình 5. Khoảng cách từ đáy ống quán tính đến đến mặt đế được lấy bằng 6,2 mm [2], đây là giá trị thể hiện quãng đường mở bảo hiểm của ống quán tính trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng.

Đối với ngòi RGM-2.VN sử dụng cơ cấu bảo hiểm quán tính hai pha, pha 1 là pha lún xuống, tức thời đoạn mà ống quán tính dịch chuyển dưới tác dụng của lực quán tính theo trục đạn. Trong pha này, ống quán tính là chi tiết duy nhất có chuyển động tương đối so với thân ngòi nhờ tác động của gia tốc dọc trục.



Hình 5. Mô hình mô phỏng cơ cấu bảo hiểm



Hình 6. Lực tác dụng lên ống quán tính

Khi viên đạn chuyển động trong nòng, ống quán tính chịu đồng thời nhiều thành phần lực, gồm R_x – lực đàn hồi của lò xo bảo hiểm, C – lực ly tâm sinh ra do chuyển động quay của đạn, và S – lực quán tính dọc trục theo phương trục nòng. Ở đây, trục Ox được lấy theo trục hình học của ống quán tính, trong khi yy' là trục đối xứng của viên đạn.

Do trục của ống quán tính hầu như trùng với trục của đạn, thành phần lực ly tâm C rất nhỏ so với lực quán tính theo phương trục S. Vì vậy, trong quá trình thiết lập mô hình tính toán, lực ly tâm có thể được bỏ qua mà không ảnh hưởng đến độ chính xác [1]. Bài toán mô phỏng chỉ xét đến hai lực chủ đạo: lực quán tính trục S và lực đàn hồi R_x của lò xo bảo hiểm.

3.2.2. Xác định thông số đầu vào

Bài báo tiến hành mô phỏng hoạt động của ngòi RGM-2.VN được lắp trên đạn pháo nòng dài, tác giả lựa chọn mô tả chi tiết khi bắt trên pháo 85mm-D44. Tiếp theo, mô phỏng được áp dụng cho các loại đạn có đường kính lớn hơn, gồm 100 mm và 130 mm.

Khi ngòi chuyển động theo phương trục và dịch xuống trong ống quán tính, lực quán tính tác động lên ống được tính toán dựa trên công thức [1]:

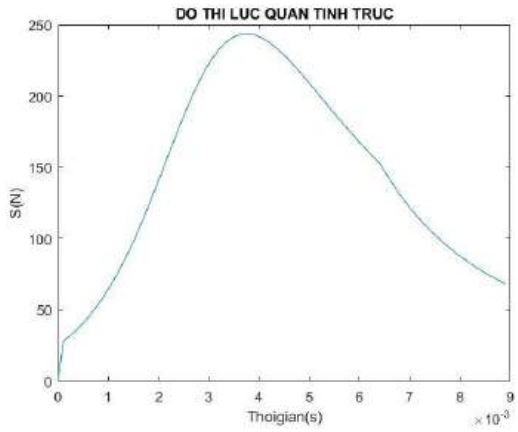
$$S = \left(m + \frac{\mu}{3} \right) . \frac{\pi . d^2}{4 . \varphi . M} . p \qquad (1)$$

Các tham số trong công thức (1) được xác định từ số liệu thực nghiệm và tài liệu tham khảo [4, 5]. Những giá trị đầu vào này được trình bày chi tiết trong Bảng 1.

Bảng 1. Bảng tính năng kỹ chiến thuật thông số có liên quan

STT	Tính năng chiến-kỹ thuật	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng đầu đạn	M	9,54	kg
2	Khối lượng ống quán tính	m	$1,511.10^{-3}$	kg
3	Khối lượng lò xo bảo hiểm	μ	$3,59.10^{-4}$	kg
4	Khoảng cách mở bảo hiểm pha lún xuống	a	6,2	mm
5	Cỡ đạn	d	0,085	mm
6	Hệ số công thứ yếu	φ	1,157	-
7	Áp suất khí thuốc trong nòng	p	TPT	kG/cm^2

Giải bài toán Thuật phóng trong, ta được kết quả trình bày ở Hình 7 và Bảng 2.



Hình 7. Đồ thị lực quán tính trục tác động lên ống quán tính tại pha lún

Bảng 2. Giá trị lực quán tính trục theo thời gian

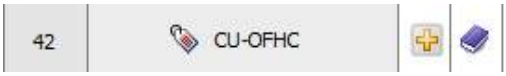
Time (ms)	0	0,1	0,5	1	1,5	2	2,5	3	3,5	4
S (N)	0	27,9	40,9	64,6	98,3	141	186,2	222,8	241,7	243
Time (ms)	4,5	5	5,5	6	6,5	7	7,5	8	8,5	8,9
S (N)	228,6	209	187,7	167,5	147	121,7	102,5	87,6	76	68,3

3.3. Mô phỏng bài toán

Quy trình bắt đầu bằng việc xây dựng mô hình ống quán tính và bệ trong Inventor, thiết lập hệ tọa độ phù hợp rồi xuất mô hình sang định dạng STEP để chuyển sang ANSYS. Sau khi mở ANSYS Workbench và tạo mô đun Explicit Dynamics nạp file STEP vào Geometry và đồng thời thiết lập luôn dữ liệu vật liệu, bao gồm lựa chọn vật liệu, gán vật liệu cho từng chi tiết và thêm mô hình phá hủy cho chúng.

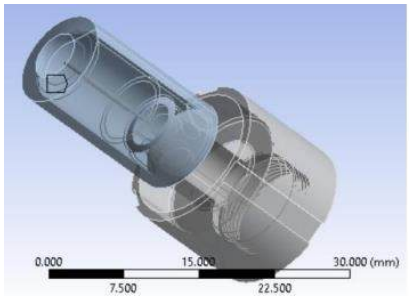


- Vật liệu của ống quán tính

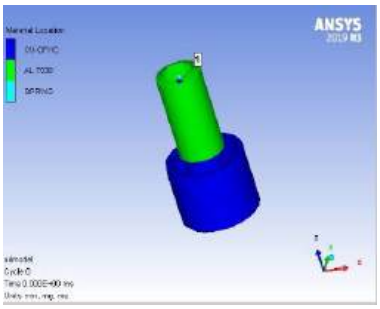


- Vật liệu của bệ

Tiếp theo, trong Mechanical, mô hình được xử lý hình học bằng cách chia lưới tự động, rồi tiến hành thiết lập điều kiện biên: cố định bệ bằng Fixed Support và gán lực quán tính cho ống quán tính thông qua bảng giá trị theo thời gian được trình bày ở Bảng 2. Trong cùng giai đoạn này, môi trường lò xo cũng được thiết lập bằng cách tạo Spring, nhập độ cứng – giảm chấn và chọn hai mặt liên kết (Hình 8)



Hình 8. Chi tiết ống quán tính sau khi thiết lập lò xo

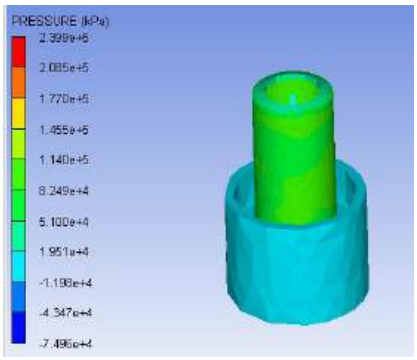


Hình 9. Mô hình ống quán tính sau khi chuyển sang Autodyn 3D

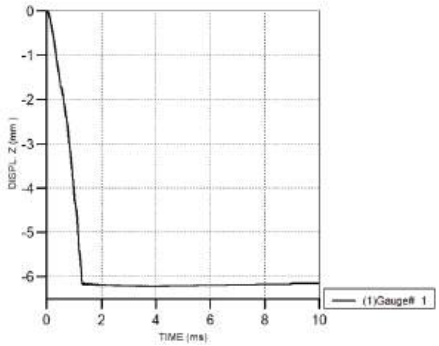
Khi hoàn thành các điều kiện vật lý và ràng buộc, tiến hành cài đặt thông số phân tích trong Analysis Settings, sau đó chuyển toàn bộ dữ liệu mô hình sang AUTODYN 3D để tinh chỉnh các tương tác và hoàn thiện cấu hình Output. Đặt điểm Gauge ở mặt phẳng phía trên của ống quán tính để đo quãng đường di chuyển của ống quán tính trong quá trình đạn bay trong nòng (Hình 9). Cuối cùng, mô phỏng được chạy trong AUTODYN, theo dõi kết quả và lưu lại kết quả trong AUTODYN.

4. Kết quả và thảo luận

Qua mô phỏng bằng phần mềm Ansys autodyn 2020, ta khảo sát được quy luật thay đổi quãng đường của ống quán tính (hình 11) khi đạn chuyển động trong nòng pháo 85mm-D44.



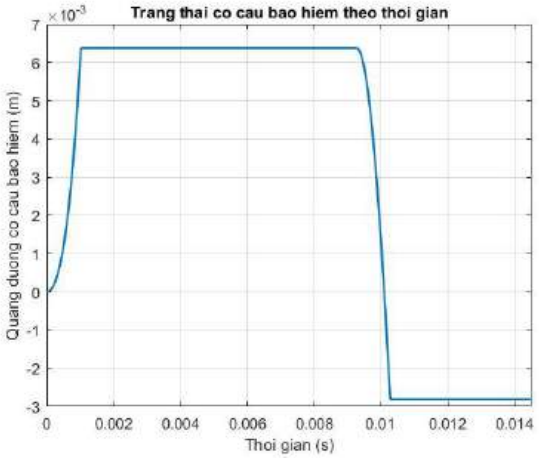
Hình 10. Vị trí ống quán tính tại t = 1,56 ms



Hình 11. Quãng đường di chuyển của ống quán tính khi đạn bay trong nòng

Từ hình (11), sau khi bắt đầu chuyển động, ống quán tính dịch chuyển rất nhanh theo phương Z và đạt đến giới hạn hành trình cơ học tại thời điểm 1,56 ms. Trong giai đoạn này, chuyển vị giảm mạnh từ 0 mm xuống 6,2 mm với độ dốc lớn, cho thấy tốc độ dịch chuyển cao và lực tác động ban đầu mạnh. Khi tiếp xúc với đáy cơ cấu, chuyển động tịnh tiến gần như bị triệt tiêu, thể hiện qua việc đường cong chuyển vị nhanh chóng tiến về trạng thái ổn định và không xuất hiện dao động đàn hồi đáng kể. Điều này phản ánh hệ thống có đặc tính giảm chấn tốt và cơ cấu mở bảo hiểm trong pha lún xuống theo đúng thiết kế.

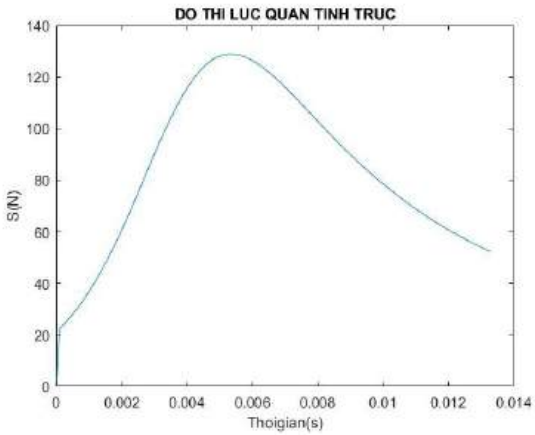
Tiến hành so sánh kết quả quãng đường của ống quán tính trong pha lún xuống bằng phương pháp phần tử hữu hạn sử dụng phần mềm Ansys autodyn với quãng đường dịch chuyển của ống quán tính được thiết lập bằng phương pháp số sử dụng phần mềm Matlab.



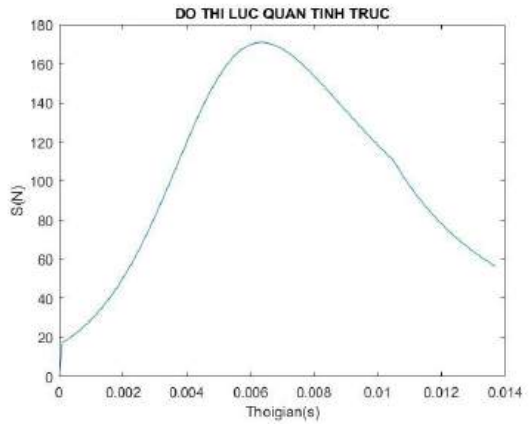
Hình 12. Đồ thị biểu diễn quãng đường của ống quán tính giải bằng phương pháp số

Theo Hình 12, ống quán tính bắt đầu dịch chuyển từ và đạt đầy đủ hành trình a = 6,2 mm ở pha lún xuống tại thời điểm t ≈ 0,01 s tương đương với 1,0 ms và đạt trạng thái ổn định trong suốt quá trình đạn bay trong nòng bằng việc thể hiện đồ thị đi ngang trong suốt quá trình ống quán tính lún hết xuống theo quãng đường thiết kế đến khoảng 9 ms là thời gian kết thúc quãng đường bay trong nòng của đạn.

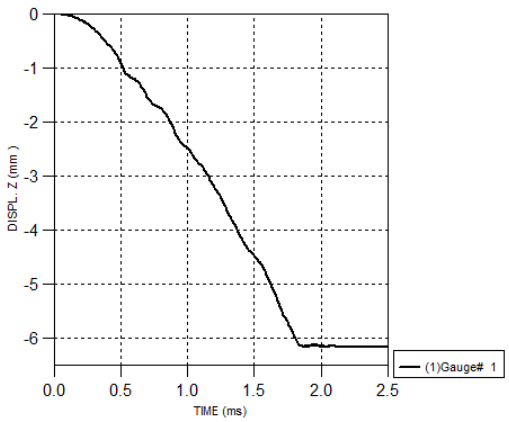
Giữa hai phương pháp vẫn tồn tại sai lệch nhỏ do khác biệt về mức độ mô tả vật lý. Mô phỏng phần tử hữu hạn trong ANSYS xét đến biến dạng đàn hồi - dẻo, tiếp xúc phi tuyến, ma sát và biến dạng cục bộ tại vị trí chạm đáy nên kết quả chi tiết hơn và có thể xuất hiện dao động nhỏ. Trong khi đó, mô hình MATLAB dựa trên hệ phương trình động lực học lý tưởng hóa nên không phản ánh các hiện tượng tiếp xúc phức tạp. Vì vậy, sai lệch giữa hai kết quả là hợp lý và cho thấy mô phỏng ANSYS phản ánh đúng xu hướng làm việc tổng thể của hệ thống.



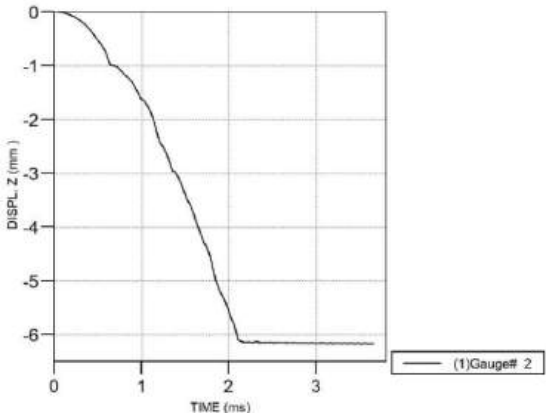
Hình 13.Lực quán tính trục tác động lên ống quán tính khi bắn trên pháo 100mm-D44



Hình 14.Lực quán tính trục tác động lên ống quán tính khi bắn trên pháo 130mm-M46



Hình 15. Biểu đồ quãng đường di chuyển của ống quán tính khi ngòi lắp trên đạn pháo 100mm–D44



Hình 16. Biểu đồ quãng đường di chuyển của ống quán tính khi ngòi lắp trên đạn pháo 130mm–M46

Bảng 3.1. So sánh kết quả mô phỏng pha lún xuống giữa các trường hợp khảo sát

Pháo	**Quãng đường (mm)**	**Thời gian hoàn tất (ms)**	**Chênh lệch thời gian so với pháo 85mm-D44 (ms)**	**Chênh lệch tương đối so với pháo 85mm-D44 (%)**
85mm-D44	6,2	1,56	0	0
100mm-D44	6,2	1,86	0,30	19,2

130mm M-46	6,2	2,18	0,62	39,74

Theo Hình 15 và Hình 16, ống quán tính hoàn tất pha lún xuống tại thời điểm 1,86 ms đối với pháo 100mm-D44 và 2,18 ms đối với pháo 130mm-M46. So với trường hợp pháo 85mm-D44, thời điểm hoàn tất pha lún xuống của pháo 100mm-D44 chậm hơn 0,30 ms, tương ứng khoảng 19,23%, còn đối với pháo 130mm-M46 chậm hơn 0,62 ms, tương ứng khoảng 39,74%; giữa hai trường hợp 100mm-D44 và 130mm-M46, độ chênh lệch là 0,32 ms, tương ứng 17,20%. Tuy nhiên, xét theo giá trị tuyệt đối của hành trình lún, cả hai trường hợp đều bảo đảm để ống quán tính đạt đủ hành trình thiết kế khi đầu đạn còn đang chuyển động trong nòng, tức vẫn nằm trọn vẹn trong khoảng thời gian trước thời điểm thoát nòng. Điều đó cho thấy sự khác nhau giữa các điều kiện thuật phóng chủ yếu làm thay đổi tốc độ hoàn tất pha lún xuống, trong khi không làm thay đổi bản chất quá trình làm việc của cơ cấu bảo hiểm trong pha này.

Kết quả trên có ý nghĩa quan trọng trong đánh giá độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN dưới các điều kiện tải trọng quán tính dọc trục khác nhau. Mặc dù lực quán tính trục trong trường hợp pháo 100mm-D44 và 130mm-M46 có xu hướng nhỏ hơn hoặc tăng chậm hơn so với trường hợp 85mm-D44, mô hình vẫn cho thấy ống quán tính dịch chuyển đúng quy luật, hoàn tất hành trình lún xuống theo yêu cầu và không gây mở bảo hiểm sớm khi đạn chưa ra khỏi nòng. Như vậy, trong phạm vi các trường hợp khảo sát, pha lún xuống của cơ cấu bảo hiểm vẫn bảo đảm tính ổn định và an toàn làm việc. Kết quả này là cơ sở để khẳng định mô hình cơ cấu bảo hiểm đã xây dựng có khả năng đáp ứng tốt trước sự thay đổi của điều kiện thuật phóng, đồng thời làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo khi xét thêm ảnh hưởng của chuyển động quay đầu đạn, tác dụng của các viên bi bảo hiểm và các sai lệch lắp ghép thực tế.

5. Kết luận

Trên cơ sở mô phỏng số bằng Explicit Dynamics và AUTODYN, bài báo đã làm rõ quy luật dịch chuyển của ống quán tính trong cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2 Việt Nam ở giai đoạn đạn chuyển động trong nòng. Kết quả cho thấy, trong các trường hợp khảo sát với pháo 85mm-D44, 100mm-D44 và 130mm-M46, ống quán tính đều đạt hoặc xấp xỉ đạt hành trình lún xuống theo thiết kế khi đầu đạn còn ở trong nòng, qua đó bảo đảm kim hỏa duy trì trạng thái an toàn trong pha bảo hiểm.

So sánh giữa kết quả mô phỏng và mô hình tính toán lý thuyết cho thấy sự phù hợp về quy luật chuyển động và thời điểm đạt hành trình cực đại. Sự khác nhau giữa các trường hợp khảo sát chủ yếu thể hiện ở thời gian hoàn tất pha lún xuống, trong khi bản chất quá trình làm việc của cơ cấu bảo hiểm không thay đổi. Kết quả nghiên cứu là cơ sở đánh giá bước đầu đặc trưng làm việc của cơ cấu bảo hiểm ngòi RGM-2.VN trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng, đồng thời là tài liệu tham khảo cho các nghiên cứu tiếp theo khi xét thêm ảnh hưởng của chuyển động quay đầu đạn, tác dụng của các viên bi bảo hiểm và các sai lệch lắp ghép trong điều kiện thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Phan Văn Tuấn (2013). *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí.* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội,
2. Viện Vũ khí (2017). *Hướng dẫn sử dụng ngòi đạn pháo NĐP-RGM.* Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng.
3. Bùi Xuân Sơn (2023). *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

4. Võ Dũng Sơn (2025). *Nghiên cứu đánh giá chức năng hoạt động của hệ thống bảo hiểm ngòi B-429 cải tiến*. Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
5. Nguyễn Văn Lượng – Trần Quốc Trình (2010). *Số liệu Vũ khí – Đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
6. Nguyễn Văn Tư (2002), *Các loại đạn dược*, Tổng cục Kỹ thuật.
7. Nguyễn Văn Lượng – Trần Quốc Trình (2010), *Số liệu Vũ khí – Đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

Numerical simulation-based study on evaluating the setback phase of the RGM-2.VN fuze when integrated with artillery projectiles fired from different gun systems

Abstract: This paper presents the numerical simulation results of the downward-travel phase of the two-stage inertia safety mechanism in the Vietnamese RGM-2 fuze (RGM-2.VN) while the projectile is moving inside the barrel, using the Explicit Dynamics/AUTODYN method. The model describes the nonlinear interaction among the inertia sleeve, base, firing pin, and safety spring. The axial inertial load is determined from the projectile acceleration-time histories when fired from the 85mm - D44, 100mm - D44, and 130mm - M46 guns. The results show that the inertia sleeve reaches or nearly reaches the designed downward-travel distance while the projectile is still inside the barrel, thereby keeping the firing pin in a safe state and preventing premature arming. Comparison with the theoretical calculation model shows good agreement in terms of motion law and the time to reach the maximum travel. The results provide a basis for evaluating the stability of the downward-travel phase of the safety mechanism in the Vietnamese RGM-2 fuze under different launching conditions.

Keywords: Vietnamese RGM-2 fuze; inertia safety mechanism; numerical simulation.

Application of the taguchi method to study the effects of structural parameters of liner on the formation of explosively formed penetrators

Do Van Minh[1]; Tran Dinh Thanh[1]; Pham Hong Quan[1]*; Nguyen Van Huong[1]; Ngo Quang Hieu[1]; To Duc Tho[2]; Hoang Minh Duc[3]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Cục Khoa học quân sự

[3]Trường CĐ KTQS 1

Email: phquanstudying@lqdtu.edu.vn; Tel: 0862486418

Abstract

This study investigates the influence of liner geometry on the explosively formed projectile velocity using a Taguchi L_{16} array and Ansys Autodyn. The Analysis of Variance explicitly demonstrates that the top thickness ratio dictates the terminal velocity, contributing 65 % to the total variance with the P value of 0.009. Conversely, the edge thickness and height ratios exert statistically minor effects, contributing 15.94 % and 6.57 % respectively. The 12.49 % error margin mathematically confirms the optimization reliability. Physically, excessive top thickness dissipates explosive energy into plastic deformation. Therefore, minimizing the top thickness is the critical prerequisite to maximize the kinetic energy transfer.

Keywords: *Explosively formed projectile (EFP); Liner geometry; Velocity; Taguchi method; Ansys Autodyn.*

1. Introduction

Explosively Formed Projectile (EFP) is a solid penetrator created when a metallic liner is reshaped and propelled forward by the detonation of a high-explosive charge [1]. Unlike traditional shaped charges, EFPs defeat targets through kinetic impact, with factors such as liner geometry and thickness directly influencing the projectile's velocity and penetration capabilities [2, 3]. To accurately predict these formation dynamics and performance metrics, analytical methods and numerical simulations are extensively utilized by researchers [4]. Specifically, employing Johnson-Cook constitutive models within hydrocodes (such as Ansys Autodyn) yields highly reliable agreements with experimental data during extreme loading conditions [5, 6]. Continuous advancements in numerical simulations have further refined the understanding of EFP formation behaviors under various physical constraints [7].

Furthermore, the characteristics of the explosive charge, including its charge technology and the optimum length-to-diameter ratio, can significantly enhance the projectile's kinetic energy up to a saturation limit [8, 9]. The choice of liner material also plays a critical role in determining the dynamic response and failure mechanisms of the target during high-velocity impacts [10]. Consequently, researchers have numerically investigated EFP formation using variable thickness liners to maximize performance [11]. Recent explicit studies have highlighted the profound impacts of specific geometrical parameters, noting that variations in liner top thickness [12] and liner height [13] critically govern both the formation stability and the terminal penetration depth of the projectiles.

Despite these extensive investigations, optimizing conflicting performance objectives such as maximizing velocity while maintaining penetration capability requires evaluating

multiple parameters concurrently rather than in isolation [14]. To address this multi-objective challenge, the Taguchi orthogonal experimental design provides a highly efficient statistical method for evaluating multiple interacting variables simultaneously with a minimal number of trials [15]. Recent studies emphasize structural optimization for warheads. Dehestani et al. [16] established that liner thickness variations strongly control the penetration depth efficiency. Additionally, Faccini and Woodbury [17] applied a Taguchi array to prove that geometric parameters strictly govern the projectile formation and stability. By integrating a Taguchi $L_{16}(4^3)$ orthogonal array with Ansys Autodyn simulations, this study systematically quantifies the combined effects of liner height, top thickness, and edge thickness to establish a robust and scientific framework for EFP optimization.

2. Projectile design and simulation method

2.1. Projectile geometry

The warhead includes four main components: the casing, explosive charge, detonator, and liner shown in Fig.1. The liner, made of oxygen-free high-conductivity (OFHC) copper, has a hemispherical profile characterized by its height h, diameter d = 45.2 mm, one outer radius r_1, and inner radius r_2. The liner also includes a top thickness δ_1, an edge thickness δ_2. The casing, constructed from polyethylene plastic, is designed as a cylindrical shell with an outer diameter D = 54 mm, total length L= 59.24 mm, wall thickness t= 2.5 mm. The high-explosive charge, composed of C4, is housed within the casing and defined by diameter d and height l.

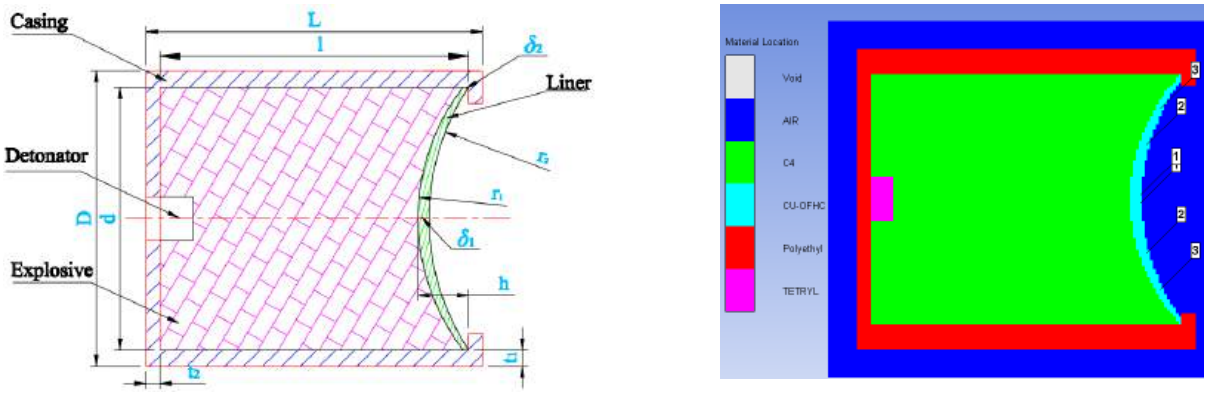


Fig.1. EFP model and simulation model in Ansys Autodyn

2.2. Material models, equations of state and parameters

The formation and subsequent impact of the EFP on steel targets were simulated using Ansys Autodyn. The output parameters obtained from the EFP formation stage were used as input data for modeling its impact on steel plates. To take advantage of the problem's axial symmetry and to reduce computational cost, a two dimensional axisymmetric model was employed. To ensure accurate simulation across multiple dimensions, the mesh resolution was established based on the thinnest liner configuration in the orthogonal Taguchi array. The selection of the spatial grid directly dictates the accuracy of the physical simulation. Coarse meshes introduce artificial stiffness and numerical dissipation, which restrict complete plastic deformation and significantly underestimate the terminal velocity. Conversely, excessively fine grids exponentially increase the computational cost governed by the Courant Friedrichs Lewy stability condition without proportional accuracy improvements. To resolve this, the baseline

mesh size was established at 0.25 mm based on a systematic sensitivity evaluation. This specific dimension guarantees a minimum of five continuum elements across the thinnest liner wall variant in the orthogonal array. This density accurately captures the severe pressure gradients and plastic strain interactions. Consequently, maintaining this uniform grid ensures computational stability and physical consistency when the structural parameters vary across different test cases. This density fully captures severe plastic deformation and internal stress gradients without introducing spurious stiffness. Therefore, this specific spatial resolution naturally meets the arithmetic convergence requirements for all thicker liner configurations evaluated in this study. Flow out boundary conditions were applied to all external boundaries except along the axis of symmetry. The complete geometric setup, including element definition, mesh generation, geometry creation, material assignment, and gauge placement, was carried out in the Autodyn 2D environment [6, 14, 18].

C4 explosive – Jones–Wilkins–Lee equation of state. The detonation products of C4 are described by the Jones–Wilkins–Lee (JWL) equation of state. The hydrostatic pressure p is a function of the specific internal energy E and the relative volume V [16].

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_1V} + \frac{\omega E}{V} \tag{1}$$

where ω, A, B, R_1 and R_2 are material constants obtained experimentally. The values of these constants used in the present study are listed in Table 1. This model provides an accurate representation of the pressure, volume and energy relationship of the detonation products and ensures reliable prediction of EFP formation dynamics [8,18].

Table 1. Values of the parameters in the JWL equation for the state of C4 explosive

Parameter	Value	Units
ω	0.25	–
A	0.60977	GPa
B	0.01295	GPa
R_1	4.5	–
R_2	1.4	–
Detonation velocity D	8193	m s^{-1}
Initial density ρ	1.601	g cm^{-3}
Specific energy E	$9x10^9$	J m^{-3}

Polyethylene case – shock equation of state. The polymer casing undergoes large deformation and is represented using a Grüneisen-type shock equation of state. Table 2 lists the parameters [1, 6].

Table 2. Values of the parameters in the Shock equation for the polyethylene plastic

Parameter	Value	Units
Initial density ρ	0.915	g cm^{-3}
Grüneisen coefficient γ	1.64	–
Bulk sound speed C_1	0.2901	cm μs^{-1}

Parameter	Value	Units
Hugoniot slope S_1	1.481	–
C_2	0	cm μs^{-1}
S_2	0	–

Liner and target – Johnson–Cook model. Oxygen-free high-conductivity copper (OFHC) and 1006 steel are modelled using the Johnson–Cook constitutive law, which accounts for strain hardening, strain-rate sensitivity and thermal softening. The flow stress \sigma is defined as [6,16].

$$\sigma = \left(A + B\varepsilon_p{}^n\right)\left(1 + C\ln\left(\frac{\varepsilon^*}{\varepsilon_\bullet^*}\right) + D\left(\frac{\varepsilon^*}{\varepsilon_l^*}\right)^k\right)\left[1 - T_*^m\right] \quad (2)$$

with σ – the dynamic yield stress; A, B, C, D n, m and k are the constants of the material determined experimentally; ε_p – the plastic strain; ε^* – the plastic strain rate; $\varepsilon_\bullet^*$ – the reference value for plastic strain rate; ε_l^* – the reference strain rate characterizing the transition between thermally activated and viscous regime; $T_* = \frac{T - T_{ref}}{T_{melt} - T_{ref}}$; T – the instantaneous temperature; T_{ref} – the initial temperature; T_{melt} – the melting temperature of the material. In this simulation, the liner was made of oxygen free high conductivity copper (Cu OFHC) and was modeled using the MJC constitutive model. The material parameters used in both models are summarized in Table 3. These constitutive formulations ensure accurate representation of liner deformation, projectile formation, and target response under extreme loading conditions [6].

Table 3. Parameter values in the elastic-plastic model

Parameter	CU-OFHC	Steel 1006	Units
EOS	Linear	Shock	-
G	8960	7830	kg/m^3
T	1356	1811	K
Strength model	MJC	JC	-
A	90	350	Mpa
B	321.2	275	Mpa
C	0.025	0.022	-
n	0.31	0.36	-
m	1.09	1	-

Air – ideal gas law. The surrounding air is treated as an ideal gas with the gamma-law equation of state p:

$$p = \rho(\gamma - 1)E \quad (3)$$

where the heat-capacity ratio is γ = 1.4, under ambient conditions the density is ρ = 1.225 kg/m^3 and the specific internal energy is E =2.5 × 10^5 J/kg [6, 18].

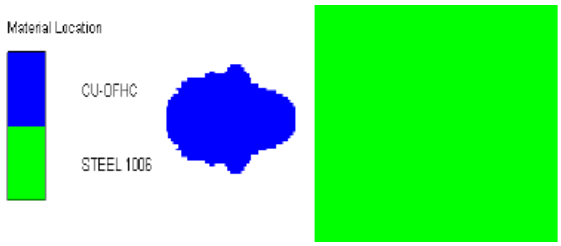


Fig. 2. Numerical Simulation of EFP Impact on a Steel Plate.

3. Taguchi-Based Experimental Framework

3.1. Taguchi Approach and Objective Function

To explore the combined effects of liner height, top thickness, and edge thickness on the projectile's velocity without exhaustively enumerating all 4^3=64 combinations, this study employs orthogonal experimental design [15]. The Taguchi method uses the signal-to-noise (S/N) ratio to quantify the response [15]. Because the sole performance metric prioritized in this study is the EFP velocity (V), the "Larger the better" formulation is adopted [15]:

$$S/N = -10\log_{10}\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\frac{1}{y_i^2}\right) \tag{4}$$

where S/N is the signal-to-noise ratio, y_i is the experimental result of the ith trial in the orthogonal array, and n is the number of experiments conducted in the orthogonal array [15].

3.2. Geometric parameters and L16 orthogonal array

This study systematically investigates three dimensionless geometric variables governing the liner morphology: the height to diameter ratio h/d, the top thickness ratio δ_1/d, and the edge thickness ratio δ_2/d. Each parameter is evaluated across four distinct levels to comprehensively map the design space while maintaining computational efficiency. The height to diameter ratio varies from 0.15 to 0.30. The top thickness ratio ranges from 0.022 to 0.088, and the edge thickness ratio spans 0.011 to 0.044. To capture the complex mechanical interactions without requiring a full factorial approach of 64 simulations, an L_{16} orthogonal array was strategically implemented. This statistical matrix reduces the numerical burden to 16 targeted trials. Table 4 explicitly details the physical configurations for each experimental trial, directly substituting the conceptual levels with their exact numerical values for seamless integration into the numerical simulation environment.

Table 4. Integrated L_{16} orthogonal array with physical parameter values

Trial	h/d	δ_1/d	δ_2/d	Trial	h/d	δ_1/d	δ_2/d
1	0.15	0.022	0.011	9	0.25	0.022	0.033
2	0.15	0.044	0.022	10	0.25	0.044	0.044
3	0.15	0.066	0.033	11	0.25	0.066	0.011
4	0.15	0.088	0.044	12	0.25	0.088	0.022
5	0.20	0.022	0.022	13	0.30	0.022	0.044
6	0.20	0.044	0.033	14	0.30	0.044	0.011
7	0.20	0.066	0.044	15	0.30	0.066	0.022

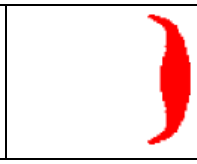
8	0.20	0.088	0.011	16	0.30	0.088	0.033

3.3. Parametric Sensitivity Analysis on Formation Velocity

To systematically quantify the sensitivity of the EFP's formation velocity to structural variations, the Signal-to-Noise (S/N) ratio was evaluated based on the Taguchi orthogonal array [15]. Given that the primary engineering objective in this context is to maximize the kinetic impact speed, the "Larger the better" formulation was strictly applied to the velocity (V) response. The simulation time was set to 0.75 ms to extract the EFP figures. On all configurations, the charge pressure completely dissipated before 0.40 ms, ending the initial plastic deformation process. Extending the simulation time by an additional 3.50 ms showed a velocity change of less than 1.5 %. Therefore, the final formation velocity and stabilization velocity assessment at 0.75 ms was chosen for all cases presented in Table 5 of all 16 experiments. The influence of each geometric factor was determined by computing the range (Delta), which represents the variance between the maximum and minimum mean S/N ratios across the four evaluated levels.

Table 5. L_{16} Orthogonal Array Design for Experimental Results

Number	V(m/s)	Shape	Number	V(m/s)	Shape
1	2881		9	1929	
2	2021		10	1809	
3	1555		11	1541	
4	1292		12	1222	
5	2822		13	1858	
6	1974		14	1787	
7	1453		15	1427	

8	1251		16	1867	

For each factor, the S/N ratios were averaged over the four levels and the range (Delta) defined as the difference between the maximum and minimum level mean was computed. A larger Delta indicates a stronger influence on the response. Table 6 lists the mean S/N ratios by factor and level for each metric (expressed in decibels) along with the corresponding Delta and rank. The rankings show that the top thickness ratio δ_1/d is the most influential factor for velocity and kinetic energy, whereas the height ratio h/d dominates the aspect ratio, penetration hole width and penetration depth. The edge thickness ratio δ_2/d consistently has the smallest Delta, indicating a minor effect.

Table 6. Mean Signal-to-Noise Ratios by Factor and Level for each Metric

Metric	**Factor**	**Level 1 mean (dB)**	**Level 2 mean (dB)**	**Level 3 mean (dB)**	**Level 4 mean (dB)**	**Delta (dB)**	**Rank**
Velocity (V)	h/d	65.34	65.03	64.09	64.73	1.25	3
	δ_1/d	67.32	65.55	63.48	62.83	4.49	1
	δ_2/d	64.98	64.99	65.22	64.00	1.22	2

The orthogonal analysis and the computed Delta values clearly establish the hierarchical influence of the liner's geometric parameters on the projectile's terminal velocity, which is visually demonstrated in the main effects plot (Fig. 3).

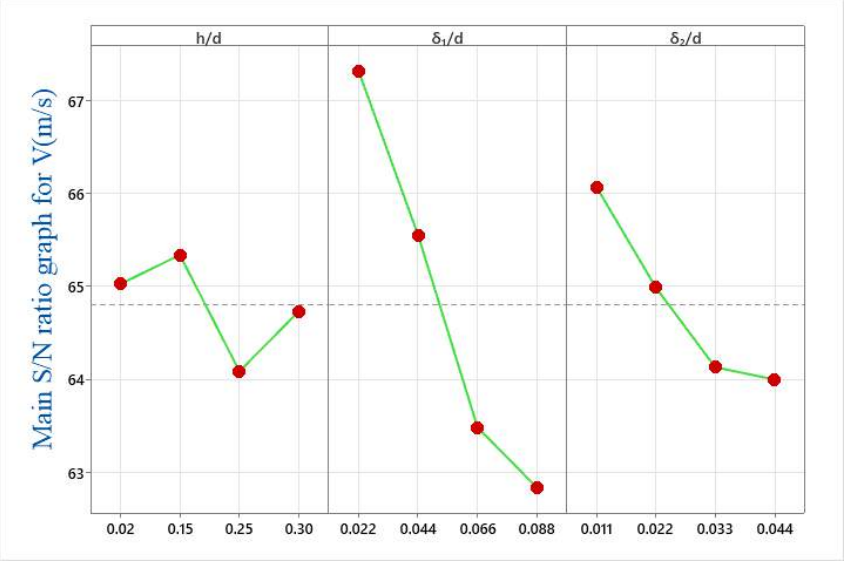


Fig.3. Analysis of Main Effects Using the Experimental Design

As quantitatively demonstrated in Table 7 and visually corroborated by the steep gradients in the main effects plot (Fig. 3), a distinct hierarchy of geometric influences on the EFP's terminal velocity emerges. Specifically, the analysis reveals the following mechanical behaviors:

Top thickness ratio (δ_1/d): The analysis demonstrates that the top thickness is the

absolute dominant parameter governing longitudinal velocity, exhibiting the highest sensitivity with a maximum Delta S/N of approximately 4.49 dB. From a kinetic and thermodynamic perspective, the top thickness directly dictates the energy transfer efficiency from the detonation wave to the liner. A substantial reduction in the top thickness ratio (from 0.088 to 0.022) significantly decreases the local mass at the focal point of the shockwave, thereby amplifying the initial acceleration phase and resulting in a velocity surge from 1408 m/s to 2373 m/s (an approximate 40% performance variation). Conversely, a thicker top acts as an inertial dampener, inadvertently absorbing a significant portion of the explosive energy through excessive plastic deformation rather than converting it into forward momentum.

Edge thickness ratio (δ_2/d): This parameter exerts a secondary influence on the velocity profile. While the edge structure primarily contributes to the aerodynamic folding and mass accumulation of the projectile's tail, increasing this ratio from 0.011 to 0.044 introduces supplementary mass that generates parasitic inertia. This inertial resistance acts against the propulsion force, leading to a moderate velocity reduction of roughly 22%.

Height-to-diameter ratio (h/d): Contrary to general assumptions regarding overall liner volume, the orthogonal evaluation proves that the relative height of the liner has the least direct influence on the formation velocity. While elevating the h/d ratio fundamentally alters the global mass of the penetrator, it primarily influences the structural elongation rather than the focal acceleration gradient. The additional overall mass imposes a marginal inertial penalty, resulting in only slight velocity degradations compared to the pronounced effects dictated by the localized top thickness.

An Analysis of Variance (ANOVA) was executed to quantitatively evaluate the statistical significance and proportional contribution of each geometric parameter on the penetrator velocity. The complete statistical data are explicitly documented in Table 7. The analysis mathematically demonstrates that the top thickness ratio acts as the primary controlling variable. It exhibits a P value of 0.009, which falls strictly below the 0.05 significance threshold, and contributes exactly 65 % to the total variance. Conversely, the edge thickness ratio and the height ratio exert statistically insignificant influences, contributing only 15.94 % and 6.57 % respectively. Furthermore, the pooled error contribution is restricted to 12.49 %. This relatively low error margin physically confirms that the selected orthogonal array comprehensively captures the dominant variables governing the explosive energy transfer without missing critical structural factors.

Table 7. Analysis of Variance quantifying the geometric parameter contributions to the formation velocity

Parameter	Degrees of Freedom	Adjusted Sum of Squares	Adjusted Mean Squares	F value	P value	Contribution (%)
h/d	3	236,261	78,754	1.05	0.436	6.57
δ_1/d	3	2,337,675	779,225	10.41	0.009	65.00
δ_2/d	3	573,195	191,065	2.55	0.152	15.94
Error	6	449,198	74,866			12.49
Total	15	3,596,329				100.00

4. Conclusion

This study applied the Taguchi $L_{16}(4^3)$ method and Ansys Autodyn simulations to investigate how liner geometric parameters affect the formation velocity of explosively formed projectiles. By focusing specifically on velocity, the signal-to-noise (S/N) analysis provides clear and practical design guidelines:

First, the top thickness ratio is the absolute dominant parameter. It contributes 65.00 % to the velocity variance with a highly significant P value of 0.009. Increasing this specific dimension severely degrades the kinetic speed by nearly 40 % due to excessive energy dissipation during the plastic folding process.

Second, the edge thickness and height to diameter ratios exert secondary influences, contributing only 15.94 % and 6.57 % respectively. Modifying these variables effectively adjusts the penetrator morphology without imposing significant inertial penalties.

Finally, the 12.49 % pooled error explicitly validates the comprehensive accuracy of the selected orthogonal variables. To maximize the terminal impact velocity, warhead optimization frameworks must strictly minimize the liner top thickness.

5. References

1. Орленко Л. (2004). Физака взрыва. ФИЗМАТЛИТ. Изд. 3-е, испр. И 2 т. Т.2
2. Wu, J., Liu, J., & Du, Y. (2007). Experimental and numerical study on the flight and penetration properties of explosively formed projectile. *International Journal of Impact Engineering, 34*(7), 1147-1162.
3. Cardoso, D., & Joien, F. (2016). Modelling the formation of explosively formed projectiles. *International Journal of Impact Engineering, 93*, 116-127.
4. Jeremić, O., Milinović, M., Marković, M., & Rašuo, B. (2017). Analytical and numerical method of velocity fields for the explosively formed projectiles. *FME Transactions, 45*(1), 38-44.
5. Hussain, G., Hameed, A., Hetherington, J., Barton, P., & Malik, A. (2013). Hydrocode simulation with modified Johnson-Cook model and experimental analysis of explosively formed projectiles. *Journal of Energetic Materials*, 31(2), 143-155..
6. Salkičević, M. J., & Studies, S. (2022). Numerical simulations of the formation behavior of explosively formed projectiles. *Defense and Security Studies*, 3, 1-14..
7. Weimann, K. (1993). Research and development in the area of explosively formed projectiles charge technology. 18(5), 294-298..
8. Li, W., et al. (2012). Research on the optimum length–diameter ratio of the charge of a multimode warhead. 22, 265-274.
9. Liu, J. (2017). The influence of liner material on the dynamic response of the finite steel target subjected to high velocity impact by explosively formed projectile. *International Journal of Impact Engineering*, 109, 264-275.
10. Yang, D., & Lin, J. J. S. (2021). Numerical investigation on the formation and penetration behavior of explosively formed projectile (EFP) with variable thickness liner. *IEEE*, 13(8), 1342.
11. Quan, P. H., Minh, D. V., & Thanh, T. D. (2025). Numerical and experimental investigation of liner top thickness on the formation and penetration performance of explosively formed projectiles. *Vietnam Journal of Mechanics*.
12. Quan, P. H., Do, V. M., & Nguyen, D. D. (2025). Experimental and Numerical Study on the

Influence of Liner Height on Explosively Formed Projectiles. *Advances in Military Technology*, 20(1), 55-68.

13. Zakir, S. M., et al. (2018). Numerical study on the optimum design of explosively formed projectile. *2018 15th International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (IBCAST)*.
14. Wang, B. H., Lin, R., Liu, D. C., et al. (2019). Investigation of the effect of humidity at both electrode on the performance of PEMFC using orthogonal test method. *International Journal of Hydrogen Energy*, 44(26), 13737–13743.
15. Lee, Finger & Collins. (1973). JWL equation of state coefficients for high explosives. *Department of Energy Office of Scientific and Technical Information*. 21, pp. 56-71.
16. Dehestani, P., Fathi, A. R., & Daniali, H. M. (2019). Numerical study of the stand off distance and liner thickness effect on the penetration depth efficiency of shaped charge process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 233(3), 977 986.
17. Faccini, E. C., & Woodbury, H. A. (1996). Empirical determination of the manufacturing processes which affect EFP liner performance. *Journal of Testing and Evaluation*, 24(2), 112 117.
18. ANSYS, Inc. (2021). Ansys Autodyn user's guide (Release 2021 R1).

Ứng dụng phương pháp taguchi để nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số kết cấu đĩa tạo hình đến sự hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình.

Tóm tắt: *Nghiên cứu này khảo sát ảnh hưởng của kết cấu đĩa tạo hình đến vận tốc của phần tử xuyên sử dụng mảng Taguchi L_{16} và Ansys Autodyn. Phân tích Phương sai chứng minh rõ ràng rằng tỷ lệ bề dày đỉnh quyết định vận tốc của phần tử xuyên, đóng góp 65 % vào tổng phương sai với giá trị P là 0.009. Ngược lại, tỷ lệ bề dày mép và chiều cao gây ra ảnh hưởng thống kê nhỏ, đóng góp lần lượt 15.94 % và 6.57 %. Biên độ sai số 12.49 % xác nhận về mặt toán học độ tin cậy của mô hình tối ưu hóa. Về mặt vật lý, bề dày đỉnh quá lớn làm tiêu tán năng lượng nổ vào biến dạng dẻo. Do đó, việc giảm thiểu bề dày đỉnh là điều kiện tiên quyết để tối đa hóa sự truyền động năng.*

Từ khoá: *Đạn nổ tạo hình; Đĩa tạo hình; Vận tốc; Quy hoạch Taguchi; Ansys Autodyn.*

Nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán tĩnh cho một số loại lò xo trong ngòi đạn

Đỗ Thành Nhân[1*], Phạm Đức Hùng[1], Lê Thiện Quý[1], Võ Duy Thông[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: Thanhnhansqkt2000@gmail.com; Tel: 0906937703

Tóm tắt

Bài báo xây dựng mô hình tính toán tĩnh cho một số loại lò xo điển hình sử dụng trong ngòi đạn, tập trung vào hai loại chính đó là lò xo trụ và lò xo côn. Trên cơ sở phân tích vai trò làm việc của lò xo trong các cơ cấu bảo hiểm, mở bảo hiểm, ngăn cách và phát hỏa trong ngòi đạn, bài báo thiết lập các quan hệ đặc trưng giữa tải trọng và biến dạng của lò xo, đồng thời xác định các tham số tính toán cơ bản như độ cứng, độ lún, ứng suất làm việc và các trạng thái giới hạn trong quá trình nén. Trên cơ sở các mô hình đã thiết lập, bài báo đề xuất phương pháp xác định hành trình dịch chuyển của chi tiết công tác dưới tác dụng của lực lò xo và trình bày nguyên tắc kiểm tra đặc tính lực cản trong quá trình chế tạo, lắp ráp và nghiệm thu. Kết quả nghiên cứu là cơ sở lý thuyết phục vụ tính toán, lựa chọn và kiểm tra tham số lò xo trong thiết kế ngòi đạn, góp phần nâng cao độ an toàn, độ ổn định và độ tin cậy làm việc của lò xo trong ngòi.

Từ khóa: *lò xo trụ, lò xo côn, ngòi đạn, đặc tính lực-biến dạng, mô hình tính toán tĩnh.*

1. Đặt vấn đề

Trong các cơ cấu ngòi đạn, lò xo là chi tiết đàn hồi giữ vai trò quan trọng trong việc tạo lực cản, duy trì trạng thái bảo hiểm, điều khiển hành trình và bảo đảm đầu đạn làm việc đúng thời điểm tại mục tiêu, ngoài ra còn quyết định mức độ an toàn trong các giai đoạn bảo quản, vận chuyển, sử dụng và khai thác. Đặc tính lực - biến dạng của lò xo ảnh hưởng trực tiếp đến ngưỡng kích hoạt, độ ổn định làm việc cũng như độ an toàn của toàn bộ cơ cấu. Do đó, việc xác định chính xác các tham số đặc trưng của lò xo trong giai đoạn thiết kế và kiểm tra có ý nghĩa quyết định đối với độ tin cậy của ngòi đạn.

Trong thực tế, các công thức tính toán lò xo trụ và lò xo côn đã được trình bày khá đầy đủ trong các giáo trình và sổ tay thiết kế chi tiết máy. Các tài liệu chuyên ngành ngòi đạn [1, 2, 4] cũng thường tập trung vào nguyên lý làm việc, cấu tạo và độ tin cậy của cơ cấu, nhưng chưa đi sâu xây dựng mô hình tính toán định lượng cho các phần tử đàn hồi theo quan điểm thiết kế. Đồng thời, các nội dung này thường được trình bày rời rạc, tập trung vào từng bài toán riêng lẻ, chưa được hệ thống hóa thành một mô hình tính toán thống nhất phục vụ trực tiếp cho bài toán thiết kế và kiểm tra lò xo trong điều kiện làm việc đặc thù của ngòi đạn. Đặc biệt trong ngòi đạn, yêu cầu tính toán lò xo không chỉ là đủ bền, mà còn phải đúng đặc tính lực - hành trình - ngưỡng làm việc, vì sai lệch nhỏ cũng có thể dẫn đến mở bảo hiểm không đúng thời điểm, không ngăn cách chắc chắn, hoặc giảm độ tin cậy kích hỏa.

Xuất phát từ yêu cầu đó, bài báo đã tập trung xây dựng mô hình tính toán tĩnh cho hai loại lò xo điển hình sử dụng phổ biến trong ngòi đạn là lò xo trụ và lò xo côn. Mô hình được thiết lập trên cơ sở các giả thiết làm việc đàn hồi tuyến tính trong miền tĩnh, cho phép liên hệ trực tiếp giữa các tham số hình học và vật liệu của lò xo với các đại lượng đặc trưng như lực cản, độ cứng, biến dạng và ứng suất làm việc. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất quy trình tính toán phục vụ thiết kế sơ bộ và kiểm tra đặc tính làm việc của lò xo trong các cơ cấu ngòi.

Điểm mới của bài báo không nằm ở việc trình bày lại các công thức tính toán lò xo truyền thống, mà ở cách tiếp cận theo hướng gắn kết trực tiếp mô hình tính toán với bài toán

thiết kế cơ cấu ngòi đạn. Cụ thể, nghiên cứu đã hệ thống hóa và xây dựng các mô hình tính toán tĩnh cho lò xo trụ và lò xo côn trong mối liên hệ với điều kiện làm việc thực tế của các cơ cấu bảo hiểm, mở bảo hiểm và phát hỏa, thay vì xem lò xo như một phần tử cơ khí độc lập.

Trên cơ sở đó, bài báo đã thiết lập được mối quan hệ định lượng giữa các tham số hình học – đàn hồi của lò xo với các đại lượng đặc trưng của cơ cấu ngòi như lực cản ban đầu, hành trình làm việc của chi tiết công tác và điều kiện an toàn theo quan điểm năng lượng. Đặc biệt, đối với lò xo côn, nghiên cứu đã làm rõ bản chất phi tuyến của quá trình làm việc thông qua sự biến đổi số vòng dây tham gia biến dạng, từ đó xây dựng mô hình tính toán phản ánh đúng quy luật tăng dần độ cứng theo hành trình nén. Ngoài ra, bài báo còn đề xuất cách liên kết giữa mô hình tính toán và phương pháp kiểm tra thực nghiệm thông qua các đại lượng kiểm tra đặc trưng (lực cản và chiều cao), cho phép đánh giá ảnh hưởng của sai số chế tạo đến đặc tính làm việc của lò xo trong sản xuất hàng loạt.

Kết quả nghiên cứu của bài báo có thể sử dụng làm cơ sở cho việc tính toán thiết kế lò xo trong các cơ cấu ngòi đạn cơ khí, hỗ trợ lựa chọn tham số sơ bộ hợp lý ngay từ giai đoạn thiết kế ban đầu, đồng thời góp phần nâng cao độ tin cậy và độ an toàn của ngòi trong quá trình khai thác sử dụng.

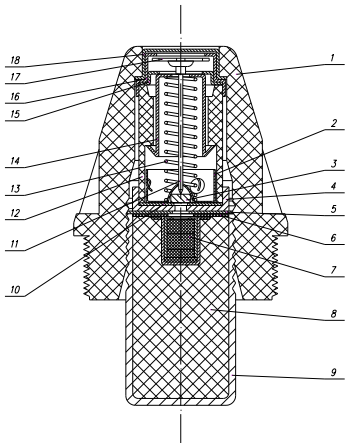
2. Đối tượng nghiên cứu và giả thiết của mô hình

Trong phạm vi bài báo, đối tượng nghiên cứu là hai loại lò xo nén được sử dụng phổ biến trong các cơ cấu ngòi đạn gồm lò xo trụ và lò xo côn.

Lò xo trụ có thể nói là được sử dụng nhiều nhất, hầu hết các họ ngòi đều có các ngòi sử dụng lò xo trụ [2]. Có thể kể đến như: МГ-25, В19У, МГЗ-57, КТМ-1, РГМ-2, В-429, МД-10, ДБР-2, М-5, ДК-2….

Ngòi sử dụng lò xo trụ trong các cơ cấu:

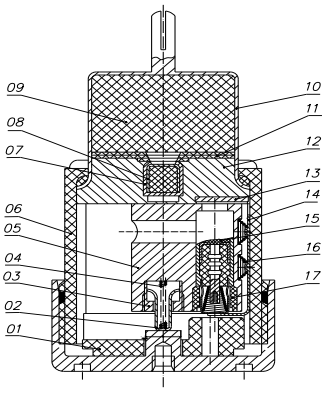
- Cơ cấu trạm nổ phản lực : Lò xo kim hỏa 10 (chế tạo bằng thép lò xo, có tác dụng bảo hiểm khi bay). Cơ cấu ngăn cách : Nhằm ngăn cách kíp nổ với kim hỏa trong bảo quản vận chuyển và thời kì đầu sau khi bắn sử dụng lò xo trụ 35. Cơ cấu phát hỏa : hạt lửa 31, lò xo 32, kim hỏa 33, trọng vật 30, ốc nút. (Có tác dụng phát hỏa tạo tia lửa châm lửa cho liều thuốc mở bảo hiểm xa và liều thuốc tư hủy 16).



Hình 1. Lò xo trụ dùng trong ngòi M-5

Lò xo côn được sử dụng khá nhiều trong các loại ngòi đạn hiện nay, lò xo côn là một sự thay thế cho lò xo trụ trong một số cơ cấu mà lò xo trụ không thể đáp ứng yêu cầu [2]. Một số loại ngòi điển hình sử dụng lò xo côn như: ГКВ, ГКН, ВП -7, ДБР, ДБТ, ГК-2….

- Các chi tiết có lò xo côn ở trong ngòi: Hai lò xo côn 16 tì vào tấm chắn 14 dùng để đẩy con trượt về vị trí đợi nổ khi ngòi nổ mở bảo hiểm.



Hình 2. Lò xo côn dùng trong ngòi ВП -7

Đặc điểm làm việc của lò xo trong ngòi đạn có một số yêu cầu đặc thù so với các cơ cấu cơ khí thông thường, bao gồm: lực cản phải đạt giá trị xác định trong một khoảng hành trình nhất định; đặc tính lực - biến dạng phải ổn định giữa các sản phẩm và lò xo phải làm việc tin cậy trong điều kiện kích thước hạn chế. Do đó, việc xây dựng mô hình tính toán cần hướng tới khả năng xác định đồng thời các tham số hình học, lực cản, biến dạng và điều kiện bền của lò xo.

Để thiết lập mô hình tính toán tĩnh, bài báo sử dụng các giả thiết sau:

- Lò xo làm việc trong miền đàn hồi tuyến tính của vật liệu; bỏ qua ảnh hưởng của biến dạng dẻo và mỏi; Tải trọng tác dụng theo phương trục của lò xo, không xét đến lệch tâm và dao động; Ảnh hưởng của ma sát giữa các vòng lò xo và giữa lò xo với các chi tiết lắp ghép không được xét đến trong mô hình cơ bản; Nhiệt độ và các yếu tố môi trường được giả thiết không ảnh hưởng đến đặc tính đàn hồi của vật liệu trong quá trình tính toán; Đối với lò xo côn, hình học được mô tả bởi sự biến thiên tuyến tính của đường kính vòng theo chiều cao lò xo.

Với các giả thiết trên, bài toán được đưa về việc xác định quan hệ giữa sức cản R, độ lún λ, các tham số hình học (đường kính dây, đường kính vòng, số vòng làm việc, chiều dài tự do) và các đặc trưng vật liệu (mô đun đàn hồi trượt). Trên cơ sở đó, các điều kiện bền và điều kiện làm việc của lò xo được kiểm tra tương ứng với yêu cầu của cơ cấu ngòi.

3. Mô hình tính toán tĩnh cho một số loại lò xo trong ngòi đạn

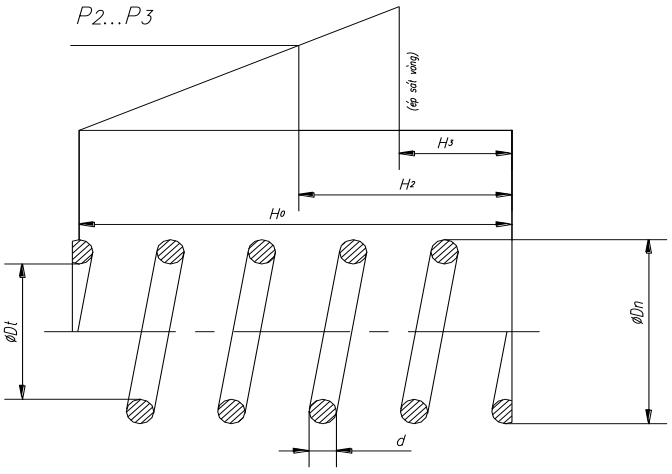
Đặc tính cơ bản của các loại lò xo trong ngòi đạn là giá trị sức cản R của nó phụ thuộc vào độ lún (độ biến dạng λ). Sự phụ thuộc R = R(λ) được gọi là định luật sức cản của chi tiết lò xo. Do cấu tạo khác nhau, mỗi loại lò xo có dạng R(λ) khác nhau. Nội dung mục này sẽ xây dựng mô hình tính toán tĩnh cho 2 loại lò xo được dùng phổ biến nhất trong ngòi đạn: lò xo trụ và lò xo côn.

3.1. Mô hình tính toán lò xo trụ

3.1.1. Sơ đồ tính và các tham số đặc trưng

Lò xo trụ là loại lò xo được sử dụng rộng rãi nhất trong ngòi đạn do cấu tạo đơn giản, độ bền cao và khả năng tạo lực tuyến tính. Lò xo trụ được sử dụng rộng rãi trong các cơ cấu bảo hiểm, cơ cấu ngăn cách, kim hỏa và nhiều chi tiết bị biến dạng trong ngòi.

Xét lò xo nén hình trụ với các tham số hình học cơ bản gồm: đường kính dây d, đường kính trung bình của vòng D, số vòng làm việc n, chiều dài tự do H_0. Khi chịu lực nén dọc trục R, lò xo bị biến dạng một lượng λ, chiều cao còn lại là $H = H_0 - \lambda$. Các tham số vật liệu được đặc trưng bởi mô đun đàn hồi trượt G.



Hình 3. Sơ đồ hình học lò xo trụ

3.1.2. Quan hệ lực - biến dạng

Trong miền đàn hồi tuyến tính, quan hệ giữa lực nén và biến dạng của lò xo trụ được biểu diễn dưới dạng: $R = C.\lambda$

Trong đó: C là độ cứng của lò xo, được xác định theo công thức:

$$C = \frac{Gd^4}{8nD^3}$$

Biểu thức trên cho phép xác định trực tiếp lực cản của lò xo tại một giá trị biến dạng cho trước, hoặc ngược lại xác định biến dạng tương ứng với lực tác dụng.

Độ lún toàn phần của lò xo trụ được tính bằng:

$$\lambda_d = h_0 - h_d$$

Trong đó: h_0 - Chiều dài tự do của lò xo; h_d - Chiều dài lò xo khi nén hoàn toàn

Khi $\lambda \rightarrow \lambda_d$, các vòng lò xò nén dần đến cực đại dẫn đến độ cứng tăng đột ngột dễ gây quá tải cho dây lò xo. Vì vậy trong thiết kế: $\lambda_m \leq 0,9\lambda_d$, theo tài liệu [1]

3.1.3. Ứng suất và điều kiện bền

Ứng suất cắt lớn nhất trong dây lò xo được xác định theo:

$$\tau_{\max} = \frac{8RD}{\pi d^3} \cdot k$$

Trong đó: k là hệ số hiệu chỉnh kể đến ảnh hưởng của độ cong vòng lò xo. Lúc này, điều kiện bền được thỏa mãn khi: $\tau_{\max} \leq [\tau]$. Với $[\tau]$ là ứng suất cho phép của vật liệu, thường nằm trong khoảng 600 - 1200 MPa theo [1]

3.1.4. Tính toán dịch chuyển của chi tiết dưới tác dụng của lò xo trụ

Xét chi tiết bảo hiểm (ống quán tính, chốt hãm…) chuyển động tịnh tiến, được lò xo trụ nén trực tiếp. Khi chưa mở bảo hiểm, lò xo có độ lún λ_l tương ứng với sức cản R_l, đảm bảo giữ chi tiết ở vị trí khóa an toàn. Khi có tải tác dụng (lực quán tính, lực va đập…) làm chi tiết chuyển dịch thêm một đoạn a so với vị trí lắp, độ lún tăng lên:

$$\lambda_m = \lambda_l + a$$

Trên đoạn đường mở bảo hiểm a, sức cản của lò xo tăng từ R_l đến R_m. Ta có công cản của lò xo trên đoạn đường a là:

$$E_c = \frac{R_l + R_m}{2} a$$

Năng lượng chi tiết mở bảo hiểm m thu được khi đạn rơi từ độ cao H nào đó là:

$$E_{ct} = mgH\left(1+\beta\right)^2$$

Điều kiện an toàn của cơ cấu sẽ được đảm bảo khi:

$$E_c \geq E_{ct} \qquad \Rightarrow \frac{R_l + R_m}{2} a \geq mgH\left(1+\beta\right)^2$$

Trong đó, vế trái là công riêng của lực cản lò xo bảo hiểm, vế phải là năng lượng riêng của chi tiết ngòi nổ thu được khi đạn rơi. Ta có:

$$R_l = R_m.\frac{\lambda_l}{\lambda_m} = R_m.\frac{\lambda_l}{\lambda_l + a} \quad \Rightarrow R_m \geq \frac{2(\lambda_l + a)}{(2\lambda_l + a)a} mgH(1+\beta)^2$$

Như vậy, ta có thể kiểm tra được độ an toàn của cơ cấu, tính được giới hạn dưới của lò xo bảo hiểm R_{mmin} khi thiết kế mới. Ngoài ra, ta cũng có thể xác định được độ cao rơi lớn nhất của đầu đạn, khi cơ cấu còn đảm bảo độ an toàn cần thiết:

$$H_{\max} = \frac{R_{m\min}(2\lambda_l + a)a}{2mg(\lambda_l + a)(1+\beta)^2}$$

Với điều kiện an toàn là: $H_{\max} \geq H_{at}$. Trong đó thường chọn $H_{at} = 3 \div 5\,\text{m}$.

Đối với bài toán thiết kế ngòi đạn, hệ thức năng lượng này cho phép xác định sơ bộ ngưỡng lực hoặc hành trình cần thiết của chi tiết bảo hiểm, đồng thời hỗ trợ lựa chọn hợp lý độ cứng và độ nén ban đầu của lò xo. Nhờ đó, có thể chuyển bài toán lựa chọn lò xo từ kinh nghiệm định tính sang cơ sở tính toán định lượng.

3.2. Mô hình tính toán lò xo côn

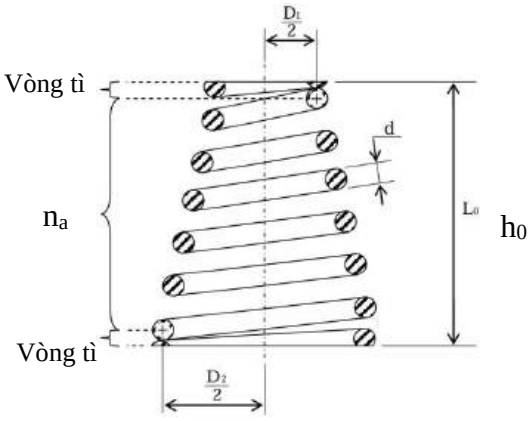
3.2.1. Đặc điểm hình học và các tham số đặc trưng

Lò xo côn là loại lò xo được tạo bởi các vòng có đường kính thay đổi dần từ lớn đến nhỏ. Khi bị nén, các vòng có đường kính lớn biến dạng nhiều hơn và sẽ tiếp xúc với nhau trước, trong khi các vòng đường kính nhỏ vẫn còn làm việc. Vì vậy, tại cùng một độ lún, số vòng thực sự tham gia biến dạng giảm dần, dẫn đến độ cứng C tăng lên theo λ.

Một lò xo nén hình côn có bước xoắn đều và tiết diện dây tròn, thiết kế của nó được xác định đầy đủ bởi 6 tham số (Hình 4).

Các tham số đặc trưng của lò xo côn:

- D_1: Đường kính trung bình vòng dây nhỏ nhất (đỉnh).
- D_2: Đường kính trung bình vòng dây lớn nhất (đáy).
- d: Đường kính dây lò xo.
- n_a: Số vòng dây làm việc.
- h_0: Chiều dài tự do của lò xo.
- Vòng tì: Các vòng đầu cuối của lò xo, không tham gia vào quá trình biến dạng.



Hình 4. Các tham số của lò xo côn

Trong đó n_a biểu thị số vòng dây làm việc của lò xo. Để đảm bảo tải trọng tác dụng gần đúng nhất với tải trọng dọc trục, hai vòng đầu mút được thêm vào, với một vòng ở đỉnh và một vòng ở đáy của lò xo. Tương tự như lò xo nén (trụ), n_i biểu thị sự chênh lệch giữa chiều dài tổng thể và chiều dài làm việc do các vòng đầu mút gây ra.

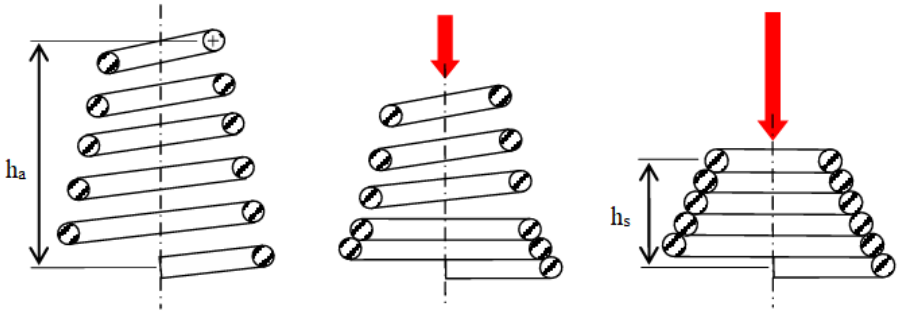
Như vậy ta có: $h_a = h_0 - n_i.d$

$$h_c = h_s + n_i.d$$

Trong đó: h_a - Chiều dài làm việc ban đầu; h_c - chiều dài nén chặt toàn bộ; h_s - chiều dài nén chặt của phần làm việc.

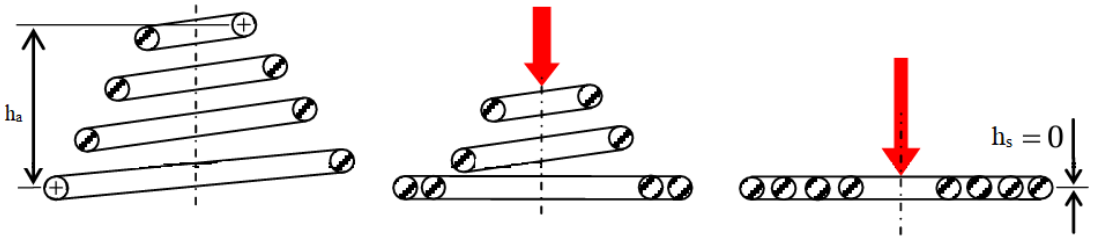
Khi lò xo côn đạt chiều dài tối thiểu (tức là chịu nén tối đa), tùy thuộc vào hình học ban đầu của lò xo, nó có thể xuất hiện một trong hai dạng tiếp xúc các vòng sau đây:

- Loại lò xo 1: Các vòng dây ở trạng thái nén chặt, tức là chúng được xếp chồng lên nhau, tiếp xúc vòng - vòng, tạo thành hình nón đặc (Hình 5).



Hình 5. Loại lò xo côn nén chặt tạo hình nón đặt

- Loại lò xo 2: Lò xo lồng vào nhau và các vòng dây chạm xuống mặt đáy (ground), thể hiện hình dạng xoắn ốc phẳng (Hình 6).



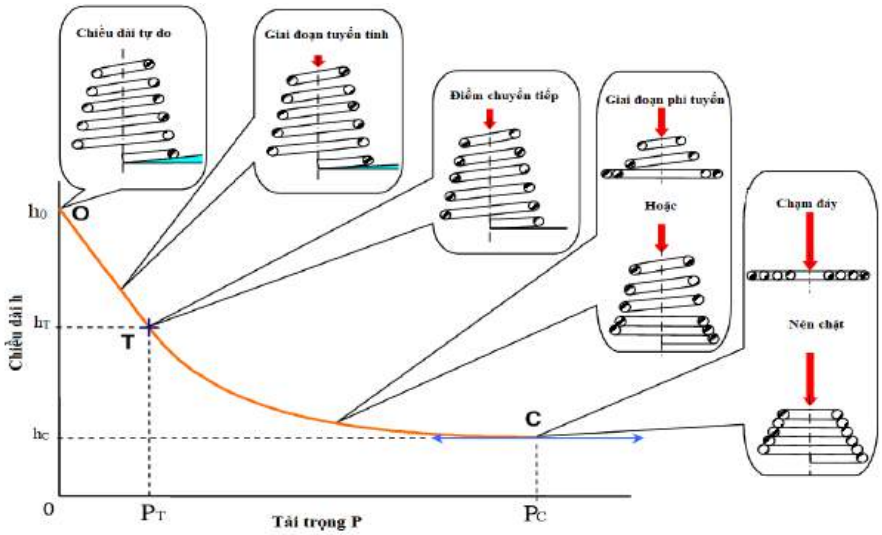
Hình 6. Loại lò xo côn nén chặt tạo hình xoắn ốc phẳng

3.2.2. Quan hệ lực - biến dạng

Quan hệ giữa lực và biến dạng của lò xo côn có thể được xác định thông qua việc tích phân đóng góp của các phần tử vòng có đường kính khác nhau dọc theo chiều cao lò xo. Khi đó, độ cứng tương đương của lò xo côn có dạng: $C = f\left(G, d, n, D_{\min}, D_{\max}\right)$

Trong đó f(·) là hàm phụ thuộc vào quy luật biến thiên hình học của lò xo [3] .

Quá trình làm việc của lò xo côn được thể hiện thông qua biểu đồ phân tích đường cong biến dạng như Hình 7:



Hình 7. Đặc tính đường cong biến dạng của lò xo côn

Điểm đặc trưng O, T và C được sử dụng để phân chia thành giai đoạn tuyến tính và giai đoạn phi tuyến của lò xo côn.

- Điểm O: tương ứng với trạng thái tự do của lò xo; Điểm T: biểu diễn sự chuyển tiếp giữa 2 giai đoạn tuyến tính và phi tuyến; Điểm C: đánh dấu trạng thái nén cực đại (tải trọng lớn nhất P_C), khi chiều dài lò xo không thể giảm thêm được nữa (chiều dài nhỏ nhất h_C).

Việc phân tích quá trình nén là cần thiết để liên kết các điểm đặc trưng này với bản chất vật lý bên trong của lò xo và các tham số hình học của nó.

+ Trong giai đoạn tuyến tính ($P \in [0; P_T]$): tất cả các vòng chủ động n_a đều tự do biến dạng, và độ cứng của lò xo R là hằng số. Công thức độ cứng C của lò xo côn là:

$$C = \frac{Gd^4}{2n_a\left(D_1^2 + D_2^2\right)\left(D_1 + D_2\right)}$$

$$\Rightarrow R = C\lambda = \frac{Gd^4}{2n_a\left(D_1^2 + D_2^2\right)\left(D_1 + D_2\right)} \cdot \lambda$$

Chiều dài lò xo trong miền làm việc tuyến tính là: $h(P) = h_0 - \frac{P}{R}$

+ Trong giai đoạn phi tuyến ($P \in [P_T; P_C]$): Các vòng dây làm việc dần dần xếp chồng lên nhau (hoặc lồng vào nhau). Trong giai đoạn này, n_f là số vòng dây còn tự do và (n_a - n_f) là số vòng dây đã ở trạng thái nén chặt hoặc chạm đáy. n_f đại diện cho số vòng dây vẫn còn khả năng biến dạng. Độ cứng của lò xo chỉ còn phụ thuộc vào các vòng dây còn tự do n_f. Khi quá trình nén tiếp tục, số lượng vòng dây tự do n_f giảm liên tục từ n_a xuống 0. Kết quả dẫn đến việc giảm số vòng dây làm việc dẫn đến sự tăng dần của độ cứng lò xo.

Lực chuyển tiếp P_T là lực nén giới hạn của giai đoạn tuyến tính, tại đó vòng dây lớn nhất D_2 bắt đầu chạm đáy và ngừng làm việc:

$$P_T = \frac{Gd^4\left(h_a - h_s\right)}{8D_2^3 n_a}$$

Khi P_T đã biết, chiều dài tại điểm chuyển tiếp được suy ra trực tiếp: $h_T = h_0 - \frac{P_T}{R}$

Tương tự, điểm tối đa C xác định trạng thái nén cuối cùng. P_C là lực nén tại thời điểm lò xo bị ép chặt hoàn toàn:

$$P_C = \frac{Gd^4\left(h_a - h_s\right)}{8D_1^3 n_a}$$

3.2.3. Tính toán dịch chuyển của chi tiết dưới tác dụng của lò xo côn

Để tính toán chính xác hành trình của các chi tiết trong ngòi đạn (như ống quán tính, kim hỏa), ta sử dụng mô hình giải tích xác định chiều dài lò xo h tại một tải trọng P bất kỳ.

Xác định số vòng dây tự do tức thời n_f. Đây là đại lượng biến thiên. Khi P tăng, n_f giảm dần từ n_a xuống 0, làm độ cứng lò xo tăng lên. Công thức tổng quát cho cả hai giai đoạn:

$$n_f = \max\left\{\min\left\{\frac{n_a}{D_2 - D_1}\left[\left(\frac{(h_a - h_s)Gd^4}{8Pn_a}\right)^{1/3} - D_1\right]; n_a\right\}; 0\right\}$$

- Nếu P nhỏ (giai đoạn đầu): Công thức trong ngoặc sẽ lớn hơn n_a, hàm min sẽ lấy giá trị n_a.

- Nếu P rất lớn (nén chặt): Công thức trong ngoặc sẽ âm, hàm max sẽ lấy giá trị 0.

- Nếu P nằm giữa P_T và P_C: Nó sẽ trả về số vòng dây thực tế đang làm việc.

Sau khi có n_f, chiều dài lò xo được tính chính xác bằng công thức:

$$h(P) = h_0 - \left\{\frac{2PD_1^4 n_a}{Gd^4(D_2 - D_1)}\left[\left(1 + \left(\frac{D_2}{D_1} - 1\right)\frac{n_f}{n_a}\right)^4 - 1\right] + (h_a - h_s)\left(1 - \frac{n_f}{n_a}\right)\right\}$$

Biểu thức trên cho phép xác định chính xác hơn hành trình chuyển động của chi tiết công tác trong trường hợp lực lò xo biến thiên phi tuyến. Đây là điểm khác biệt bản chất giữa lò xo côn và lò xo trụ. Trong thiết kế ngòi đạn, việc sử dụng lò xo côn đòi hỏi người thiết kế không thể chỉ dựa vào một giá trị độ cứng không đổi, mà phải xét đầy đủ quy luật biến thiên lực cản theo toàn bộ hành trình làm việc của chi tiết.

3.3. Ý nghĩa của mô hình tính toán tĩnh đối với thiết kế cơ cấu ngòi đạn

Các mô hình tính toán tĩnh trình bày ở trên cho phép chuyển bài toán lựa chọn lò xo trong ngòi đạn từ mô tả định tính sang phân tích định lượng. Đối với lò xo trụ, mô hình cho phép xác định rõ lực cản ban đầu, hành trình làm việc, ứng suất lớn nhất và điều kiện bền của lò xo trong miền đàn hồi tuyến tính. Đối với lò xo côn, mô hình làm rõ quy luật làm việc hai giai đoạn, sự thay đổi số vòng tham gia biến dạng và sự tăng dần độ cứng theo hành trình nén.

Từ góc độ ứng dụng, các mô hình này cung cấp cơ sở để xác định các tham số thiết kế chủ yếu của lò xo như đường kính dây, đường kính vòng, số vòng làm việc, độ nén lắp ráp và giới hạn hành trình. Quan trọng hơn, chúng cho phép đánh giá ảnh hưởng của lò xo tới điều kiện an toàn và độ tin cậy làm việc của cơ cấu ngòi, đặc biệt trong các bài toán xác định ngưỡng mở bảo hiểm, hành trình ngăn cách và khả năng duy trì trạng thái bảo hiểm trong quá trình bảo quản, vận chuyển và khai thác.

4. Đề xuất phương pháp kiểm tra đặc tính lực cản của lò xo trong ngòi đạn

Trong các cơ cấu ngòi đạn, đặc biệt là cơ cấu bảo hiểm, mở bảo hiểm và phát hỏa, lò xo là phần tử quyết định trực tiếp đến điều kiện làm việc và độ tin cậy của hệ. Sai lệch nhỏ trong đặc tính lực cản của lò xo có thể dẫn đến thay đổi ngưỡng mở bảo hiểm, hành trình dịch chuyển của chi tiết công tác, thậm chí gây ra các hiện tượng nguy hiểm như mở bảo hiểm sớm hoặc không kích hoạt cơ cấu khi cần thiết. Do đó, việc kiểm tra đặc tính lực cản của lò xo là khâu bắt buộc trong quá trình chế tạo, lắp ráp và nghiệm thu ngòi đạn.

4.1. Nguyên tắc kiểm tra và các đại lượng đặc trưng

Trong thực tế, có hai đại lượng cơ bản dùng để mô tả trạng thái làm việc của lò xo: Chiều cao kiểm tra (h_k): tương ứng với biến dạng nén định trước; Lực cản kiểm tra (R_k): tương ứng với lực đàn hồi của lò xo tại chiều cao h_k. Ngoài ra, để đánh giá chất lượng lò xo trong sản xuất hàng loạt, cần xác định các giới hạn dung sai cho phép:

- R_{min}, R_{max}: giới hạn dưới và trên của lực cản; h_{min}, h_{max}: giới hạn dưới và trên của chiều cao tương ứng.

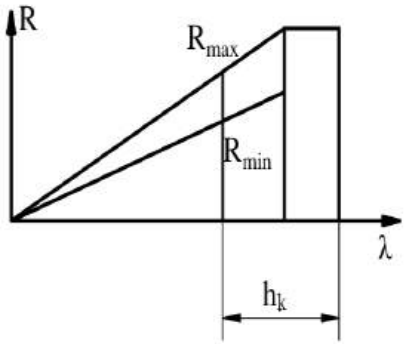
Các đại lượng này phản ánh mức độ sai lệch cho phép của lò xo so với giá trị danh nghĩa. Trong thiết kế ngòi đạn, việc lựa chọn dung sai không chỉ dựa trên khả năng công nghệ chế tạo mà còn phải đảm bảo rằng sai lệch đó không làm thay đổi trạng thái làm việc của cơ cấu trong các điều kiện khai thác khác nhau.

4.2. Phương pháp kiểm tra theo chiều cao kiểm tra h_k

Ở phương pháp này, lò xo được nén đến một chiều cao cố định h_k, sau đó đo giá trị lực cản tương ứng. Nếu giá trị đo nằm trong khoảng cho phép: $R_{min} \le R_k \le R_{max}$ thì lò xo đạt yêu cầu kỹ thuật.

Thực nghiệm được tiến hành bằng cách đặt lần lượt hai tải trọng giới hạn tương ứng với R_{min} và R_{max}.

Khi nén đến tải R_{min}, nếu chiều cao của lò xo $h \ge h_k$, và khi tăng tải đến R_{max}, nếu $h \le h_k$, thì mẫu được coi là đạt chuẩn. Ngược lại, nếu một trong hai điều kiện không thỏa mãn, lò xo được đánh giá là quá cứng hoặc quá mềm và bị loại khỏi dây chuyền. Phương pháp này cho phép đánh giá trực tiếp sai lệch về đặc tính đàn hồi tại một điểm làm việc xác định, đồng thời dễ dàng triển khai trên dây chuyền bằng thiết bị kiểm tra lực cản chuyên dụng.

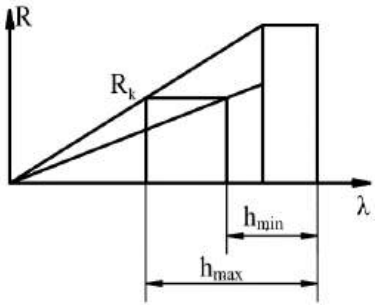


Hình 13. Phương pháp 1 đo dung sai chiều cao lò xo

4.3. Phương pháp kiểm tra theo lực kiểm tra R_k

Phương pháp này tiến hành ngược lại: xác định trước giá trị lực kiểm tra R_k, sau đó đo chiều cao nén tương ứng của lò xo. Nếu chiều cao đo được nằm trong giới hạn: $h_{min} \le h_k \le h_{max}$ thì lò xo được chấp nhận. Trong trường hợp chiều cao vượt ra ngoài vùng giới hạn, mẫu được coi là phế phẩm.

Ưu điểm của phương pháp này là đơn giản, thời gian kiểm tra nhanh, dễ cơ giới hóa hoặc tự động hóa trong dây chuyền sản xuất. Tuy nhiên, độ chính xác phụ thuộc vào sai số của dụng cụ đo hành trình và độ ổn định tải trọng đặt.



Hình 14. Phương pháp 2 đo dung sai lực cản lò xo

4.4. Liên hệ giữa kiểm tra thực nghiệm và mô hình tính toán

Các phương pháp kiểm tra trên thực chất là sự kiểm chứng thực nghiệm của quan hệ R = R(λ) đã được xây dựng trong mô hình tính toán. Đối với lò xo trụ, quan hệ tuyến tính cho phép xác định trước miền dung sai của lực hoặc hành trình một cách tương đối đơn giản. Đối với lò xo côn, do đặc tính phi tuyến, việc lựa chọn điểm kiểm tra cần được cân nhắc sao cho phản ánh đúng trạng thái làm việc thực tế của lò xo trong cơ cấu.

Từ góc độ thiết kế, việc kết hợp giữa mô hình tính toán và kiểm tra thực nghiệm cho phép:

- Kiểm chứng độ chính xác của các tham số tính toán; Đánh giá ảnh hưởng của sai số chế tạo đến đặc tính lực cản; Hiệu chỉnh tham số thiết kế nhằm đảm bảo độ tin cậy của cơ cấu ngòi trong sản xuất hàng loạt.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày một cách hệ thống việc xây dựng mô hình tính toán tĩnh cho hai dạng phổ biến là lò xo trụ và lò xo côn. Trên cơ sở phân tích đặc điểm cấu tạo và điều kiện làm

việc của lò xo trong các cơ cấu ngòi, nghiên cứu đã thiết lập các quan hệ cơ bản giữa lực cản và biến dạng, đồng thời xác định các tham số đặc trưng như độ cứng, độ lún, ứng suất làm việc và các trạng thái giới hạn của lò xo. Từ các mô hình tính toán đã xây dựng, bài báo đã đề xuất phương pháp xác định hành trình chuyển động của các chi tiết công tác trong ngòi đạn theo quan điểm năng lượng, đồng thời trình bày các phương pháp kiểm tra đặc tính lực cản của lò xo phục vụ quá trình chế tạo và nghiệm thu. Việc kết hợp giữa mô hình tính toán và kiểm tra thực nghiệm cho phép đánh giá đầy đủ hơn ảnh hưởng của lò xo đến trạng thái làm việc của cơ cấu, từ đó nâng cao độ chính xác trong thiết kế và giảm sai lệch trong sản xuất.

Kết quả nghiên cứu có ý nghĩa thực tiễn trong việc lựa chọn và tính toán tham số lò xo cho các cơ cấu trong ngòi đạn, góp phần nâng cao độ an toàn và độ tin cậy của hệ thống. Đồng thời, các mô hình tính toán tĩnh được xây dựng cũng có thể được sử dụng làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo về mô phỏng động lực học, phân tích phi tuyến và đánh giá độ tin cậy của ngòi đạn trong các điều kiện làm việc phức tạp. Mặc dù bài báo đã xây dựng được mô hình tính toán tĩnh cho một số loại lò xo điển hình sử dụng trong ngòi đạn, song phạm vi nghiên cứu hiện mới tập trung vào điều kiện tải tĩnh và bán tĩnh, chưa xét đầy đủ ảnh hưởng của các yếu tố động lực học đặc trưng trong quá trình làm việc thực tế của ngòi. Trong thời gian tới, hướng nghiên cứu tiếp theo nên tập trung vào việc mở rộng mô hình từ bài toán tĩnh sang bài toán động lực học của cơ cấu ngòi, trong đó lò xo được xem xét như một phần tử đàn hồi làm việc đồng thời với quán tính, ma sát và va chạm giữa các chi tiết. Việc phát triển theo hướng này sẽ tạo cơ sở đầy đủ hơn cho thiết kế tối ưu, đánh giá độ tin cậy và nâng cao mức độ an toàn của các cơ cấu ngòi đạn cơ khí.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm, 2008, *Nguyên lý kết cấu tính toán và thiết kế ngòi đạn*, Học viện kỹ thuật Quân sự.

2. Trần Văn Định, 2004, *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện kỹ thuật Quân sự.

3. A. M. Wahl, 1963, *Mechanical Springs*, McGraw-Hill, New York.

4. Nguyễn Văn Thủy - Phan Văn Tuấn, 2007, *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí*, Học viện kỹ thuật Quân sự.

5. Phạm Đức Hùng, 2009, *Độ tin cậy ngòi đạn*, Học viện kỹ thuật Quân sự.

Development of Static Computational Models for Several Types of Springs Used in Mechanical Fuzes

Abstract: This paper develops static computational models for several representative spring types used in mechanical fuzes, with particular emphasis on two principal configurations: cylindrical springs and conical springs. Based on an analysis of the functional roles of springs in fuze safety, arming, interrupter, and firing mechanisms, the paper establishes the characteristic relationships between load and deformation, while identifying the fundamental design parameters, including spring stiffness, deflection, working stress, and limit states during compression. For cylindrical springs, a linear model is formulated to describe the force–deflection relationship, combined with strength criteria based on torsional stress and geometric correction factors. For conical springs, the computational model is developed according to the nonlinear working characteristics of the spring, taking into account the variation in the number of active coils participating in deformation during compression. On the basis of these models, the paper proposes a method for determining the displacement stroke of working components under spring force and presents principles for checking spring force characteristics during manufacturing, assembly, and acceptance inspection. The research results provide a theoretical basis for the calculation, selection, and verification of spring parameters in fuze design, thereby contributing to improved safety, stability, and operational reliability of springs used in mechanical fuzes.

Keywords: *cylindrical spring; conical spring; mechanical fuze; force–deflection characteristic; static computational model.*

Nghiên cứu mô hình động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã

Đỗ Thành Nhân[1*], Phạm Xuân Quyền[1], Võ Duy Thông[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: Thanhnhansqkt2000@gmail.com; Tel: 0906937703

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu lý thuyết và xây dựng mô hình tính toán cho động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã dùng trong các hệ thống đạn, tên lửa có điều khiển. Mô hình chia quá trình làm việc của động cơ thành ba giai đoạn A - B - C. Điểm mới của bài báo là đề xuất mô hình giãn nở hai miền của sản phẩm nổ với hệ số đoạn nhiệt biến thiên theo áp suất tới hạn, cho phép phản ánh gần đúng hơn bản chất nhiệt động của môi trường làm việc so với giả thiết hệ số đoạn nhiệt không đổi. Trên cơ sở đó, bài báo đã xây dựng chương trình MATLAB hoàn chỉnh nhằm tính xung lực tổng hợp của động cơ có xét đầy đủ các giai đoạn làm việc. Kết quả tính toán mô phỏng cho thấy động cơ tạo ra tổng xung lực 48,9 N.s trong thời gian cực ngắn (< 300 μs) với vận tốc khối đệm rời nòng đạt 226 m/s. Nghiên cứu đã xác định rằng tổng xung lực của động cơ phụ thuộc trực tiếp vào các đặc tính của chất nổ, cấu trúc hình học của động cơ và chế độ kích nổ, cung cấp một khung làm việc định lượng đáng tin cậy để đánh giá hiệu suất của hệ thống, đồng thời chỉ ra rằng nổ phân rã cung cấp xung lớn, tập trung trong vài chục micro-giây. Kết quả nghiên cứu có thể sử dụng làm cơ sở cho tính toán thiết kế và tối ưu hóa động cơ hiệu chỉnh xung trong các hệ thống đạn, tên lửa có điều khiển.

Từ khóa: *động cơ hiệu chỉnh xung, nổ phân rã, xung hiệu chỉnh***.**

1. Đặt vấn đề

Các hệ thống hiệu chỉnh truyền thống của đạn phản lực có điều khiển (ĐPLCĐK), chẳng hạn như cánh lái khí động học, thường có những hạn chế đáng kể về tốc độ phản ứng, yêu cầu tạo lực điều khiển trong thời gian ngắn hoặc trong điều kiện không khí loãng. Các hệ thống này cũng có thể tăng thêm trọng lượng và độ phức tạp, ảnh hưởng đến thiết kế tổng thể của thiết bị. Một giải pháp tiềm năng để vượt qua những hạn chế này là sử dụng động cơ phản lực xung (ĐCPLX) ở xung quanh thân đạn hoặc tên lửa. ĐCPLX này có thể xung lực ngắn, mạnh, được truyền vào đúng thời điểm trong chu kỳ quay của đạn. Hiện nay trên thế giới đã có nhiều công trình nghiên cứu về động cơ phản lực xung [1 - 3] hay các nghiên cứu về phương thức làm việc cũng như tính toán hiệu suất của động cơ xung trong điều khiển ĐCPLCĐK [4 - 6]. So với ĐCPLX dùng thuốc phóng, ĐCPLX kiểu đệm nổ phân rã có ưu thế về thời gian kích hoạt và truyền xung rất ngắn (vài μs) và độ ổn định cao về thời điểm khởi phát, phù hợp cho các nhiệm vụ đòi hỏi xung chính xác trong thời gian cực ngắn.

Các nghiên cứu trước đây [1 - 6] đã tập trung phân tích nguyên lý làm việc, đặc tính năng lượng của thuốc nổ và một số mô hình tính toán xung lực của động cơ. Tuy nhiên, phần lớn các công trình này thường tiếp cận theo hướng đơn giản hóa, trong đó quá trình làm việc của động cơ được tách rời thành các giai đoạn riêng lẻ hoặc chỉ xét một số pha đặc trưng. Một số nghiên cứu chỉ tập trung vào giai đoạn tác động ban đầu của sóng nổ hoặc giai đoạn gia tốc khối đệm quán tính, trong khi giai đoạn hậu tác dụng của sản phẩm nổ thường bị bỏ qua hoặc mô tả chưa đầy đủ. Điều này dẫn đến việc đánh giá xung lực của động cơ chưa phản ánh đầy đủ bản chất động lực học của toàn bộ quá trình.

Bên cạnh đó, trong nhiều mô hình hiện có, sản phẩm nổ thường được giả thiết là khí lý tưởng với hệ số đoạn nhiệt không đổi. Giả thiết này tuy thuận tiện cho tính toán nhưng chưa

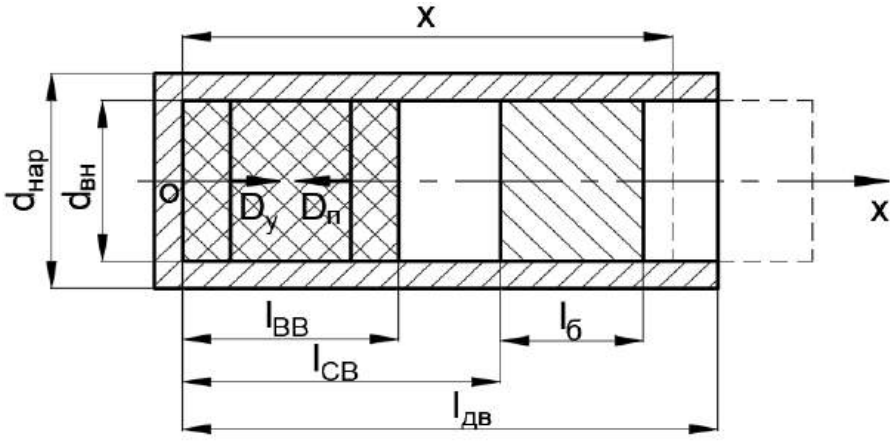
phản ánh chính xác quá trình giãn nở của sản phẩm nổ trong miền áp suất rộng, đặc biệt khi chuyển tiếp từ vùng áp suất rất cao sang vùng áp suất thấp trong buồng công tác.

Xuất phát từ những hạn chế nêu trên, bài báo tập trung xây dựng một mô hình tính toán tổng thể cho động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã. Điểm tiếp cận của nghiên cứu là mô tả quá trình làm việc của động cơ một cách liên tục và thống nhất theo ba giai đoạn đặc trưng: (A) giai đoạn tác động của sóng nổ, (B) giai đoạn gia tốc khối đệm quán tính dưới tác dụng giãn nở của sản phẩm nổ, và (C) giai đoạn hậu tác dụng của khí nổ sau khi khối đệm rời buồng công tác. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất mô hình giãn nở hai miền của sản phẩm nổ với hệ số đoạn nhiệt biến thiên theo áp suất tới hạn, đồng thời thiết lập các quan hệ tính toán cho áp suất trong buồng, vận tốc khối đệm và tổng xung lực của động cơ có xét đầy đủ các giai đoạn làm việc. Điều này cho phép phản ánh gần đúng hơn bản chất vật lý của quá trình và nâng cao độ tin cậy của kết quả tính toán. Ngoài ra, mô hình được triển khai dưới dạng công cụ tính toán MATLAB hoàn chỉnh, cho phép khảo sát định lượng ảnh hưởng của các tham số hình học, khối lượng khối đệm và chế độ kích nổ đến hiệu quả tạo xung. Kết quả nghiên cứu có thể sử dụng làm cơ sở cho tính toán thiết kế và tối ưu hóa động cơ hiệu chỉnh xung trong các hệ thống đạn, tên lửa có điều khiển.

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình tính toán

2.1. Cơ sở lý thuyết

Động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã là một giải pháp đột phá, tận dụng năng lượng cực lớn từ quá trình nổ phân rã của chất nổ mạnh để tạo ra các xung động lượng mạnh và chính xác. Động cơ này hoạt động dựa trên quá trình nổ phân rã chất nổ, cho phép giải phóng một lượng lớn năng lượng trong một khoảng thời gian cực ngắn (vài μs), đặc trưng bởi độ ổn định cao và sai số nhỏ về thời điểm khởi phát nổ. Do đó, việc ứng dụng động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã có thể được khuyến nghị cho các loại đạn ổn định bằng cánh hoặc ổn định quay [7].



Hình 1. Kích thước hình học động cơ điều chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã.
$d_{нар}$, $d_{вн}$-đường kính ngoài và trong của buồng; $l_{ВВ}$-chiều dài khối thuốc nổ; $l_б$-chiều dài ballast; $l_{сб}$-chiều dài thể tích tự do; $l_{ДВ}$-chiều dài tổng thể của buồng đốt

Động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã có cấu tạo cơ bản: khối thuốc nổ mạnh chứa trong buồng nhỏ, ballast (khối đệm quán tính) phía trước và thể tích tự do (buồng khí nén sản phẩm nổ). Theo tài liệu [9, trang 107], khi thuốc nổ được kích hoạt, toàn bộ quá trình diễn ra theo ba giai đoạn:

- Giai đoạn A: Từ thời điểm thuốc phóng được kích hoạt đến khi sóng nổ phân rã lan truyền hoàn toàn qua khối chất nổ và bắt đầu chuyển động của khối đệm;

- Giai đoạn B: Từ lúc khối đệm bắt đầu chuyển động đến khi nó thoát ra khỏi buồng dẫn;

- Giai đoạn C: Giai đoạn tác động sau (hậu nổ) của các sản phẩm sinh ra do quá trình nổ phân rã chất nổ.

Các giả thiết tính toán gần đúng:

- Trong pha A khối đệm đứng yên (phần tử gia tốc ban đầu đã bù).

- Trong pha B áp suất ban đầu của sản phẩm nổ xác định theo giả thuyết nổ phân rã tức thời.

- Hệ số nhiệt động học *k* của sản phẩm nổ chọn theo:

$$k = \begin{cases} k_1 = 3; p \geq p_{кр} \\ k_2 = 1.3; p < p_{кр} \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: $p_{кр}$ là áp suất tới hạn [8].

- Với thuốc nổ mật độ thấp (ρ_{BB} = 250…1600 kG/M^3 có thể dùng xấp xỉ: k = 1.33+10$^{-3}\rho_{BB}$ và tốc độ nổ D = 2500+3ρ_{BB}.

- Vận tốc sản phẩm nổ khi khối đệm thoát ra được phân bố tuyến tính theo chiều dài thân động cơ.

- Xung hiệu chỉnh được truyền cho thiết bị bay (LA) trong cả ba giai đoạn A, B, C.

Các đặc tính của vật liệu nổ đóng vai trò then chốt trong việc xác định hiệu suất của động cơ hiệu chỉnh xung. Bảng 1 cung cấp các thông số chính cho một số loại chất nổ được đề xuất sử dụng.

Bảng 1. Các đặc tính chính của các loại chất nổ được sử dụng

Thuốc nổ	**ρ_{BB} (kG/m^3)**	**D(m/s)**	**Q_0 (MJ/kG)**	**$P_{кр}$(MPa)**
TNT	1620	7000	4,225	147
Tetril	1600	7500	4,60	122
Hexogen	1650	8350	5,52	125
TAN	1690	8400	5,85	176
Octogen	1780	8500	5,39	87

2.2. Mô hình toán học

2.2.1. Giai đoạn A: Xung lực ban đầu

*Phương án 1: Bắt đầu nổ từ thành sau (đáy ИДК) tiến về phía ballast:

Giai đoạn A bắt đầu từ thời điểm thuốc phóng được kích hoạt đến khi sóng nổ phân rã lan truyền hoàn toàn qua khối thuốc nổ và khối đệm bắt đầu chuyển động. Quá trình này diễn ra trong thời gian cực ngắn, chỉ vài micro giây. Áp suất được tạo ra bởi sóng nổ là cực lớn và có thể được ước tính bằng công thức:

$$p_{ДВ} = \frac{2\rho_{BB}D^2}{27} \quad (2)$$

Trong đó:

- ρ_{BB} [kG/m^3]: mật độ của thuốc nổ.

- D [m/s]: tốc độ sóng nổ của chất nổ.

Thời gian tác dụng của áp lực gồm thời gian sóng nổ đi qua chiều dài khối thuốc và thời gian sóng dỡ tải lan truyền qua sản phẩm nổ:

$$t_{ДВ} = \frac{l_{BB}}{D} + 2\frac{l_{BB}}{D} = 3\frac{l_{BB}}{D} \quad (3)$$

Xung riêng (tức xung trên mỗi mét vuông của tiết diện) là:

$$i = p_{ДВ}.t_{ДВ} = \frac{2\rho_{BB}D^2}{27}.\frac{3l_{BB}}{D} = \frac{2\rho_{BB}Dl_{BB}}{9} \quad (4)$$

Xung toàn phần ở giai đoạn A:

$$I_{A(y)} = \frac{2m_{BB}D}{9} \quad (5)$$

Trong đó:

- m_{BB} [kG]: khối lượng khối ballast.
- D [m/s]: tốc độ sóng nổ của chất nổ.

* Phương án 2: Bắt đầu nổ từ phía khối ballast (sóng tới):

Xung toàn phần ở giai đoạn A (sóng đi từ phía khối ballast):

$$I_{A(П)} = \frac{8m_{BB}D}{27} \quad (6)$$

Nhận xét: Trong phương án 1, thiết bị bay nhận xung nhỏ hơn so với phương án 2 (sóng tới), nhưng áp lực tác dụng lên đáy ống phóng nhỏ hơn, có lợi cho độ bền vỏ liều và đảm bảo độ tin cậy cao hơn. Do đó trong phần khảo sát ở mục 3, ta áp dụng phương pháp kích nổ từ đáy động cơ xung theo phương án 1.

2.2.2. Giai đoạn B: Chuyển động khối đệm và áp suất trong thể tích giới hạn

Giai đoạn B bắt đầu khi khối đệm chuyển động và kết thúc khi nó rời khỏi buồng. Đây là giai đoạn chính tạo ra lực đẩy. Áp suất ban đầu của sản phẩm nổ, theo giả thiết nổ tức thời, được tính bằng công thức:

$$p_{cp} = (k_1 - 1)\rho_{BB}Q_0 \quad (7)$$

Trong đó:

- k_1 - chỉ số nhiệt động học của sản phẩm nổ ở giai đoạn đầu (thường lấy $k_1 = 3$),
- Q_0 - nhiệt lượng phản ứng nổ (Bảng 1).

Nếu thể tích giới hạn của sản phẩm nổ có chiều dài l_{CB}, áp suất trong vùng đó được xấp xỉ:

$$p_0 = p_{cp}\left(\frac{l_{BB}}{l_{CB}}\right)^{k_1} \quad (8)$$

Khi khối đệm di chuyển làm thay đổi thể tích hiện tại (chiều dài còn lại x), áp suất sản phẩm nổ tác dụng lên mặt sau khối ballast được mô tả bằng quan hệ dạng hàm lũy thừa theo vị trí:

$$p(x) = p_0\left(\frac{l_{CB}}{x}\right)^{k} \quad (9)$$

Trong đó:

- p_0: áp suất sản phẩm nổ tại vị trí bắt đầu gia tốc ballast (cuối giai đoạn A)
- l_{CB}: chiều dài khối thuốc nổ và vùng chuyển tiếp trước khối ballast.
- x: vị trí tức thời của ballast tính từ đáy buồng.
- k: hệ số mũ đoạn nhiệt của sản phẩm nổ.

Khi áp suất khí thuốc p lớn hơn áp suất tới hạn p_{kp}, hệ số mũ đoạn nhiệt lấy $k = k_1 = 3$. Khi áp suất giảm đến $p < p_{kp}$, sử dụng $k = k_2 = 1,3$.

Quãng đường x_{kp} mà tại đó áp suất giảm xuống giá trị tới hạn được xác định bởi:

$$x_{кр} = l_{CB}\left(\frac{p_0}{p_{кр}}\right)^{1/k_1} \tag{11}$$

Phương trình động lực học chuyển động của khối đệm ballast:

$$m_б \frac{dV}{dt} = pS_0 \tag{12}$$

Hoặc:

$$m_б S_0 l_б \frac{dV}{dt} V = pS_0\left(\frac{l_{CB}}{x}\right)^k \tag{13}$$

Trong đó:

- $m_б$: khối lượng ballast.
- V: vận tốc tức thời của ballast.
- S_0: tiết diện trong của buồng dẫn.
- $\rho_б$: mật độ vật liệu ballast.
- x: vị trí hiện tại của ballast.

*Trường hợp 1: $x_{кр} \geq l_{ДВ}$. Trong trường hợp này, trong suốt hành trình dịch chuyển của ballast, áp suất trong buồng thỏa mãn $p \geq p_{кр}$, sản phẩm nổ giãn nở theo cùng một hệ số mũ đoạn nhiệt k_1, không xuất hiện chuyển pha. Tức là toàn bộ hành trình của ballast nằm trong vùng áp suất cao. Tích phân từ $x = l_{CB}$ đến $x = l_{ДВ}$, vận tốc ballast khi rời buồng được xác định bởi công thức:

$$V_б = \sqrt{\frac{2p_0 l_{CB}^{k_1}}{(1-k_1) l_б p_б}\left(l_{ДВ}^{1-k_1} - l_{CB}^{1-k_1}\right)} \tag{14}$$

Đây là trường hợp gia tốc mạnh nhất do sản phẩm nổ luôn trong trạng thái nén cao.

*Trường hợp 2: $x_{кр} < l_{ДВ}$. Trong trường hợp này, áp suất giảm xuống dưới $p_{кр}$ trong quá trình di chuyển. Khi đó hành trình chia thành 2 đoạn:

- Đoạn 1: từ l_{CB} đến $x_{кр}$, với $k = k_1 = 3$. Vận tốc ballast tại điểm tới hạn được tính bởi công thức:

$$V_{кр} = \sqrt{\frac{2p_0 l_{CB}^{k_1}}{(1-k_1) l_б p_б}\left(x_{ДВ}^{1-k_1} - x_{CB}^{1-k_1}\right)} \quad (15)$$

- Đoạn 2: từ $x_{кр}$ đến $l_{ДВ}$, với $k = k_2 = 1,3$. Khi đó vận tốc ballast khi ra khỏi buồng được xác định bởi:

$$V_б = \sqrt{\frac{2p_{кр} l_{кр}^{k_2}}{(1-k_2) l_б p_б}\left(l_{ДВ}^{1-k_2} - x_{кр}^{1-k_2}\right)} + V_{кр} \quad (16)$$

Trong đó:

$$V_{kp} = \sqrt{\frac{2p_0 l_{CB}^{k_1}}{(1-k_1) l_б p_б}\left(x_{kp}^{1-k_1} - x_{CB}^{1-k_1}\right)} \quad (17)$$

Như vậy, tổng xung lực trong giai đoạn B:

$$I_Б = (m_б + 0,5m_{BB})V_б \quad (18)$$

Trong đó:

- $m_б V_б$: xung động do bản thân khối ballast đang chuyển động.
- $0,5 m_{BB} V_б$: tính thêm xấp xỉ nửa khối lượng sản phẩm nổ tham gia vào chuyển động theo ballast.

2.2.3. Giai đoạn C: Tác dụng sau cùng của sản phẩm nổ

Sau khi ballast rời khỏi buồng, sản phẩm nổ vẫn tiếp tục tác động (hậu nổ). Xung do giai đoạn này gây ra có dạng:

$$I_B = (\beta - 0,5)m_{BB}V_б \quad (19)$$

Trong đó:

- $\beta = \frac{2c}{kV_б}\sqrt{\frac{2}{k+1}}$: hệ số liên quan đến tốc độ giãn nở của sản phẩm nổ.
- $c = \sqrt{\frac{kp_Д}{\rho_Д}}$: vận tốc âm thanh trong sản phẩm nổ tại thời điểm ballast rời khỏi buồng.
- $\rho_Д = \frac{m_{BB}}{S_0 l_{дв}}$: áp suất ở đầu buồng.
- Khi áp suất khí thuốc vượt quá áp suất tới hạn p_{kp}, hệ số $k = k_1 = 3$. Khi áp suất giảm đến $p < p_{kp}$, sử dụng $k = k_2 = 1,3$.

Như vậy, tổng xung truyền cho đạn trong tất cả các giai đoạn:

$$I_Σ = I_A + I_Б + I_B = I_A + (m_б + \beta m_{BB})V_б \quad (20)$$

3. Kết quả nghiên cứu

Mô hình tính toán được xây dựng dựa trên các giả thiết đã thảo luận ở Mục 2, trong đó quá trình giải phóng năng lượng được chia thành ba giai đoạn chính (A, B, C).

3.1. Các thông số mô hình vật liệu

Thông số đầu vào bao gồm: các kích thước cơ bản của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã; thông số vật liệu buồng đốt; thông số đặc trưng thuốc nổ. Các giá trị cụ thể được liệt kê trong Bảng 2:

Bảng 2. Các thông số đầu vào của động cơ xung kiểu đệm nổ phân rã được tích hợp trên tên lửa 96M6M [9]

STT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị	Mô tả
1	Đường kính trong động cơ	d_{vn}	0.025	m	Tiết diện ngang của khối thuốc nổ và khối đệm
2	Mật độ khối đệm	ρ_{ball}	15000	kG/m³	Mật độ vật liệu khối quán tính (ballast)
3	Chiều dài khối đệm	l_{ball}	0.02	m	Chiều dài khối quán tính
4	Tổng chiều dài động cơ	l_{dv}	0.04	m	Chiều dài tối đa có thể mở rộng
5	Chiều dài khoảng trống (l_{sv} =l_{dv}-l_{ball})	l_{sv}	0.02	m	Chiều dài thể tích tự do ban đầu
6	Hệ số lấp đầy khối thuốc	k_{zap}	0.34	-	Tỉ lệ thể tích thuốc nổ trên thể tích tự do
7	Mật độ thuốc nổ	ρ_{BB}	1500	kG/m³	Mật độ chất nổ mạnh
8	Nhiệt lượng nổ	Q_0	4.18×10^6	J/kG	Năng lượng hóa học giải phóng
9	Áp suất tới hạn	P_k	1.52×10^8	Pa	Áp suất chuyển đổi hệ số đoạn nhiệt (k)
10	Tốc độ nổ	D	7000	m/s	Tốc độ lan truyền sóng nổ phân rã
11	Chỉ số đoạn nhiệt giai đoạn I	k_1	3	-	Tỷ số nhiệt dung khi $P \geq P_k$
12	Chỉ số đoạn nhiệt giai đoạn II	k_2	1.3	-	Tỷ số nhiệt dung khi $P < P_k$

3.2. Các thông số cần khảo sát

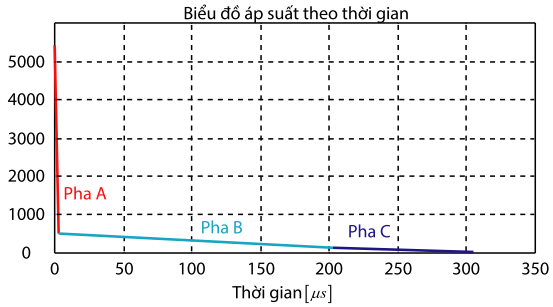
Các tham số đầu ra cần khảo sát:

- Xung lực Giai đoạn A (I_A): Xung lượng truyền cho phương tiện bay do sóng nổ ban đầu.
- Xung lực Giai đoạn B (I_B): Xung lượng chính do sự gia tốc của khối đệm.
- Xung lực Giai đoạn C (I_C): Xung hậu lực do sự giãn nở tiếp tục của sản phẩm nổ sau khi khối đệm thoát ra.
- Tổng xung lực (I_{sum}): $I_{sum} = I_A + I_B + I_C$
- Vận tốc khối đệm (V_{ball}): Vận tốc của khối đệm khi nó rời khỏi buồng đốt.
- Áp suất đầu buồng đốt (P_d): Áp suất sản phẩm nổ tại thời điểm khối đệm thoát ra.

3.3. Kết quả khảo sát

Dựa vào bảng thông số đầu vào đã được liệt kê ở Bảng 2 cùng mô hình tính toán ở Mục 2, tác giả đã xây dựng chương trình MATLAB để tính toán các thông số của động cơ [Phụ lục 1] và đánh giá kết quả như sau:

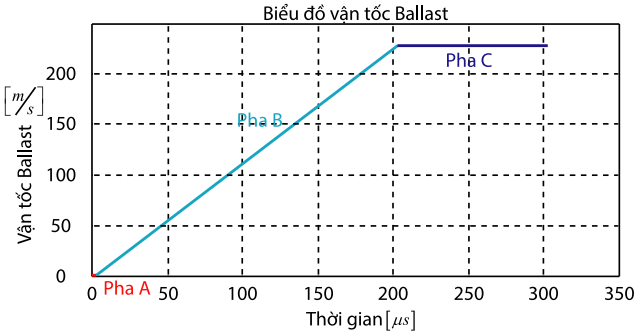
- Hình 2 trình bày sự biến thiên áp suất trong buồng của động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã. Áp suất được xác định tại các thời điểm đặc trưng của ba giai đoạn hoạt động:



Hình 2. Biểu đồ áp suất theo thời gian

Ở giai đoạn A, áp suất đạt cực đại $p_{DV} = 5,4.10^9\,Pa$ chỉ trong vài µs, đặc trưng cho sóng nổ phân rã truyền qua khối thuốc nổ. Sang giai đoạn B, áp suất giảm dần theo quy luật giãn nở Adiabatic, bắt đầu từ $p_0 = 4,9.10^8\,Pa$ và giảm xuống $p_d = 1.10^8\,Pa$ ở đầu nòng. Giai đoạn C thể hiện phần áp suất còn lại của sản phẩm nổ, giảm nhanh về 0 khi ballast rời khỏi động cơ.

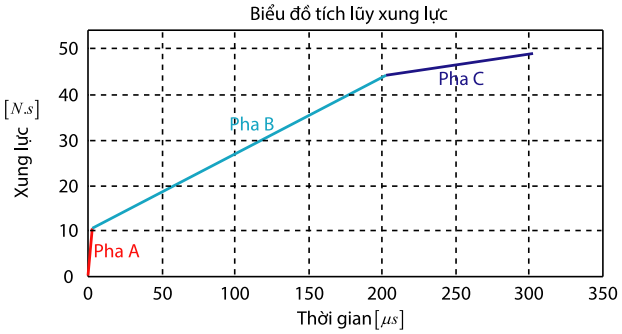
- Hình 3 thể hiện sự biến thiên vận tốc của khối ballast trong suốt quá trình hoạt động của động cơ:



Hình 3. Biểu đồ vận tốc ballast

Trong pha A, do thời gian quá ngắn nên ballast gần như chưa kịp chuyển động ($v \approx 0$). Trong pha B, dưới tác dụng của áp suất giãn nở, vận tốc tăng nhanh và đạt cực đại $v_{ball} \approx 226$ m/s tại thời điểm rời nòng. Pha C không còn gia tốc đáng kể; vận tốc ballast duy trì gần như không đổi.

- Biểu đồ Hình 4 mô tả sự tăng trưởng của xung lực theo thời gian, tính tích phân lực tác dụng trong ba pha A - B - C.



Hình 4. Biểu đồ xung lực tích lũy

+ Xung A: $I_A = 10,4$ (N.s): hình thành do tác động của sóng nổ tức thời.

+ Xung B: $I_B = 33,9$ (N.s): chiếm phần chủ yếu (~70% tổng xung), sinh ra trong quá trình giãn nở adiabatic.

+ Xung C: $I_C = 4,6$ (N.s): hậu lực sau khi sản phẩm nổ thoát ra.

Tổng xung lực đạt: $I_{sum} = I_A + I_B + I_C = 48,9$ (N.s)

Bảng 3 tóm tắt các giá trị xung lực chính được tính toán cho từng giai đoạn, áp dụng đối với trường hợp kích nổ từ đáy ИДК, nổ từ thành sau tiến về phía ballast.

Bảng 3. Kết quả xung lực tính toán theo Mô hình MATLAB

STT	Tham số Xung lực	Ký hiệu	Giá trị Tính được	Đơn vị	Tỷ trọng so với I_{sum}
1	Xung lực Giai đoạn A	I_A	10,4	N.s	21,27%
2	Xung lực Giai đoạn B	I_B	33,9	N.s	69,33%
3	Xung lực Giai đoạn C	I_C	4,6	N.s	9,41%
4	Tổng Xung lực	I_{sum}	48,9	N.s	100%
5	Vận tốc khối đệm khi thoát	V_{ball}	226	m/s	-
6	Áp suất đầu nòng	P_d	1×10^8	Pa	-

Kết quả tính toán cho thấy xung lực của động cơ không phân bố đều giữa các giai đoạn làm việc. Giai đoạn B, tương ứng với quá trình gia tốc khối đệm dưới tác dụng giãn nở của sản phẩm nổ, là nguồn tạo xung chủ yếu, chiếm khoảng 69,33 % tổng xung lực. Trong khi đó, giai đoạn A tuy có áp suất rất lớn nhưng thời gian tác dụng cực ngắn nên chỉ đóng góp khoảng 21,27 %; giai đoạn C là pha hậu tác dụng, chỉ chiếm khoảng 9,41 % tổng xung. Quy luật này phản ánh đúng bản chất truyền động lượng của động cơ: phần lớn xung hiệu chỉnh được hình thành không phải do đỉnh áp suất ban đầu, mà do quá trình gia tốc hữu hạn của khối đệm trong buồng động cơ.

Mặc dù chế độ kích nổ từ khối đệm (sóng tới) mang lại xung lực ban đầu lớn hơn, nhưng hiệu suất tổng thể của động cơ phụ thuộc chủ yếu vào động lực học gia tốc khối đệm trong Giai đoạn B. Do đó, việc lựa chọn chế độ kích nổ ở đáy động cơ là một quyết định thiết kế hợp lý, ưu tiên độ bền kết cấu của thân động cơ (do áp suất tác dụng lên thành sau thấp hơn) mà chỉ hy sinh một phần nhỏ trong tổng hiệu suất xung lực.

4. Kết luận

Bài báo đã phân tích toàn diện về động cơ hiệu chỉnh xung kiểu đệm nổ phân rã. Thông qua việc phân tích chi tiết 3 giai đoạn tạo xung (giai đoạn tác động của sóng nổ, giai đoạn gia tốc ballast và giai đoạn tác dụng nổ sau cùng), mô hình đã mô tả được đầy đủ sự phát triển của áp suất trong buồng nổ, quy luật chuyển động của khối đệm và cơ chế phân bố xung theo thời gian.

Kết quả phân tích đã chỉ ra rằng trong cấu hình được khảo sát, áp suất sản phẩm nổ duy trì cao hơn áp suất tới hạn (P_k) trong suốt hành trình của khối đệm. Điều này xác nhận việc lựa chọn cấu hình hình học (chiều dài buồng l_{dv} và khối lượng thuốc nổ m_{BB}) đã thành công trong việc tối đa hóa hiệu suất bằng cách duy trì chế độ giãn nở đoạn nhiệt áp suất cao (k = 3), đạt được vận tốc khối đệm khi rời buồng rất cao (226 m/s).

Tuy nhiên, các hạn chế của mô hình còn đơn giản hóa, chẳng hạn như việc bỏ qua các hiệu ứng động học phức tạp và sự thay đổi liên tục của các tham số nhiệt động lực học, nhấn

mạnh sự cần thiết của các nghiên cứu sâu hơn. Hướng phát triển trong tương lai nên tập trung vào việc sử dụng các mô hình mô phỏng số tiên tiến (CFD 3D) và thực nghiệm để xác minh và tinh chỉnh các giả thiết lý thuyết, đồng thời giải quyết các thách thức thực tiễn về vật liệu, độ tin cậy và đồng bộ hóa thời gian. Việc vượt qua những thách thức này sẽ mở đường cho việc tích hợp thành công công nghệ đột phá này vào các hệ thống vũ khí thế hệ mới trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. [NASA MSFC Team, "*Pulse Detonation Rocket Engine Research at NASA Marshall Space Flight Center*", 16th ONR Propulsion Meeting, Los Angeles, 2p., USA, 9/2003.
2. Y. Oda, T. Shibata, "*Thrust Performance of Microwave Rocket Under Repetitive Pulse Operation*", Journal of Propulsion and Power, vol.25, №1, 5p., Japan, 2009.
3. K. Kailasanath, "*Recent Developments in the Research on Pulse Detonation Engines*", AIAA journal, vol.41, №2, P.145-159, 2003.
4. M. Tang, Y. Gong, J. Xie, X. Li, "*Midcourse Guidance and Control for Pulse Motor Boost Missile*", Aerospace Science and Technology, Vol. 644, P. 3371-3381, Germany, 2022.
5. S. Zhou , Y. Ma , F. Liu , N. Hu, "*Experimental Investigation on Pulse Operation Characteristics of a Rotating Detonation Rocket Engine*", Fuel, vol. 354, 7p. , 2023.
6. A. L. Ivanov, "*Micromechanical Rocket Engine*", Patent of the Russian Federation No. RU2498103C1, 1p., 2013, In Russian.
7. Gapinski D., Koruba Z., Krzysztofik I. *The model of dynamics and control of modified optical scanning seeker in anti-aircraft rocket missile*. Mechanical Systems and Signal Processing, 2014, Vol. 45, Iss. 2.
8. Baum F.A., Stanyukovich K.P., Shekhter B.I., *Physics of an Explosion* (NASA Technical Translation of the 1959 Russian edition), 1959.
9. Ю.М. Астапов, В.А. Велданов, С.А. Люшнин. Системы наведения и управления высокоточных боеприпасов, МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, 2019.

Study on the modeling of a decomposition-detonation impulse correction engine

Abstract: *This paper presents a theoretical study and the development of a computational model for a blast-driven impulse correction thruster employing a decomposed explosive charge, intended for use in guided munition and missile systems. The operating process of the thruster is systematically divided into three characteristic stages (A–B–C). The main contribution of this work is the proposal of a two-region expansion model for detonation products, in which the adiabatic index varies with a critical pressure. This approach provides a more realistic representation of the thermodynamic behavior of the detonation products compared to the conventional assumption of a constant adiabatic index. Based on the developed model, a complete MATLAB-based computational tool is established to evaluate the total impulse of the thruster, accounting for all operating stages. Numerical results indicate that the thruster generates a total impulse of 48.9 N·s within an extremely short duration (< 300 μs), with the ballast exit velocity reaching 226 m/s. The study demonstrates that the total impulse is strongly governed by the explosive properties, the geometric configuration of the thruster, and the initiation conditions. The proposed model provides a reliable quantitative framework for performance evaluation and reveals that decomposed explosive actuation can produce a high-magnitude impulse concentrated within tens of microseconds. The results can serve as a basis for preliminary design and optimization of impulse correction thrusters in guided munition and missile systems.*

Keywords: impulse correction engine, decomposition detonation, corrective impulse.

Ảnh hưởng của các chức năng dự trữ (bổ sung) đến độ tin cậy ngòi đạn – ứng dụng trong phân tích ngòi DMAF

Đỗ Trường Sơn[1], Phạm Đức Hùng[1], Đào Văn Toàn[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: sondotruong69@gmail.com; Tel: 0364316735

Tóm tắt

Bài báo phân tích vai trò của các chức năng dự trữ (bổ sung) đối với độ tin cậy của ngòi đạn trong các hệ thống vũ khí hiện đại. Nghiên cứu kết hợp phương pháp phân tích lý thuyết với đánh giá cấu trúc và nguyên lý hoạt động của ngòi DMAF sử dụng cho pháo 105 mm và 155 mm. Kết quả cho thấy việc tích hợp các chức năng bổ sung như lựa chọn chế độ nổ, tự điều chỉnh tham số, khóa bảo hiểm đa tầng, cảm biến thích nghi và điều khiển bằng vi xử lý giúp nâng cao đáng kể xác suất hoạt động đúng của ngòi. Qua đó, độ tin cậy và mức độ an toàn của hệ thống được cải thiện rõ rệt. Nghiên cứu đồng thời đề xuất định hướng phát triển các loại ngòi đạn thông minh, đa chức năng trong tương lai, từ đó góp phần định hướng ứng dụng trong quá trình thiết kế ngòi đạn thông minh trong nước.

Từ khóa: *Ngòi đạn; chức năng dự trữ; độ tin cậy kỹ thuật; bảo hiểm an toàn; ngòi DMAF; đạn pháo thông minh; hệ thống kích nổ.*

1. Đặt vấn đề

Trong các hệ thống vũ khí hiện đại, ngòi đạn là bộ phận then chốt điều khiển thời điểm và điều kiện kích nổ đầu đạn, trực tiếp quyết định đến hiệu quả sát thương, độ an toàn và tính chính xác trong chiến đấu [1]. Các yêu cầu kỹ thuật đối với ngòi đạn ngày càng trở nên khắt khe trong bối cảnh chiến tranh công nghệ cao, khi mà độ tin cậy và khả năng làm việc đúng chức năng trong mọi điều kiện môi trường trở thành tiêu chí bắt buộc.

Trong thực tế sử dụng, các sự cố như nổ sớm, không nổ hoặc nổ sai thời điểm không chỉ làm giảm hiệu quả chiến đấu mà còn gây nguy hiểm cho lực lượng sử dụng [3]. Do đó, ngoài các chức năng cơ bản như bảo hiểm an toàn, mở bảo hiểm và kích nổ, các ngòi đạn hiện đại còn được tích hợp thêm các chức năng dự trữ (bổ sung) nhằm nâng cao độ tin cậy tổng thể của hệ thống [2].

Các chức năng dự trữ như lựa chọn chế độ nổ, tự điều chỉnh tham số làm việc, khóa ngòi và xử lý tín hiệu thông minh giúp ngòi đạn có khả năng thích nghi và làm việc ổn định trong nhiều điều kiện khác nhau [4]. Đây cũng là xu hướng phát triển của các loại ngòi đạn thông minh trong các hệ thống vũ khí hiện đại trên thế giới.

Trong bài báo này, ngòi DMAF sử dụng cho đạn pháo 105 mm và 155 mm được lựa chọn làm đối tượng nghiên cứu điển hình. Thông qua việc phân tích cấu trúc và nguyên lý hoạt động của ngòi, bài báo tập trung làm rõ ảnh hưởng của các chức năng dự trữ đến độ tin cậy hệ thống, từ đó đề xuất định hướng nghiên cứu và thiết kế ngòi đạn thông minh trong điều kiện trong nước.

2. Nôi dung

2.1. Cơ sở lý thuyết

Độ tin cậy kỹ thuật là một trong những chỉ tiêu quan trọng trong thiết kế và đánh giá hiệu năng của các hệ thống vũ khí hiện đại, đặc biệt đối với các hệ thống kích nổ như ngòi đạn. Trong điều kiện chiến đấu thực tế, việc ngòi hoạt động sai lệch hoặc không hoạt động có

thể làm giảm hiệu quả tiêu diệt mục tiêu, đồng thời tiềm ẩn nguy cơ mất an toàn cho lực lượng sử dụng.

Độ tin cậy của ngòi đạn thường được biểu diễn dưới dạng xác suất làm việc không hỏng trong điều kiện yêu cầu, ký hiệu là P_a , trong khi xác suất hỏng hóc hoặc hoạt động sai lệch là P_f, với mối quan hệ:

$$P_a = 1 - P_f$$

Các yếu tố ảnh hưởng đến độ tin cậy của ngòi đạn bao gồm chất lượng thiết kế, độ bền của các thành phần cơ khí – điện tử, điều kiện môi trường làm việc (nhiệt độ, rung động, độ ẩm), cũng như cấu trúc chức năng của hệ thống [3].

Xét theo chức năng, ngòi đạn có thể được chia thành hai nhóm chính:

(1) Chức năng cơ bản

Đây là các chức năng bắt buộc để ngòi thực hiện nhiệm vụ chiến đấu, bao gồm:

Bảo hiểm an toàn: đảm bảo ngòi không kích nổ trong quá trình bảo quản, vận chuyển và thao tác.

Mở bảo hiểm: chuyển ngòi từ trạng thái an toàn sang trạng thái sẵn sàng hoạt động khi đạt điều kiện động học yêu cầu.

Ổn định làm việc: đảm bảo ngòi không bị tác động bởi nhiễu cơ học và điện từ trong quá trình bay.

Kích nổ: tạo tín hiệu kích nổ đầu đạn khi thỏa mãn điều kiện làm việc.

Các chức năng này tạo thành chuỗi hoạt động tối thiểu của ngòi. Do cấu trúc mang tính nối tiếp, chỉ cần một khâu không hoạt động sẽ dẫn đến toàn bộ hệ thống không thực hiện được nhiệm vụ, làm giảm độ tin cậy tổng thể.

(2) Chức năng dự trữ (bổ sung)

Đây là các chức năng được tích hợp nhằm nâng cao khả năng thích nghi và độ tin cậy của ngòi đạn trong điều kiện làm việc thực tế. Một số chức năng tiêu biểu gồm:

Lựa chọn chế độ nổ: cho phép ngòi hoạt động theo nhiều cơ chế (chạm nổ, cận đích, hẹn giờ…), tạo khả năng dự phòng khi một chế độ không hoạt động hiệu quả.

Tự điều chỉnh tham số: ngòi có khả năng điều chỉnh thời gian, độ nhạy hoặc ngưỡng kích hoạt theo điều kiện môi trường, giúp duy trì trạng thái làm việc ổn định.

Khóa bảo hiểm đa tầng: kết hợp nhiều cơ chế bảo hiểm (cơ khí và điện tử) nhằm ngăn ngừa kích nổ ngoài ý muốn.

Tự hủy: vô hiệu hóa ngòi trong trường hợp không kích nổ, giảm nguy cơ tồn dư đạn chưa nổ.

Cảm biến và xử lý thông minh: sử dụng cảm biến và vi xử lý để thu nhận, phân tích tín hiệu và đưa ra quyết định kích nổ chính xác hơn.

Việc tích hợp các chức năng dự trữ làm thay đổi cấu trúc hệ thống từ dạng nối tiếp đơn giản sang cấu trúc kết hợp nối tiếp – song song, trong đó các phần tử dự phòng có thể thay thế

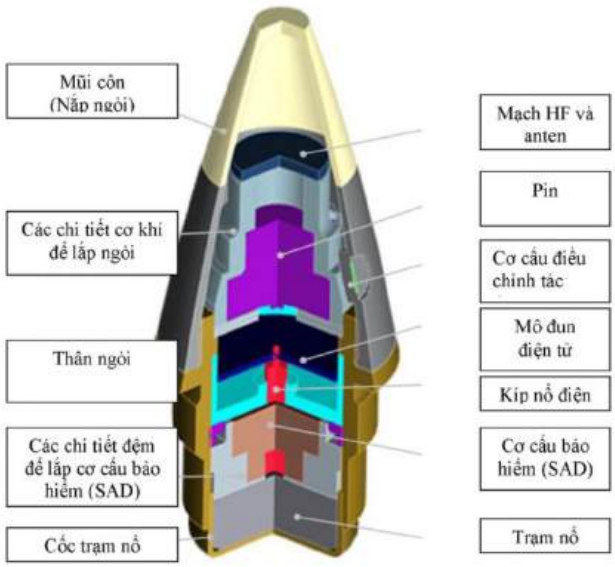
hoặc hỗ trợ lẫn nhau. Nhờ đó, xác suất làm việc không hỏng của toàn hệ thống được cải thiện đáng kể.

2.2. Tổng quan về cấu tạo và nguyên lý hoạt động của ngòi DMAF

Ngòi DMAF là loại ngòi cận đích sử dụng sóng vô tuyến, được thiết kế cho đạn pháo cỡ 105 mm và 155 mm. Ngòi tích hợp các hệ thống cơ khí và điện tử nhằm đảm bảo an toàn, điều khiển quá trình kích nổ và nâng cao độ tin cậy trong điều kiện làm việc thực tế.

2.2.1. Cấu tạo ngòi DMAF

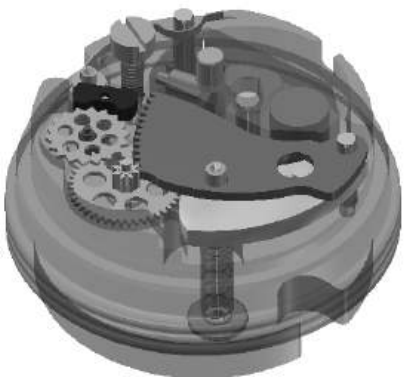
Cấu trúc tổng thể của ngòi DMAF được thể hiện trên Hình 1. Ngòi được thiết kế theo dạng mô-đun, bao gồm các cụm chức năng chính có mối liên hệ chặt chẽ trong việc đảm bảo an toàn và thực hiện kích nổ.



Hình 1. Cấu trúc tổng thể ngòi DMAF

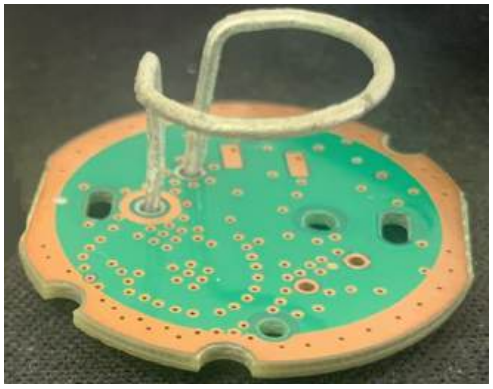
Các cụm chức năng chính bao gồm:

Cơ cấu bảo hiểm an toàn (SAD): Là bộ phận đảm bảo an toàn cho ngòi trong suốt quá trình bảo quản, vận chuyển và trước khi bắn. Cơ cấu này chỉ cho phép thiết lập trạng thái sẵn sàng kích nổ khi đạn đạt đủ điều kiện về gia tốc, tốc độ quay và thời gian bay. Cấu trúc bảo hiểm đa tầng giúp hạn chế khả năng kích nổ ngoài ý muốn, góp phần nâng cao độ an toàn và độ tin cậy của ngòi.



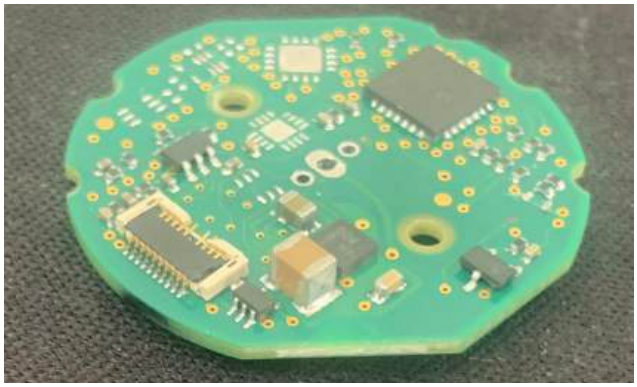
Hình 2. Cơ cấu bảo hiểm an toàn (SAD)

Hệ thống cảm biến: Bao gồm cảm biến cận đích và cảm biến va chạm, cho phép phát hiện mục tiêu theo nhiều cơ chế khác nhau. Sự kết hợp này tạo ra khả năng dự phòng chức năng, góp phần nâng cao xác suất phát hiện mục tiêu và xác suất kích nổ đúng.



Hình 3. Hệ thống cảm biến và mạch cao tần

Khối xử lý và điều khiển: Sử dụng vi xử lý để tiếp nhận, xử lý tín hiệu từ cảm biến và điều khiển quá trình kích nổ theo các điều kiện xác định. Khối này giúp nâng cao độ chính xác, khả năng thích nghi và ổn định trong quá trình làm việc của ngòi.



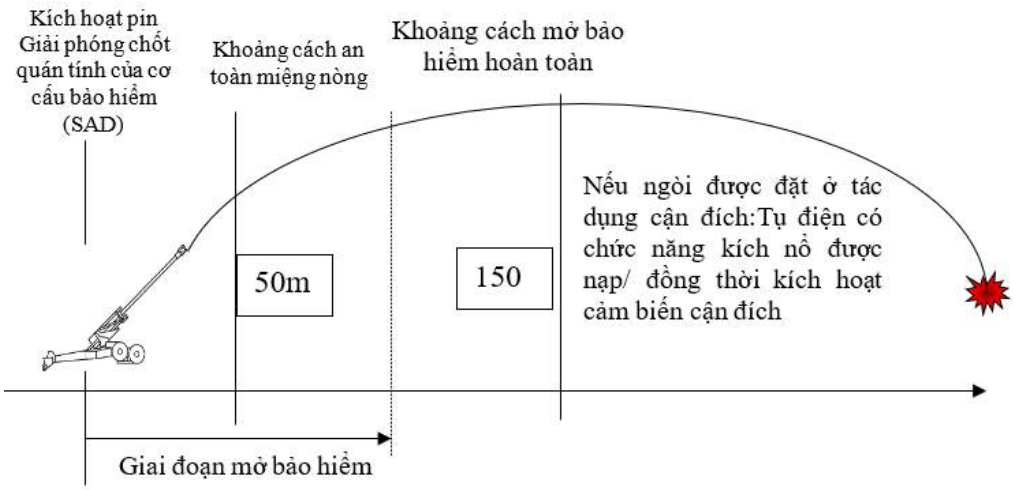
Hình 4. Khối xử lý tín hiệu và điều khiển

Nguồn năng lượng: Ngòi sử dụng nguồn điện kích hoạt theo gia tốc, chỉ hoạt động sau khi bắn. Giải pháp này giúp loại bỏ nguy cơ cấp nguồn ngoài ý muốn trong quá trình bảo quản, từ đó nâng cao độ an toàn và độ ổn định của hệ thống.

Cụm kích nổ: Bao gồm tụ điện, kíp nổ điện và các phần tử truyền nổ. Đây là bộ phận trực tiếp thực hiện quá trình kích nổ đầu đạn khi nhận được tín hiệu điều khiển từ khối xử lý.

2.2.2. Nguyên lý hoạt động của ngòi DMAF

Nguyên lý hoạt động của ngòi DMAF được thể hiện trên Hình 5. Quá trình làm việc của ngòi được chia thành các giai đoạn chính như sau:



Hình 5. Sơ đồ nguyên lý hoạt động của ngòi DMAF

Giai đoạn an toàn: Trước khi bắn, ngòi ở trạng thái khóa hoàn toàn, các cơ cấu bảo hiểm ngăn chặn mọi khả năng kích nổ.

Giai đoạn mở bảo hiểm: Sau khi bắn, dưới tác dụng của gia tốc và chuyển động quay, các cơ cấu bảo hiểm được giải phóng theo trình tự xác định. Quá trình này đảm bảo ngòi chỉ chuyển sang trạng thái sẵn sàng hoạt động sau khi đạt khoảng cách an toàn.

Giai đoạn hoạt động: Nguồn điện được kích hoạt, hệ thống cảm biến và khối xử lý bắt đầu làm việc. Ngòi thực hiện phát hiện mục tiêu thông qua tín hiệu cận đích hoặc tín hiệu va chạm.

Giai đoạn kích nổ: Khi thỏa mãn điều kiện kích nổ, khối xử lý phát lệnh kích hoạt cụm kích nổ. Trong trường hợp chế độ cận đích không hoạt động hiệu quả, chế độ va chạm đóng vai trò dự phòng, đảm bảo khả năng kích nổ của hệ thống.

2.3. Phân tích các chức năng dự trữ (bổ sung) trong ngòi DMAF và ảnh hưởng đến độ tin cậy

Các chức năng dự trữ trong ngòi DMAF được thiết kế nhằm nâng cao khả năng làm việc trong điều kiện thực tế phức tạp. Tuy nhiên, ảnh hưởng của các chức năng này đến độ tin cậy không đồng nhất, mà phụ thuộc vào vai trò của từng khối trong chu trình hoạt động của ngòi.

Trước hết, hệ thống cảm biến của ngòi DMAF bao gồm cảm biến cận đích và cảm biến va chạm, tạo thành cấu trúc đa cảm biến. Hai cơ chế này hoạt động theo nguyên tắc bổ sung chức năng, trong đó một cảm biến có thể đảm nhiệm vai trò dự phòng khi cảm biến còn lại không hoạt động hiệu quả. Do đó, xác suất làm việc của khối cảm biến được cải thiện theo quan hệ:

$$P_B' = 1-(1-P_{cd})(1-P_{vc})$$

Với P_{cd} và P_{vc} lần lượt là xác suất làm việc của cảm biến cận đích và va chạm. Cấu trúc này giúp tăng xác suất kích nổ đúng trong các điều kiện môi trường khác nhau mà không làm suy giảm khả năng hoạt động của hệ thống.

Bên cạnh đó, chức năng tự điều chỉnh tham số làm việc cho phép ngòi thay đổi thời điểm kích hoạt và các ngưỡng làm việc phù hợp với điều kiện thực tế. Mặc dù không tạo ra phần tử dự phòng theo nghĩa phần cứng, chức năng này góp phần làm giảm xác suất sai lệch do điều kiện môi trường, từ đó nâng cao độ tin cậy hiệu dụng của các khối chức năng.

Một yếu tố quan trọng cần xem xét là cơ cấu bảo hiểm đa tầng. Trong ngòi DMAF, các cơ chế bảo hiểm được thiết kế theo dạng nhiều tầng (quán tính, ly tâm và điều khiển điện tử), liên kết với nhau theo chuỗi điều kiện bắt buộc. Xét về an toàn, việc tăng số tầng bảo hiểm giúp giảm đáng kể xác suất kích nổ ngoài ý muốn. Tuy nhiên, xét về khả năng kích nổ đúng thời điểm, các tầng bảo hiểm lại tạo thành một chuỗi nối tiếp, trong đó xác suất mở bảo hiểm thành công được xác định theo tích xác suất của từng phần tử. Do đó, nếu độ tin cậy của từng tầng không đủ cao, việc bổ sung thêm tầng bảo hiểm có thể làm giảm xác suất kích hoạt thành công. Điều này thể hiện rõ mối quan hệ đánh đổi giữa độ an toàn và độ tin cậy kích nổ, đòi hỏi phải có sự tối ưu trong thiết kế.

Ngoài ra, việc sử dụng nguồn năng lượng kích hoạt theo gia tốc giúp loại bỏ hoàn toàn nguy cơ cấp nguồn ngoài ý muốn trong quá trình bảo quản và vận chuyển. Chức năng này không làm tăng xác suất kích nổ, nhưng góp phần giảm xác suất hỏng trong các trạng thái không làm việc, qua đó nâng cao độ tin cậy tổng thể của hệ thống.

Cuối cùng, khối vi xử lý và điều khiển đóng vai trò quan trọng trong việc xử lý tín hiệu cảm biến, lọc nhiễu và đưa ra quyết định kích nổ. Nhờ khả năng xử lý theo thời gian thực, hệ thống có thể hạn chế các sai lệch do nhiễu hoặc tín hiệu không chính xác, từ đó nâng cao xác suất kích nổ đúng mục tiêu.

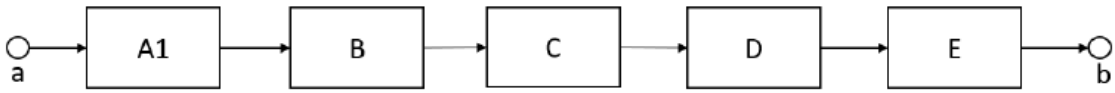
Tổng hợp các phân tích trên cho thấy, các chức năng dự trữ trong ngòi DMAF có thể được chia thành ba nhóm: (i) nhóm làm tăng độ tin cậy trực tiếp thông qua cơ chế dự phòng (đa cảm biến); (ii) nhóm nâng cao độ tin cậy gián tiếp thông qua khả năng thích nghi và điều khiển (tự điều chỉnh, vi xử lý) và (iii) nhóm tăng cường độ an toàn nhưng có thể ảnh hưởng đến khả năng kích nổ (bảo hiểm đa tầng). Do đó, việc đánh giá độ tin cậy của ngòi cần được thực hiện trên toàn bộ chu trình làm việc, trong đó phải xem xét đầy đủ mối quan hệ đánh đổi giữa độ an toàn và khả năng kích nổ của hệ thống.

2.4. Đánh giá định lượng độ tin cậy theo sơ đồ cấu trúc chức năng

Trong quá trình đánh giá độ tin cậy của ngòi DMAF, việc xác định xác suất làm việc không hỏng của các khối chức năng (P_i) gặp khó khăn do thiếu dữ liệu thử nghiệm đầy đủ trong điều kiện thực tế. Do đó, các giá trị (P_i) được lựa chọn dựa trên các kết quả nghiên cứu đã công bố và được hiệu chỉnh phù hợp với đặc điểm của hệ thống.

Theo các nghiên cứu về độ tin cậy của hệ thống ngòi [6], xác suất làm việc không hỏng của các bộ phận chức năng cơ bản thường nằm trong khoảng 0,95 ÷ 0,99. Bên cạnh đó, theo phương pháp đánh giá độ tin cậy Bayes [5], trong trường hợp thiếu dữ liệu thực nghiệm, có thể sử dụng thông tin kế thừa từ các hệ thống tương tự kết hợp với giả thiết kỹ thuật để ước lượng các tham số ban đầu. Trên cơ sở đó, trong nghiên cứu này, các tham số P_i được lựa chọn trong khoảng đặc trưng 0,95 ÷ 0,99, đồng thời sử dụng giá trị điển hình $P_i = 0,99$ để phân tích đánh giá của độ tin cậy hệ thống.

Xét theo cấu trúc chức năng, ngòi DMAF được mô hình hóa thành các khối chính gồm: bảo hiểm (*A*), cảm biến (*B*), xử lý (*C*), nguồn (*D*) và kích nổ (*E*). Trong trường hợp không có chức năng dự trữ, các khối này được liên kết theo cấu trúc nối tiếp.



Hình 6. Sơ đồ cấu trúc không có chức năng dự trữ bổ sung

Khi đó, xác suất làm việc không hỏng của toàn hệ thống được xác định:

$$P_a = P_A.P_B.P_C.P_D.P_E$$

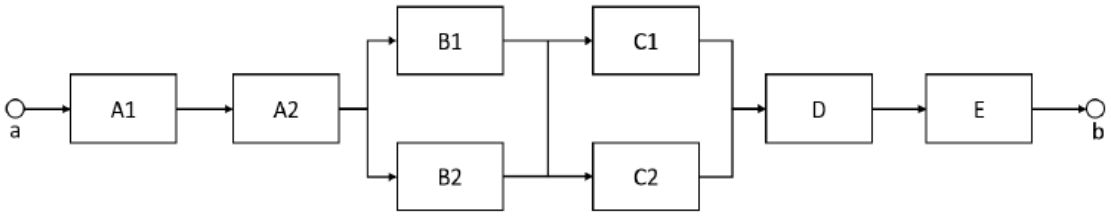
Với giả thuyết $P_i = 0,99$, ta có:

$$P_a = P_A.P_B.P_C.P_D.P_E = 0,99^5 \approx 0,951$$

Trong đó chỉ cần một khối không hoạt động dẫn đến toàn hệ thống không hoạt động. Điều này khiến P_a có thể thấp nếu một trong các thành phần có độ tin cậy nhỏ hơn.

Tác động của chức năng dự trữ (bổ sung)

Khi ngòi có chức năng dự trữ (bổ sung), các khối này được liên kết theo cấu trúc hỗn hợp nối tiếp – song song bởi các phần tử dự phòng.



Hình 7. Sơ đồ cấu trúc có chức năng dự trữ bổ sung

Khối bảo hiểm (*A*)

Khối bảo hiểm gồm 2 tầng bảo vệ: cơ khí và điện tử, được bố trí theo dạng nối tiếp nhằm đảm bảo an toàn trong quá trình làm việc. Do đó, xác suất làm việc không hỏng của khối: $P_A = P_{A1}.P_{A2}$

Khối cảm biến (*B*)

Khối cảm biến gồm 2 cảm biến làm việc song song: cận đích và chạm nổ. Do đó, xác suất làm việc không hỏng của khối được xác định:

$P'_B = 1-(1-P_{B1}).(1-P_{B2})$ trong đó P_{B1}, P_{B2} là xác suất làm việc của từng cảm biến.

Khối xử lý (*C*)

Khối xử lý được điều phối bởi vi xử lý, có khả năng tự kiểm tra lỗi và điều chỉnh tín hiệu đầu vào. Có thể xem đây là dạng dự phòng chức năng. Do đó, xác suất làm việc không hỏng của khối:

$$P'_C = 1-(1-P_{C1}).(1-P_{C2})$$

Nên xác suất làm việc không hỏng của hệ thống:

$$P'_a = P_{A1}.P_{A2}.[1-(1-P_{B1}).(1-P_{B2})].[1-(1-P_{C1}).(1-P_{C2})].P_D.P_E =$$
$$= 0,99.0,99.[1-(1-0,99).(1-0,99)].[1-(1-0,99).(1-0,99)].0,99.0,99$$
$$\approx 0,9702$$

Từ đó, XXLVKH của hệ thống có chức năng dự trữ được cải thiện rõ rệt:

$$P'_a \text{ (dự trữ)} > P_a \text{ (cơ bản)}$$

Điều này cho thấy việc tích hợp các chức năng dự trữ, đặc biệt là các cơ chế dự phòng song song trong khối cảm biến và xử lý, góp phần nâng cao độ tin cậy của hệ thống.

Tuy nhiên, do khối bảo hiểm có cấu trúc nối tiếp, nên vẫn là yếu tố hạn chế độ tin cậy tổng thể. Vì vậy, trong thiết kế cần đảm bảo sự cân bằng giữa yêu cầu an toàn và khả năng kích nổ.

Đối với ngòi cận đích DMAF sử dụng nguyên lý sóng vô tuyến FMCW, với cấu trúc tích hợp và khả năng xử lý tín hiệu số, độ tin cậy hoạt động của hệ thống có thể đạt mức cao (xấp xỉ 0,97 ÷ 0,99) trong điều kiện tiêu chuẩn.

3. Kết luận

Bài báo đã tiến hành phân tích vai trò của các chức năng dự trữ (bổ sung) đối với độ tin cậy của ngòi DMAF trên cơ sở mô hình cấu trúc chức năng. Thông qua việc xây dựng sơ đồ hệ thống dạng hỗn hợp nối tiếp – song song và đánh giá định lượng bằng các tham số xác suất làm việc không hỏng, kết quả cho thấy việc tích hợp các phần tử dự phòng, đặc biệt ở khối cảm biến và xử lý, góp phần nâng cao rõ rệt độ tin cậy của hệ thống.

Kết quả tính toán minh họa cho thấy xác suất làm việc không hỏng của ngòi khi có chức năng dự trữ đạt giá trị cao hơn so với cấu trúc cơ bản. Tuy nhiên, hiệu quả cải thiện không đồng đều giữa các khối chức năng và vẫn bị chi phối bởi các phần tử có cấu trúc nối tiếp, điển hình là khối bảo hiểm. Điều này phản ánh mối quan hệ đánh đổi giữa yêu cầu an toàn và khả năng kích nổ của ngòi. Từ đó, kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng làm cơ sở tham khảo trong quá trình thiết kế và phát triển các loại ngòi đạn thông minh, đa chức năng trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm, *Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 1987.
2. Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V., *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2010.
3. Phạm Đức Hùng, *Độ tin cậy ngòi đạn,* Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội, 2009.
4. Vũ Văn Lâm, *Ngòi đạn tập 1*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 1999.
5. Zhang X., Liu Y., Wang J., *Bayesian reliability assessment for high-value pyrotechnics systems based on inheritance factor*, Reliability Engineering & System Safety, 2016.
6. K. T. Nguyen, P. B. Tran, *Analyse of the sub-munitions fuze reliability*, Journal of Military Science and Technology, 2012.

The impact of reserve functions on fuze reliability – a case study of the DMAF fuze

Abstract: *This paper analyzes the role of additional (redundant) functions in improving the reliability of fuzes used in modern weapon systems. The study combines theoretical analysis with an evaluation of the structural configuration and operating principles of the DMAF fuze applied to 105 mm and 155 mm artillery ammunition. The results show that the integration of supplementary functions, such as multi-mode detonation selection, adaptive parameter adjustment, multi-layer safety mechanisms, adaptive sensing, and microprocessor-based control, significantly enhances the probability of correct operation of the fuze. Consequently, both the reliability and safety of the system are markedly improved. Furthermore, the study proposes development directions for intelligent, multifunctional fuzes, thereby providing a useful reference for the design and development of advanced fuze systems in domestic applications.*

Keywords: fuze; reserve functions; technical reliability; safety mechanism; DMAF fuze; smart artillery shell; detonation system.

Nghiên cứu mối quan hệ giữa quá trình mở cánh ổn định và lực cản khí động dựa trên phương pháp mô phỏng số

Đỗ Trường Sơn[1*], Đỗ Văn Minh[1], Trần Thế Hùng[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

[*]*Email: sondotruong69@gmail.com; Tel: 0364316735*

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu các tham số khí động học đặc trưng của đầu đạn BK-18M trong quá trình mở cánh ổn định bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS Fluent. Trên cơ sở kết quả mô phỏng, bài báo phân tích mối quan hệ giữa quá trình mở cánh và lực cản khí động, qua đó đánh giá ảnh hưởng của sự biến đổi lực cản đến khả năng ổn định chuyển động của đầu đạn trên đường bay. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học cho việc đánh giá, thiết kế và tối ưu hóa cánh ổn định, đồng thời hỗ trợ lựa chọn và hoàn thiện hình dạng đầu đạn ngay từ giai đoạn thiết kế ban đầu, góp phần nâng cao đặc tính khí động và hiệu quả bay của đầu đạn BK-18M.

Từ khóa: *Khí động học; cánh ổn định; lực cản khí động; hệ số lực cản; mô phỏng số; ANSYS Fluent.*

1. Đặt vấn đề

Trong các loại đầu đạn ổn định bằng cánh, cánh ổn định giữ vai trò quyết định đến đặc tính ổn định chuyển động và độ chính xác của đầu đạn trên quỹ đạo bay. Quá trình mở cánh sau khi đầu đạn rời khỏi nòng làm thay đổi đáng kể hình dạng khí động, dẫn đến sự biến đổi phức tạp của trường dòng bao quanh, đặc biệt trong giai đoạn khi cánh chuyển từ trạng thái gấp sang trạng thái mở hoàn toàn. Sự thay đổi này kéo theo sự biến thiên của các lực khí động, trong đó lực cản khí động có ảnh hưởng trực tiếp đến sự suy giảm vận tốc và đặc tính ổn định của đầu đạn trong pha đầu của đường bay.

Trong những năm gần đây, nhiều nghiên cứu đã tập trung phân tích đặc tính khí động của đầu đạn ổn định bằng cánh thông qua cả thực nghiệm và mô phỏng số. Các công trình chủ yếu tập trung vào việc xác định hệ số lực cản và mô men khí động của đầu đạn trong các cấu hình hình học cố định, hoặc nghiên cứu ảnh hưởng của góc tấn và vận tốc đến đặc tính khí động trong chế độ dòng chảy siêu âm. Một số nghiên cứu khác sử dụng phương pháp động lực học chất lưu tính toán (CFD) để mô phỏng trường dòng bao quanh đầu đạn với cánh đã mở hoàn toàn, qua đó đánh giá đặc tính khí động ổn định của cấu hình bay. Tuy nhiên, các nghiên cứu liên quan đến quá trình mở cánh theo thời gian còn hạn chế, đặc biệt đối với các loại đầu đạn cụ thể như BK-18M. Việc đánh giá mối quan hệ giữa quá trình mở cánh và sự biến thiên lực cản khí động trong giai đoạn quá độ vẫn chưa được nghiên cứu đầy đủ do những khó khăn trong thực nghiệm và đo đạc.

Đối với đầu đạn BK-18M, đặc tính khí động học phụ thuộc mạnh vào trạng thái mở của cánh ổn định, trong khi việc xác định các tham số khí động trong quá trình mở cánh bằng thực nghiệm gặp nhiều thách thức về kỹ thuật và chi phí. Do đó, việc ứng dụng phương pháp mô phỏng số để nghiên cứu bài toán này là cần thiết. Bài báo tập trung nghiên cứu mối quan hệ giữa quá trình mở cánh ổn định và lực cản khí động của đầu đạn BK-18M bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS Fluent. Trên cơ sở đó, bài báo cung cấp cơ sở khoa học phục vụ việc đánh giá, thiết kế và tối ưu hóa cánh ổn định, đồng thời hỗ trợ lựa chọn hình dạng khí động hợp lý ngay từ giai đoạn thiết kế ban đầu.

2. Nôi dung

2.1. Cơ sở lý thuyết

Trong nghiên cứu đặc tính khí động phục vụ cho thiết kế sản phẩm, phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS) thường được sử dụng. Phương pháp này dựa trên trung bình hóa phương trình Navier-Stokes và bỏ qua ảnh hưởng của thời gian lên đặc tính của dòng chảy. Mặc dù RANS có giới hạn nhất định về kết quả nhưng chúng cho giảm thời gian tính toán đáng kể và có thể sử dụng trong nghiên cứu. Trong phương pháp RANS, ten-xơ ứng suất Reynolds phụ thuộc vào độ nhớt động học ν_T. Tham số này được mô tả thông qua động năng chảy rối k và độ tiêu tán năng lượng ε.

Mô hình k - ε dựa trên hệ phương trình Navier-Stokes với hai phương trình bổ sung [2]. Cụ thể, phương trình Navier-Stokes có thể được viết như sau:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \rho}{\partial t} + \dfrac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \\ \dfrac{\partial \rho}{\partial t}(\rho u_i) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\dfrac{\partial \rho}{\partial x_i} + \mu \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left(\dfrac{\partial u_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial u_j}{\partial x_j}\right) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(-\rho \overline{u_i'' u_j''}) \end{cases} \quad (1)$$

trong đó i, j = 1,2,3; u_i - thành phần vận tốc trung bình; p - áp suất; ρ - mật độ không khí; $-\rho u_i'' u_j''$ là ten-xơ ứng suất Reynolds trung bình; μ - độ nhớt động lực học.

Hai phương trình bổ sung theo mô hình k–ε [2] là:

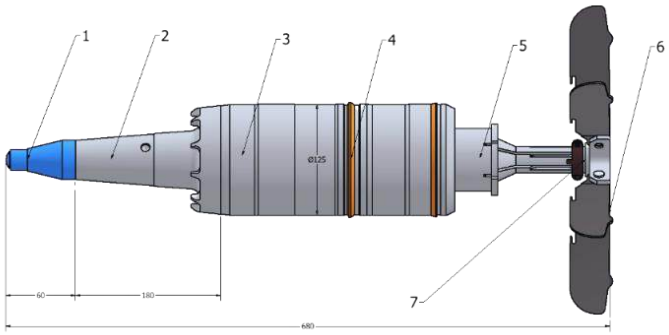
$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + 2\mu_t E_{ij}E_{ij} - \rho\varepsilon \\ \frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}2\mu_t E_{ij}E_{ij} - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (2)$$

Trong đó σ_k, σ_ε - hệ số khếch tán của k và ε; E_{ij} - tensor biến dạng dòng chảy

Với $\nu_t = C_\mu \dfrac{k^2}{\varepsilon}; C_\mu = 0.09;\ C_{1\varepsilon} = 1.68; \sigma_k = \sigma_\varepsilon = 0.72$

2.2. Mô hình bài toán và phương pháp mô phỏng

Mô hình hình học đầu đạn 125 mm dùng cho mô phỏng được thể hiện trên Hình 1. Đầu đạn có tổng chiều dài 680 mm, đường kính lớn nhất của phần thân là 125 mm. Phía trước đầu đạn lắp ốc đầu dạng cần ổn định, có chiều dài 180 mm [1].



Hình 1. Cấu tạo đầu đạn БК-18М

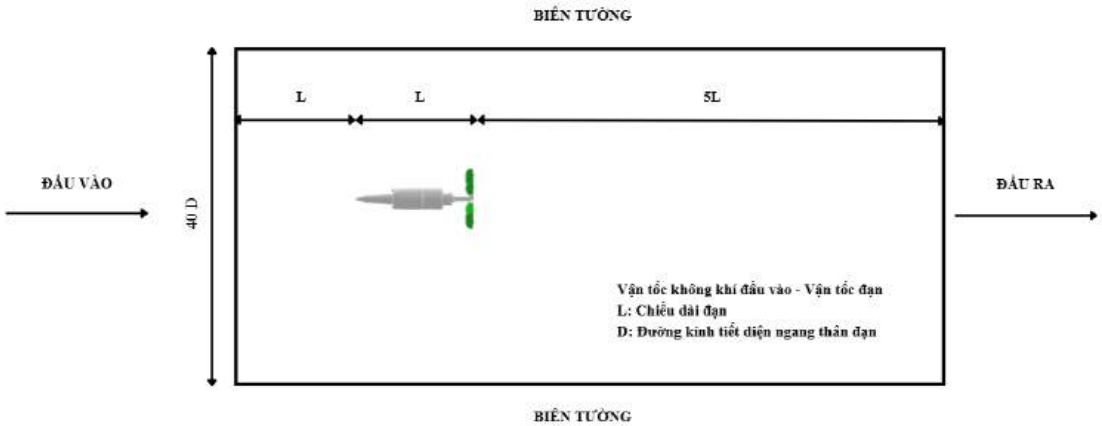
1. Ngòi đầu; 2. Ốc đầu; 3. Thân đạn; 4. Đai dẫn; 5. Ống đuôi; 6. Cánh ổn định 7. Vòng bán nguyệt

Bảng 1. Thông số cơ bản của phát bắn 3ВБК-16

Tên gọi		**Phát bắn 125-mm với đầu đạn xuyên lõm**
Ký hiệu phát bắn		3ВБК-16
Ký hiệu đầu đạn		БК-18М
Khối lượng danh nghĩa phát bắn, kg		29,0
Khối lượng danh nghĩa đầu đạn, kg		19,0
Chiều dài phần đầu đạn, mm		680
Khối lượng thuốc nổ nhồi trong đầu đạn, kg		1,624...1,760
Sơ tốc đầu nòng, m/s		905
Chiều dài đuôi ổn định, mm		343
Khả năng xuyên thép khi góc chạm bằng 0°, mm		500
Tầm bắn hiệu quả, m		1500
Tầm bắn thẳng, m		960
Tầm bắn xa nhất, m		4000
Ngòi	Ký hiệu	3В15
	Mác	В-15

Trên cơ sở mô hình hình học này, để xác định các đặc trưng khí động của đầu đạn bằng phần mềm ANSYS Fluent, cần xây dựng miền thể tích tính toán bao quanh đầu đạn, bao gồm bề mặt chảy của vật thể và các bề mặt biên phù hợp với bài toán mô phỏng.

Việc xây dựng mô hình hình học và miền tính toán được thực hiện bằng phần mềm đồ họa 3D Autodesk Inventor kết hợp với ANSYS DesignModeler [5]. Kích thước miền tính toán là vùng có kích thước phía trước đạn bằng chiều dài đạn L , phía sau đạn bằng 5L, kính thước bao quanh bằng 40D (5m x 5m x 4,8m), được minh họa trên Hình 2. Chiều dài miền tính toán được lựa chọn đủ lớn nhằm bảo đảm mô tả đầy đủ vùng dòng chảy phía sau đầu đạn, đặc biệt là vùng xoáy sau. Do bài toán được thực hiện tại góc tấn bằng 0°, kích thước tiết diện ngang của miền tính toán được lựa chọn tương đối nhỏ nhằm giảm số lượng phần tử lưới và nâng cao hiệu quả tính toán.



Hình 2. Miền khảo sát

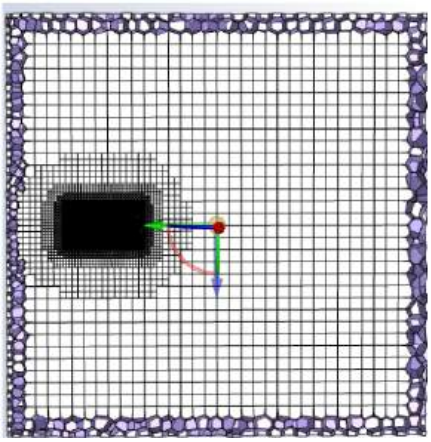
Bảng 3. Thiết lập các thông số cho bài toán mô phỏng

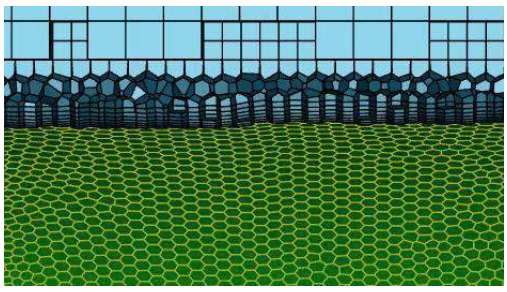
Tham số	Giá trị
Đầu vào (inlet)	*Vx* = *Vđạn* = 905m/s (M = 2,64); *Vy* = 0; *Vz* = 0
Đầu ra (outlet)	Áp suất đầu ra
Biên tự do	Mặt tường tuyệt đối cứng
Biên thành đạn	*Vx* = *Vy* = *Vz* = 0s (Coi như cứng tuyệt đối)

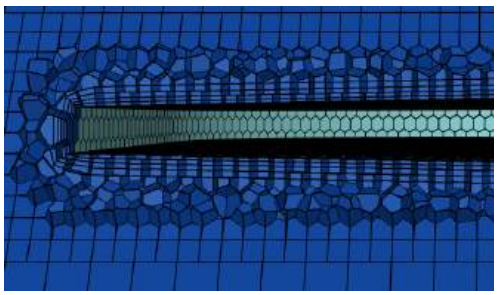
Lưới tính toán được chia với kích thước phần tử trên bề mặt đầu đạn là 0,002 m; kích thước phần tử nhỏ nhất là 0,002 m và tăng dần theo tỷ lệ 1,2. Kích thước lưới đặc trưng của khối trụ nhỏ trong miền tính toán là 0,01 m.

Để mô phỏng chính xác dòng chảy sát bề mặt đầu đạn, đặc biệt là lớp biên, vùng lưới gần bề mặt được chia thành 6 lớp ô lưới mỏng song song với bề mặt, bảo đảm mô tả tốt gradient vận tốc và ứng suất cắt trong lớp biên.

Việc lựa chọn cấu hình lưới được thực hiện trên cơ sở đảm bảo độ hội tụ của nghiệm số. Khi tăng mật độ lưới, các đại lượng khí động đặc trưng như lực cản và hệ số lực cản chỉ biến thiên trong một khoảng nhỏ [5]. Do đó, cấu hình lưới đã lựa chọn có thể coi là đạt tính độc lập lưới, đảm bảo độ tin cậy của kết quả mô phỏng và tối ưu hóa chi phí tính toán; trên cơ sở đó, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có khoảng 3,6 triệu phần tử để thực hiện mô phỏng tính toán.







a. Phân bố lưới trên bề mặt đạn *b. Phân bố lưới trên bề mặt cánh ổn định*

Hình 4. Phân bố lưới tính toán quanh bề mặt đạn

Trên cơ sở mô hình và lưới tính toán đã xây dựng, các bài toán mô phỏng được thực hiện cho các cấu hình góc mở cánh ổn định khác nhau, tương ứng với các góc 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°và 90°so với trục dọc của đầu đạn, nhằm đánh giá ảnh hưởng của quá trình mở cánh đến lực cản và đặc tính khí động của đầu đạn.

2.3. Kết quả mô phỏng và thảo luận

2.3.1. Mối quan hệ giữa lực cản khí động và góc mở của cánh

Để đánh giá ảnh hưởng của góc mở cánh ổn định đến lực cản khí động của đầu đạn BK-18M, tiến hành phân tích kết quả mô phỏng ứng với các cấu hình góc mở cánh khác nhau từ 0°đến 90°. Các đại lượng đặc trưng được xem xét bao gồm lực cản khí động $l_c$và hệ số lực cản h_{slc}, phản ánh trực tiếp mức độ cản trở của dòng chảy tác dụng lên đầu đạn khi hình dạng khí động thay đổi do quá trình mở cánh.

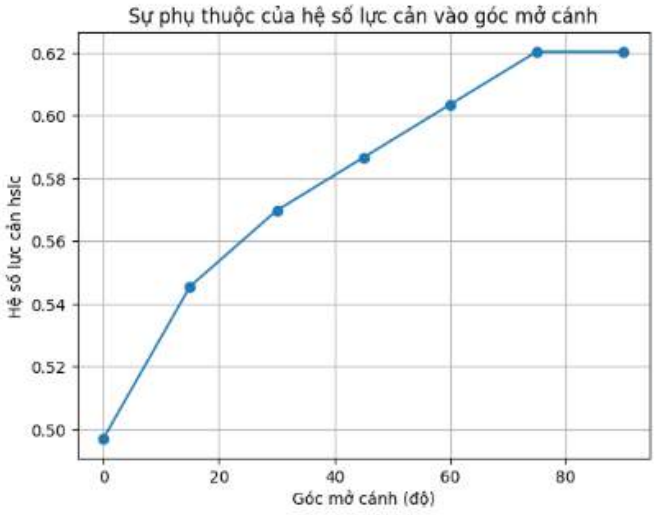
Kết quả tính toán lực cản khí động và hệ số lực cản tương ứng với các góc mở cánh được trình bày trong Bảng 4.

Bảng 4. Lực cản và hệ số lực cản theo góc mở cánh

Góc mở cánh (°)	**90**	**75**	**60**	**45**	**30**	**0**
Hệ số lực cản C_x	0,62031	0,60344	0,58657	0,56970	0,54547	0,49700
Lực cản l_c (N)	3818,288	3714,482	3610,677	3506,871	3357,707	3059,379

Từ số liệu trong bảng cho thấy, khi góc mở cánh tăng từ 0°đến 90°, lực cản khí động $l_c$và hệ số lực cản h_{slc}đều tăng theo. Ở trạng thái cánh gập (0°), đầu đạn có hình dạng khí động gần với thân trơn nên lực cản đạt giá trị nhỏ nhất. Khi cánh bắt đầu mở, diện tích cản tăng lên và mức độ tương tác giữa dòng chảy với cánh ổn định trở nên mạnh hơn, dẫn đến sự gia tăng rõ rệt của lực cản khí động.

Quy luật biến thiên của hệ số lực cản theo góc mở cánh được thể hiện trên Hình 5.



Hình 5. Quan hệ giữa hệ số lực cản h_{slc}và góc mở cánh

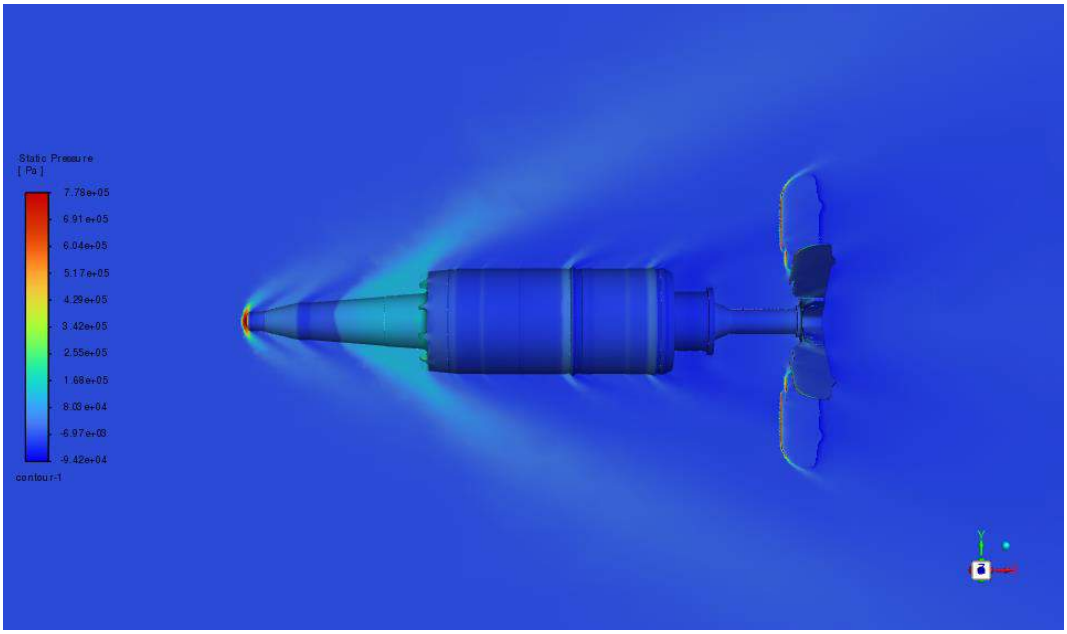
Các đồ thị cho thấy lực cản khí động tăng gần theo góc mở cánh, với tốc độ tăng lớn hơn trong khoảng góc mở nhỏ đến trung bình, sau đó có xu hướng tăng chậm dần khi góc mở tiến tới trạng thái mở hoàn toàn. Hiện tượng này cho thấy ảnh hưởng của việc tăng diện tích cản và sự xuất hiện các vùng tách dòng, xoáy phía sau cánh là rõ rệt nhất trong giai đoạn cánh bắt đầu mở. Ở các góc mở lớn, mặc dù lực cản tiếp tục tăng, song mức độ biến thiên giảm dần do hình dạng khí động của đầu đạn dần ổn định.

Kết quả trong bảng số liệu và quy luật thể hiện trên các đồ thị khẳng định mối quan hệ chặt chẽ giữa quá trình mở cánh ổn định và lực cản khí động của đầu đạn BK-18M. Kết quả này

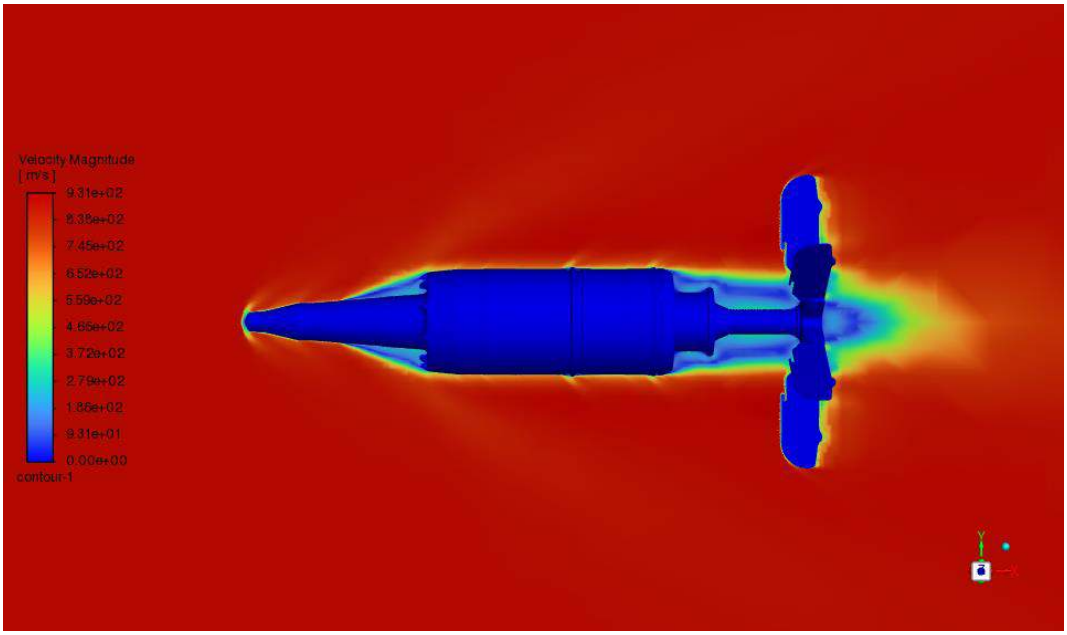
cho thấy góc mở cánh là một trong những thông số quan trọng chi phối đặc tính khí động của đầu đạn, do đó cần được xem xét hợp lý trong quá trình thiết kế nhằm bảo đảm ổn định chuyển động đồng thời hạn chế sự gia tăng lực cản khí động.

2.3.2. Phân bố của một số đặc tính khí động của đầu đạn 125 mm trên đường bay

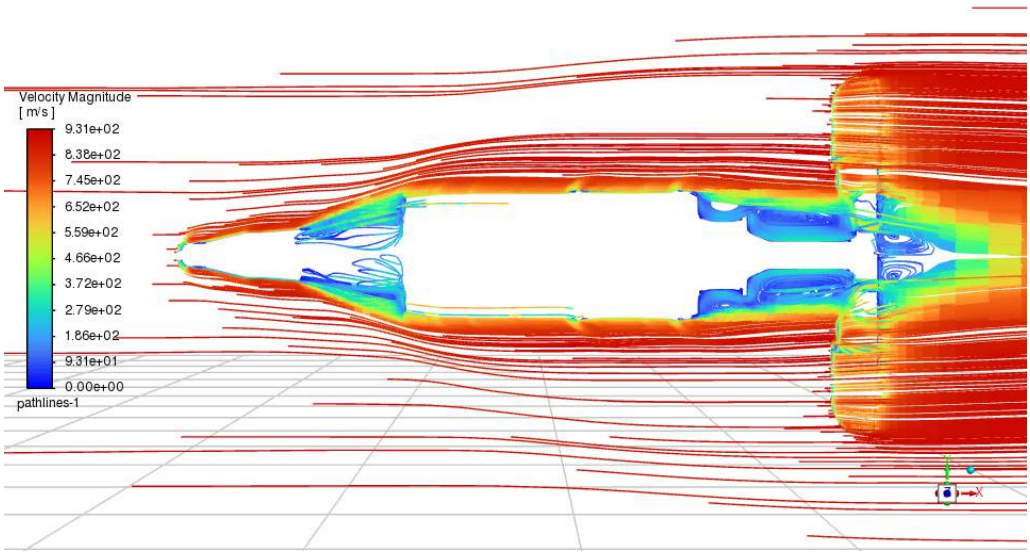
Kết quả thu được biểu đồ của phân bố vận tốc, áp suất, đường dòng chảy vận tốc và áp suất trình bày trong hình 6.



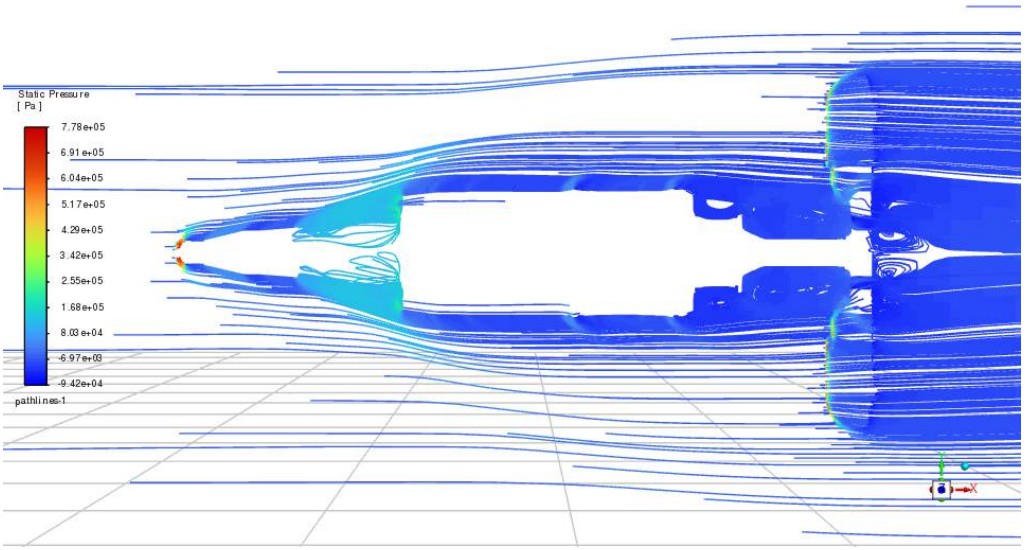
a) Hình ảnh phân bố áp suất



b) Hình ảnh phân bố vận tốc



c) Hình ảnh dòng chảy vận tốc



d) Hình ảnh đường dòng chảy áp suất

Hình 6. Phân bố vận tốc, áp suất, đường dòng chảy vận tốc, áp suất

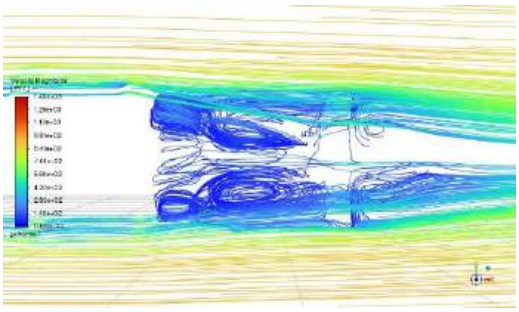
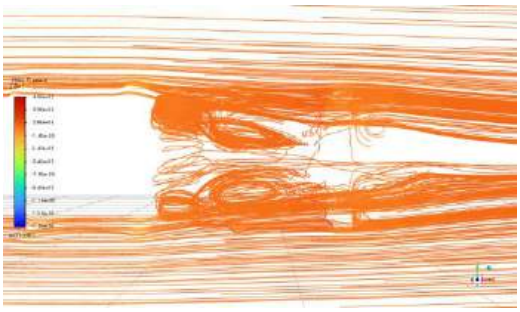
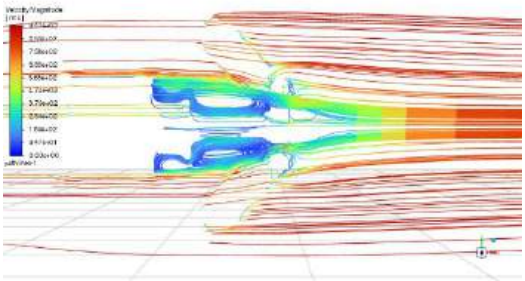
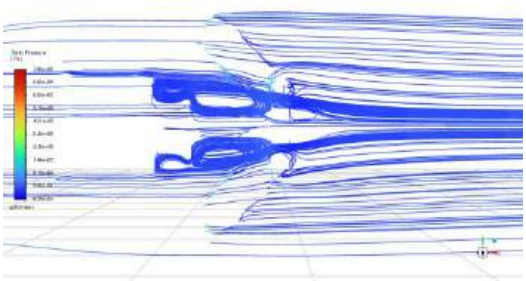
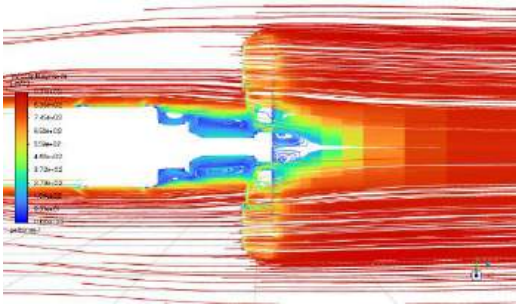
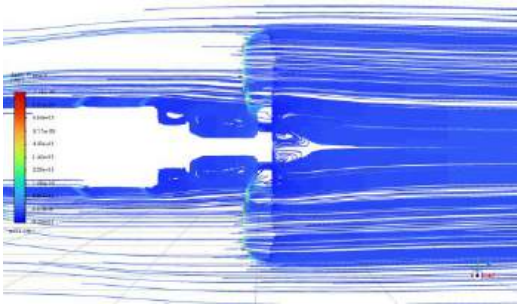
Từ Hình 6 cho thấy tại khu vực mũi đầu đạn xuất hiện áp suất lớn nhất. Ở vùng cần ổn định và cánh đuôi hình thành các sóng xung kích, đây là yếu tố có ảnh hưởng đáng kể đến đặc tính khí động của đầu đạn. Đồng thời, tại phần mũi xuất hiện các vùng xoáy chảy ngược có vận tốc rất nhỏ, có thể coi là vùng lặng. Sự tồn tại của vùng lặng này có vai trò quan trọng trong việc duy trì ổn định chuyển động của đầu đạn, giúp đầu đạn có xu hướng quay trở về vị trí ban đầu khi chịu tác động nhiễu loạn từ bên ngoài.

Khi xuất hiện nhiễu loạn, tức là đầu đạn có góc chệch so với trục bay, vùng lặng không còn đối xứng qua trục đầu đạn. Khi đó, một phần ốc đầu nhô ra khỏi vùng lặng và chịu tác động trực tiếp của dòng không khí có dạng sóng xung kích. Do áp lực khí động luôn tác dụng vuông góc với bề mặt chịu tác động, lực tổng hợp sinh ra tạo thành mô men khí động có xu hướng quay

đầu đạn trở lại trạng thái cân bằng ban đầu, từ đó góp phần ổn định chuyển động của đầu đạn trong quá trình bay.

Để làm rõ hơn đặc điểm cấu trúc dòng chảy trong các trường hợp khảo sát, phân bố đường dòng vận tốc và áp suất được tổng hợp trong Bảng 5 tương ứng với các góc mở cánh khác nhau. Các kết quả này cho phép quan sát trực quan sự biến đổi của trường dòng khi cấu hình hình học của đầu đạn thay đổi.

Bảng 5. Phân bố đường dòng vận tốc và áp suất của dòng chảy bao quanh đầu đạn tại các góc mở cánh khác nhau

Trường hợp	Dòng vận tốc	Dòng áp suất
0°		
45°		
90°		

Ở trường hợp cánh gập (0°), dòng chảy bám sát bề mặt đầu đạn, cấu trúc dòng tương đối đơn giản, vùng xoáy phía sau nhỏ và phân bố áp suất gần như đối xứng qua trục dọc. Khi góc mở cánh tăng lên 45°, dòng chảy bắt đầu bị nhiễu loạn mạnh hơn do sự tương tác với cánh ổn định; các đường dòng cho thấy sự xuất hiện rõ rệt của vùng tách dòng và các xoáy cục bộ phía sau cánh, đồng thời phân bố áp suất trở nên không đều, làm gia tăng chênh lệch áp suất giữa các vùng.

Ở trạng thái cánh mở hoàn toàn (90°), cấu trúc dòng chảy trở nên phức tạp nhất, vùng xoáy phía sau phát triển mạnh và lan rộng, các đường dòng bị biến dạng đáng kể. Phân bố áp suất cho thấy sự hình thành các vùng áp suất cao tại bề mặt cánh và vùng tiếp giáp với thân đạn, đồng thời xuất hiện các vùng áp suất thấp phía sau, tạo nên chênh lệch áp suất lớn.

Như vậy, khi góc mở cánh tăng lên, sự thay đổi hình dạng khí động làm cấu trúc dòng chảy xung quanh đầu đạn trở nên phức tạp hơn, làm tăng cường hiện tượng tách dòng, xoáy và chênh lệch áp suất, từ đó làm tăng lực cản khí động của đầu đạn. Kết quả này phù hợp với quy luật biến thiên của hệ số lực cản đã được xác định trong các phần trước.

3. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu mối quan hệ giữa quá trình mở cánh ổn định và lực cản khí động của đầu đạn BK-18M bằng phương pháp mô phỏng số trên ANSYS Fluent. Kết quả cho thấy lực cản khí động và hệ số lực cản tăng theo góc mở cánh, trong đó mức tăng rõ rệt nhất xảy ra ở giai đoạn cánh bắt đầu mở. Điều này khẳng định góc mở cánh là thông số quan trọng ảnh hưởng trực tiếp đến đặc tính khí động và trạng thái ổn định của đầu đạn trên đường bay.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần xem xét ảnh hưởng của chuyển động quay của đầu đạn, sự thay đổi góc tấn và điều kiện bay thực tế đến đặc tính khí động. Đồng thời, việc kết hợp mô phỏng động lực học cơ cấu với mô phỏng khí động học không ổn định sẽ giúp đánh giá đầy đủ hơn quá trình mở cánh trong điều kiện làm việc thực tế, góp phần hoàn thiện thiết kế và nâng cao độ tin cậy của cơ cấu mở cánh giúp đạn ổn định trên đường bay.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2005), *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Kiều (2002), *Thủy khí động lực kỹ thuật,* Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội
3. Ansys.Fluent 2021a: *Theory Guide,* Ansys Inc.
4. Министерство Обороны СССР (1983), *125mm Танковые пушки 2A46-M, 2A46M-1 Техническое щписаниеб инстркция по эксплуатации,* Москва военное издательство.
5. Đỗ Văn Minh, Trần Thế Hùng, Phạm Văn Tập (2021), *Nghiên cứu lực cản khí động của đầu đạn sử dụng cần ổn định bằng phương pháp mô phỏng số*, Hội nghị KH các nhà nghiên cứu trẻ, Học viện KTQS.

Investigation of the relationship between stabilizing fin deployment and aerodynamic drag using numerical simulation

Abstract: *This paper presents a study on the characteristic aerodynamic parameters of the BK-18M projectile during the stabilizing fin deployment process using numerical simulation in ANSYS Fluent. Based on the simulation results, the relationship between fin deployment and aerodynamic drag is analyzed, thereby evaluating the influence of drag variation on the flight stability of the projectile along its trajectory. The research findings provide a scientific basis for the assessment, design, and optimization of stabilizing fins, as well as support the selection and refinement of projectile geometry from the early design stage, contributing to improved aerodynamic performance and flight efficiency of the BK-18M projectile.*

Keywords: aerodynamics; stabilizing fin; aerodynamic drag; drag coefficient; numerical simulation; ANSYS Fluent.

Khảo sát ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122mm khi tương tác với mục tiêu

Nguyễn Quang Huy[1], Hoàng Văn Cường[1], Phan Văn Tuấn[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Đỗ Xuân Tươi[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: nguyenquanghuy85bn@gmail.com; Tel: 0975962697

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến hiện tượng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122 mm khi tương tác với bản thép đồng nhất bằng phương pháp mô phỏng số. Trên cơ sở phân tích cơ chế xuyên phá và các yếu tố chi phối quá trình va chạm, mô hình mô phỏng số được xây dựng bằng phần mềm ANSYS AUTODYN. Mô phỏng được thực hiện tại các góc chạm từ 20° đến 60° nhằm đánh giá sự thay đổi cơ chế va chạm và xác định ngưỡng chuyển tiếp giữa thia lia và xuyên phá. Kết quả cho thấy đầu đạn bị thia lia khi góc chạm ≤ 35°, trong khi tại góc ≥ 40° đầu đạn xuyên thủng bản thép. Ngưỡng 35° – 40° được xác định là vùng chuyển tiếp quyết định cơ chế tương tác. Kết quả nghiên cứu góp phần làm rõ bản chất vật lý của hiện tượng thia lia và cung cấp cơ sở khoa học cho tối ưu hóa thiết kế đầu đạn cũng như nâng cao hiệu quả tác chiến.

Từ khoá: *Xuyên thép, góc chạm, thia lia, xuyên phá.*

1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực khí tài – đạn pháo, quá trình tương tác giữa đầu đạn và mục tiêu thép là một bài toán động lực học phức tạp, chịu ảnh hưởng đồng thời của nhiều yếu tố như vận tốc va chạm, hình dạng và vật liệu đầu đạn, đặc tính cơ học của mục tiêu, cũng như điều kiện va chạm, đặc biệt là góc chạm. Khi đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc xiên nhỏ, thay vì xuyên phá, có thể xuất hiện hiện tượng thia lia, tức đầu đạn bị bật nảy khỏi bề mặt mục tiêu. Hiện tượng này làm suy giảm đáng kể hiệu quả xuyên phá, độ chính xác bắn và khả năng tiêu diệt mục tiêu, đồng thời tiềm ẩn nguy cơ mất an toàn trong tác chiến.

Về cơ sở lý thuyết, các công trình nghiên cứu trong nước đã trình bày nền tảng cơ học va chạm và xuyên kim loại dưới tải trọng động cao [1-3]. Các nghiên cứu này chỉ ra rằng cơ chế xuyên phụ thuộc mạnh vào phân bố ứng suất tiếp xúc, điều kiện biên va chạm và tương quan giữa thành phần vận tốc pháp tuyến và tiếp tuyến tại điểm tiếp xúc. Tuy nhiên, các tài liệu này chủ yếu tập trung vào điều kiện va chạm gần vuông góc, trong khi cơ chế chuyển tiếp giữa xuyên phá và thia lia khi va chạm xiên chưa được nghiên cứu cụ thể.

Trên thế giới, những nghiên cứu gần đây đã làm rõ nhiều khía cạnh của hiện tượng thia lia: Xây dựng mô hình giải tích và thực nghiệm để dự đoán tầm và góc ricochet của đạn mũi ogive khi va chạm xiên với mục tiêu thép dày [4], qua đó chỉ ra vai trò quan trọng của góc chạm và hình dạng mũi đạn; Nghiên cứu ảnh hưởng của độ lệch trục của đầu đạn trong va chạm xiên của đạn cỡ nhỏ với giáp [5]; Sử dụng mô phỏng số để phân tích ricochet và phân mảnh của đầu đạn 7,62 mm x 51 mm khi va chạm với thép [6], xác định được các điều kiện tới hạn gây bật nảy. Một số nghiên cứu khác cũng chỉ ra rằng góc đảo (yaw) của đầu đạn có thể làm thay đổi cơ chế xuyên phá và giới hạn xuyên của bản thép [7]. Những kết quả này góp phần quan trọng trong việc làm sáng tỏ bản chất vật lý của quá trình va chạm và xuyên phá.

Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu hiện có chủ yếu tập trung vào đạn cỡ nhỏ hoặc các cấu hình đạn thử nghiệm, trong khi đạn xuyên thép cỡ lớn, điển hình là đạn 122 mm, vẫn chưa

được khảo sát đầy đủ dưới góc độ ảnh hưởng của góc chạm. Bên cạnh đó, nhiều nghiên cứu xem xét đồng thời nhiều yếu tố như vận tốc, yaw, pitch hoặc hình dạng mũi đạn, khiến ảnh hưởng riêng rẽ của góc chạm đến sự chuyển tiếp giữa thia lia và xuyên phá chưa được làm rõ một cách định lượng. Đặc biệt, vùng góc chạm tới hạn – nơi cơ chế tương tác chuyển từ bật nảy sang xuyên phá vẫn chưa được xác định rõ đối với các loại đạn xuyên thép cỡ lớn.

Mặt khác, việc tiến hành thực nghiệm trường bắn để nghiên cứu hiện tượng thia lia gặp nhiều khó khăn do chi phí lớn, yêu cầu an toàn nghiêm ngặt và hạn chế về số lượng kịch bản có thể khảo sát. Trong bối cảnh đó, mô phỏng số trở thành một công cụ hiệu quả, cho phép phân tích chi tiết quá trình va chạm, đánh giá sự phân bố ứng suất, vận tốc và năng lượng trong các điều kiện góc chạm khác nhau.

Xuất phát từ những vấn đề trên, bài báo tập trung khảo sát ảnh hưởng của góc chạm đến hiện tượng thia lia của đạn xuyên thép 122 mm bằng phương pháp mô phỏng số sử dụng ANSYS Autodyn, nhằm xác định vùng góc chạm tới hạn giữa thia lia và xuyên phá, làm cơ sở cho việc tối ưu hóa thiết kế và nâng cao hiệu quả tác chiến.

2. Ảnh hưởng của góc chạm

Theo các nghiên cứu quốc tế [4,6] về động lực học va chạm tốc độ cao, quá trình tương tác giữa đầu đạn xuyên và mục tiêu thép không chỉ phụ thuộc vào động năng mà chịu sự chi phối quyết định của góc va chạm (α). Góc chạm quyết định sự phân chia năng lượng thành hai thành phần: năng lượng xuyên và năng lượng trượt, từ đó hình thành nên ba vùng cơ chế tương tác riêng biệt: Vùng thia lia đơn thuần, Vùng chuyển tiếp tới hạn và Vùng xuyên phá.

Vùng thia lia ($\alpha < \alpha_{th}$ - góc chạm tới hạn): Khi đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc nhỏ, lực tác động chủ yếu nằm theo phương tiếp tuyến với bề mặt. Động năng của đầu đạn chủ yếu bị tiêu tán qua ma sát trượt và biến dạng bề mặt nông (cày xới bề mặt) thay vì chuyển hóa thành công năng xuyên sâu. Đầu đạn hoạt động như một vật thể trượt trên nền dẻo, bị hất ngược trở lại môi trường tới trước khi kịp thiết lập trạng thái xuyên phá ổn định. Đây là điều kiện dễ dẫn đến hiện tượng thia lia, đặc biệt khi bề mặt mục tiêu cứng và trơn.

Vùng chuyển tiếp ($\alpha \approx \alpha_{th}$): Đây là vùng phức tạp nhất và là trọng tâm của bài toán xác định giới hạn thia lia. Tại góc chạm tới hạn α_{th} xuất hiện sự cạnh tranh gay gắt giữa cơ chế xuyên phá và cơ chế thia lia. Trong vùng này, một "khớp dẻo" có thể hình thành tại điểm tiếp xúc giữa đầu đạn và mục tiêu. Động năng pháp tuyến vừa đủ để đầu đạn xâm nhập một phần vào vật liệu, nhưng sự bất ổn định do lực ngang vẫn có thể làm gãy thân đạn hoặc hất phần đuôi đạn lệch ra ngoài quỹ đạo, dẫn đến thia lia một phần hoặc xuyên không hoàn toàn. Kết quả trong vùng này mang tính ngẫu nhiên cao và phụ thuộc chặt chẽ vào các biến số nhỏ như hình dạng mũi đạn hay độ cứng cục bộ của vật liệu.

Vùng xuyên phá ($\alpha > \alpha_{th}$): Khi góc chạm vượt qua ngưỡng tới hạn tiến dần về phương pháp tuyến (vuông góc với bề mặt), thành phần vận tốc pháp tuyến trở thành chủ đạo. Phần lớn năng lượng va chạm được tập trung vào mũi đạn để phá vỡ cấu trúc vật liệu. Đầu đạn duy trì được sự ổn định quỹ đạo, đi sâu vào mục tiêu mà không chịu tác động đáng kể của các lực gây lệch hướng. Hiện tượng thia lia trong vùng này bị triệt tiêu về mặt cơ học.

Việc xác định chính xác giá trị góc chạm tới hạn α_{th} là mục tiêu cốt lõi, vì nó không phải là một hằng số mà phụ thuộc vào hàm số của vận tốc va chạm, hình dạng mũi đạn và tỉ số

độ cứng giữa đạn/mục tiêu. Trong nghiên cứu này tập trung khảo sát để xác định vùng chuyển tiếp cụ thể cho đạn 122 mm tương tác với mục tiêu bản thép.

3. Phương pháp nghiên cứu

Trong bài báo này, phương pháp mô phỏng số được lựa chọn là công cụ chủ đạo thay thế cho phương pháp thực nghiệm truyền thống nhờ những ưu thế về chi phí, độ chi tiết của dữ liệu và khả năng khảo sát đa dạng kịch bản va chạm.

3.1. Quy trình và công cụ mô phỏng

Nghiên cứu sử dụng phần mềm ANSYS Autodyn, một bộ giải chuyên dụng cho các bài toán động lực học phi tuyến mạnh, va chạm và xuyên phá. Quy trình triển khai bài toán tuân thủ cấu trúc ba giai đoạn tiêu chuẩn:

- Xây dựng mô hình hình học đầu đạn BR - 471 và bản thép mục tiêu; thiết lập lưới hóa (mesh) và xác định các điều kiện biên.

- Giải bài toán: Hệ thống tính toán các phương trình vi phân mô tả sự tương tác vật liệu dựa trên các mô hình cơ học và phương trình trạng thái đã lựa chọn.

- Trích xuất kết quả dưới dạng hình ảnh tương tác, biểu đồ vận tốc và sơ đồ ngưỡng chuyển tiếp để đánh giá hiện tượng thia lia hay xuyên phá.

3.2. Thiết lập mô hình mô phỏng

Để đảm bảo tính khoa học và tập trung vào ảnh hưởng của góc chạm, mô hình mô phỏng được thiết lập với một số giả thiết và các thông số kỹ thuật cụ thể:

- Giả thiết:

+ Tác động của gia tốc trọng trường được bỏ qua trong suốt quá trình khảo sát;

+ Toàn bộ quá trình xuyên phá là quá trình đoạn nhiệt;

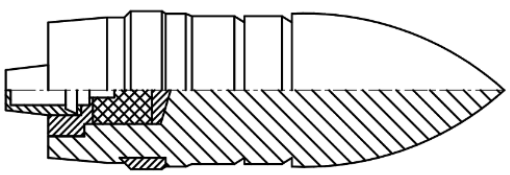
+ Trạng thái của đạn chỉ bao gồm chuyển động tịnh tiến (bỏ qua ảnh hưởng của chuyển động quay, chuyển động trương động và chuyển động tiến động);

+ Véc-tơ vận tốc có hướng trùng với trục đối xứng của đầu đạn;

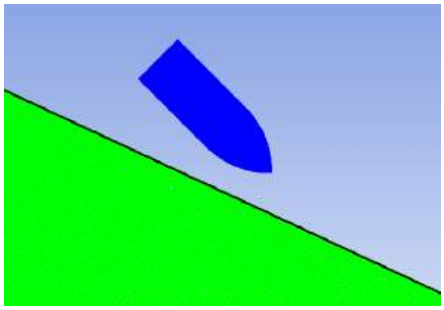
+ Đầu đạn được gán đặc tính tuyệt đối cứng nhằm loại bỏ các biến thiên phát sinh từ sự biến dạng dẻo hoặc vỡ nát của vật liệu. Việc đơn giản hóa này cho phép tập trung phân tích chuyên sâu vào hệ quả động lực học gây ra bởi sự thay đổi của vận tốc chạm đầu đạn.

- Thông số hình học và điều kiện ban đầu:

Đầu đạn 122 mm: Được mô phỏng theo mẫu BR - 471, thân đầu đạn có kích thước là 207 mm x 122 mm, mũi đầu đạn dạng thon có kích thước 146 mm x 122 mm, thiết lập ở trạng thái tuyệt đối cứng để loại bỏ biến số do biến dạng đầu đạn, tập trung hoàn toàn vào động lực học của góc chạm.



Hình 1. Đầu đạn BR - 471



Hình 2. Mô hình hình học bài toán va xuyên

Mục tiêu: Bản thép đồng nhất Steel 1006 kích thước 300 mm x 300 mm x 120 mm.

Vận tốc chạm: Cố định ở mức 800 m/s.

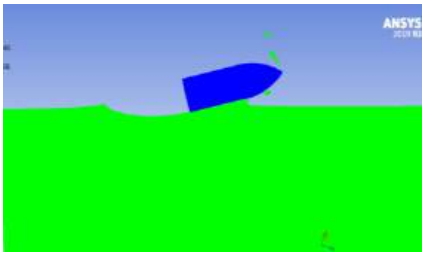
Tiến hành thay đổi góc chạm giữa đạn và mục tiêu (α) từ 20° đến 60°.

- Mô hình vật liệu:

Đặc tính của vật liệu dưới tác dụng của tải trọng động được mô phỏng thông qua mô hình Johnson-Cook. Trong môi trường phần mềm Ansys Autodyn, đầu đạn được gán vật liệu thép 4340 (định danh là STEEL), bia mục tiêu sử dụng thép 1006 (định danh STEEL 1006). Toàn bộ thông số vật liệu cơ sở được trích xuất trực tiếp từ thư viện chuẩn của hệ thống, sau đó tiến hành các bước tinh chỉnh thông số nhằm gia tăng độ cứng thực tế cho phần đầu đạn.

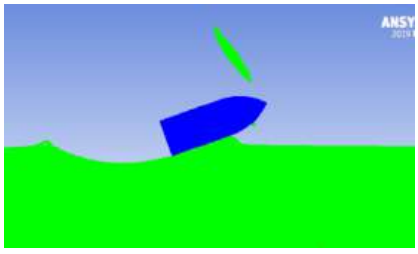
4. Kết quả, đánh giá

Sau quá trình thực hiện mô phỏng, ta thu được kết quả như sau:



Hình 3. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 20°$

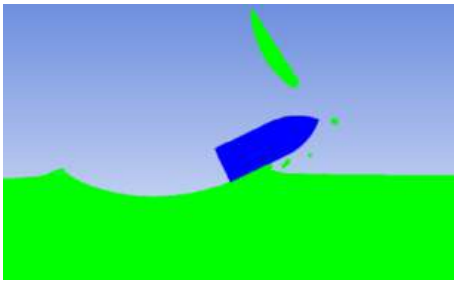
Tại góc chạm nhỏ 20°, đầu đạn tương tác với bản thép trong điều kiện va chạm xiên lớn. Kết quả mô phỏng cho thấy đầu đạn không xuyên thủng mục tiêu mà bị bật nảy ra khỏi bề mặt bản thép, thể hiện rõ hiện tượng thia lia. Quá trình va chạm xảy ra trong thời gian ngắn, vùng biến dạng dẻo của bản thép tập trung chủ yếu ở lớp bề mặt, không hình thành lỗ xuyên. Đầu đạn bị lệch hướng chuyển động đáng kể. Điều này cho thấy tại góc chạm nhỏ, thành phần vận tốc pháp tuyến không đủ lớn để tạo điều kiện xuyên phá.



Hình 4. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 30°$

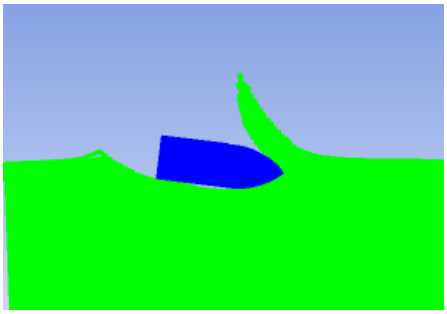
Khi góc chạm tăng lên 30°, hiện tượng thia lia vẫn tiếp tục xảy ra. So với trường hợp

20°, mức độ biến dạng của bản thép tăng lên, xuất hiện vùng lõm sâu hơn tại vị trí tiếp xúc. Đầu đạn chịu ứng suất lớn hơn, đặc biệt tại phần mũi, tuy nhiên vẫn không xuyên qua mục tiêu mà bị bật ngược trở lại. Quỹ đạo sau va chạm cho thấy đầu đạn bị thay đổi hướng rõ rệt, xác nhận cơ chế thia lia chiếm ưu thế trong điều kiện này.



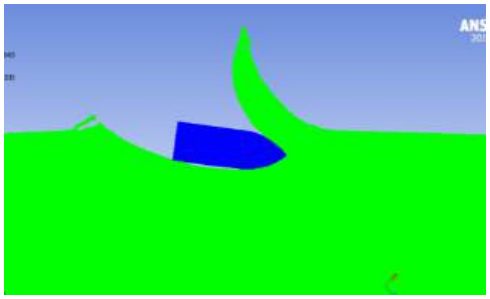
Hình 5. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 35°$

Ở góc chạm 35°, quá trình tương tác thể hiện rõ tính chất chuyển tiếp giữa hai cơ chế thia lia và xuyên phá. Mô phỏng cho thấy đầu đạn vẫn bị bật khỏi bề mặt bản thép, song mức độ ăn sâu vào mục tiêu tăng đáng kể so với các góc nhỏ hơn. Vùng biến dạng dẻo của bản thép mở rộng. Đây được xem là góc chạm giới hạn trên của hiện tượng thia lia đối với cấu hình đầu đạn và mục tiêu nghiên cứu.



Hình 6. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 40°$

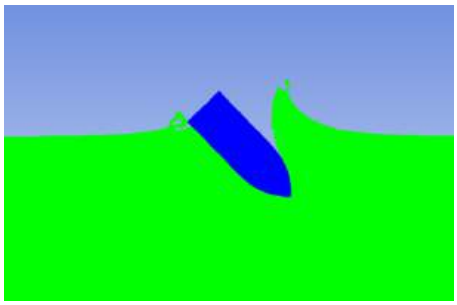
Tại góc chạm 40°, cơ chế tương tác thay đổi rõ rệt. Đầu đạn không còn bị bật nảy mà bắt đầu xuyên thủng bản thép. Thành phần vận tốc pháp tuyến tăng lên đủ lớn để phá vỡ khả năng chống chịu của mục tiêu. Kết quả mô phỏng cho thấy sự hình thành lỗ xuyên, vật liệu bản thép bị đẩy sang hai bên và phía sau. Đây là góc chạm đầu tiên mà hiện tượng xuyên phá hoàn toàn thay thế thia lia, đánh dấu ranh giới chuyển tiếp quan trọng.



Hình 7. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 45°$

Ở góc chạm 45°, hiện tượng xuyên phá diễn ra rõ ràng và ổn định hơn. Lỗ xuyên có hình dạng tương đối rõ nét, vùng biến dạng dẻo của bản thép mở rộng hơn so với trường hợp 40°. Điều này cho thấy khi góc chạm tiếp tục tăng, hiệu quả xuyên phá của đầu đạn được cải

thiện đáng kể.

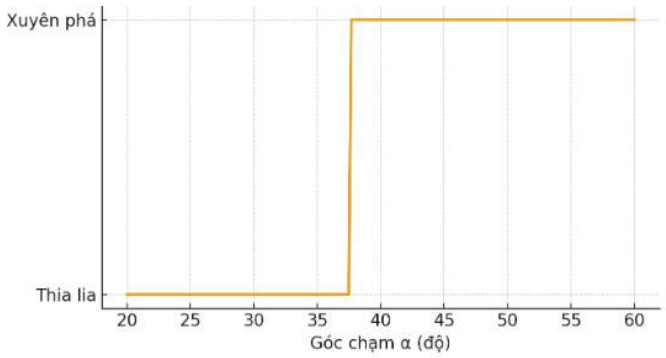


Hình 8. Tương tác ở góc chạm $\alpha = 60°$

Tại góc chạm lớn 60°, quá trình xuyên phá diễn ra mạnh mẽ. Đầu đạn xuyên qua bản thép gần như theo phương pháp tuyến, năng lượng va chạm được sử dụng chủ yếu cho quá trình xuyên. Mức độ phá hủy của bản thép là lớn nhất trong các trường hợp khảo sát, lỗ xuyên rõ ràng, vật liệu mục tiêu bị xé rách và dịch chuyển mạnh.

Bảng 1. Kết quả mô phỏng sự ảnh hưởng của góc chạm tới hiện tượng thia lia

Góc α (độ)	20	30	35	40	45	60
Kết quả	Thia lia	Thia lia	Thia lia	Xuyên phá	Xuyên phá	Xuyên phá



Hình 9. Sơ đồ mô tả ngưỡng chuyển tiếp thia lia – xuyên phá theo góc chạm

Kết quả mô phỏng cho thấy hiện tượng thia lia của đầu đạn 122 mm chịu ảnh hưởng mạnh bởi góc chạm (α). Hiện tượng bật nảy xảy ra rõ rệt khi $\alpha \leq 35°$, trong khi tại $\alpha \geq 40°$, đầu đạn có khả năng xuyên vào mục tiêu. Điều này khẳng định góc chạm là một trong những thông số quyết định cơ chế tương tác giữa đầu đạn và bề mặt vật liệu.

Ở vùng góc chạm nhỏ ($\alpha \leq 35°$), thành phần phản lực tiếp tuyến chiếm ưu thế, làm giảm đáng kể khả năng xuyên phá. Năng lượng đầu đạn bị phân tán vào quá trình trượt, phản xạ và biến dạng, dẫn đến lực đẩy ngược khiến đầu đạn bật khỏi bề mặt mục tiêu. Đây chính là điều kiện thuận lợi để hình thành hiện tượng thia lia.

Ngược lại, khi góc chạm tăng ($\alpha \geq 40°$), thành phần phản lực pháp tuyến trở nên vượt trội, giúp tập trung năng lượng va chạm theo phương xuyên phá. Nhờ đó, đầu đạn dễ dàng vượt qua lớp vật liệu mục tiêu thay vì bị phản xạ. Cơ chế này giải thích xu hướng chuyển tiếp từ bật nảy sang xuyên thủng khi góc chạm vượt trên 40°.

5. Đánh giá, kết luận

Nghiên cứu đã hoàn thành việc khảo sát ảnh hưởng của góc chạm đến hiện tượng thia

lia của đầu đạn xuyên thép 122 mm bằng phương pháp mô phỏng số, rút ra các kết luận chính sau: Kết quả mô phỏng khẳng định góc chạm là yếu tố quyết định cơ chế tương tác. Hiện tượng thia lia xảy ra rõ rệt khi góc chạm $\alpha \leq 35°$. Khi $\alpha \geq 40°$, đầu đạn chuyển sang cơ chế xuyên phá mục tiêu. Khoảng góc chạm từ 35° đến 40°được xác định là vùng chuyển tiếp tới hạn giữa cơ chế bật nảy và xuyên phá đối với đầu đạn 122 mm.

Những kết luận trên làm rõ mối quan hệ giữa góc chạm và khả năng xuyên phá của đầu đạn, đồng thời cung cấp cơ sở khoa học quan trọng để dự đoán và kiểm soát hiện tượng thia lia trong các điều kiện va chạm khác nhau. Về mặt ứng dụng, các kết quả mô phỏng có thể được khai thác trong thiết kế đầu đạn và xây dựng phương án tối ưu hóa góc tiếp cận nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu hoặc giảm thiểu nguy cơ bật nảy trong tác chiến thực tế.

Ngoài ra, kết quả nghiên cứu đóng vai trò là tiền đề cho các phân tích sâu hơn về ảnh hưởng của các yếu tố khác như vận tốc va chạm, mô hình vật liệu của mục tiêu, hình dạng đầu đạn và điều kiện biên phức tạp. Việc mở rộng phạm vi mô phỏng sẽ góp phần hoàn thiện mô hình dự đoán hiện tượng thia lia và hỗ trợ thiết kế các cấu trúc vũ khí hiện đại có độ tin cậy cao hơn.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Quang Dũng (2019). *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến tác dụng xuyên thép của đầu đạn xuyên thép.* Luận án tiến sĩ Kỹ thuật, HVKTQS, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Thuỷ, Trần Văn Định (2007). *Uy lực đạn*. Nxb HVKTQS.
3. Trần Văn Định (2005). *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*. Nxb HVKTQS.
4. Yingxiang Wu, Xigui Tao, Yijiang Xue (2022). *Analytical Investigation of Ricochet Range of Ogive-Shaped Nose Projectile Obliquely Penetrating Thick Steel Target*. from https://www.mdpi.com/2076-3417/12/9/4692.
5. Teresa Fras (2023). *On the Effect of Pitch and Yaw Angles in Oblique Impacts of Small-Caliber Projectiles*. Defence Technology, from https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214914723001617
6. David Touati, Ilan Azulay, Noam Gador, Mulugeta Hailu (2019). *Ricochet and Fragmentation Analysis of Projectile from Impact on Steel Plate and Soil Using Numerical Simulation*. Proceedings of the 31st International Symposium on Ballistics, from https://dpi-proceedings.com/index.php/ballistics31/article/view/33206.
7. Yanlin Wang, Wei Chen, Xudong Zhang, Zhaoxia Li (2022). *Yaw-Induced Transitions in Ballistic Limit and Fracture Mechanisms in Steel Plate Perforation*. International Journal of Impact Engineering, from https://www.researchgate.net/publication/396629754.

Investigation into the effect of impact angle on the ricochet capability of 122mm armor-piercing projectiles during target interaction

Abstract: *This paper investigates the effect of impact angle on the ricochet behavior of a 122 mm armor-piercing projectile interacting with a homogeneous steel plate using numerical simulation methods. Based on an analysis of penetration mechanisms and the key factors governing the impact process, a numerical model was developed using ANSYS AUTODYN software. Simulations were carried out for impact angles ranging from 20° to 60° to evaluate changes in the interaction mechanism and to determine the transition threshold between ricochet and penetration. The results show that the projectile undergoes ricochet at impact angles ≤ 35°, whereas at angles ≥ 40° the projectile penetrates the steel plate. The range of 35° – 40° is identified as a critical transition zone governing the interaction mechanism. The findings help clarify the physical nature of the ricochet phenomenon and provide a scientific basis for optimizing projectile design and improving combat effectiveness.*

Keywords: Armor penetration, impact angle, ricochet, penetration.

Khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chạm và hình dạng mũi đạn đến khả năng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122mm БР-471 khi tương tác với bản thép

Nguyễn Quang Huy[1], Hoàng Văn Cường[1], Phan Văn Tuấn[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Đỗ Xuân Tươi[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: nguyenquanghuy85bn@gmail.com; Tel: 0975962697

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc chạm và các hình dạng mũi đạn khác nhau đến hiện tượng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122mm БР - 471 khi tương tác với bản thép đồng nhất bằng mô phỏng số. Mô phỏng được tiến hành trên phần mềm ANSYS AUTODYN với mô hình đầu đạn xuyên 122 mm БР - 471, tại các điều kiện vận tốc chạm 500 - 800 m/s, mũi đạn hình thon, cầu và tù để xác định ngưỡng chuyển tiếp giữa thia lia và xuyên phá của đầu đạn. Kết quả nghiên cứu cho thấy vận tốc càng nhỏ thì khả năng bị thia lia càng cao, ngưỡng chuyển tiếp là vùng vận tốc 600 - 700 m/s, với góc chạm 40°. Đạn có mũi cầu chống thia lia tốt hơn mũi có hình dạng khác. Nghiên cứu này giúp hiểu rõ các yếu tố ảnh hưởng đến hiện tượng thia lia của đầu đạn, có thể tham khảo trong thiết kế, chế tạo các đầu đạn xuyên thép.

Từ khoá: *Xuyên thép; vận tốc chạm; mũi đạn; thia lia; xuyên phá.*

1. Đặt vấn đề

Trong điều kiện tác chiến hiện đại, sự phát triển nhanh chóng của các phương tiện bọc thép và vật liệu bảo vệ có độ bền cao đã đặt ra yêu cầu ngày càng khắt khe đối với hiệu quả xuyên phá của vũ khí pháo binh. Đạn xuyên thép vẫn giữ vai trò quan trọng trong việc tiêu diệt các mục tiêu bọc thép, công sự kiên cố và các phương tiện chiến đấu của đối phương. Theo các nghiên cứu về uy lực đạn và cơ chế xuyên phá kim loại [1,2], hiệu quả tác chiến của đạn xuyên thép không chỉ phụ thuộc vào động năng ban đầu mà còn phụ thuộc vào quá trình tương tác phức tạp giữa đầu đạn và mục tiêu trong điều kiện va chạm xiên. Trong đó, hiện tượng thia lia là một vấn đề nổi bật, có tác động trực tiếp đến khả năng xuyên phá và độ tin cậy khi sử dụng đạn. Hiện tượng thia lia xảy ra khi đầu đạn va chạm xiên với mục tiêu có độ cứng cao nhưng không xuyên thủng mà bị lệch hướng, bật nảy hoặc trượt trên bề mặt mục tiêu. Hiện tượng này làm giảm đáng kể hiệu quả xuyên phá, gây sai lệch quỹ đạo tiếp theo của đầu đạn và trong một số trường hợp có thể gây nguy hiểm cho chính lực lượng sử dụng vũ khí. Các công trình nghiên cứu về nguyên lý thiết kế đầu đạn pháo đã chỉ ra rằng hình dạng mũi đạn, phân bố khối lượng và điều kiện va chạm có ảnh hưởng quyết định đến cơ chế xuyên và ổn định chuyển động sau va chạm [3]. Đối với đầu đạn xuyên thép cỡ 122 mm, tiêu biểu là đầu đạn БР - 471, hiện tượng thia lia thể hiện rõ rệt khi đạn tương tác với các bản thép có độ cứng cao trong điều kiện va chạm xiên. Dù được thiết kế nhằm bảo đảm khả năng xuyên phá mạnh, song trong thực tế sử dụng, khi bắn vào các mục tiêu có bề mặt nghiêng, hiệu quả xuyên có thể bị suy giảm nghiêm trọng do xuất hiện thia lia.

Các nghiên cứu trước đây đã làm rõ nhiều khía cạnh của hiện tượng thia lia thông qua việc xây dựng mô hình giải tích và thực nghiệm để dự đoán tầm và góc ricochet của đạn mũi ogive khi va chạm xiên với mục tiêu thép dày [4], hay nghiên cứu ảnh hưởng của độ lệch trục, góc đảo (yaw) làm thay đổi cơ chế xuyên phá và giới hạn xuyên của bản thép [5]. Một số nghiên cứu khác cũng đã sử dụng mô phỏng số để phân tích ricochet và phân mảnh của đầu đạn cỡ nhỏ

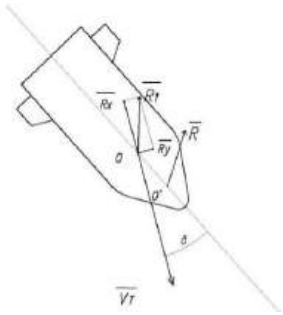
(như đạn 7,62 mm x 51 mm) khi va chạm với mục tiêu [6]. Mặc dù đã có các công trình nghiên cứu liên quan, song phần lớn hiện nay chủ yếu tập trung vào đạn cỡ nhỏ hoặc các cấu hình đạn thử nghiệm cơ bản. Đối với đầu đạn xuyên thép cỡ lớn 122 mm БР - 471, các nghiên cứu đánh giá một cách hệ thống ảnh hưởng của vận tốc chạm và hình dạng mũi đạn khi tương tác với bản thép vẫn còn hạn chế. Đặc biệt, các kết quả định lượng về sự chuyển tiếp giữa trạng thái xuyên phá và thia lia trong các điều kiện vận tốc và hình dạng mũi đạn khác nhau chưa được làm rõ đầy đủ. Việc xác định rõ vùng chuyển tiếp và các yếu tố chi phối có ý nghĩa khoa học và thực tiễn quan trọng để khắc phục nhược điểm này.

Xuất phát từ những tồn tại đó, bài báo này tập trung khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chạm và hình dạng đầu đạn đến khả năng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122 mm thông qua các kết quả mô phỏng số. Về phương pháp nghiên cứu, bài toán được thực hiện trên phần mềm ANSYS AUTODYN, mô phỏng quá trình va xuyên của mô hình đạn БР - 471 vào bản thép đồng nhất dưới các điều kiện vận tốc chạm thay đổi (từ 500 m/s đến 800 m/s) và các hình dạng mũi đạn khác nhau (mũi thon, mũi cầu, mũi tù). Mục tiêu của nghiên cứu là làm rõ xu hướng biến đổi của hiện tượng thia lia theo từng tham số, xác định vai trò tương đối của vận tốc chạm và hình dạng đầu đạn. Từ đó, cung cấp cơ sở khoa học định lượng cho việc lựa chọn và tối ưu hóa hình dạng mũi đạn nhằm hạn chế hiện tượng thia lia, nâng cao hiệu quả xuyên phá trong điều kiện tác chiến thực tế.

2. Tổng quan về hiện tượng thia lia của đầu đạn pháo

2.1. Cơ chế động lực học của hiện tượng thia lia

Khi đầu đạn va chạm với mục tiêu và tiến vào môi trường xuyên, mũi đạn chịu tác dụng của lực cản từ môi trường. Lực cản này có thể được quy về một hợp lực tác dụng tại tâm cản, đồng thời sinh ra mômen làm thay đổi tư thế chuyển động của đầu đạn.



Hình 1. Đầu đạn tiến vào môi trường xuyên

$\overrightarrow{R}$ là hợp lực của các lực cản ($\overrightarrow{R}$ đặt tại tâm cản O′) chuyển lực $\overrightarrow{R}$ về tâm trọng lượng của đạn ta có lực cản $\overrightarrow{R_1}$ và mô men M. Phân tích $\overrightarrow{R_1}$ làm hai thành phần:

Lực cản chính diện $\overrightarrow{R_x}$, có phương trùng với phương vận tốc nhưng ngược chiều chuyển động, có xu hướng làm giảm dần tốc độ của đầu đạn.

Lực nâng $\overrightarrow{R_y}$, có phương vuông góc với vectơ vận tốc, làm thay đổi quỹ đạo bay của đầu đạn.

Bên cạnh đó, mômen lực sinh ra do phân bố không đều của lực cản sẽ làm thay đổi góc lệch của đầu đạn. Chính sự kết hợp giữa lực nâng và mômen này là nguyên nhân trực tiếp gây ra hiện tượng cong quỹ đạo và thia lia.

Xét trong mô hình đơn giản, chuyển động của đầu đạn có thể được giả thiết nằm trong mặt phẳng bắn, bỏ qua chuyển động quay và chỉ xét đến tương tác giữa đầu đạn và môi trường xuyên. Mô hình này là cơ sở để phân tích định tính ảnh hưởng của vận tốc va chạm và hình dạng đầu đạn đến khả năng xảy ra thia lia.

2.2. Ảnh hưởng của vận tốc va chạm đến hiện tượng thia lia

Vận tốc va chạm là một trong những yếu tố quan trọng nhất quyết định khả năng xuyên phá cũng như mức độ thia lia của đầu đạn. Khi vận tốc va chạm lớn, động năng của đầu đạn tăng, thành phần lực theo phương pháp tuyến có xu hướng đủ lớn để phá vỡ cấu trúc mục tiêu, từ đó làm giảm khả năng xảy ra thia lia. Ngược lại, khi vận tốc va chạm nhỏ, năng lượng không đủ để xuyên thủng, đầu đạn dễ bị trượt hoặc bật ra khỏi bề mặt mục tiêu.

Tuy nhiên, trong nhiều trường hợp, vận tốc va chạm lớn không đồng nghĩa với việc loại bỏ hoàn toàn hiện tượng thia lia. Khi góc va chạm nhỏ, mặc dù vận tốc lớn, thành phần vận tốc theo phương tiếp tuyến vẫn chiếm ưu thế, khiến đầu đạn có xu hướng trượt trên bề mặt mục tiêu. Điều này đặc biệt rõ rệt khi bắn vào các bề mặt thép cứng hoặc giáp nghiêng.

Ngoài ra, vận tốc va chạm còn ảnh hưởng đến trạng thái biến dạng của đầu đạn. Ở vận tốc cao, đầu đạn có thể bị biến dạng mạnh hoặc phá hủy cấu trúc mũi đạn, làm thay đổi hình dạng tiếp xúc và gây mất ổn định, từ đó làm tăng khả năng thia lia trong một số trường hợp nhất định.

2.3. Ảnh hưởng của hình dạng đầu đạn đến hiện tượng thia lia

Hình dạng đầu đạn là yếu tố có ảnh hưởng trực tiếp đến cơ chế tương tác giữa đạn và mục tiêu khi va chạm. Đầu đạn có hình dạng nhọn hoặc hình tù thường có khả năng xuyên tốt hơn khi va chạm vuông góc, tuy nhiên lại dễ bị lệch hướng khi va chạm ở góc nhỏ. Nguyên nhân là do lực tiếp xúc phân bố không đều, tạo ra mômen lớn làm đầu đạn quay và trượt trên bề mặt mục tiêu.

Ngược lại, đầu đạn có hình dạng cầu hoặc tròn giúp phân bố lực va chạm đều hơn, giảm mômen lệch hướng và hạn chế khả năng thia lia trong một số trường hợp. Tuy nhiên, loại hình dạng này thường làm tăng lực cản và giảm hiệu quả xuyên phá khi bắn vào các mục tiêu cứng.

Sự kết hợp giữa hình dạng mũi đạn và phân bố khối lượng có ảnh hưởng lớn đến vị trí tâm cản và tâm trọng lượng, từ đó ảnh hưởng đến độ ổn định của đầu đạn trong và sau va chạm. Do đó, việc thiết kế hình dạng đầu đạn cần được tối ưu hóa nhằm cân bằng giữa khả năng xuyên phá và hạn chế hiện tượng thia lia.

Như vậy, hiện tượng thia lia là một vấn đề phức tạp, chịu ảnh hưởng đồng thời của nhiều yếu tố động lực học và hình học, trong đó vận tốc va chạm và hình dạng đầu đạn giữ vai trò đặc biệt quan trọng. Đây chính là cơ sở khoa học để bài báo tiếp tục nghiên cứu sâu hơn ảnh hưởng của hai yếu tố này trong các phần tiếp theo.

3. Mô phỏng quá trình va xuyên giữa đầu đạn và bản thép

3.1. Giả thiết

- Bỏ qua tác dụng của trọng lực;

- Coi quá trình va xuyên là quá trình đoạn nhiệt;

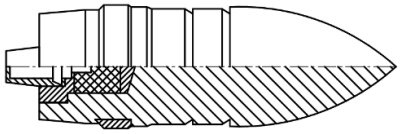
- Bỏ qua ảnh hưởng của chuyển động quay, chuyển động trương động và chuyển động tiến động của đầu đạn;

- Coi rằng phương của vec tơ vận tốc chuyển động tịnh tiến của đầu đạn trùng với trục

đối xứng của đầu đạn;

- Tuyệt đối cứng mô hình đầu đạn để có thể giúp loại bỏ các yếu tố gây nhiễu như biến dạng và phá hủy đầu đạn, tập trung vào ảnh hưởng động lực học của vận tốc chạm và hình dạng đầu đạn.

3.2. Mô hình hình học đầu đạn và mục tiêu



Hình 2. Đầu đạn BR - 471

Mô phỏng đầu đạn xuyên thép bằng cỡ mũi nhọn BR - 471 cỡ 122 mm.

* Trường hợp khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chạm

Sử dụng mô hình đầu đạn 122 mm có mũi dạng thon. Đầu đạn được chia làm hai phần gồm thân đầu đạn và mũi đầu đạn. Thân đầu đạn có kích thước là 207 mm x 122 mm, mũi đầu đạn dạng thon có kích thước 146 mm x 122 mm.

Mô hình hình học mục tiêu là bản thép có kích thước 300 mm x 300 mm, dày 120 mm.

Thực hiện mô phỏng đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc chạm $\alpha = 40°$ dưới sự thay đổi của vận tốc chạm của đạn vào mục tiêu từ 500 m/s đến 800 m/s.

* Trường hợp khảo sát ảnh hưởng của hình dạng mũi đạn

Sử dụng mô hình đầu đạn 122 mm có mũi đạn thon, cầu (bán kính 73 cm), tù (mũi đạn nhọn dài 146 mm cắt thành đầu tù chiều dài h = 110 mm). Thực hiện mô phỏng đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc chạm 40°.

3.3. Mô hình vật liệu

Thân đạn BR-471 được chế tạo từ thép hợp kim cường độ cao. Các mác thép Liên Xô thường áp dụng cho dòng đạn này chứa hàm lượng cao Chromium, Nickel và Molybdenum (điển hình như mác thép 35ХГСА hoặc 35ХН3М). Phần mũi nhọn (ogive) trải qua quá trình nhiệt luyện tôi cứng sâu để chống biến dạng khi chịu ứng suất nén khổng lồ lúc va chạm bề mặt. Trong không gian mô phỏng, để biểu diễn chính xác phản ứng của lớp thép này, sử dụng mô hình Johnson Cook mô tả tính chất vật liệu khi chịu tải trọng động. Chọn vật liệu của đầu đạn là thép 4340 có ký hiệu STEEL và vật liệu của mục tiêu là thép 1006 có ký hiệu STEEL 1006 trong phần mềm mô phỏng Ansys Autodyn. Dữ liệu vật liệu cho đầu đạn và mục tiêu được lấy từ thư viện vật liệu Ansys Autodyn, có sự hiệu chỉnh tăng độ cứng cho đầu đạn.

3.4. Kết quả mô phỏng

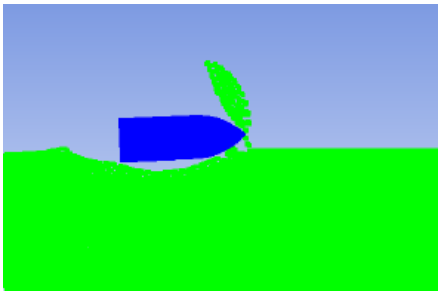
3.4.1. Trường hợp khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chạm

Sau quá trình thực hiện mô phỏng đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc chạm $\alpha = 40°$ dưới sự thay đổi của vận tốc chạm của đạn vào mục tiêu từ 500 m/s đến 800 m/s, ta thu được kết quả như sau:

Bảng 1. Kết quả mô phỏng sự ảnh hưởng của vận tốc chạm tới hiện tượng thia lia

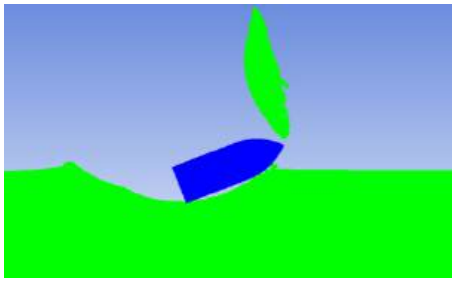
Vận tốc (m/s)	500	600	700	800

Kết quả	Thia lia	Thia lia	Xuyên phá	Xuyên phá



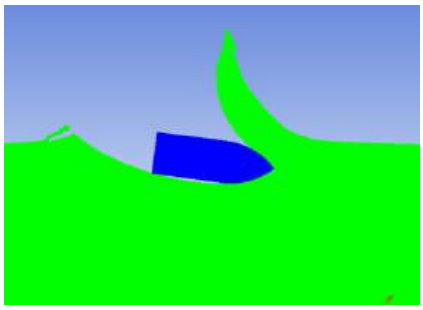
Hình 3. Tương tác ở vận tốc va chạm Vc = 500 m/s

Ở vận tốc va chạm 500 m/s, động năng của đầu đạn còn tương đối nhỏ, năng lượng va chạm truyền vào mục tiêu chủ yếu bị phân tán theo phương tiếp tuyến do góc chạm xiên. Thành phần năng lượng theo phương pháp tuyến không đủ lớn để duy trì quá trình xuyên sâu. Kết quả mô phỏng cho thấy đầu đạn chỉ tạo ra vùng biến dạng cục bộ, nông trên bề mặt bản thép trước khi bị trượt và bật nảy ra ngoài. Quá trình tương tác bị chi phối bởi lực phản lực pháp tuyến và mômen quay sinh ra tại điểm tiếp xúc, thể hiện rõ hiện tượng thia lia ở miền vận tốc thấp.



Hình 4. Tương tác ở vận tốc va chạm V_c = 600 m/s

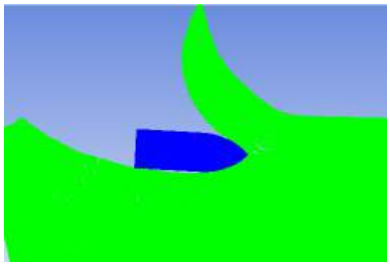
Khi vận tốc va chạm tăng lên 600 m/s, động năng của đầu đạn tăng đáng kể so với trường hợp 500 m/s, dẫn đến mức độ biến dạng dẻo của bản thép tại vùng va chạm lớn hơn. Tuy nhiên, phần năng lượng va chạm tăng thêm vẫn chưa đủ để thắng lực bật nảy sinh ra do góc chạm xiên. Đầu đạn vẫn chịu tác dụng mạnh của thành phần lực tiếp tuyến, gây trượt và quay lệch trước khi bị bật ra khỏi bề mặt mục tiêu. Hiện tượng thia lia vẫn xảy ra, song chiều sâu xuyên và mức độ phá hủy vật liệu đã tăng lên so với trường hợp vận tốc thấp hơn.



Hình 5. Tương tác ở vận tốc va chạm V_c = 700 m/s

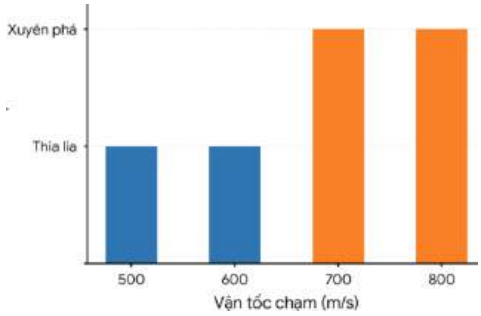
Ở vận tốc va chạm 700 m/s, năng lượng va chạm tăng lên rõ rệt, làm thay đổi bản chất cơ chế tương tác giữa đầu đạn và mục tiêu. Thành phần năng lượng theo phương pháp tuyến đủ lớn để duy trì quá trình xuyên, khiến đầu đạn ăn sâu vào bản thép và tạo vùng biến dạng dẻo phát triển mạnh. Lực cản xuyên chiếm ưu thế so với lực bật nảy, làm triệt tiêu xu hướng thia

lia. Kết quả mô phỏng cho thấy đây là vùng vận tốc chuyển tiếp, trong đó cơ chế tương tác dịch chuyển từ thia lia sang xuyên phá.



Hình 6. Tương tác ở vận tốc va chạm V_c = 800 m/s

Tại vận tốc va chạm 800 m/s, động năng của đầu đạn đạt giá trị cao, năng lượng va chạm được truyền hiệu quả vào mục tiêu theo phương pháp tuyến. Quá trình xuyên phá diễn ra ổn định và liên tục, vùng phá hủy mở rộng cả theo chiều sâu và chiều ngang. Không quan sát thấy hiện tượng trượt hay bật nảy. Điều này khẳng định rằng ở miền vận tốc cao, năng lượng va chạm đủ lớn để áp đảo hoàn toàn cơ chế thia lia, và xuyên phá trở thành cơ chế chi phối.

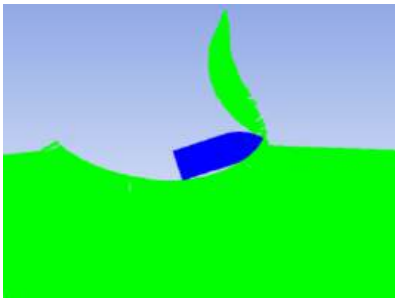


Hình 7. Sơ đồ mô tả sự ảnh hưởng của vận tốc chạm của đầu đạn tới hiện tượng thia lia

Kết quả mô phỏng cho thấy khi vận tốc chạm tăng, năng lượng va chạm của đầu đạn tăng theo, làm tăng khả năng truyền năng lượng vào mục tiêu và thúc đẩy quá trình xuyên phá. Ở miền vận tốc thấp, năng lượng không đủ lớn để thắng lực bật nảy sinh ra do góc chạm xiên, dẫn đến hiện tượng thia lia. Khi vận tốc đạt đến một giá trị tới hạn (khoảng 700 – 800 m/s trong điều kiện khảo sát), cơ chế tương tác chuyển tiếp từ thia lia sang xuyên phá. Như vậy, vận tốc chạm là tham số có ảnh hưởng quyết định đến khả năng xảy ra hiện tượng thia lia.

3.4.2. Trường hợp khảo sát ảnh hưởng của hình dạng mũi đạn

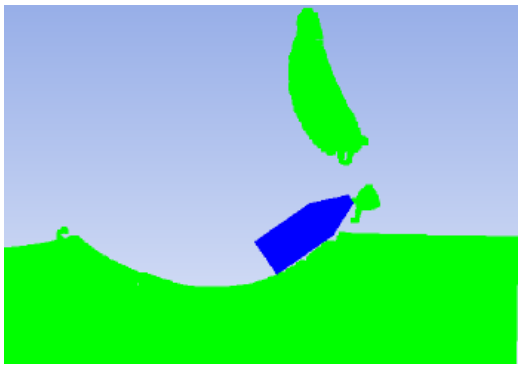
Sau quá trình thực hiện mô phỏng đầu đạn va chạm với mục tiêu ở góc chạm 40°, ứng với hình dạng mũi đạn lần lượt là dạng thon, dạng tù và dạng cầu, ta thu được kết quả như sau:



Hình 8. Tương tác giữa đầu đạn mũi thon với bản thép

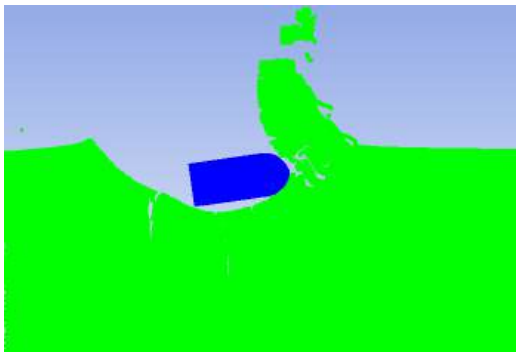
Đối với đầu đạn mũi thon, chiều sâu xuyên vào bản thép là nhỏ nhất trong ba trường

hợp khảo sát. Mô phỏng cho thấy mũi đạn chỉ tạo ra một vùng lõm nông trên bề mặt mục tiêu trước khi bị bật nảy. Do góc chạm xiên, phần lớn năng lượng va chạm bị tiêu hao cho chuyển động trượt và quay lệch của đầu đạn, trong khi thành phần năng lượng theo phương pháp tuyến không đủ lớn để duy trì quá trình xuyên sâu. Vì vậy, mặc dù áp suất tiếp xúc tại mũi đạn lớn, khả năng xuyên sâu bị hạn chế rõ rệt và hiện tượng thia lia xảy ra sớm.



Hình 9. Tương tác giữa đầu đạn mũi tù với bản thép

So với mũi thon, đầu đạn mũi tù đạt được chiều sâu xuyên lớn hơn, thể hiện qua mức độ biến dạng dẻo sâu hơn của bản thép tại vùng va chạm, do mũi tù có vùng tiếp xúc bán đầu với bản thép lớn hơn mũi thon. Vùng lõm hình thành rõ rệt và lan rộng hơn trước khi đầu đạn bị bật nảy. Tuy nhiên, do lực tiếp tuyến vẫn chiếm ưu thế trong điều kiện góc chạm nhỏ, quá trình xuyên không được duy trì liên tục và không hình thành lỗ xuyên hoàn toàn. Chiều sâu xuyên của mũi tù ở mức trung gian, phản ánh sự cải thiện nhất định về khả năng truyền năng lượng so với mũi thon nhưng chưa đủ để khắc phục hiện tượng thia lia.

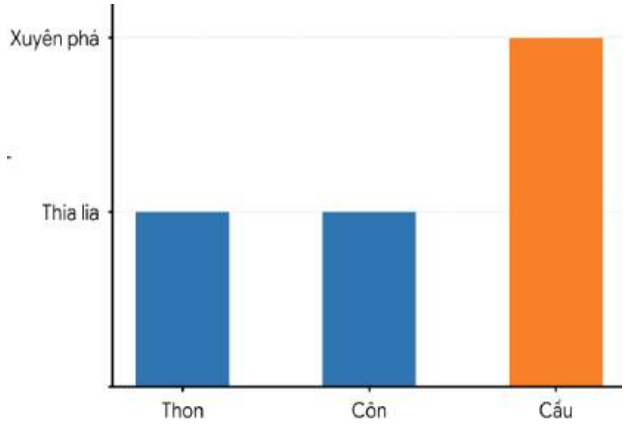


Hình 10. Tương tác giữa đầu đạn mũi cầu với bản thép

Đầu đạn mũi cầu cho chiều sâu xuyên lớn nhất trong ba trường hợp. Mô phỏng cho thấy mũi đạn xuyên sâu vào bản thép, hình thành lỗ xuyên rõ ràng và duy trì chuyển động theo phương pháp tuyến sau va chạm. Nhờ vùng tiếp xúc ban đầu với bản thép lớn và phân bố áp suất đều hơn, thành phần lực pháp tuyến được tăng cường, giúp năng lượng va chạm được truyền hiệu quả vào mục tiêu. Kết quả là quá trình xuyên phá diễn ra ổn định, hạn chế hiện tượng bật nảy và đạt chiều sâu xuyên tốt hơn so với mũi thon và mũi tù.

Bảng 2. Kết quả mô phỏng sự ảnh hưởng của hình dạng mũi đạn tới hiện tượng thia lia

Hình dạng mũi đạn	Thon	Tù	Cầu
Kết quả	Thia lia	Thia lia	Xuyên phá



Hình 11. Sơ đồ mô tả ảnh hưở ng của hình dạng mũi đạn đến hiện tượng thia lia

So sánh các trường hợp hình dạng mũi đạn cho thấy hình dạng mũi đạn có ảnh hưởng rõ rệt đến khả năng truyền năng lượng va chạm vào mục tiêu. Mũi thon và mũi tù làm tăng xu hướng trượt và phân tán năng lượng theo phương tiếp tuyến, dẫn đến chiều sâu xuyên hạn chế và dễ xảy ra thia lia. Ngược lại, mũi cầu giúp phân bố áp suất tiếp xúc đều hơn, tăng thành phần lực pháp tuyến và nâng cao hiệu quả truyền năng lượng vào bản thép, từ đó làm tăng chiều sâu xuyên và giảm xác suất thia lia. Kết quả này cho thấy việc đánh giá khả năng xuyên phá cần xem xét đồng thời cả vận tốc chạm và hình dạng mũi đạn, thay vì chỉ dựa trên một yếu tố đơn lẻ.

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm và hình dạng mũi đạn đến hiện tượng thia lia của đầu đạn xuyên thép 122 mm khi tương tác với bản thép đồng nhất bằng phương pháp mô phỏng số sử dụng ANSYS AUTODYN. Kết quả nghiên cứu cho thấy khả năng thia lia tỉ lệ nghịch với vận tốc chạm của đầu đạn, xác định được vùng vận tốc chuyển tiếp từ thia lia sang xuyên phá là 600 – 700 m/s (tại góc chạm 40°). Bên cạnh đó, hình dạng mũi đạn cũng ảnh hưởng đáng kể đến khả năng xuyên phá. Đầu đạn có mũi thon và mũi tù dễ xảy ra thia lia hơn, trong khi mũi cầu cho khả năng xuyên sâu tốt hơn trong cùng điều kiện va chạm.

Kết quả nghiên cứu không chỉ góp phần làm sáng tỏ bản chất vật lý của hiện tượng thia lia mà còn cung cấp cơ sở khoa học cho việc tối ưu hóa thiết kế đầu đạn xuyên thép, lựa chọn hình dạng mũi phù hợp và xác định điều kiện bắn hiệu quả.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Quang Dũng (2019), *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến tác dụng xuyên thép của đầu đạn xuyên thép,* Luận án tiến sĩ Kỹ thuật, HVKTQS, Hà Nội.
2. Nguyễn Văn Thuỷ, Trần Văn Định (2007), *Uy lực đạn*, Nxb HVKTQS.
3. Trần Văn Định (2000), *Nguyên lý thiết kế đầu đạn pháo và đầu đạn cối*, Nxb HVKTQS.
4. Yingxiang Wu, Xigui Tao, Yijiang Xue (2022), *Analytical Investigation of Ricochet Range of Ogive-Shaped Nose Projectile Obliquely Penetrating Thick Steel Target*. Link: *https://www.mdpi.com/2076-3417/12/9/4692*.
5. Teresa Fras (2023), *On the Effect of Pitch and Yaw Angles in Oblique Impacts of Small-Caliber Projectiles*, Defence Technology, from https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214914723001617.
6. David Touati, Ilan Azulay, Noam Gador, Mulugeta Hailu (2019), *Ricochet and Fragmentation Analysis of Projectile from Impact on Steel Plate and Soil Using Numerical Simulation*, Proceedings

of the 31st International Symposium on Ballistics, from https://dpi-proceedings.com/index.php/ballistics31/article/view/33206.

Investigation into the effects of impact velocity and projectile nose shape on the ricochet capability of 122mm BR-471 armor-piercing projectiles interacting with steel plates

Abstract: *This article investigates the influence of impact velocity and various projectile nose shapes on the ricochet phenomenon of the 122 mm BR - 471 armor-piercing projectile impacting a homogeneous steel plate using numerical simulation. Simulations were performed using ANSYS AUTODYN software with the 122 mm BR - 471 projectile model under impact velocities ranging from 500 m/s to 800 m/s, featuring ogive, spherical, and blunt nose shapes, to determine the projectile's transition threshold between ricochet and penetration. The results indicate that lower impact velocities increase the probability of ricochet, with the transition threshold identified in the velocity range of 600 - 700 m/s at a 40° impact angle. Projectiles with spherical noses demonstrated better ricochet resistance compared to other geometries. This study provides insights into the factors affecting the projectile ricochet phenomenon and serves as a reference for the design and manufacturing of armor-piercing projectiles.*

Keywords: Armor-piercing, impact velocity, projectile nose, ricochet, penetration.

Xây dựng mô hình toán học xác định tham số thuật phóng trong động cơ phản lực xung nhiên liệu rắn

Nguyễn Trung Nhân[1], Phạm Xuân Quyền[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: trungnhan01@gmail.com; Tel: 0707926851

Tóm tắt

Bài báo trình bày cơ sở lý thuyết và nguyên lý hoạt động của động cơ phản lực xung, xây dựng mô hình tính toán các thông số kết cấu bằng phương pháp giải tích trên cơ sở lý thuyết thuật phóng trong và mô hình cháy theo luật hàm số mũ, các công thức tính tốc độ cháy, áp suất trong buồng đốt, xung lực và kích thước hình học. Kết quả tính toán được kiểm chứng bằng chương trình Matlab và thông số kỹ thuật của một loại động cơ phản lực xung đã được công bố, cho thấy độ phù hợp cao, mô hình đưa ra là tin cậy. Kết quả thu được từ bài báo cung cấp cơ sở lý thuyết cho tính toán trong công tác thiết kế, chế tạo và đánh giá hiệu năng động cơ phản lực xung trong ứng dụng thực tế.

Từ khóa: *Động cơ phản lực xung; thuật phóng trong; hiệu chỉnh quỹ đạo; thiết bị bay.*

1. Đặt vấn đề

Động cơ phản lực xung được coi là hiệu quả khi nó sinh ra xung lực tức thời đủ lớn để hiệu chỉnh quỹ đạo bay với sai số nhỏ trong suốt vòng đời khai thác của tên lửa và đạn có điều khiển. Các tham số thiết kế: thời gian cháy, xung lực toàn phần, áp suất trong buồng đốt và độ bền vỏ là những tiêu chí đánh giá nhằm đảm bảo khả năng làm việc, an toàn và độ tin cậy của hệ thống. Về phương diện khoa học, nghiên cứu động cơ phản lực xung - (IDK) dựa trên nền tảng bài toán thuật phóng trong, mô hình cháy theo luật số mũ và các quan hệ nhiệt - động lực học mô tả truyền áp và lưu lượng qua tiết diện tới hạn đây là cơ sở khoa học cần thiết cho thiết kế sơ bộ và mô phỏng số.

Trong bối cảnh hiện đại hóa khí tài, phát triển động cơ phản lực xung là yêu cầu chiến kỹ thuật cấp thiết để nâng cao độ chính xác của tên lửa và đạn có điều khiển. IDK sở hữu ưu thế cấu tạo đơn giản, khối lượng nhỏ và thời gian làm việc rất ngắn (thường 40 - 60 ms) nhưng có khả năng sinh xung lực đủ lớn để bù sai số quỹ đạo hàng chục mét. Tuy nhiên, các nghiên cứu chuyên sâu về đặc tính tính toán và mô phỏng dành cho cấu hình thực tiễn còn hạn chế trong nước. Các công trình [1, 2] đã phân tích đặc tính hoạt động và cơ chế điều khiển động cơ phản lực xung. Trong [3] có đưa ra một vài thông số nhưng chưa đưa ra phương pháp tính toán tương ứng. Trong khi đó, các giáo trình trong nước [4, 5] chỉ trình bày các công thức cơ bản cho động cơ tên lửa, chưa đáp ứng yêu cầu nghiên cứu chuyên sâu.

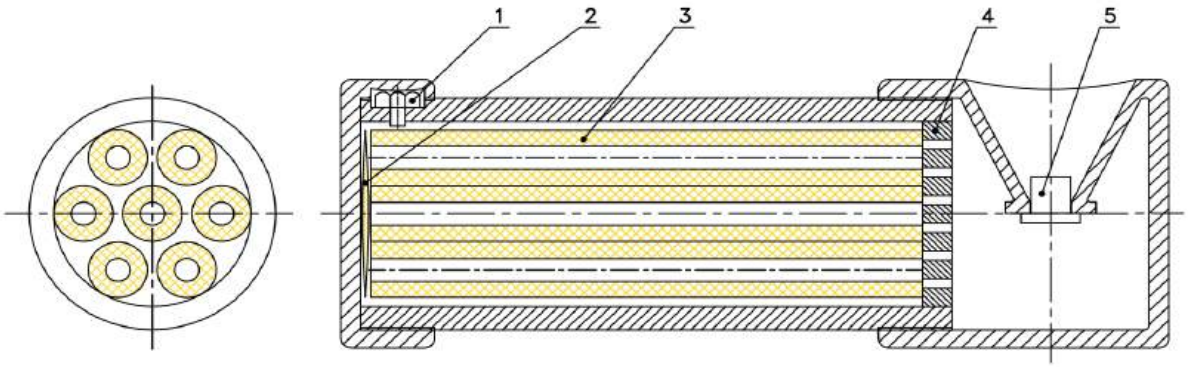
Bài báo này xây dựng mô hình toán, triển khai chương trình trên MATLAB và đánh giá các tham số thiết kế cơ bản nhằm cung cấp cơ sở khoa học và thực tiễn cho công tác thiết kế - chế tạo - thử nghiệm IDK.

2. Cơ sở lý thuyết và nguyên lý hoạt động của động cơ phản lực xung

IDK là một loại động cơ phản lực xung nhiên liệu rắn tạo ra lực đẩy tức thời nhằm thay đổi quỹ đạo bay. Nhiên liệu thường là thuốc phóng hai thành phần hoặc thuốc phóng hỗn hợp. Thuốc phóng hỗn hợp là sự kết hợp giữa chất oxi hóa và hợp chất hữu cơ, giúp cải thiện đặc tính năng lượng của chúng.

IDK có buồng đốt hình trụ liên kết với loa phụt nhằm đảm bảo duy trì tốc độ sinh khí

(Hình 1). Động cơ được phát hoả bằng kíp điện (1), khi kíp điện nổ sẽ mồi cháy liều thuốc mồi (2). Hỗn hợp thuốc phóng (3) gồm 7 thanh thuốc phóng dạng ống được đặt trong buồng đốt. Các sản phẩm cháy đi qua đế chắn khí thuốc (4) đến khoảng không gian trước của loa phụt. Khi sản phẩm cháy đạt đến áp suất khí thuốc ban đầu, phần chặn của nắp (5) sẽ bị cắt và lực đẩy phản lực sẽ hình thành nhanh chóng, duy trì trong một khoảng thời gian ngắn (thường là 40...60 ms).



Hình 1. Sơ đồ động cơ phản lực xung

1 – kíp điện; 2 – liều thuốc mồi; 3 – hỗn hợp thuốc phóng; 4 – đế chắn khí thuốc; 5 – nút chặn.

Tốc độ cháy của thuốc phóng phụ thuộc vào diện tích tiếp xúc bề mặt. Quá trình thay đổi diện tích bề mặt cháy có thể được điều chỉnh bằng cách bọc một lớp bảo vệ trên bề mặt thanh thuốc phóng.

Thanh thuốc phóng bọc kín hai mặt đầu, diện tích bề mặt cháy không thay đổi trong suốt quá trình cháy (Hình 2, a).

Diện tích bề mặt cháy gồm mặt ngoài và mặt trong của thanh thuốc phóng.

Theo [5, tr. 238] với u là tốc độ cháy, thì diện tích bề mặt cháy S sẽ thay đổi theo quy luật: $S = \pi\left[\left(D_p - 2ut\right) + \left(d + 2ut\right)\right]L_p = \pi\left(D_p + d_p\right)L_p = const$ (1)

Trong đó:

$ut = e$ - bề dày cháy của thanh thuốc phóng [m];

D_p - đường kính ngoài của thanh thuốc phóng [m]; d_p - đường kính trong của thanh thuốc phóng [m]; L_p - chiều dài của thanh thuốc phóng [m].

Đối với thanh thuốc phóng bọc kín mặt ngoài thì diện tích bề mặt được tính theo công thức (Hình 2, b). Diện tích bề mặt cháy gồm hai mặt đầu và mặt trong của thanh thuốc phóng.

Theo [5, tr 239] ta có:

Diện tích bề mặt cháy bên trong thanh thuốc phóng:

$$S_{mt} = \pi\left(d_p + 2ut\right)\left(L_p - 2ut\right) \text{ [m}^2\text{]} \quad (2)$$

Diện tích bề mặt cháy hai mặt đầu thanh thuốc phóng:

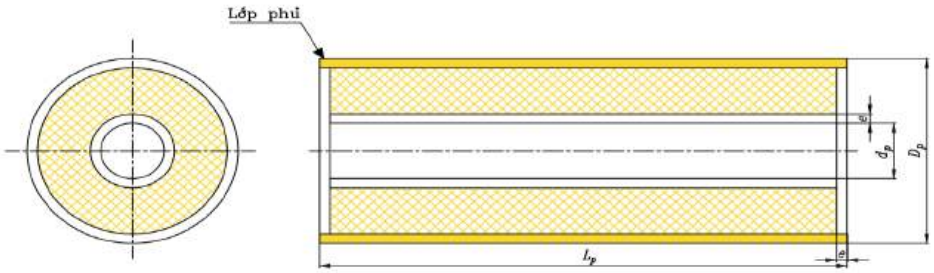
$$S_{md} = \pi\left(\frac{D_p^2}{4} - \frac{\left(d_p + 2ut\right)^2}{4}\right) \text{ [m}^2\text{]} \quad (3)$$

Diện tích bề mặt cháy thanh thuốc phóng:

$$S = S_{mt} + S_{md} = \pi\left[\left(d_p + 2ut\right)\left(L_p - 2ut\right) + \frac{D_p^2}{4} - \frac{\left(d_p + 2ut\right)^2}{4}\right] \text{ [m}^2\text{]} \quad (4)$$



a – Bọc kín hai mặt đầu



b – Bọc kín mặt ngoài

Hình 2. Sơ đồ của thanh thuốc phóng dạng ống

3. Mô hình tính toán các thông số kết cấu động cơ phản lực xung

3.1. Một số thông số của động cơ phản lực xung

Tốc độ cháy u phụ thuộc vào thành phần của thuốc phóng, áp suất và nhiệt độ. Trong các sách giáo trình và sách chuyên ngành về bài toán thuật phóng trong, có nhiều công thức liên kết tốc độ cháy với áp suất khí p. Ví dụ, trong cuốn sách của M.E. Serébryakov, K.K. Greten, G.V. Oppokov "Bài toán thuật phóng trong" (M.: Oborongiz, 1939), chỉ ra mối quan hệ tỷ lệ, theo đó sự gia tăng áp suất theo thời gian được mô tả bằng một hàm mũ. Trong các nghiên cứu sau này của B.V. Orlov và G.Yu. Mazinga, bao gồm trong công trình "Các cơ sở nhiệt động lực học và sự chuyển động của đạn trong thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn" (M.: Mashinostroenie, 1968), đã đưa ra một định lý [6]:

$$u(p)=\begin{cases}2\sqrt{p}, 0<p<10 \quad MPa\\ 10+0{,}1p,\ p>10\ MPa\end{cases} \tag{5}$$

Khi cháy theo cách này, áp suất ban đầu tăng theo hình parabol, sau đó chuyển sang mối quan hệ hàm số mũ. Một định lý về cháy theo quy luật hàm số mũ [5]: $u=U_1 p^{\nu}$ (6)

Trong đó: u – tốc độ cháy của nhiên liệu [m/s]; U_1 – hằng số phụ thuộc vào loại nhiên liệu động cơ; v – hằng số mũ định luật cháy.

Tất cả các công thức bài toán thuật phóng trong được áp dụng ở giai đoạn thiết kế ban đầu và được điều chỉnh lại thông qua thử nghiệm thực tế đối với IDK. Đối với IDK hiện đại dùng cho thiết bị bay LA, người ta khuyến nghị sử dụng nhiên liệu dạng các khối thuốc phóng có 7 hoặc 19 thanh đơn hình ống. Với số lượng khối thuốc phóng như vậy, chúng có thể được xếp chặt nhất trong vỏ động cơ hình trụ của động cơ phản lực xung.

Từ khối lượng nhiên liệu cần thiết với i [m/s] - xung lượng của thuốc phóng ta có:

$$m_{zar}=\frac{I}{i} \tag{7}$$

Từ đó xác định mức tiêu thụ khối lượng nhiên liệu theo công thức:

$$m_{_} = \frac{m_{zar}}{t} \tag{8}$$

Chiều dài của thanh thuốc phóng ứng với khối lượng đã tính được xác định:

$$l_{zar} = \frac{4m_{zar}}{\rho_{zar} n\pi \left(D_p^2 - d_p^2\right)} \tag{9}$$

Trong đó: ρ_{zar} - khối lượng riêng thuốc phóng [kg/m^3]; n - số lượng thanh thuốc phóng. Áp suất p [Pa] trong động cơ được tính dựa trên định luật cháy theo hàm số mũ:

$$p = \left(\frac{D_p - d_p}{4U_1 t}\right)^{1/v} \tag{10}$$

Để đảm bảo quá trình cháy ổn định, áp suất làm việc trong động cơ phải vượt qua giá trị áp suất nhỏ nhất cho phép: $p_{\min} \approx p_{\min 0} + 103k^{2,03}$ (11)

Trong đó: p_{min0} - áp suất nhỏ nhất (đối với hầu hết các loại nhiên liệu, p_{min0} = 1,0…3,5 MPa); k - tham số Pobedonostsev là tỷ số giữa diện tích bề mặt cháy của các thanh thuốc phóng và diện tích mặt cắt ngang của động cơ:

$$k = \frac{4\left(D_p + d\right) l_{zar} n}{d_{vn}^2 - \left(D_p^2 - d_p^2\right) n} \tag{12}$$

Trong đó: d_{vn} - đường kính trong của động cơ [m].

Đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt $d_{кр}$ [m] được xác định dựa trên mối quan hệ giữa lưu lượng khí và áp suất trong buồng đốt: $m_{_} = Ap\frac{\pi d_{kr}^2}{4}$ (13)

Trong đó: $A = \frac{\left[2/\left(k+1\right)\right]^{1/(k-1)} \left[2k/\left(k+1\right)\right]^{1/2}}{f_0^{1/2}}$ (14)

Với k - chỉ số đoạn nhiệt của sản phẩm cháy, k=1,2…1,3; f_0 - lực của thuốc phóng (nhiên liệu) [N.m/kg].

Theo [7, tr. 97-115] Các kích thước hình học của động cơ (Hình 3) được xác định theo các công thức gần đúng sau:

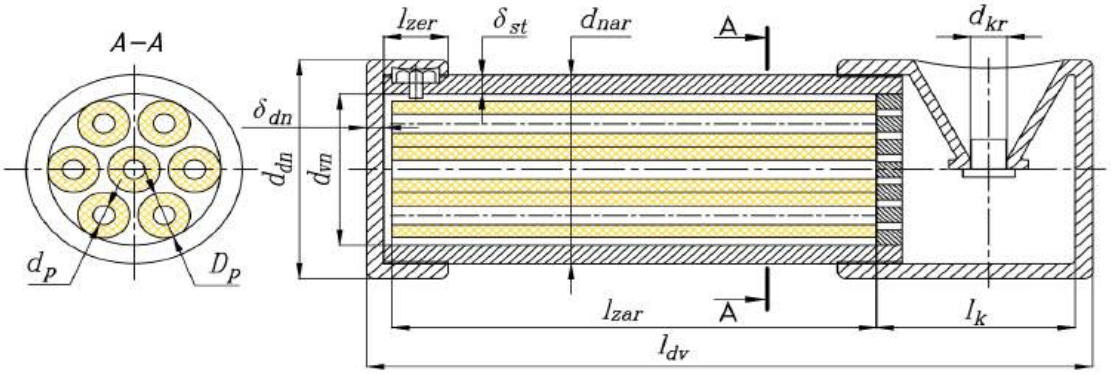
Bề dày vỏ động cơ: $\delta_{st} = \frac{\zeta d_{vn} p}{2\sigma_{vr}}$; Đường kính ngoài động cơ: $d_{nar} = d_{vn} + 2\delta_{st}$ (15)

Chiều dài ren: $l_{rez} = 0,88\frac{\zeta p S_{vn}}{\sigma_{vr}\left(d_{nar} - 2h_{rez}\right)}$; Diện tích buồng đốt: $S_{vn} = \frac{\pi d_{vn}^2}{4}$ (16)

Chiều dài động cơ: $l_{dv} = l_{zar} + 2\sigma_{dn} + l_k$; Chiều dài loa phụt: $l_k = d_{kr} + k_k d_{kr}$ (17)

Độ dày đáy động cơ: $\delta_{dn} = 0,45 d_{nar}\sqrt{\frac{\zeta p}{\sigma_{vr}}}$ (18)

Đường kính đáy động cơ: $d_{dn} = d_{vn} + 4\delta_{st}$ (19)



Hình 3. Các kích thước hình học của động cơ phản lực xung IDK.

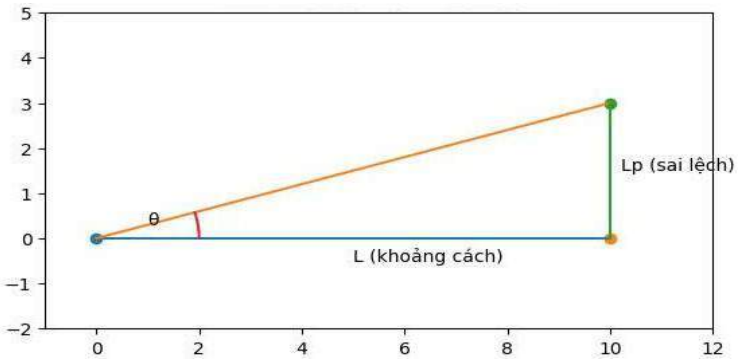
δ_{ST} - bề dày của vỏ động cơ [m]; ζ - hệ số dự trữ bền, trong các tính toán sơ bộ, ζ=1; d_{vn}, d_{nar} - đường kính trong và đường kính ngoài động cơ [m]; σ_{vr} - Ứng suất giới hạn của vật liệu động cơ [Pa]; δ_{dn} - độ dày đáy [m]; d_{dn} - đường kính đáy [m]; l_{rez} - chiều dài ren [m]; S_{vn} - diện tích buồng đốt động cơ [m^2]; h_{rez} - bước ren [m]; l_{dv} - chiều dài của động cơ [m]; l_{zar} - chiều dài thanh thuốc phóng [m]; $l_к$ - chiều dài của loa phụt [m]; d_{kr} - đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt [m]; $k_к$ - hệ số kéo dài của loa phụt, trong các phép tính ước tính $K_k = 0,5....1,0$.

3.2. Một số tham số tính toán thuật phóng trong của động cơ phản lực xung

Thời gian hoạt động của động cơ t được xác định bởi tốc độ góc của thiết bị bay và khi với thời gian nó quay 1/3 vòng (trong quá trình này, động cơ sẽ cung cấp một xung lực lớn và hiệu suất cao): $t = \frac{2\pi}{3\omega}$ [s]. Với ω là tốc độ góc của LA [rad/s]. (20)

Xung lực toàn phần của động cơ: $I = F_k t$ [N.s] (21)

Theo định lý xung lượng: $F_k.t = m.\Delta V$ (22)



Hình 4. Minh hoạ góc lệch quỹ đạo

Xét tam giác hình học tạo bởi quỹ đạo danh định và quỹ đạo thực. Góc lệch quỹ đạo θ được xác định bởi tỷ số giữa sai lệch ngang L_p và khoảng cách đến mục tiêu L. Với giải thiết góc nhỏ, ta có góc lệch quỹ đạo: $\theta \approx \mathrm{Tan}\,\theta = \frac{L_p}{L}$ đồng thời để hiệu chỉnh, cần tạo thành phần vận tốc ngang: $\Delta V \approx V.\theta = V.\frac{L_p}{L}$. Từ đó thế vào (25) ta được: $F_k = \frac{mVL_p}{Lt}$ (23)

Trong đó: F_k [N] là lực đẩy trung bình trong thời gian thực hiện một lần hiệu chỉnh; m [kg] - khối lượng thiết bị bay; L_p [m] - sai lệch so với mục tiêu cần được điều chỉnh; V [m/s] -

vận tốc của thiết bị bay trước khi hiệu chỉnh [m/s]; L [m] - Cự ly của thiết bị bay đến mục tiêu tại thời điểm tín hiệu hiệu chỉnh bắt đầu làm việc.

Theo [5] ta có phương trình lực đẩy của động cơ phản lực xung: $I_{ud} = \frac{F}{\dot{m}}$ (24)

Với $\dot{m}$ là lưu lượng khối lượng nhiên liệu mà ta có: $m_{dv} = \dot{m}.t$ (25)

Biến đổi biểu thức (24) với thời gian t và (25) ta được: $I_{ud} = \frac{F}{\dot{m}} = \frac{F.t}{\dot{m}.t} = \frac{I}{m_{dv}}$ (26)

Trong đó khối lượng tổng cộng của động cơ m_{dv} [kg] là tổng khối lượng của tất cả các phần tử của nó, bao gồm cả nhiên liệu. Từ (26) nhận thấy xung lượng riêng động cơ I_{ud} [N.s/kg] là đại lượng đặc trưng cho hiệu quả của động cơ phản lực xung.

4. Tính toán – xác định các tham số thiết kế cơ bản của động cơ phản lực xung

Thông số đầu vào bao gồm: các thông số cơ bản của động cơ, thông số đặc trưng thuốc phóng; cũng như điều kiện giới hạn về áp suất thiết kế được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Bảng tham số đầu vào của động cơ phản lực xung IDK kiểu LA [8]

TT	Nội dung	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1.	Khối lượng thiết bị bay	m	145	(kg)
2.	Vận tốc tên lửa trước hiệu chỉnh	V	500	(m/s)
3.	Tốc độ góc	Ω	42,0973	(rad/s)
4.	Độ lệch so với mục tiêu	L_p	50	(m)
5.	Cự ly đến mục tiêu tại thời điểm hiệu chỉnh	L	5000	(m)
6.	Xung lượng của thuốc phóng	i	2400	(m/s)
7.	Khối lượng riêng của thuốc phóng	ρ_{zar}	1800	(kg/m^3)
8.	Khối lượng riêng của động cơ	ρ_{dc}	7850	(kg/m^3)
9.	Số lượng thanh thuốc phóng	n	19	-
10.	Đường kính ngoài thanh thuốc phóng	D_p	0,01	(m)
11.	Đường kính trong thanh thuốc phóng	d_p	0,003	(m)
12.	Đường kính trong động cơ	d_{vn}	0,05	(m)
13.	Bước ren	h_{rez}	$0,7.10^{-3}$	(m)
14.	Ứng suất giới hạn của động cơ	σ_{vr}	$1.5.10^{9}$	(Pa)
15.	Hằng số trong định luật cháy hàm số mũ	U_1	$1,4.10^{-4}$	-
16.	Số mũ trong định luất cháy hàm số mũ	υ	0,3	-
17.	Lực của thuốc phóng	f_0	10^6	$(N.m/kg)$
18.	Áp suất giới hạn	$p_{\min}$	2.10^6	(Pa)
19.	Hệ số mũ đoạn nhiệt	k	1,2	-
20.	Hệ số dự trữ bền	ζ	1,5	-
21.	Hệ số kéo dài của loa phụt	K_k	1	-

Bảng 2. Kết quả tính toán các thông số kết cấu cho động cơ phản lực xung IDK kiểu LA [8]

TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị
1.	Thời gian làm việc của động cơ	$t = \frac{2\pi}{3\omega}$	0,0498	(s)
2.	Lực đẩy trung bình khi hiệu chỉnh động cơ	$F_k = \frac{mL_pV}{L.t}$	14572,49	(N)
3.	Xung lực toàn phần của động cơ	$I = F_k t$	725,0	(N.s)
4.	Khối lượng nhiên liệu cần thiết	$m_{zar} = I / i$	0,302	(kg)
5.	Mức tiêu thụ khối lượng nhiên liệu động cơ	$m_{_} = \frac{m_{zar}}{t}$	6,0719	(kg/s)
6.	Chiều dài của thanh thuốc phóng động cơ	$l_{zar} = \frac{4m_{zar}}{\rho_{zar} n\pi \left(D_p^2 - d_p^2\right)}$	0,1236	(m)
7.	Áp suất trong buồng đốt động cơ (theo U_1, ν)	$p = \left(\frac{D_p - d_p}{4U_1 t}\right)^{1/\nu}$	100,08	(MPa)
8.	Tốc độ cháy	$U = U_1 p^{\nu}$	0,0352	(m/s)
9.	Tham số Pobiedonostsev	$k = \frac{4\left(D_p + d\right) l_{zar} n}{d_{vn}^2 - \left(D_p^2 - d_p^2\right) n}$	158,3696	-
10.	Áp suất làm việc giới hạn	$p_{\min} \approx p_{\min 0} + 103k^{2,03}$	5,01	(MPa)
11.	Hệ số lưu lượng khí động	$A = \frac{\left[2/\left(k+1\right)\right]^{1/(k-1)} \left[2k/\left(k+1\right)\right]^{1/2}}{f_0^{1/2}}$	0,000649	-
12.	Đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt	$d_{kr} = 2\left(\frac{m_{_}}{\pi A r}\right)^{1/2}$	0,0109	(m)
13.	Bề dày vỏ động cơ	$\delta_{st} = \frac{\zeta d_{vn} p}{2\sigma_{vr}}$	0,0026	(m)
14.	Đường kính ngoài động cơ	$d_{nar} = d_{vn} + 2\delta_{st}$	0,0553	(m)
15.	Độ dày đáy động cơ	$\delta_{dn} = 0,45 d_{nar} \sqrt{\frac{\zeta p}{\sigma_{vr}}}$	0,0081	(m)
16.	Đường kính đáy động cơ	$d_{dn} = d_{vn} + 4\delta_{st}$	0,0605	(m)
17.	Diện tích buồng đốt	$S_{vn} = \frac{\pi d_{vn}^2}{4}$	0,001963	(m^2)
18.	Chiều dài ren	$l_{rez} = 0,88 \frac{\zeta p S_{vn}}{\sigma_{vr}\left(d_{nar} - 2h_{rez}\right)}$	0,0034	(m)
19.	Chiều dài loa phụt	$l_k = d_{kr} + k_k d_{kr}$	0,0218	(m)
20.	Chiều dài động cơ	$l_{dv} = l_{zar} + 2\sigma_{dn} + l_k$	0,1615	(m)

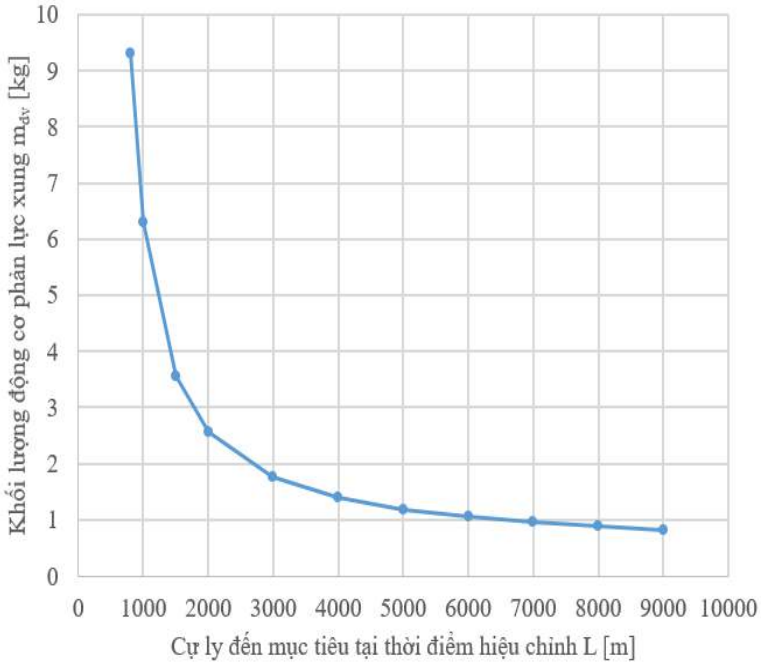
TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị
21	Xung lượng riêng động cơ	$I_{ud} = I / m_{dv}$	613,43	(N.s/kg)
22	Khối lượng động cơ	$m_{dv} = \frac{\pi}{4}[\rho_{dc}(d_{dn}^2(l_{rez} + \delta_{dn}) - d_{nar}^2 l_{rez}) + \rho n l_{zar}(D_p^2 - d_p^2) + \rho_{dc}((d_{nar}^2 - d_{vn}^2) l_{zar} + (d_{dn}^2(l_k + \delta_{dn}) - d_{nar}^2 l_k))]$	1,182	(kg)

Thực hiện các bước tính toán tương tự trên chương trình Matlab với động cơ phản lực xung IDK kiểu LA (Bảng 1) với các cự ly đến mục tiêu tại thời điểm hiệu chỉnh khác nhau ta được kết quả sau:

Bảng 3. Kết quả tính toán khi thay đổi tham số cự ly đến mục tiêu tại thời điểm hiệu chỉnh L [m]

L [m]	800	1000	1500	2000	3000	4000	5000	6000	7000	8000	9000
m_{dv} [kg]	9,307	6,301	3,559	2,570	1,752	1,389	1,182	1,047	0,952	0,881	0,862
F_k [kN]	91,07	72,86	48.57	36,43	24,29	18,21	14,57	12,14	10,41	9,12	8,09
I_{ud} [N.s/kg]	486,9	575,3	679,1	705,3	689,6	652,3	613,4	577,1	544,1	514,4	487,7

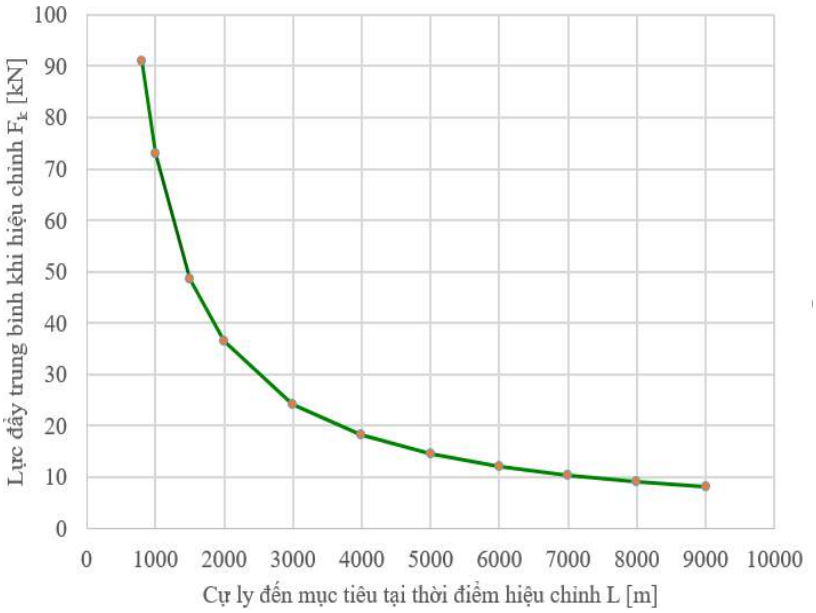
Từ Bảng 3 ta có các đồ thị ứng với các Hình 5, 6, 7.



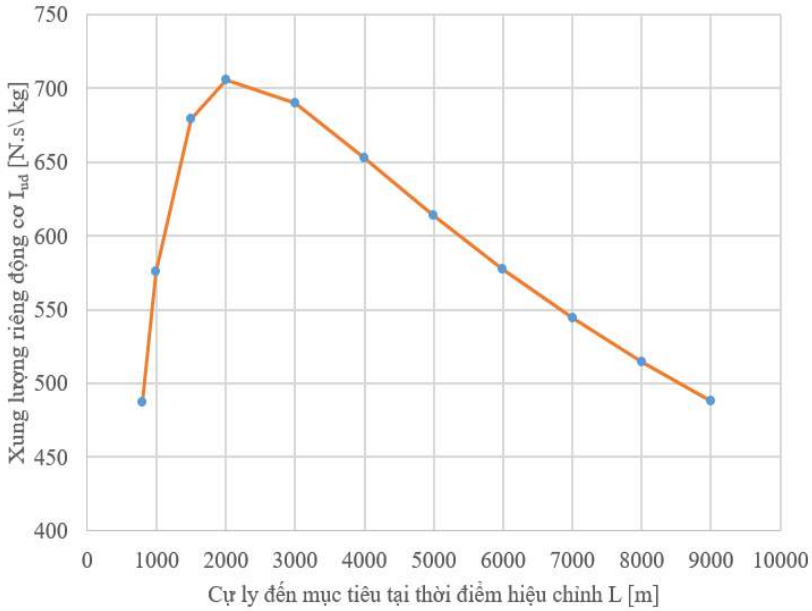
Hình 5. Mối quan hệ giữa θ và m_{dv}

Từ Hình 5 ta thấy khi góc lệch θ càng lớn thì thiết bị bay phải đổi hướng thật mạnh để gặp mục tiêu chính xác. Mà để đổi hướng được nhanh thì động cơ phản lực xung phải có khối lượng thuốc phóng càng lớn, để sinh ra xung lượng riêng lớn đủ làm thay đổi góc θ. Ngược lại, góc lệch θ càng nhỏ thì động cơ phản lực xung có khối lượng thuốc phóng càng nhỏ.

Từ Hình 6 ta thấy khi thiết bị bay ở gần mục tiêu, sai lệch quỹ đạo cần được điều chỉnh trong thời gian rất ngắn, do đó động cơ phản lực xung phải tạo ra lực đẩy lớn để thay đổi nhanh trạng thái chuyển động của thiết bị bay. Ngược lại, khi hiệu chỉnh được thực hiện ở cự ly lớn hơn, quá trình hiệu chỉnh có thể diễn ra từ từ trong quãng đường bay dài hơn, do đó chỉ cần lực đẩy trung bình nhỏ hơn.



Hình 6. Mối quan hệ giữa θ và F_k



Hình 7. Mối quan hệ giữa θ và I_{ud}

Từ Hình 7 thể hiện khi cự ly thiết bị bay đến mục tiêu tại thời điểm hiệu chỉnh giảm từ 2000 m đến 1000 m thì I_{ud} thay đổi 132 [N.s/kg] trong 2 s cho thấy được ưu điểm của động cơ phản lực xung giúp tên lửa đổi hướng nhanh so với đổi hướng bằng cánh. Đồng thời với kết cấu thanh thuốc phóng dạng ống (Hình 3) thì với L = 2000 m, cho I_{ud} tối ưu, phản ánh đúng quy luật với thuốc phóng dạng ống, diện tích bề mặt cháy tăng theo thời gian theo quy luật hàm số mũ. Do đó áp suất buồng đốt và lực đẩy đạt giá trị cực đại tại thời điểm diện tích cháy đạt lớn nhất, thường nằm ở giai đoạn cuối của quá trình cháy trước khi suy giảm nhanh.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày mô hình toán học xác định một số tham số cơ bản về thuật phóng trong đối với động cơ phản lực xung và tính toán cụ thể với IDK kiểu LA. Đồng thời trên cơ sở các kết quả tính toán khảo sát mối quan hệ tương quan giữa góc lệch θ với khối lượng thuốc phóng, lực đẩy trung bình khi hiệu chỉnh và xung lượng riêng động cơ phản lực xung.

Kết quả cho thấy mức độ phù hợp cao với số liệu thực tế của IDK kiểu LA [8].

Kết quả đạt được có thể được sử dụng làm cơ sở lý thuyết cho việc tính toán kết cấu động cơ phản lực xung trong quá trình nghiên cứu, thiết kế và chế tạo các loại ĐPLCĐK thế hệ mới, cũng như phục vụ công tác cải tiến, hiện đại hóa các dòng đạn hiện có trong biên chế trang bị. Hơn thế nữa, kết quả nghiên cứu này mở ra hướng nghiên cứu kết hợp mô phỏng CFD – nhiệt – cơ học để phân tích chi tiết hơn quá trình cháy và truyền nhiệt.

Tài liệu tham khảo

1. Tang, M., Gong, Y., Xie, J., & Li, X. (2022). *Midcourse guidance and control for pulse motor boost missile*. Aerospace Science and Technology, 644, 3371–3381.
2. Zhou, S., Ma, Y., Liu, F., & Hu, N. (2023). *Experimental investigation on pulse operation characteristics of a rotating detonation rocket engine*. Fuel, 354, 7 p.
3. Nguyễn Văn Quân, Phạm Xuân Quyền, Võ Hùng Kết, (2024). *Tính toán các thông số kết cấu của động cơ phản lực xung*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
4. Phạm Xuân Quyền (2020). *Giáo trình điều khiển đạn dược*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
5. Phạm Thế Phiệt (1995). *Lý thuyết động cơ tên lửa*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
6. Серебряков М.Е., Гретен К.К., Оппоков Г.В. (1939). *Внутренняя баллистика*. Москва: Оборонгиз.
7. Орлов, Б. В., & Мазинга, Г. Ю. (1968). *Термодинамические основы и движение снаряда при проектировании твердотопливных двигателей*. Москва: Машиностроение.
8. Афанасьев А.Н. и др. (2017). *Исследование влияния параметров ИДК на точность стрельбы управляемых реактивных снарядов*. Известия вузов. Машиностроение, 5.

Development of a Mathematical Model for Determining Fundamental Internal Ballistic Parameters of a Pulsejet Engine

Abstract: *The article presents the theoretical foundations and operating principles of the pulsejet engine. It develops a computational model for determining structural parameters using an analytical method based on internal ballistics theory and an exponential-law combustion model. The formulas for calculating burn rate, combustion chamber pressure, thrust impulse, and geometric dimensions are derived. The computational results are verified using a Matlab simulation program and the technical specifications of a known pulsejet engine, demonstrating high consistency and confirming the reliability of the proposed model. The findings provide a theoretical basis for calculations in the design, manufacturing, and performance evaluation of pulsejet engines for practical applications.*

Keywords: Pulsejet engine; internal ballistics; trajectory correction; aerial vehicle.

Cơ sở khoa học và ứng dụng thử nghiệm độ tin cậy trong kiểm định đạn dược lục quân tại các đơn vị kho Cục Quân khí

Nguyễn Văn Quang[1*], Phạm Đức Hùng[1], Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Trần Ngọc Dương[2]

[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*; [2] Trường Cao đẳng Trinh sát, Tổng cục II

[*]*Email: nguyenvanquang1505@gmail.com; Tel: 0963093469*

Tóm tắt

Bài báo trình bày cơ sở khoa học và thực tiễn của việc thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy đạn dược và công tác kiểm định đạn dược hàng năm tại các đơn vị kho đạn cấp chiến lược. Trên cơ sở lý thuyết đánh giá về lượng thử trong công tác kiểm định đạn dược, thông qua nội dung thử tỷ lệ nổ cháy. Bài viết sử dụng ví dụ cụ thể với đạn 7,62 mm K56 để minh chứng tính đúng đắn và khả năng đại diện của phương pháp thử nổ cháy trong việc đánh giá chất lượng kỹ thuật của cả một lô đạn trong điều kiện bảo quản lâu dài tại đơn vị.

***Từ khóa**: Thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy; kiểm định đạn dược; thử tỷ lệ nổ cháy đạn dược; phân vị* χ^2

1. Đặt vấn đề

Công tác kiểm định đạn dược lục quân định kỳ của Cục Quân khí được xem là biện pháp trực tiếp, thực tế và quan trọng nhất để đánh giá chính xác trạng thái kỹ thuật, phân cấp chất lượng, từ đó bảo đảm an toàn tuyệt đối cho kho tàng cũng như hiệu quả khi sử dụng trong huấn luyện và sẵn sàng chiến đấu.

Trong thực tiễn, công tác kiểm định thường được tiến hành thông qua hình thức hóa nghiệm và bắn thử tỷ lệ nổ cháy. Tuy nhiên, một đặc thù lớn của công tác quản lý đạn dược là số lượng sản phẩm trong mỗi lô thường rất lớn. Việc tiến hành thử nghiệm toàn diện để đánh giá độ tin cậy của từng viên đạn là điều bất khả thi về mặt kinh tế, thời gian và làm tiêu hao nghiêm trọng dự trữ quốc gia. Để giải quyết mâu thuẫn giữa yêu cầu kiểm soát chặt chẽ chất lượng và giới hạn về số lượng thử, phương pháp "thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy" đã được áp dụng. Đây là hình thức thử nghiệm thực tế rút gọn, được tiến hành trên một lượng mẫu đại diện được lựa chọn ngẫu nhiên, nhằm đánh giá lại khả năng hoạt động đúng chức năng của toàn bộ lô sản phẩm sau một thời gian lưu kho [1].

Mặc dù quy trình lấy mẫu kiểm định đang được triển khai đồng bộ tại các đơn vị, nhưng một vấn đề khoa học cốt lõi cần được làm rõ là: Cơ sở toán học nào chứng minh rằng số lượng mẫu thử nhỏ bé (ví dụ 25 viên) lại có đủ khả năng đại diện về mặt thống kê cho chất lượng của cả một lô đạn lớn? Việc xác định lượng thử này không thể chỉ dựa trên kinh nghiệm chủ quan mà bắt buộc phải tuân theo các quy luật của lý thuyết xác suất thống kê nhằm kiểm soát rủi ro, sai lầm ở mức cho phép.

Xuất phát từ yêu cầu thực tiễn đó, bài báo này được thực hiện nhằm phân tích chuyên sâu cơ sở lý thuyết khoa học của phương pháp thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy đạn dược. Bằng việc áp dụng các mô hình toán học (xác suất tổ hợp và phân bố χ^2) [2] vào quy trình thử tỷ lệ nổ cháy thực tế của đạn súng 7,62-K56 ở các đơn vị Kho cấp chiến lược, nghiên cứu sẽ làm rõ tính đúng đắn và mức độ phù hợp của của việc lấy mẫu thử tỷ lệ nổ cháy hiện nay. Qua đó, bài viết không chỉ khẳng định tính hợp lý, khoa học của các hướng dẫn kiểm định do Cục Quân khí

ban hành mà còn cung cấp cơ sở để tối ưu hóa công tác đánh giá chất lượng đạn dược lục quân trong thời gian tới.

2. Cở sở lý luận phương pháp đánh giá độ tin cậy ngòi đạn

Như đã đề cập ở trên, việc xác định độ tin cậy của các sản phẩm đã sản xuất lô lớn và đưa về sử dụng, cất giữ bảo quản lâu dài hoặc chịu tác động từ bên ngoài như ngập nước, rung xóc, va đập.v.v. thì chi phí cũng như quy trình xác định độ tin cậy của sản phẩm là rất tốn kém và không cần thiết. Vì vậy phương pháp thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy là lựa chọn phù hợp và tối ưu cho việc kiểm soát độ tin cậy của các sản phẩm này (và cụ thể đối tượng của bài báo là đạn 7,62-K56) [1].

2.1. Cơ sở lý luận phương pháp lý thuyết

Phương pháp thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy quá trình xác định độ tin cậy sản phẩm gồm những nội dung cơ bản sau đây.

Giả sử cần thử một lô sản phẩm chế thử trong điều kiện thi nghiệm trước khi mang thử ở trường bắn, lượng thử được xác định là N. Trong toàn lô N_n sản phẩm có a sản phẩm tốt còn b sản phẩm không đạt. Như thế, tồn tại xác suất P(E) của sự kiện trong lượng thử có e sản phẩm không đạt, ký hiệu là sự kiện E$\{e_i\}$, trong đó i=1, N_n. Xác suất sự kiện E được xác định theo công thức tổ hợp [1].

$$\mathrm{P(E)} = \frac{\mathrm{C}_N^e \times \mathrm{C}_a^{N-e}}{\mathrm{C}_{N_n}^N} \tag{1}$$

Phương trình này có thể giải với ẩn số là N. Đại lượng được cho trước là P(E) $\geq P_h$ trong đó P_h là giới hạn dưới cho phép của XSLVKH sản phẩm, theo yêu cầu kỹ thuật đặt ra.

Các số tổ hợp có thể triển khai ở dạng:

$$\mathrm{C}_N^e = \frac{N.(N-1)\times(N-2)\times\ldots\times[(\mathrm{N}-(\mathrm{e}-1)]}{1\times 2\times\ldots\times e} \tag{2}$$

$$\mathrm{C}_{N_n}^N = \frac{N.(N-1)\times(N-2)\times\ldots\times[(-(\mathrm{N}-1)]}{1\times 2\times\ldots\times N} \tag{3}$$

$$\mathrm{C}_a^{N-e} = \frac{a.(a-1)\times(a-2)\times\ldots\times[(\mathrm{a}-(\mathrm{N}-\mathrm{e}-1)]}{1\times 2\times\ldots\times(N-e)} \tag{4}$$

Trong đó: $\mathrm{e} = \mathrm{N}\times(1 - P_h)$, $\mathrm{a} = N_n \times P_h$ (5)

Như vậy, tất cả các đại lượng ở phương trình (1) đã biểu diễn thông qua N và phương trình này có thể giải được ẩn N. Ví dụ với P_h = 0,99, N_n = 100; 200; 300; 400 nhận được các kết quả tương ứng N = 11; 17; 22; 23, còn khi P_h = 0,95 và N_n = 300 ta có N = 18.

Khi tiến hành thử N mẫu ngẫu nhiên trong lô thì số hỏng hóc nhận được phải nhỏ hơn e, nếu số lượng hỏng lớn hơn e cần phải thử lượng thử gấp đôi, nếu vẫn nhận được kết quả xấu thì lô sẽ bị đánh hỏng.

Để nâng cao độ chắc chắn của kết quả theo phương pháp này, cần phải tăng lượng thử, tuy nhiên trong nhiều trường hợp, chính số lượng sản phẩm trong lô cũng bị hạn chế. Khi đó nên kết hợp các lượng thử cả khi nghiệm thu và bàn giao sản phẩm.

Ở mức độ chính xác hơn có thể xác định lượng thử theo công thức [2]:

$$N = \frac{\chi^2_{1-\alpha}(k)}{2Q_H} \quad (6)$$

Hoặc:

$$N = \frac{\chi^2_{\beta}(k)}{2Q_\beta} \quad (7)$$

Trong đó và $\chi^2_{\beta}(k)$ là phân vị của phân bố χ^2; k là số bậc tự do $k = 2e+2$; e là số hỏng hóc giới hạn. Q_H là giới hạn dưới; Q_β là giới hạn trên; α: xác suất sai lầm loại I (xác suất chấp nhận không đạt); β: xác suất sai lầm loại II (xác suất loại bỏ đạt trên yêu cầu) [2].

Ví dụ 1: Kiểm tra chọn theo giới hạn dưới. Chọn e = 1 (cho phép tối đa 1 sản phẩm lỗi); Q_H = 0,95 (yêu cầu độ tin cậy kỹ thuật của lô đạn ≥ 95 %); Mức tin cậy 95 % ⇒ α = 0,05;

Từ bảng tra [2], tra được: $\chi^2_{1-\alpha}(k) = \chi^2_{0,95}(4) = 9,49$;

Khi đó: $N = \frac{9,49}{2 \times 0,95} \approx 5$

Kết luận: nếu cho phép 1 sản phẩm lỗi và muốn đảm bảo độ tin cậy ≥ 95 % với mức tin cậy 95 %, thì cần thử ít nhất 5 sản phẩm.

Nếu trong 5 sản phẩm đó không có sản phẩm nào lỗi hoặc có 1 sản phẩm lỗi → lô sản đó có thể được coi là đạt độ tin cậy yêu cầu.

Ví dụ 2: Kiểm tra loại bỏ theo giới hạn trên. Khi ta nghi ngờ lô sản phẩm chất lượng thấp, kiểm tra yêu cầu giới hạn trên Q_β = 0,8 (loại bỏ nếu độ tin cậy < 80%); e = 1 (Chấp nhận 1 sản phẩm lỗi); β = 0,10 (chấp nhận xác suất sai loại II là 10 %);

Tra bảng [2]: $\chi^2_{0,1}(4) = 7,78$

$$N = \frac{7,78}{2 \times 0,8} \approx 4,68$$

Kết luận: Tiến hành thử 5 sản phẩm và chỉ cho phép 1 sản phẩm lỗi. Nếu quá 1 sản phẩm lỗi thì kết luận lô sản phẩm đạt độ tin cậy < 80 % và cần loại bỏ.

2.2. Công tác kiểm định chất lượng đạn dược lục quân của các đơn vị

Trong điều kiện bảo quản lâu dài tại các đơn vị, đạn dược là loại vật tư kỹ thuật đặc biệt có thể bị suy giảm chất lượng theo thời gian, do tác động của nhiệt độ, độ ẩm, quá trình xuống cấp của thuốc phóng, bộ lửa, ngòi nổ và các thành phần khác. Để đảm bảo an toàn, hiệu quả sử dụng trong chiến đấu và huấn luyện, công tác kiểm định đạn dược đóng vai trò đặc biệt quan trọng trong hệ thống bảo đảm kỹ thuật toàn quân [3].

Hằng năm, Cục Quân khí/Tổng cục Hậu cần - Kỹ thuật ban hành hướng dẫn, kế hoạch tổ chức kiểm định trên phạm vi toàn quân đối với đạn dược đến chu kỳ, các lô nghi ngờ chất lượng, hoặc được xác định có chứa thuốc phóng xấu. Trên cơ sở kết quả công tác

thử tỷ lệ nổ cháy và hóa thí nghiệm qua các năm, hệ thống tổ chức chặt chẽ, thống nhất. Kết quả của năm trước được kế thừa qua các năm sau theo từng chu kỳ kiểm định, xác định các loại cần chú ý hoặc đặc biệt chú ý, cụ thể đến từng lô, loại đạn dược mà có các hướng dẫn cũ thể, sát nhất với mặt bằng chung của các đơn vị quản lý trong toàn quân. Với đạn dược, việc lấy mẫu để kiểm định chất lượng chủ yếu dựa trên hai hình thức sau:

Thử tỷ lệ nổ cháy: thử nghiệm khả năng hoạt động nổ hoặc không nổ của đạn dược thông qua bắn thực nghiệm.

Hóa thí nghiệm: kiểm tra chất lượng thuốc phóng, thuốc nổ, liều mồi, liều vạch đường… bằng phương pháp hóa lý chuyên sâu.

Công tác kiểm định đạn dược lục quân thông qua bắn thử và thí nghiệm một lượng mẫu quy định, kết hợp với đánh giá thống kê so sánh giữa các đơn vị có cùng lô, loại qua các năm chính là phương pháp được áp dụng phổ biến trong toàn quân, nhất là đối với các kho đạn của Cục Quân khí.

Căn cứ vào các công văn số 63/CQK-ĐD ngày 07/01/2025 và số 6191/CQK-ĐD ngày 08/12/2023, Cục Quân khí đã ban hành hướng dẫn cụ thể về công tác kiểm định đạn dược Lục quân, trong đó công tác thử tỷ lệ nổ cháy đạn dược là một hình thức kiểm tra chất lượng nhằm đánh giá chất lượng thực tế của đạn dược[3, 4]:

- Xác định chính xác chất lượng của ĐD sau thời gian cất giữ bảo quản lâu dài.

- Xác định chất lượng của các loại ĐD không rõ nguồn gốc, ĐD có nghi ngờ về chất lượng, mà thông qua KTKT chưa xác định được.

Làm cơ sở để phân cấp chính xác chất lượng đạn dược bảo đảm cho cấp phát sẵn sàng chiến đấu và huấn luyện.

Các yêu cầu thử tỷ lệ nổ cháy [5]:

Tổ chức thử tỷ lệ nổ cháy ĐD phải thực hiện đúng qui trình công nghệ của từng loại do Cục Quân khí ban hành:

+ Tổ chức bãi (trường) thử tỷ lệ nổ cháy phải thực hiện theo đúng qui tắc do BTTM ban hành.Trong trường hợp dùng thiết bị chuyên dụng để bắn thử hạt lửa, cho phép thử ở ngoài khu kỹ thuật có đồi núi che chắn, bảo đản an toàn nhưng phải cách hàng rào khu kỹ thuật và khu dân cư ít nhất là 400 m.

+ Thử bộ lửa liều phóng chính của đạn cối, ĐKZ nhất thiết phải tháo bỏ hết thuốc phóng trong ống giấy

+ Thử kíp nổ (thường và điện) phải cho nổ dưới hố sâu ít nhất 1m hoặc ở trong buồng cách ly có thiết bị an toàn chuyên dùng.

- Các loại lựu đạn, chỉ có thử bộ lửa (ngòi nổ). Trường hợp thử cả quả phải tiến hành theo hướng dẫn của Cục Quân khí. Nếu lựu đạn không nổ thì sau 15 phút mới lên kiểm tra và phải hủy ngay tại chỗ.

+ Những loại ĐD khi thử mà không nổ, cháy thì xử lý tại chỗ như: Đạn súng, hoả cụ, lựu đạn, dây nổ, kíp nổ.

- Xác định chính xác lô loại đạn dược đủ điều kiện cấp phát bảo đảm sẵn sàng chiến đấu, huấn luyện.

- Xác định nhu cầu bảo đảm kỹ thuật (bảo quản, bảo dưỡng, sửa chữa, bao gói, đóng sửa hòm, xử lý,…) trong năm và những năm tiếp theo.

Nội dung cụ thể cho từng loại đạn dược:

- Thử tỷ lệ nổ cháy Đạn súng: Thử tỷ lệ nổ đạn súng.

- Thử tỷ lệ nổ cháy lưu đạn: Xác định tỷ lệ nổ; thời gian giữ chậm của ngòi.

- Thử tỷ lệ nổ cháy bộ lửa đạn pháo và hạt lửa, liều chính đạn cối: Xác định khả năng gây cháy của bộ lửa.

- Thử tỷ lệ nổ cháy của dây cháy chận và nụ xuỳ: Xác định tốc độ cháy; xác định cường độ ngọn lửa; Nụ xuỳ: Thử tỷ lệ nổ cháy của nụ xuỳ là kiểm tra khả năng tạo ra tia lửa dùng để mồi cháy cho dây cháy chậm.

- Thử tỷ lệ nổ cháy của dây nổ và kíp nổ: thử tỉ lệ nổ; khả năng gây nổ; chất lượng gây nổ của dây nổ.

3. Quy trình thử tỷ lệ nổ của đạn 7,62-K56

3.1. Quy trình triển khai thực tiễn thử tỷ lệ nổ của đơn vị Kho K802/CQK

Kho K802/CQK là kho đạn dược loại hình kho chiến lược cấp 1 của Bộ Quốc phòng được thành lập ngày 01/4/1959. Là công trình quốc phòng, căn cứ dự trữ đạn dược của Quân đội nhân dân Việt Nam và dự trữ quốc gia. Có nhiệm vụ:

- Tổ chức cất giữ, bảo đảm kỹ thuật đạn dược đưa đạn dược đi sửa chữa tại xưởng và nhà máy, xử lý đạn dược cấp 5.

- Tổ chức tiếp nhận, thu hồi, cấp phát đạn dược.

- Thực hiện tốt nhiệm vụ đăng ký thống kê, kiểm tra kỹ thuật, thường xuyên nắm chắc số lượng, chất lượng của VKKT, trang bị, đồng bộ của từng loại.

- Tổ chức canh phòng, phòng thủ bảo vệ, phòng chống cháy nổ bảo đảm an toàn. Nhận và hoàn thành mọi nhiệm vụ trên giao.

Đơn vị đang cất giữ và bảo quản 11.340,792 tấn đạn dược các loại, số lượng mẫu kiểm định hàng năm: thử tỷ lệ nổ cháy 340 - 400 mẫu. Riêng đối với đạn súng 7,62-K56 là 25 viên/lô.

Phương pháp tiến hành thử tỷ lệ nổ cháy: Thực chất là kiểm tra chất lượng của hạt lửa và thuốc phóng, thử bằng cách dùng súng (thiết bị thử) bắn từng phát một, mỗi phát bắn cách nhau 3 giây để đảm bảo an toàn và phát hiện đạn nổ chậm. Tỉ lệ nổ lớn hơn hoặc bằng 95 %, kết luận dùng cho chiến đấu. Tỷ lệ nổ từ 80 % đến 94 %, kết luận dùng cho huấn luyện và bảo quản lâu dài. Tỷ lệ nổ dưới 80 %, kết luận hạ cấp 5 và tiến hành xử lý.

Trong năm 2024, đơn vị đã tiến hành thử tỷ lệ nổ cho lô đạn 7,62-K56-T-VN:

Xa-2020-Kb: số lượng 250.000 viên. Kết quả thử tỷ lệ nổ cháy năm 2024 của lô trên đạt 96 %.

3.2. Đánh giá tính khoa học và độ chính xác giữa thực tế với cơ sở thử nghiệm kiểm soát độ tin cậy đạn dược.

Theo kết quả từ thực tế đơn vị thu được ta thấy, giới hạn dưới của đạn súng 7,62-K56 là 95% để dùng cho chiến đấu. Vậy số lượng lượng thử 1 mẫu là 25 viên có đảm bảo tính khoa học và độ chính xác để đại diện cho cả lô 250.000 viên.

Ta có: số lượng N_n = 250.000, với tỷ lệ dùng cho chiến đấu là 95 % tức là a = 237.500; b = 12.500. Cho phép e = 2

Sử dụng công thức phân vị χ^2 loại I: $N = \frac{\chi^2_{1-\alpha}(k)}{2Q_H}$ với mức độ tin cậy $1-\alpha$ = 0,999; k = 2e+2=6. [2] Tính được:

$$N = \frac{22,46}{1,9} = 11,82$$

Suy ra nếu lấy ngẫu nhiên 12 viên trong lô 250.000 viên, cho phép tối đa 2 viên lỗi trong mẫu thử, thì với độ tin cậy đến 99,9 % bạn đảm bảo rằng tỷ lệ lỗi thực sự của cả lô ít nhất bằng 95 %

Để đánh giá khách quan hơn, tiếp tục sử dụng công thức phân vị χ^2 loại II: $N = \frac{\chi^2_{\beta}(k)}{2Q_{\beta}}$ với giới hạn dưới $Q_{\beta} = 95\ \%$[2]. Tính được:

$$N = \frac{26,12}{1,9} = 13,75$$

Suy ra nếu lấy ngẫu nhiên 14 viên trong lô 250.000 viên, cho phép tối đa 2 viên lỗi trong mẫu thử, thì với độ tin cậy đến 99,9% bạn đảm bảo rằng tỷ lệ tin cậy nổ cháy của cả lô ít nhất bằng 95 %.

Ở đây ta nhận thấy công thức kiểm soát xác suất χ^2 không cần thiết phải lấy mẫu tỷ lệ thuận với quy mô lô – mà chỉ dựa trên lý thuyết xác suất và mức rủi ro muốn kiểm soát với mức độ tin cậy là bao nhiêu. Đây là thực tiễn lâu đời của các ngành đạn, dược, thực phẩm, điện tử… và đã chứng minh tính hiệu quả nếu mẫu chọn đúng, quy trình thực hiện nghiêm ngặt. Khi số lượng mẫu nhỏ hơn rất nhiều so với tổng thể, công thức χ^2 cho kết quả gần đúng, xấp xỉ phân phối chuẩn.

Tuy nhiên ở công thức (1) ta sẽ nhận thấy số lượng mẫu thử tỷ lệ thuận với số lượng tổng thể trong lô.

$$\mathrm{P(E)} = \frac{\mathrm{C}^1_N \times \mathrm{C}^{N-1}_{137500}}{\mathrm{C}^N_{250000}} = 0,95$$

Cần lấy ít nhất khoảng 130 mẫu thử nếu chấp nhận tối đa 2 viên lỗi, độ tin cậy kiểm soát 99 %. Như vậy sẽ thấy phương pháp tổ hợp cần lượng thử lớn hơn do yêu cầu kiểm soát sát thực tế cao hơn, không dựa vào xấp xỉ chuẩn hóa như χ^2.

Đây không phải là mâu thuẫn giữa 2 phương pháp mà là mục đích sử dụng của hai phương pháp này khác nhau. χ^2 thường được dùng cho kiểm tra sàng lọc, kiểm định nhanh, hoặc khi thực tế không thể thử quá nhiều mẫu, chấp nhận rủi ro ở mức nhất định. Tổ hợp thường dùng cho kiểm định cuối cùng, kiểm định an toàn tuyệt đối, nơi không thể chấp nhận lô xấu "lọt lưới", hoặc với các sản phẩm nguy hiểm.

Thông qua đánh giá trên, việc quy định lấy mẫu thử tỷ lệ nổ cháy cho đạn súng 7,62-K56 với 25 viên/lô là đảm bảo chính xác, cho phép đánh giá tỷ lệ nổ cháy của lô đạn ở mức độ phù hợp với 2 biến cố nổ hoặc không nổ.

Ngoài ra, việc toàn quân cùng đồng loạt thực hiện kiểm định đạn dược theo kế hoạch, với nhiều đơn vị cùng tham gia thử nghiệm trên cùng một lô đạn, tạo ra cơ sở dữ liệu rộng lớn và đa chiều. Khi kết quả thử nghiệm của các đơn vị đều cho thấy tỷ lệ nổ cháy đạt yêu cầu kỹ thuật, điều này không chỉ khẳng định chất lượng lô đạn mà còn góp phần nâng cao độ tin cậy tổng thể của đánh giá, giảm thiểu nguy cơ sai lệch do yếu tố ngẫu nhiên trong từng mẫu thử riêng lẻ.

Bên cạnh các phương pháp kiểm định lấy mẫu theo quy định, thống kê số liệu bắn đạn thật hàng năm trong huấn luyện, diễn tập cũng là một căn cứ thực tiễn quan trọng để đánh giá độ tin cậy của đạn súng 7,62-K56. Thông qua quá trình sử dụng thực tế ở các đơn vị toàn quân, tỷ lệ nổ cháy, các trường hợp tịt nổ hay sự cố kỹ thuật được ghi nhận, tổng hợp thành dữ liệu khách quan về chất lượng lô đạn.

4. Kết luận

Bài báo đã làm rõ sự khác biệt cũng như mối liên hệ mật thiết giữa cơ sở khoa học (lý thuyết xác suất thống kê, phân bố χ^2, xác suất tổ hợp) và thực tiễn tiến hành thử tỷ lệ nổ cháy đạn dược tại các đơn vị kho. Trong khi cơ sở khoa học lý thuyết đôi khi đòi hỏi số lượng mẫu thử rất lớn để đạt độ tin cậy tuyệt đối, thì thực tiễn kiểm định đạn dược phải cân bằng được giữa tính kinh tế, tính khả thi và độ an toàn.

Kết quả phân tích cho thấy các quy định và hướng dẫn hiện hành của Cục Quân khí (điển hình như việc lấy lượng mẫu 25 viên cho lô đạn súng 7,62-K56) là hoàn toàn hợp lý và có cơ sở khoa học vững chắc. Lượng thử này, khi kết hợp với phương pháp đánh giá theo phân bố χ^2 và dữ liệu kiểm định đồng loạt trên nhiều đơn vị, đã cung cấp đủ độ tin cậy thống kê để ra quyết định phân cấp chất lượng đạn dược (chiến đấu, huấn luyện hay cách ly, xử lý).

Để nâng cao chất lượng công tác đánh giá trong thời gian tới, khuyến nghị các cơ quan, đơn vị cần tiếp tục duy trì nghiêm ngặt quy trình lấy mẫu ngẫu nhiên; xây dựng cơ sở dữ liệu số hóa tập trung về kết quả thử tỷ lệ nổ cháy toàn quân để theo dõi sát xu hướng suy giảm chất lượng. Đồng thời, cần tiếp tục nghiên cứu, áp dụng linh hoạt các phương pháp thống kê xác suất hiện đại để thường xuyên cập nhật, hoàn thiện các tiêu chuẩn và hướng dẫn kiểm định đạn dược.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng, 2009. *Độ tin cậy ngòi đạn*. Học viện kỹ thuật Quân sự.
2. "NIST/SEMATECH e-Handbook of Statistical Methods, Table of Chi-Square Critical Values, National Institute of Standards and Technology: https: *//www.itl.nist.gov/div898/handbook/eda/section3/eda36.htm*"
3. Hướng dẫn số 63/CQK-ĐD ngày 07/01/2025 của Cục Quân khí – Tổng cục Hậu cần - Kỹ thuật về hướng dẫn thực hiện công tác kiểm định đạn dược lục quân năm 2025.
4. Công văn số 6191/CQK-ĐD ngày 08/12/2023 của Cục Quân khí – Tổng cục Hậu cần - Kỹ thuật về việc hướng dẫn lấy mẫu, kiểm định đạn dược lục quân năm 2024.
5. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN/QS 585:2023. *Phân cấp chất lượng đạn dược lục quân*.

Scientific basis and application of reliability testing in land ammunition inspection at ordnance depots

Abstract: *This paper presents the scientific basis and practical application of reliability control testing in the annual quality inspection of land ammunition stored at military ordnance depots. Given the massive quantity of stockpiled ammunition, conducting comprehensive testing on every unit is practically unfeasible; thus, statistical sampling is mandatory. The study delves into the theoretical foundations of reliability assessment, applying probability combinatorics and the* χ^2 *(chi-square) distribution to determine statistically valid sample sizes for burn rate testing. Using the 7,62 mm K56 cartridge as a case study, the paper evaluates the accuracy and representativeness of the currently prescribed sample size (25 rounds representing a lot of 250.000) under specified confidence levels. The results confirm that the current sampling regulations established by the Ordnance Department are scientifically sound, providing sufficient statistical confidence for decision-making regarding ammunition classification (combat use, training, or downgrading). The study bridges the gap between theoretical probability statistics and practical military technical assurance, offering a robust framework for optimizing ammunition quality control.*

Keywords: Reliability control testing; Ammunition inspection; Statistical sampling; Burn rate testing; χ^2 distribution

Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến mục tiêu tác dụng sóng ứng suất trong các ngòi đạn

Nguyễn Văn Quang[1*], Phạm Đức Hùng[1], Trần Ngọc Dương[2]

[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*; [2] Trường Cao đẳng Trinh sát, Tổng cục II

[*]*Email: nguyenvanquang1505@gmail.com; Tel: 0963093469*

Tóm tắt

Bài báo trình bày tổng quan và đánh giá khả năng ứng dụng của cảm biến mục tiêu tác dụng sóng ứng suất cơ học trong thiết kế ngòi đạn. Bằng cách phân tích cơ sở lý thuyết về động lực học sóng và so sánh ba cấu trúc cảm biến điển hình (đóng mạch, điện từ và từ - đàn hồi), nghiên cứu làm rõ cơ chế biến đổi năng lượng sóng thành tín hiệu kích hoạt ngòi. Để minh họa thực tiễn, bài báo tiến hành tính toán biên độ tín hiệu đầu ra của cảm biến từ - đàn hồi ПС-024Б, qua đó chứng minh ưu điểm vượt trội về khả năng lọc nhiễu. Từ đó đánh giá tính linh hoạt của cảm biến sóng trong thiết kế và khả năng ứng dụng hiệu quả của chúng trên các ngòi đạn nhằm tiêu diệt mục tiêu mỏng, nhẹ.

Từ khóa: *ngòi đạn; cảm biến tác dụng sóng ứng suất; hiện tượng nảy;*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống cảm biến mục tiêu là thành phần cốt lõi quyết định thời điểm kích nổ và hiệu quả sát thương của vũ khí [1]. Hiện nay, các cảm biến va đập cơ học (quán tính, phản lực) vẫn giữ vai trò chủ đạo [2]. Tuy nhiên, chúng bộc lộ hạn chế nghiêm trọng về độ nhạy khi tương tác với mục tiêu mỏng, nhẹ, dễ biến dạng (vỏ máy bay, UAV) hoặc khi có góc chạm lớn [3]. Ngoài ra, việc bắt buộc bố trí cảm biến cơ học ở mũi đạn gây cản trở việc tối ưu thiết kế khí động học và làm giảm hiệu ứng xuyên của đầu đạn lõm [4].

Để khắc phục, công nghệ cảm biến mục tiêu tác dụng sóng ứng suất cơ học đã được phát triển. Thay vì dùng lực quán tính của toàn bộ khối lượng đạn, loại cảm biến này khai thác trực tiếp hiện tượng sóng biến dạng đàn hồi lan truyền với tốc độ cực cao trong thân đạn khi va chạm để tạo tín hiệu kích hoạt [5]. Giải pháp này giải quyết triệt để bài toán độ nhạy với mục tiêu mỏng và cho phép bố trí cảm biến linh hoạt ở các vị trí sâu bên trong thân đạn [2, 6].

Mặc dù có tiềm năng ứng dụng lớn, thông tin kỹ thuật chuyên sâu về động lực học sóng và thiết kế loại cảm biến này tại Việt Nam vẫn chưa được hệ thống hóa đầy đủ [7]. Kế thừa nền tảng lý thuyết vật lý cơ sở [8, 9, 10], bài báo này tập trung phân tích các nguyên lý hoạt động điển hình của cảm biến sóng. Đặc biệt, thông qua việc tính toán tín hiệu đầu ra của mô hình cảm biến từ - đàn hồi ПС-024Б, nghiên cứu đi sâu đánh giá khách quan khả năng lọc nhiễu và tính khả thi khi ứng dụng công nghệ này trên các thiết kế ngòi đạn thế hệ mới.

2. Nguyên lý cơ bản

Nghiên cứu của các nhà khoa học tại Viện Poisk, Liên bang Nga, đã phân tích và thực nghiệm quá trình hình thành tín hiệu của cảm biến tiếp xúc, mô tả thông qua các giai đoạn sau:

- Giai đoạn 1: Mũi đạn tác động lên mục tiêu, tạo sóng ứng suất cơ học $\sigma(t)$ và ứng lực $u(t)$ trong thân đạn.

- Giai đoạn 2: Sóng truyền dọc theo thân đạn đến vị trí cảm biến.

- Giai đoạn 3: Sóng lan truyền qua các phần tử cấu tạo của cảm biến đến phần tử nhạy cảm.

- Giai đoạn 4: Cảm biến biến đổi sóng thành tín hiệu làm việc (ví dụ: tín hiệu điện) [7].

2.1. Sự hình thành sóng ứng suất

Năng lượng va chạm tạo ra sóng biến dạng cơ học, trong đó sóng đàn hồi dọc trục đóng vai trò quan trọng nhất, lan truyền với tốc độ lớn. Tốc độ lan truyền của sóng dọc (c) trong vật liệu rắn (dạng thanh) được xác định bởi:

$$\mathrm{c} = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \tag{1}$$

Trong đó: E: Mô-đun đàn hồi của vật liệu thân đạn (N/m²). ρ: Mật độ khối của vật liệu thân đạn (kg/m³). Ví dụ, đối với thép ($\mathrm{E} \approx 210$ GPa, $\rho \approx 7850$ kg/m³), $\mathrm{c} \approx 5170$ m/s; đối với nhôm ($\mathrm{E} \approx 70$ GPa, $\rho \approx 2700$ kg/m³), $\mathrm{c} \approx 5090$ m/s. Tốc độ này rất lớn, đảm bảo tín hiệu va chạm truyền đến cảm biến (dù đặt ở xa điểm va chạm) trong thời gian rất ngắn (vài chục đến vài trăm micro giây) [7].

2.2. Lan truyền sóng trong thân đạn

Đây là giai đoạn vận chuyển thông tin. Sóng ứng suất cơ học $\sigma(t)$ và ứng lực $\ddot{u}(t)$ lan truyền từ vùng va đập, dọc theo thân đạn để đến vùng bố trí cảm biến. Gia tốc tức thời $\ddot{u}(t)$ tại vị trí cảm biến là tổng của hai thành phần:

$$\ddot{u}(t) = \ddot{u}_{\mathrm{NM}}(t) + \ddot{u}_3(t) \tag{2}$$

Trong đó

$\ddot{u}_{\mathrm{NM}}(t)$: là gia tốc quán tính của toàn bộ khối tâm đạn do lực cản tổng thể của mục tiêu gây ra. Thành phần này có biên độ tương đối thấp nhưng kéo dài. Đây là tín hiệu chính mà các cảm biến quán tính truyền thống sử dụng.

$\ddot{u}_3(t)$: là gia tốc sóng cục bộ, tức thời gây ra bởi sự lan truyền và phản xạ của sóng ứng suất. Thành phần này có đặc tính dao động (đổi dấu) và quan trọng nhất là có biên độ đỉnh lớn hơn $\ddot{u}_{\mathrm{NM}}(t)$ nhiều lần. Cảm biến tác dụng sóng được thiết kế đặc biệt để khai thác hiệu quả thành phần gia tốc sóng $\ddot{u}_3(t)$. Biên độ lớn của $\ddot{u}_3(t)$ giúp đạt được độ nhạy cao, trong khi đặc tính tức thời của sóng đảm bảo tốc độ phản ứng nhanh.

Mối quan hệ giữa ứng suất sóng $\sigma(t)$ và gia tốc sóng $u_{,}(t)$ (hay đơn giản là $u(t)$ trong ngữ cảnh sóng) có thể liên hệ qua đạo hàm (với c là tốc độ sóng): $u(t) = \frac{c}{E}\frac{d_\sigma}{dt}$ [1].

2.3. Truyền sóng vào cảm biến

Đây là giai đoạn giao thoa và suy hao. Khi sóng đến vùng bố trí cảm biến, nó phải lan truyền qua các phần tử cấu tạo của cảm biến (vỏ ngòi, vách ngăn, các mối ghép, lõi dẫn sóng) trước khi đến được phần tử nhạy cảm.

Quá trình truyền này không bảo toàn 100% năng lượng. Sóng sẽ bị phản xạ và khúc xạ tại các mặt phân cách giữa các vật liệu khác nhau, dẫn đến suy giảm biên độ. Mức độ suy giảm tổng cộng được đặc trưng bởi hệ số truyền sóng (k_{Π}). Giá trị này rất khó xác định chính xác

bằng lý thuyết do sự phức tạp của các mối ghép và hình dạng hình học. Do đó, nó thường được xác định bằng thực nghiệm và nằm trong khoảng $k_{\Pi} = 0{,}3 - 0{,}5$.

Biên độ sóng thực tế tác động trực tiếp lên chi tiết nảy của cảm biến là $\sigma_M = k_{\Pi} \cdot \sigma_{BX}$ (với σ_{BX} là biên độ sóng trong thân đạn).

2.4. Biến đổi sóng thành tín hiệu làm việc

Đây là nguyên lý cốt lõi của cảm biến tác dụng sóng. Sóng ứng suất nén đi đến bề mặt chi tiết nảy sẽ phản xạ thành sóng giãn, truyền xung lực làm chi tiết nảy bật ra khỏi bề mặt tiếp xúc với vận tốc ban đầu: *(Hiện tượng nảy - hiệu ứng Hopkinson)* Vận tốc nảy ban đầu này v_0 có thể ước tính sơ bộ bằng công thức:

$$v_0 = \frac{2\sigma_M K_\phi}{\rho c} \tag{3}$$

Trong đó:

σ_M : Biên độ (giá trị đỉnh) của sóng ứng suất nén truyền đến mặt tiếp xúc (Pa). Đây là đại lượng mang thông tin về cường độ va chạm ban đầu..

K_ϕ : Hệ số hình dạng, phụ thuộc vào hình dạng của xung ứng suất (ví dụ: xung vuông, tam giác, sin) và tỷ lệ giữa độ dài bước sóng và kích thước (độ dày/chiều dài) của chi tiết nảy. Đối với các xung ứng suất ngắn (bước sóng nhỏ hơn khoảng hai lần chiều dài chi tiết nảy), giá trị K_ϕ thường xấp xỉ 1.

ρc : Trở kháng sóng của vật liệu chi tiết nảy (kg/(m²·s). Đại lượng này đặc trưng cho khả năng cản trở chuyển động sóng của vật liệu. Hiện tượng nảy này cung cấp một cơ chế nhạy bén để biến đổi năng lượng sóng ứng suất thành động năng của chi tiết nảy, tạo tiền đề cho việc chuyển đổi thành tín hiệu điện hoặc cơ khí khác.

Như vậy, cảm biến đã thành công biến đổi năng lượng sóng ứng suất thành động năng của chi tiết nảy. Sự dịch chuyển cơ học này chính là tiền đề để tạo ra tín hiệu đầu ra [8, 9, 10].

3. Các loại cảm biến tác dụng sóng và đặc điểm kết cấu

Dựa trên nguyên lý biến đổi năng lượng sóng ứng suất, các nhà khoa học đã phát triển nhiều giải pháp công nghệ. Chúng có thể được phân loại dựa trên cách thức "chi tiết nảy" tạo ra tín hiệu đầu ra.

3.1. Cảm biến đóng mạch tác dụng sóng

Nguyên lý: Sử dụng động năng của chi tiết nảy (thường là bi từ) để thắng một lực giữ (thường là lực từ) và di chuyển một quãng ngắn, đập vào các tiếp điểm điện để đóng kín một mạch nổ [7].

Kết cấu điển hình:

Chi tiết nảy: Thường là một viên bi làm từ vật liệu sắt từ (bi từ).

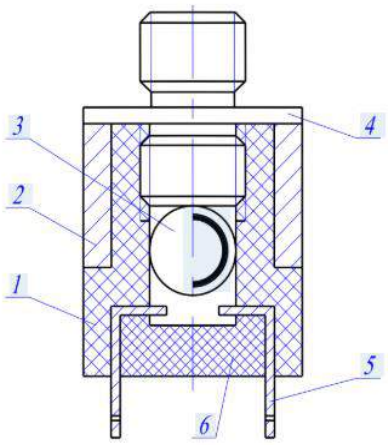
Cơ cấu giữ: Sử dụng lực hút của nam châm vĩnh cửu để giữ bi từ tiếp xúc với một bề mặt (thường là lõi sắt từ) ở trạng thái nghỉ. Lực giữ này tạo ra một "ngưỡng" cơ học, giúp cảm biến chống lại các rung động thông thường.

Tiếp điểm: Bố trí các điện cực sao cho khi bi từ nảy ra khỏi vị trí ban đầu một khoảng cách nhất định, nó sẽ chạm vào và nối liền các điện cực, hoàn thành mạch điện chiến đấu của ngòi.

Vỏ và lõi dẫn sóng: Thân cảm biến và các chi tiết trung gian đóng vai trò dẫn sóng ứng suất từ thân đạn đến vị trí tiếp xúc với bi từ.

Ví dụ: Cảm biến ПС-299, 5 ПС-077

ПС-299: Sử dụng bi từ, nam châm và lõi sắt từ.



Hình 1. Cảm biến ПС-299

Chú thích: Chi tiết 1: Thân cảm biến ; Chi tiết 2: Nam châm; Chi tiết 3: Bi từ; Chi tiết 4 Lõi sắt từ (Ốc) ; Chi tiết 5: Tiếp điểm; Chi tiết 6: Đệm.

Chi tiết nảy: Là viên bi (3). Cơ cấu giữ: Là nam châm (2) tạo lực hút giữ bi (3) ở vị trí ban đầu. Điểm đặc biệt của thiết kế này là có ốc điều chỉnh (4) cho phép tinh chỉnh lực giữ F_{giu} từ bên ngoài, qua đó hiệu chỉnh độ nhạy của cảm biến. Tiếp điểm (Đầu ra): Là các tiếp điểm (5) (thường dạng lá mỏng). Khi bi (3) nảy lên do sóng ứng suất, nó chạm vào (5) và đóng mạch.Vỏ / Lõi dẫn sóng: Thân (1) và ốc (4) đóng vai trò là vỏ và lõi dẫn sóng ứng suất từ thân đạn vào hệ thống bi - nam châm.

Ưu điểm: Kết cấu đơn giản, độ tin cậy cơ khí cao, ít bị ảnh hưởng bởi nhiễu điện từ bên ngoài (chỉ là công tắc cơ khí).

Nhược điểm: Tín hiệu ra là dạng đóng/ngắt, không mang thông tin về cường độ va chạm; cần nguồn điện bên ngoài cho mạch chiến đấu. Cần nguồn điện bên ngoài (pin, tụ) cho mạch nổ.

3.2. Cảm biến điện từ tác dụng sóng

Nguyên lý: Sự dịch chuyển của chi tiết nảy (thường có từ tính hoặc là một phần của mạch từ) gây ra sự thay đổi từ thông qua một cuộn dây, tạo ra suất điện động cảm ứng theo định luật Faraday. Tín hiệu điện áp hoặc dòng điện này hoạt động như một máy phát điện siêu nhỏ được sử dụng để kích hoạt ngòi [7,8].

Các biến thể kết cấu:

Chi tiết nảy: Một chi tiết có từ tính (lõi từ, bi sắt từ, hoặc nam châm di động).

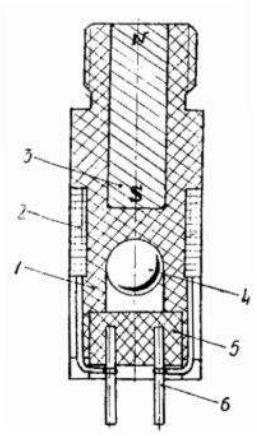
Cơ cấu giữ: Tương tự loại trên, dùng lực từ trường (hút hoặc đẩy) để giữ chi tiết nảy ở vị trí cân bằng.

Tiếp điểm (Đầu ra): Là một cuộn dây cố định. Tín hiệu đầu ra là xung điện áp $e(t)$ cảm ứng trong cuộn dây khi từ thông Φ bị thay đổi do chi tiết nảy di chuyển.

Vỏ / Lõi dẫn sóng: Thân cảm biến và các lõi dẫn từ (ách từ) để định hình mạch từ.

Ví dụ: Б-183, ПС-023

ПС-023: Sử dụng bi sắt từ làm chi tiết nảy, chuyển động lăn thay vì trượt, giúp cải thiện độ nhạy ở góc chạm lớn.



Hình 2. Cảm biến ПС-023

Chú thích: Chi tiết 1: Thân cảm biến; Chi tiết 2: Cuộn dây; Chi tiết 3: Nam châm; Chi tiết 4: Bi; Chi tiết 5: Bảng điện; Chi tiết 6: Cực ra.

Chi tiết nảy: Là viên bi sắt từ (4). Cơ cấu giữ: Lực hút từ nam châm cố định (3). Tiếp điểm (Đầu ra): Là cuộn dây (2) quấn quanh thân. Khi bi (4) nảy lên do sóng, nó di chuyển trong lòng cuộn dây, làm thay đổi từ thông và tạo ra xung điện $e(t)$. Vỏ / Lõi dẫn sóng: Thân (1) và nam châm (3). Một ưu điểm của thiết kế này là việc dùng bi cho phép nó lăn thay vì trượt, giúp giảm ma sát và tăng độ nhạy khi sóng ứng suất đến từ các góc chạm không trực diện.

Ưu điểm: Hoạt động như một máy phát (không cần nguồn nuôi ngoài). Tín hiệu $e(t)$ là tín hiệu tương tự (analog), biên độ của nó tỷ lệ với vận tốc nảy (v_o), do đó nó mang thông tin về cường độ của sóng ứng suất σ_{YK}.

Nhược điểm: Kết cấu mạch từ phức tạp hơn. Tín hiệu điện áp ra có thể nhỏ, đòi hỏi mạch khuếch đại.

3.3. Cảm biến từ - đàn hồi

Đây là loại cảm biến được cải tiến hiện đại hơn, không có chi tiết nảy vĩ mô. Nó biến đổi trực tiếp ứng suất $\sigma(t)$ trong vật liệu thành tín hiệu điện.

Kết cấu điển hình:

Chi tiết nảy: Không có. Phần tử nhạy cảm là chính lõi vật liệu từ - đàn hồi. Nó chỉ bị biến dạng vi mô (nén/giãn đàn hồi) theo sóng ứng suất.

Cơ cấu giữ: Không áp dụng (cảm biến ở trạng thái rắn).

Tiếp điểm (Đầu ra): Một cuộn dây quấn trực tiếp quanh lõi vật liệu từ - đàn hồi.

Vỏ / Lõi dẫn sóng: Thân (vỏ) chứa lõi. Lõi vừa là vật dẫn sóng, vừa là bộ biến đổi tín hiệu.

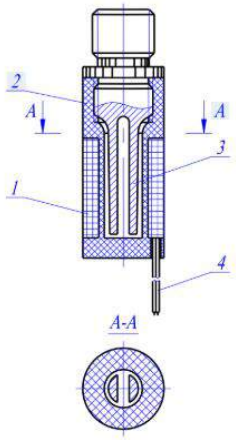
5ПС-119: Sóng ứng suất làm dao động một màng mỏng phủ vật liệu từ, sự dao động này làm thay đổi từ thông qua cuộn dây đặt gần đó.

Hiệu ứng Từ - Đàn hồi:

Nguyên lý: Khai thác sự thay đổi độ từ thẩm (μ) của một số vật liệu sắt từ khi chịu ứng suất cơ học. Sự thay đổi (μ) làm thay đổi từ thông $\Phi = B \times S = \mu H \times S$ đi qua cuộn dây quấn quanh vật liệu đó, ngay cả khi không có sự dịch chuyển vĩ mô.

5ПС-152: Cảm biến siêu nhỏ có thân làm từ vật liệu từ - đàn hồi (ví dụ hợp kim 25Х15КА) với vùng eo thắt để tập trung ứng suất, cuộn dây được quấn quanh vùng eo này.

ПС-024Б: Sử dụng chi tiết nảy dạng âm thoa làm từ vật liệu từ - đàn hồi. Cấu trúc này cho phép cảm biến được điều chỉnh để nhạy cảm với một tần số dao động cụ thể, tăng khả năng chống nhiễu và lựa chọn tín hiệu.



Hình 3. Cảm biến ПС-024Б

Ghi chú: Chi tiết 1: Thân cảm biến; Chi tiết 2: Cuộn dây; Chi tiết 3: Lõi từ đàn hồi; Chi tiết 4: Cực ra

Lõi (3): Đây là thành phần quan trọng nhất, đóng vai trò là phần tử nhạy cảm. Nó được làm từ vật liệu từ - đàn hồi. Hình dạng Lõi: Điểm đặc biệt nhất của cảm biến này là lõi được thiết kế ở dạng "hai tấm giống như cái âm thoa". Mặt cắt A-A cho thấy rõ hai nhánh song song của lõi. Cuộn dây (2): Được quấn cố định xung quanh lõi (3). Thân (1) và Cực ra (4): Là vỏ bọc bên ngoài và các chân tín hiệu điện. [2]

Cảm biến này không dựa vào sự dịch chuyển vĩ mô của chi tiết nảy, mà dựa vào sự biến dạng vi mô của vật liệu: Khi đạn va chạm, sóng ứng suất cơ học lan truyền theo thân đạn đến cảm biến. Sóng ứng suất tác động làm cho lõi (3) (có cấu trúc dạng âm thoa) dao động. Khi nó bị biến dạng (dao động) do sóng, độ từ thẩm (μ) của vật liệu bị thay đổi đột ngột. Sự thay đổi độ từ thẩm (μ) này làm thay đổi từ thông (Φ) đang đi qua cuộn dây (2). Theo Định luật Cảm ứng Điện từ Faraday, một suất điện động $e(t)$ được tạo ra trong cuộn dây. Suất điện động này chính là tín hiệu điện đầu ra (4), tín hiệu cho ngòi hoạt động.

Ưu điểm: Khả năng Chọn lọc Tần số (Chống nhiễu): Đây là ưu điểm lớn nhất. Giống như một âm thoa trong âm nhạc, lõi cảm biến được thiết kế để chỉ cộng hưởng (dao động mạnh) ở một tần số xác định.

Nhược điểm: Kết cấu phức tạp hơn loại đóng mạch, đòi hỏi công nghệ vật liệu từ-đàn hồi tiên tiến.; có thể nhạy cảm với nhiễu điện từ nếu không được che chắn tốt [7-10].

4. Phân tích và đánh giá cảm biến ПС-024Б

4.1. Các tham số giả thiết

Vị trí: Cảm biến được đặt trên thân tên lửa, cách mũi đạn L = 1,5 m. Vật liệu thân đạn: Thép (tốc độ âm thanh $c \approx 5000$ m/s).

Tín hiệu va chạm (Thật): Vụ va chạm với mục tiêu (vỏ máy bay) tạo ra một va cham có phổ tần số rất rộng, bao gồm cả tần số cộng hưởng của cảm biến.

Tín hiệu nhiễu (Giả): Rung động của động cơ và dòng khí trên đường bay tạo ra nhiễu có tần số thấp, ví dụ $f_{\text{nhieu}} = 500$ Hz.

Tham số cảm biến (Giả định cho ПС-024Б):

Cấu trúc "âm thoa" (3) được thiết kế để cộng hưởng (resonate) mạnh ở một tần số cao, đặc trưng cho va chạm, ví dụ $f_{\text{cog hg}} = 40.000$ Hz (40 kHz).

Vật liệu lõi (3): Thép kỹ thuật (hoặc hợp kim tương tự). Mật độ $\rho \approx 7850$ kg/m^3.

Sóng ứng suất đầu vào (Giả định): Chúng ta giả định cả sóng "thật" và sóng "nhiễu" đều có cùng một biên độ ứng suất nhỏ khi tác động vào cảm biến, ví dụ $\sigma_{\text{vào}} = 0,4$ MPa = 400000 PA.

4.2. Vận tốc chuyển động của chi tiết nảy và tín hiệu đầu ra

Vận tốc nảy ban đầu: Như đã đề cập, $v_{ЯК}$ có thể tính gần đúng bằng công thức Hopkinson $v_{ЯК} = k_{\text{П}} k_{л} \dfrac{2\sigma_M}{\rho c}$, trong đó $k_{л}$ là hệ số tổn hao bổ sung (do ma sát, rung động nội tại, thường $k_{л}$ = 0.95 - 0.97) và σ_M là biên độ sóng tới σ_{BX} .

Khi cộng hưởng (sóng 40 kHz): $v_{\max} =$ 1,5 m/s (dao động được khuếch đại mạnh). Khi không cộng hưởng (sóng 500 Hz): $v_{\text{noise}} =$ 0,01 m/s (dao động gần như bằng 0).

Cuộn dây (2): W = 1500 vòng.

Các tham số lõi (3): S_M = 5 (mm²); $\dfrac{dB_z}{dh} = 800$ (T/m) (Gradient từ trường trong lõi)

Suất điện động đầu ra:

$$e(t) = W \cdot S_M \cdot \left(\frac{dB_z}{dh} \right) \cdot v(t) \tag{4}$$

Trường hợp 1: Va chạm thật (Cộng hưởng ở 40 kHz):

$$e_{\max} = W \cdot S_M \cdot \left(\frac{dB_z}{dh} \right) \cdot v_{\max} \tag{5}$$

$$e_{\max} = (1500)\cdot\left(5\times10^{-6}\right)\cdot(800)\cdot(1.5)$$

$$e_{\max} = 9\ \text{V}$$

Trường hợp 2: Rung động nhiễu (Không cộng hưởng ở 500 Hz):

$$e_{\text{noise}} = W \cdot S_M \cdot \left(\frac{dB_z}{dh}\right)\cdot v_{\text{noise}} \tag{6}$$

$$e_{\text{noise}} = (1500)\cdot\left(5\times10^{-6}\right)\cdot(800)\cdot(0.01) = 0{,}06\ \text{V}$$

4.3. Phân tích độ tin cậy và an toàn

Mục đích của phép tính trên nhằm cung cấp minh chứng định lượng về khả năng lọc nhiễu cơ học cực kỳ hiệu quả của cấu trúc âm thoa. Tín hiệu nhiễu (500 Hz) chỉ tạo ra $E_{\{ra\}} = 0{,}06$ V, nằm xa dưới ngưỡng kích hoạt mạch chiến đấu, giúp ngòi đạn tuyệt đối an toàn trên quỹ đạo bay. Ngược lại, va chạm thực tế (40 kHz) sinh ra mức điện áp 9 V, hoàn toàn đủ để kích hoạt trực tiếp kíp nổ điện mà không cần khuếch đại phức tạp. Điều này khẳng định độ tin cậy của cảm biến trong môi trường nhiễu động cao.

5. Ưu điểm, hạn chế và triển vọng ứng dụng

5.1. Ưu điểm

Độ nhạy cao với mục tiêu mỏng, nhẹ; Tốc độ phản ứng gần như tức thời.

Linh hoạt bố trí ở các vị trí khác trên thân đạn; Kích thước nhỏ gọn, chống rung tốt do có ngưỡng cơ học hoặc khả năng lọc tần số.

5.2. Hạn chế

Phức tạp trong việc mô hình hóa sự lan truyền sóng và tính toán hệ số truyền K_T trong cấu trúc đạn thực tế.

Ảnh hưởng của nhiệt độ: Tính chất vật liệu (E, ρ, μ) và đặc tính của nam châm/cuộn dây có thể thay đổi theo nhiệt độ, ảnh hưởng đến hiệu năng của cảm biến.

5.3. Đánh giá khả năng ứng dụng thực tế trên các loại vũ khí

Ứng dụng trên đạn tên lửa phòng không: Mục tiêu của loại đạn này thường là vỏ máy bay hoặc UAV rất mỏng và nhẹ. Nếu sử dụng cảm biến quán tính cơ học, lực cản khi xuyên qua lớp vỏ mỏng có thể không đủ lớn để thắng lò xo bảo hiểm, dẫn đến đạn xuyên qua mục tiêu mà không nổ. Ngược lại, cảm biến sóng ứng suất (như loại ПС-024Б) cực kỳ nhạy bén với tần số va chạm, đảm bảo ngòi phản ứng và kích nổ tức thời ngay khi chạm vào bề mặt mỏng nhất. Ngoài ra cũng rất phù hợp với đạn xuyên lõm để tối ưu hóa uy lực xuyên thép bằng ưu điểm truyền tín hiệu tức thời. Khi mũi đạn chạm giáp xe tăng, sóng ứng suất lan truyền với tốc độ siêu âm trong thân đạn (khoảng 5000 m/s đối với thép) về đáy, kích hoạt ngòi nổ gần như ngay lập tức.

Tuy nhiên cảm biến trên không phù hợp với đạn pháo nổ phá mảnh thông thường bởi vì cơ cấu quán tính truyền thống là phù hợp. Việc tích hợp cảm biến sóng (vật liệu từ - đàn hồi, mạch điện) sẽ làm tăng giá thành và phức tạp hóa dây chuyền không cần thiết. Cùng với đó, áp dụng cho đạn xuyên phá cũng không phù hợp bởi vì đặc tính "phản ứng tức thời" của

cảm biến sóng sẽ làm ngòi nổ kích hoạt ngay ở lớp vỏ bảo vệ bên ngoài, làm mất khả năng xuyên cần thiết.

6. Kết luận

Cảm biến mục tiêu tác dụng sóng ứng suất cơ học đại diện cho một bước tiến quan trọng, cung cấp giải pháp hiệu quả cho những thách thức về độ nhạy và tốc độ phản ứng khi tương tác với các mục tiêu đặc thù mỏng, nhẹ. Khả năng bố trí linh hoạt và kích thước nhỏ gọn làm tăng tính khả thi trong các thiết kế vũ khí hiện đại (như đạn xuyên lõm hay tên lửa phòng không). Dù việc thiết kế đòi hỏi hiểu biết sâu về động lực học sóng và vật liệu từ - đàn hồi, công nghệ này mở ra khả năng chế tạo các loại ngòi thông minh và đáng tin cậy hơn, góp phần nâng cao hiệu quả chiến đấu của các hệ thống vũ khí thế hệ mới.

Tài liệu tham khảo

1. Li, X., et al. (2026*). A newly designed sensor for characterizing the response behavior of fuzes under fragment impact*. AIP Advances, 16(2), 025040.
2. Smith, J. (1976). *Impact Sensors for Use with Electronic Fuzes*. Defense Technical Information Center (DTIC), ADA025162.
3. Wang, Y., et al. (2025*). Design of a Micro-Recoverable Fuze with Inertial Safety and Arming Device Under Low Overload Conditions*. Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers, 46(1).
4. Zhang, H., et al. (2024). *Analysis and experiment of stress concentration in penetration fuze buffer materials under stress wave incursion*. Frontiers in Physics, 12, 1401538.
5. Li, J., et al. (2026). *Experimental and numerical study on interfacial impact load transfer mechanism*. National Center for Biotechnology Information (PMC).
6. Grimes, C. A., et al. (2011). *Theory, Instrumentation and Applications of Magnetoelastic Resonance Sensors: A Review*. Sensors, 11(3), 2809-2844.
7. Phạm Đức Hùng. (2014). *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
8. Faraday, M. (1832). *Experimental researches in electricity*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 122, 125–162.
9. Hopkinson, B. (1914). *A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, 213, 437–456.
10. Jiles, D. (1998). *Introduction to magnetism and magnetic materials (2nd ed.)*. London, UK: Chapman & Hall.

Analysis and evaluation of stress-wave-based target sensors for fuze applications

Abstract: *This paper presents an overview and evaluation of the applicability of mechanical stress-wave-based target sensors in fuze design. By analyzing the theoretical foundations of wave dynamics and comparing three typical sensor configurations (contact-type, electromagnetic, and magneto-elastic), the study elucidates the mechanism of converting wave energy into fuze triggering signals. For practical illustration, the paper calculates the output signal amplitude of the PS-024B (ПС-024Б) magneto-elastic sensor, thereby demonstrating its outstanding superiority in noise filtering capability. Consequently, the study evaluates the design flexibility of stress-wave sensors and their effective applicability in fuzes designed to engage thin and light targets.*

Keywords: Stress-wave sensor; Fuze system; Magneto-elastic effect; Impact detection; Wave propagation

Nghiên cứu đề xuất các phương án thiết kế đạn dược sát thương sử dụng ngòi cận đích thả rơi từ UAV

Bùi Việt Bằng[1], Hoàng Hải Sơn[1], Đỗ Văn Minh[1], Hoàng Văn Cường[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: vietbang21091997@gmail.com; Tel: 0344153403*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu, phân tích các loại đạn, ngòi đạn dùng cho UAV. Bài báo tập trung nghiên cứu, xây dựng quy trình thiết kế đạn sát thương dùng cho UAV thả rơi sử dụng ngòi cận đích, từ đó đề xuất một số giải pháp thiết kế cho đầu đạn nhằm nâng cao khả năng chiến đấu. Điều đó có ý nghĩa trong việc tính toán thiết kế, cải tiến các loại đầu đạn sát thương, ngòi đạn cận đích sử dụng trên UAV.

Từ khóa: *UAV; đầu đạn sát thương; ngòi cận đích.*

1. Đặt vấn đề

Hiện nay việc nghiên cứu thiết kế, chế tạo các phương tiện bay không người lái (UAV) đã được thực hiện ở hầu hết các nước trên thế giới. Ứng dụng UAV để giải quyết các công việc dân sự đã trở nên phổ biến, thành xu hướng phổ cập. Trong quân sự, sử dụng UAV cũng đã được nghiên cứu và sử dụng vào rất nhiều các mục đích khác nhau như UAV trinh sát, UAV cảm tử, UAV mang đạn thả rơi... Thực tế các cuộc xung đột vũ trang gần đây như Nga – Ucraina, Acmenia – Adecbaigia,…việc sử dụng UAV tác chiến đã ngày càng phổ biến, do tính cơ động, bí mật, chi phí rẻ, dễ sử dụng,… đem lại hiệu quả tác chiến cao.

UAV đang thể hiện rõ ưu thế vượt trội trong tác chiến hiện đại, đặc biệt phù hợp với mô hình chiến tranh phi đối xứng và chiến tranh du kích. UAV có thể mang theo nhiều loại đạn dược khác nhau, nhưng để tối ưu hóa hiệu quả chiến đấu thì cần phải trang bị loại ngòi phù hợp với từng loại đạn và điều kiện sử dụng. Đặc biệt, nếu thiết kế một hệ vũ khí chuyên dụng (gồm UAV và đạn được tối ưu hóa theo nguyên lý khí động học – ngòi nổ – tác dụng đầu đạn), hiệu quả chiến đấu sẽ được nâng cao rõ rệt.

Cùng với xu thế chung của thế giới, Việt Nam hiện nay cũng đang đầu tư nghiên cứu, phát triển mạnh các loại UAV tác chiến. Các đơn vị như Tập đoàn Công nghiệp – Viễn thông Quân đội (Viettel), Viện Khoa học – Công nghệ Quân sự (Bộ Tổng Tham mưu), Viện Kỹ thuật Phòng không – Không quân (Quân chủng PK-KQ), Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng,… đã nghiên cứu, phát triển các mẫu UAV với các chức năng phục vụ mục đích dân sự và quân sự. Một số mẫu UAV điển hình như: M400-CR, M400-CT (Viện KT PK-KQ), VUA-SC-3G, Shikra (Viettel), UCAV-Z113 (Z113-TCCNQP),… Hiện nay, các đơn vị trên, trong đó có các viện nghiên cứu, nhà máy thuộc TCCNQP đang đẩy mạnh nghiên cứu, phát triển các loại UAV cảm tử có khả năng mang các đầu đạn thả rơi nhằm tiêu diệt các mục tiêu là sinh lực, công sự, công trình quốc phòng, xe tăng, xe bọc thép, các mục tiêu quân sự,… với khả năng tác chiến đơn lẻ hoặc tác chiến bầy đàn. Ngoài ra, các đơn vị trên cũng đang nghiên cứu, chế tạo các loại UAV có các chức năng trinh sát, cảnh báo sớm, thông tin liên lạc, tác chiến điện tử,… cũng là các xu thế nghiên cứu hiện nay.

Tuy chưa chế tạo được UAV hiện đại nhưng UAV cỡ nhỏ, cánh bằng đã được sản xuất với số lượng đáng kể. Đây là nền tảng để tạo ra các loại UAV mang đạn thả rơi. Sự kết hợp của

đơn vị chế tạo UAV và các nghiên cứu về đạn lắp cho UAV sẽ là hướng phát triển có hiệu quả cao. Nghiên cứu đạn lắp cho UAV được chia thành hai nội dung chính là phần chiến đấu và ngòi đạn. Phần chiến đấu có thể sử dụng các loại đầu đạn có tác dụng sát thương, xuyên lõm… như các loại đạn pháo, cối, phóng lựu… Ngòi đạn với xu hướng phổ biến hiện nay là sử dụng các loại ngòi nổ cận đích, kết hợp nguyên lí cận đích với các loại cảm biến đo xa, tính năng kháng nhiễu, hoạt động ổn định trong các điều kiện thời tiết, chiến trường phức tạp khác nhau…

Do đó, trong phạm vi của nghiên cứu, các tác giả tập trung đề xuất phương án, thiết kế ***đạn dược sát thương sử dụng ngòi cận đích thả rơi từ UAV*** dùng để tiêu diệt các mục tiêu sinh lực lộ thiên không chỉ là hướng đi tất yếu nhằm đa dạng hóa khả năng tác chiến, mà còn mang ý nghĩa thực tiễn sâu sắc trong việc từng bước nội địa hóa sản xuất vũ khí thông minh, phù hợp với điều kiện và chiến thuật tác chiến của Quân đội ta.

2. Tổng quan về các loại đạn, ngòi đạn dùng cho UAV

2.1. Tổng quan về các loại đạn dùng cho UAV

Do có độ chính xác không cao khi thả rơi nên đạn lắp trên UAV chủ yếu là các loại đạn có tác dụng sát thương. Mục tiêu của các loại đạn này chủ yếu là sinh lực và các phương tiện kỹ thuật không được bảo vệ tốt. Trong một số trường hợp UAV có thể mang đạn xuyên lõm.

Đạn thả rơi được sử dụng trong các trận chiến gần đây chủ yếu là các loại đạn dược có trong trang bị. Đây là các loại đạn có cánh sẵn như đạn cối, đạn PG-9 hoặc đạn được cải biên bằng cách lắp thêm bộ cánh ổn định. Đạn sát thương thả từ UAV thường dùng để tiêu diệt sinh lực, phương tiện kỹ thuật không được che chắn hoặc che chắn sơ sài. Phần lớn các mục tiêu này là các mục tiêu có khả năng cơ động tốt. Các loại đạn dược này có độ an toàn và hiệu quả không cao, thường chỉ phù hợp với tính cấp bách của thời chiến.

Hiện nay, trên thế giới UAV được trang bị một số loại đạn để thực hiện các nhiệm vụ chiến đấu, giám sát hoặc tấn công. Dưới đây là một số loại đạn thường được sử dụng trên UAV:

Đạn dẫn đường (Precision-guided munitions - PGMs) là loại vũ khí hiện đại được thiết kế để tấn công mục tiêu với độ chính xác cao, giảm thiểu thiệt hại ngoài ý muốn và tối ưu hóa hiệu quả chiến đấu.

Bom dẫn đường (KAB-500) loại bom này của Nga được thiết kế để tấn công các mục tiêu lớn và có thể được trang bị trên UAV cỡ lớn. KAB – 500 có một máy thu định vị vệ tinh giúp điều chỉnh đường bay của quả bom đến vị trí nhất định trong không gian bằng cả hệ thống GLONASS và GPS. Để hướng dẫn tốt hơn, cần phải xử lý thông tin từ một số lượng lớn các vệ tinh.



a) b) c)

Hình 1. Một số loại đạn lắp trên UAV thả rơi

a) Bom dẫn đường, b) Đạn cối, c) Lựu đạn

Đạn cối lắp đặt trên UAV thường được sử dụng trong các nhiệm vụ mang tính chiến thuật để tăng cường khả năng tấn công linh hoạt. Các UAV có thể mang theo đạn cối được thiết kế với hệ thống giá đỡ chắc chắn, đảm bảo cân bằng tải trọng và ổn định trong quá trình bay.

Lựu đạn sử dụng trên UAV, mục tiêu là sinh lực địch, các mục tiêu đơn lẻ, các phương tiện kỹ thuật không che chắn dễ bị phá hủy…

2.2. Tổng quan về các loại ngòi dùng cho đạn thả rơi từ UAV

Hiện nay các loại ngòi nổ dùng cho đạn thả rơi trên UAV thường là cải biên từ các loại ngòi đạn cối, trong đó có bỏ đi hoặc thay đổi một số cơ cấu an toàn để đáp ứng tính năng chiến kỹ thuật khi sử dụng UAV trong chiến đấu. Việc cải biên này giúp nhanh chóng tận dụng nguồn đạn sẵn có (đạn cối 60 mm, đạn cối 82 mm, đạn cối 100 mm ...), tiết kiệm thời gian nghiên cứu, các loại ngòi này thường chỉ có tác dụng chạm nổ.

Tuy nhiên, việc sử dụng các loại ngòi trên cũng có những hạn chế như: tác dụng chạm nổ gần như không có hiệu quả với các mục tiêu nằm sát mặt đất, trong giao thông hào, chiến hào hay sau các vật che chắn,…

Từ những ưu, nhược điểm đó, xu thế hiện nay đòi hỏi cần phải tiến hành nghiên cứu thiết kế, chế tạo các loại ngòi nổ mới có tác dụng kích nổ đầu đạn ở độ cao nhất định so với mặt đất. Và lựa chọn phổ biến hiện nay là phát triển các loại ngòi cận đích.



Hình 2. Ngòi nổ cải biên sử dụng chốt chặn

Thực tế đã chứng minh rằng đạn gây nổ cận đích ở độ cao thích hợp sẽ làm tăng hiệu quả sát thương lên nhiều lần. Nổ cận đích đặc biệt có hiệu quả ngay cả với những mục tiêu ẩn nấp. Kết cấu của loại đạn mới được gá lắp trên UAV thường là tổ hợp của ngòi nổ cận đích mới nghiên cứu, chế tạo kết hợp với các loại đạn cối (cỡ 60 mm, cỡ 82 mm, cỡ 100 mm...) có sẵn trong trang bị. Phổ biến nhất là một số họ ngòi không tiếp xúc được nghiên cứu và phát triển từ chiến tranh thế giới II như: Mark 53, AP-21, AP-26, AP-30, T80E9A, T226A (M513). Đặc điểm cơ bản của các loại ngòi này là sử dụng sóng vô tuyến, xử lý hiệu ứng Doppler để xác định mục tiêu và kích hoạt đầu đạn, vùng ứng dụng là cho các loại đầu đạn pháo, cối, tên lửa,…với tốc độ đầu đạn lên đến vài trăm m/s [1].



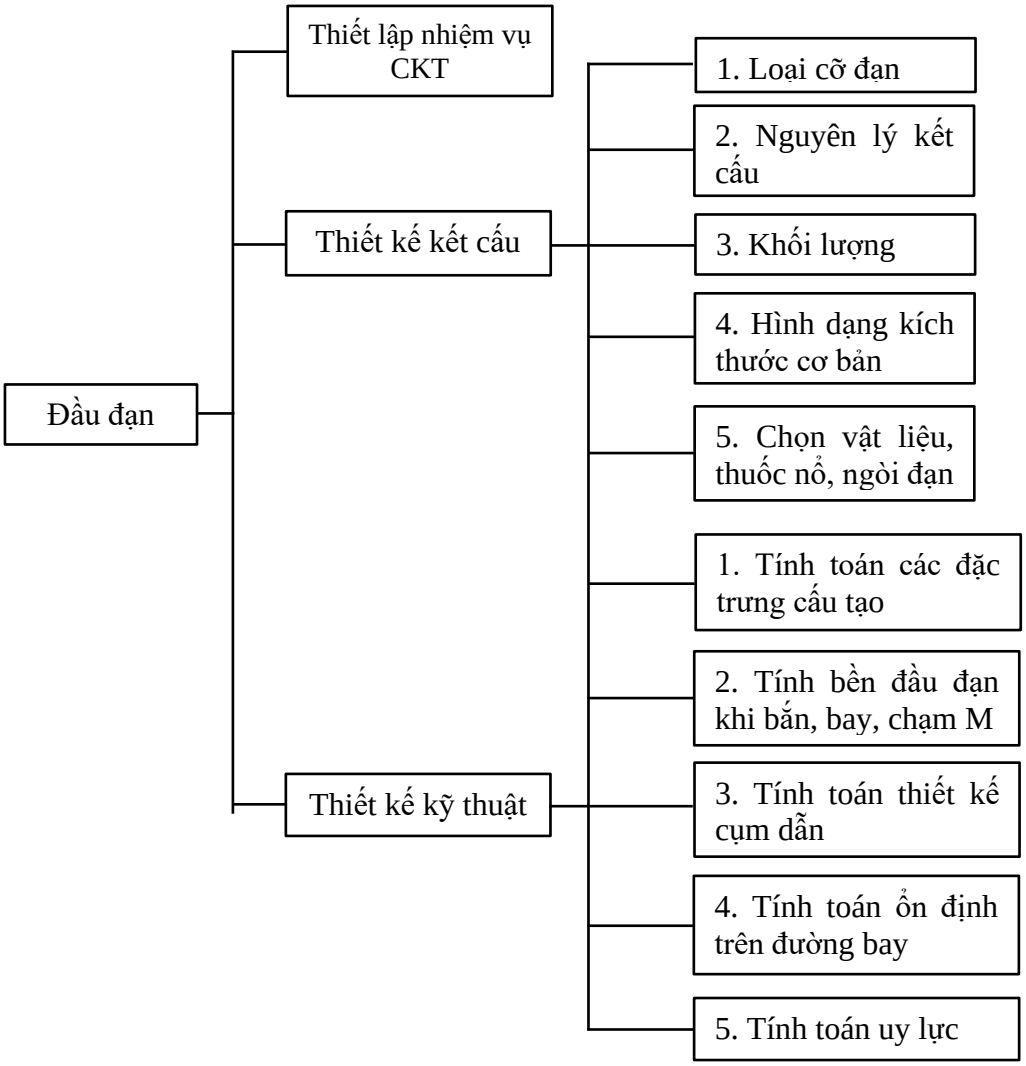
Hình 3. Một số ngòi cận đích

3. Xây dựng quy trình thiết kế đầu đạn sát thương cho UAV sử dụng ngòi cận đích

3.1. Cơ sở thiết kế đầu đạn

Cơ sở thiết kế phải căn cứ vào tính chất tác dụng (sát thương), mục tiêu mà đầu đạn có nhiệm vụ phải tiêu diệt và phá hủy: sinh lực, phương tiện kỹ thuật,... Ngoài ra còn phải căn cứ vào kinh nghiệm sử dụng trong chiến đấu và khả năng sản xuất hàng loạt.[2]

3.2. Quy trình thiết kế đầu đạn



Hình 4. Sơ đồ quy trình thiết kế đầu đạn

Quy trình thiết kế đầu đạn sát thương dùng cho ngòi cận đích thả rơi từ UAV gồm các bước sau:

a) Thiết lập nhiệm vụ kỹ chiến thuật

Bao gồm các nội dung: Xác định tên, ký hiệu bản thiết kế, phần thiết kế; Mục đích thiết kế và tính năng tác dụng đạn; Xác lập yêu cầu chiến kỹ thuật; Yêu cầu về kinh tế - sản xuất; Yêu cầu về khai thác, sử dụng; Xác lập trình tự thiết kế, thử nghiệm, nghiệm thu và tiếp nhận; Yêu cầu về bảo mật.

b) Thiết kế kết cấu:

Nhằm mục đích thiết lập nguyên lý kết cấu và các thông số kỹ thuật cơ bản.

Cần giải quyết những vấn đề sau: Xác định được kiểu, cỡ đạn, khối lượng đầu đạn, chọn thuốc nổ; Xác định hình dạng, kết cấu đầu đạn và các chi tiết chính; Xác định các kích thước chính; Xác định vật liệu sản xuất và chọn ngòi nổ; Xác định kết cấu các chi tiết lắp trong lòng đạn, đai dẫn và bộ phận ổn định; Dựng bản vẽ nháp kết cấu đầu đạn.

c) Thiết kế kỹ thuật

Tiến hành các phép tính toán cần thiết, nhằm đưa ra những kết luận về kỹ thuật, kinh tế đối với đầu đạn cần thiết kế.

Cần phải giải quyết các vấn đề sau: Xác định các đặc trưng cấu tạo đầu đạn; Xác định đặc tính bền đầu đạn; Tính toán thiết kế phần dẫn; Xác định khả năng ổn định; Dựng bản vẽ kỹ thuật đầu đạn.

d) Hiệu chỉnh và thử nghiệm

Nhằm xác định khả năng bảo đảm các yêu cầu kỹ chiến thuật, độ tin cậy và hiệu quả chiến đấu của đầu đạn; khả năng thiết kế, cải tiến và sản xuất loạt trong công nghiệp.

Cần phải tiến hành các nội dung: Thử nghiệm cấp nhà máy; Thử nghiệm trường bắn; Thử nghiệm tại đơn vị; Thử nghiệm cấp Nhà nước; Thử nghiệm đặc biệt.

4. Một số giải pháp thiết kế cho đầu đạn

4.1. Nguyên lí kết cấu của đầu đạn

Tác dụng sát thương bằng mảnh phụ thuộc vào đặc tính của mảnh sát thương tạo thành khi đạn nổ. Hiệu quả tác dụng sát thương bằng mảnh phụ thuộc chủ yếu vào 3 nhóm yếu tố cơ bản sau: yếu tố thuộc về đầu đạn, yếu tố thuộc về mục tiêu và điều kiện nổ.

Tốc độ chuyển động của đạn khi thả rơi từ UAV và gia tốc đạn từ khi lắp ngòi đến khi gây nổ tại mục tiêu không lớn giúp cho việc thiết kế, chế tạo các loại ngòi dễ dàng hơn.

Tốc độ rơi của đạn không lớn nên khi nổ tốc độ mảnh văng nhận được phần lớn là do năng lượng thuốc nổ tạo nên. Phương chuyển động của mảnh văng sẽ gần với pháp tuyến của thân vỏ. Do đó nếu thiết kế đạn có hình dạng giống như các loại đạn dược thông thường thì mảnh văng sẽ tản mát ra xung quanh, không trùm được xuống mục tiêu làm giảm hiệu quả sát thương. Để tạo ra không gian bay tản cho mảnh mong muốn cần chọn hình dạng phù hợp cho phần chiến đấu. Theo đó, phần tạo mảnh sát thương của đầu đạn sẽ có dạng chỏm cầu. Kích thước của đạn đủ lớn để tạo ra số lượng mảnh sát thương theo yêu cầu. Tuy nhiên để tăng khả năng tác dụng cho đạn thì đạn hoạt động theo nguyên lý chạm nổ khi tiếp xúc với mục tiêu khi ngòi hoạt động không tiếp xúc không tin cậy.

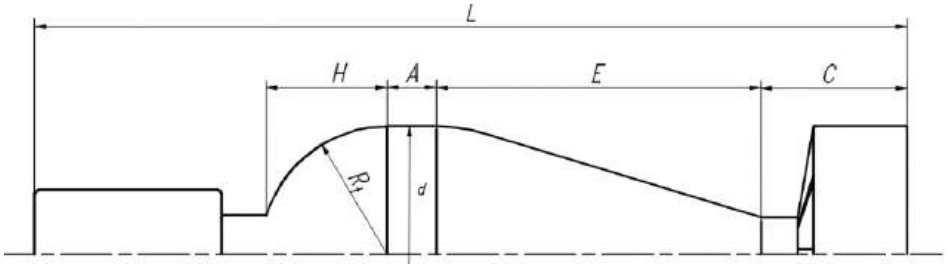
Lực tác dụng (lực quán tính, áp lực không khí,…) lên thân đạn không lớn và đạn không chịu áp lực khí thuốc nên có thể khía mảnh sẵn (ghép mảnh) cho thân vỏ. Bằng cách này sẽ tăng lượng mảnh sát thương hiệu quả cho đạn.

Thực tế hiện nay ở Việt Nam, loại UAV thích hợp nhất cho mục đích tích hợp đạn sát thương thả rơi là UCAV-Z113 của Nhà máy Z113/TCCNQP. UAV này có thể mang vác được khối lượng đầu nổ tối đa 4,5 kg, trần bay 500 m, tầm hoạt động tối đa 15 km, vận tốc bám 45 km/h, phù hợp với việc mang vác các loại đầu đạn sát thương dùng ngòi đầu cận đích.



Hình 5. UCAV-Z113(TCCNQP)

Với đầu đạn thả rơi từ UAV, mục tiêu sát thương là sinh lực địch, để tối ưu uy lực sát thương, hình dạng đạn có thể lựa chọn tối ưu nhất là dạng đầu đạn dạng giọt nước để bảo đảm khối lượng vật nhồi lớn nhất, bộ phận ổn định dạng ổn định bằng cánh đuôi nhằm định hướng đầu đạn khi rơi. Qua tham khảo các loại dạng đạn cối hiện có, có thể lựa chọn phương án thiết kế đạn có đường kính từ 120 ÷ 160 mm để tối ưu hóa uy lực.



Hình 6. Dự kiến phương án thiết kế hình dạng đạn sát thương thả rơi

Về kích thước, đầu đạn sát thương lắp trên UAV khi tính toán, thiết kế, phải bảo đảm chủ yếu về yếu tố uy lực, các yếu tố về tầm bắn, độ chụm, khí động học có thể bỏ qua. Đầu đạn khi rơi phải bảo đảm luôn hướng xuống dưới. Thiết kế kích thước phần mũi đảm bảo yêu cầu uy lực lớn nhất, phần trụ đảm bảo liên kết chắc chắn với bộ phận ổn định và đảm bảo bề mặt gá đặt lên UAV. Trọng tâm nằm ở phần mũi đạn bảo đảm đầu nổ luôn hướng xuống. Trên phần mũi lắp ngòi đạn, phần trụ liên kết với bộ phận ổn định.

Với tải trọng mang của UAV, dự kiến thiết kế đầu đạn có khối lượng (m) 3,5 ÷ 4,5 kg. Tham khảo các loại đạn có trong trang bị về giá trị của hệ số nhồi (α) 15 ÷ 25 %. Như vậy, khối lượng thuốc nổ dự kiến trong khoảng 0,52 ÷ 1,12 kg.

Về thân vỏ đầu đạn, việc lựa chọn vật liệu có thành phần hoá học và cơ tính của vật liệu thân vỏ ảnh hưởng rất lớn đến sự phân bố mảnh theo khối lượng, vận tốc bay tản. Như vậy chỉ

có lựa chọn vật liệu thân vỏ là gang hoặc thép C20 là bảo đảm yêu cầu. Có thể lựa chọn vỏ nhựa bên trong nhồi bi hoặc các mảnh gang tạo sẵn. Thuốc nổ sử dụng thuốc nổ TNT đảm bảo được uy lực lớn, độ nhạy vừa, an toàn trong vận chuyển. Với bộ phận ổn định, có thể sử dụng vật liệu nhôm hoặc nhựa.

Đối với ngòi, có thể sử dụng các loại ngòi đã có trong biên chế hoặc thiết kế mới. Trong xu thế hiện nay và khả năng trong nước, nên lựa chọn các loại ngòi cận đích để bảo đảm hiệu quả tác dụng đạn. Ngòi sử dụng phải có khả năng cảm biến mục tiêu và hoạt động ở một khoảng cách xác định so với mục tiêu. Để bảo đảm độ tin cậy, ngòi được lựa chọn phải là ngòi đầu, có 2 tác dụng chạm nổ và cận đích.

Như vậy, ta đã sơ bộ lựa chọn được phương án thiết kế đạn sát thương. Để bảo đảm uy lực lớn nhất thì phần đầu đạn phải có được thiết kế tối ưu nhất về hình dạng, kích thước và khối lượng.

Thông qua một số tính toán kết cấu, có thể xác định được sơ bộ một số phương án thiết kế kích thước và khối lượng đầu đạn như sau:

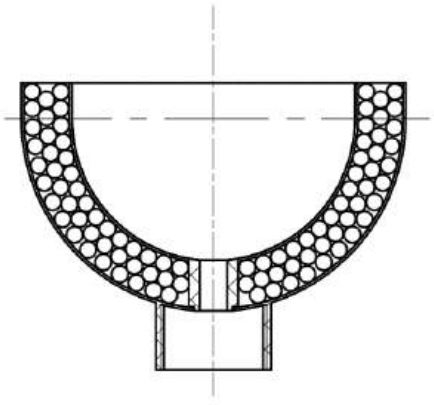
Bảng 1. Một số phương án thiết kế hình dạng và kích thước đầu đạn

h_n (m) ***(Chiều cao đầu đạn)***	**φ_n (rad)** ***(Góc mở chỏm cầu ngoài)***	**R_n** ***(Bán kính chỏm cầu ngoài)***	**r_t** ***(Bán kính khối thuốc nổ)***	**m_{TN} (kg)** ***(Khối lượng thuốc nổ nhồi)***	**m (kg)** ***(Khối lượng đầu đạn)***	**α (%)** ***(Hệ số nhồi)***
0,055	2,66	0,072	0,063	0,56	2,92	19
0,065	2,99	0,070	0,064	0,79	3,46	23
0,070	3,14	0,070	0,064	0,87	3,61	24

Từ những phân tích trên, tác giả đề xuất một số phương án thiết kế đầu đạn sát thương lắp trên UAV nhằm tăng uy lực sát thương và hiệu suất chiến đấu như sau:

4.2. Đề xuất một số phương án thiết kế đầu đạn

Phương án 1: Thiết kế đầu đạn thân liền vỏ nhựa nhồi bi tạo sẵn

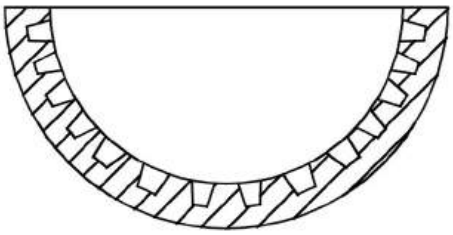


Hình 7. Mô hình kết cấu vỏ dạng nhồi bi

Ưu điểm: Khối lượng đầu đạn nhỏ do được làm bằng nhựa. Các bi tạo sẵn liên kết bằng keo chuyên dụng vì vậy năng lượng tiêu hao dùng để tạo mảnh giảm. Tăng năng lượng truyền cho bi tăng vận tốc và tăng khả năng sát thương.

Nhược điểm: Vỏ kém bền dễ bị biến dạng khi chịu các tác dụng của các tác nhân cơ học. Tính sát thương không cao so với thân vỏ tạo mảnh do bề mặt bi nhẵn ít cạnh sắc.

Phương án 2: Thiết kế thân vỏ dạng khía rãnh



Hình 8. Mô hình vỏ khía mảnh

Ưu điểm: Khả năng tạo mảnh tốt năng lượng truyền cho mảnh tăng, giảm năng lượng tiêu hao để sinh mảnh. Khả năng phân bố mảnh văng đều hơn. Độ bền cao chịu va đập tốt.

Nhược điểm: Thiết kế sản xuất phức tạp.

Khả năng mang vác của UAV hạn chế hơn các phương tiện chuyên chở khác nên đạn thả rơi yêu cầu phải nhẹ nhất có thể. Các phần không tham gia tạo mảnh sát thương, bộ phận ổn định được chế tạo từ các vật liệu có khối lượng riêng nhỏ như nhựa hoặc hợp kim nhôm.

5. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu tổng quan các loại đạn và ngòi đạn sử dụng trên UAV thả rơi, đồng thời phân tích xu hướng ứng dụng ngòi nổ cận đích nhằm nâng cao hiệu quả sát thương. Trên cơ sở đó, nghiên cứu đã xây dựng quy trình thiết kế đầu đạn sát thương sử dụng ngòi cận đích cho đạn thả rơi từ UAV và đề xuất hai phương án kết cấu đầu đạn gồm: vỏ nhựa nhồi bi tạo mảnh và thân vỏ khía rãnh tạo mảnh. Kết quả nghiên cứu góp phần cung cấp cơ sở cho việc tính toán, thiết kế và cải tiến các loại đầu đạn sát thương sử dụng trên UAV, nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu trong điều kiện thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Hoàng Hải Sơn (2008). *Cơ sở kết cấu ngòi nổ không tiếp xúc*. Hà Nội: Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Đỗ Văn Minh (2022). *Cơ sở thiết kế đạn*. Hà Nội: Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Chen, Y., Du, H., Liu, H., & Zhang, Z. (2023). Research on optimization and simulation of coordination of fuze and warhead for attack UAV based on damage trace model. *Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics and Automation*, Xi'an, China.
4. Singh, S. K., & Verma, P. (2022). Recent advancements in proximity fuzes technology. *International Journal of Engineering Research & Technology*, 4(14).

5. Mukherjee, A., & Ranjan, D. (2023). Advancements of proximity fuzes and their role in modern munitions. *International Journal of Innovative Engineering and Technology*, 12(6).
6. Liu, Q., Zhang, J., & Wang, L. (2025). An efficient CDEM-based method to calculate full-scale fragment field of warhead. *Engineering Fracture Mechanics*, 226.
7. Harris, G. S., & Thompson, M. (2024). Aircraft vulnerability assessment against fragmentation warhead. *Journal of Defense Modeling and Simulation*, 13(3).

Proposed Design Solutions for Lethal Munitions Equipped with Proximity Fuzes for UAV-Delivered Free-Fall Deployment

Abstract:.*This paper studies and analyzes various types of munitions and fuzes used on unmanned aerial vehicles (UAVs). The research focuses on developing a design procedure for fragmentation warheads intended for UAV-delivered free-fall munitions equipped with proximity fuzes. Based on this procedure, several design solutions for the warhead are proposed to enhance combat effectiveness. The results provide a meaningful basis for the calculation, design, and improvement of fragmentation warheads and proximity fuzes used on UAV platforms.*

Keywords: UAV; fragmentation warhead; proximity fuze.

Tính toán khảo sát đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp mô phỏng số

Trịnh Văn Tuấn[1*], Bùi Xuân Sơn[1], Nguyễn Tuyển Vũ[1], Hoàng Văn Cường[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: tuanarsenal2110@gmail.com; Tel: 0945222325

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp mô phỏng số nhằm khảo sát các đặc trưng khí động của đạn có cánh thả từ UAV, tập trung vào viên đạn ĐTR-140 đang được nghiên cứu chế tạo. Mô phỏng được thực hiện trên phần mềm Ansys Fluent với mô hình dòng chảy rối SST *k-ω* và lưới poly-hexcore. Nghiên cứu tiến hành khảo sát mức độ hội tụ theo số lượng phần tử, đồng thời đánh giá ảnh hưởng của vận tốc gió và góc tấn đến lực cản, lực nâng và hệ số khí động. Kết quả cho thấy mô hình lưới khoảng 1,1 triệu phần tử trở lên cho giá trị khí động ổn định; lực cản tăng phi tuyến theo bình phương vận tốc; lực nâng và lực cản cùng tăng tuyến tính theo góc tấn. Các kết quả mô phỏng cung cấp cơ sở quan trọng cho thiết kế, tối ưu khí động và cải thiện hiệu quả chiến đấu của đạn thả từ UAV.

Từ khóa: *Đạn thả từ UAV; Ansys Fluent; lưới poly-hexcore; CFD.*

1. Mở đầu

Đạn dược theo định nghĩa chung nhất được phân thành nhiều loại khác nhau như đạn pháo, đạn cối, đạn phản lực, bom, ... [1]. Mỗi loại đạn dược trong số này lại có đặc điểm thuật phóng khác nhau. Với các loại đạn được bắn/phóng đi nhờ năng lượng của thuốc phóng thì sau khi rời khỏi bệ chúng đã được cung cấp một tốc độ nhất định. Ngược lại với các loại đạn dược được thả rơi từ thiết bị bay thì đạn chuyển động nhờ tác dụng của trọng lực [2]. Sự phát triển của UAV đòi hỏi các loại đạn đi kèm phải được tối ưu hóa về mặt khí động học để đảm bảo khả năng tấn công chính xác trong các điều kiện bay phức tạp [3]. Đối với UAV cỡ nhỏ, đạn thả rơi tự do là một trong số những giải pháp vừa đảm bảo tính kinh tế và tính hiệu quả.

Trong quá trình thiết kế một mẫu đạn mới hoặc thiết kế đạn theo mẫu, việc xác định các đặc trưng khí động, đặc biệt là hệ số hình dạng đạn hay hệ số lực cản C_x có vai trò quan trọng [1]. Trong những thập kỷ gần đây, mô phỏng số (CFD) đã khẳng định vị thế là một công cụ tối ưu trong thiết kế và phân tích khí động học đạn dược. Theo [7], phương pháp này cho kết quả có độ tin cậy cao, tương thích tốt với các dữ liệu thực nghiệm trên dải vận tốc rộng. Bên cạnh đó, Bhagwandin và Pather [8] chỉ ra rằng việc sử dụng CFD giúp tối ưu hóa quy trình thiết kế bằng cách giảm thiểu số lượng các ca thử nghiệm bắn thực địa tốn kém. Đặc biệt, khả năng phân tích chi tiết các cấu trúc dòng chảy phức tạp như vùng áp suất đáy và sóng xung kích của CFD là ưu thế vượt trội so với các phương pháp đo đạc truyền thống (DeSpirito và cộng sự, 2001) [9].

Mục tiêu chính của nghiên cứu này là đánh giá ảnh hưởng của số lượng lưới, vận tốc gió và góc tấn đến lực cản – lực nâng của viên đạn ĐTR-140 đang được nghiên cứu chế tạo và phát triển dùng cho UAV UCAV-Z113. Việc đánh giá được thực hiện bằng mô phỏng CFD trên phần mềm Ansys Fluent 2023R2. Kết quả của bài báo là cơ sở để đánh giá hiệu quả khí động trong quá trình thiết kế và chế tạo.

[*] Email: tuanarsenal2110@gmail.com

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

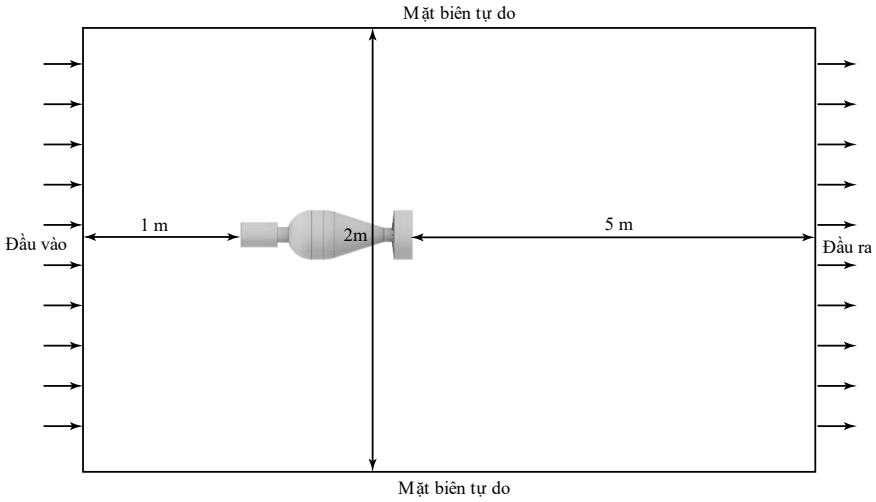
2.1. Mô hình bài toán

Mô hình hình học là viên đạn thả rơi có cánh từ UAV được thiết kế cho UAV UCAV-Z113 của nhà máy Z113 có đường kính viên đạn 140 mm, chiều dài viên đạn 486 mm, bề dày cánh và vòng bảo vệ 1,5 mm (Hình 1).



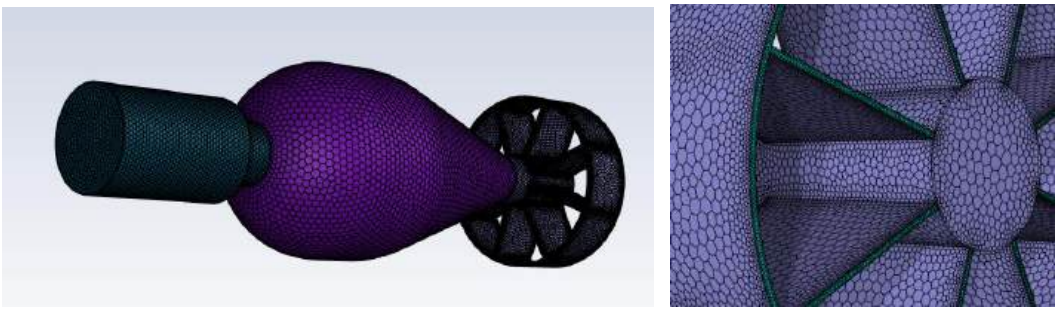
Hình 1. Biên dạng viên đạn ĐTR-140

Miền khảo sát có kích thước dài × rộng × cao = 6,986 × 2 × 2 m (Hình 2). Việc lựa chọn chiều dài vùng tính toán giúp đảm bảo mô tả được vùng chảy rối phía sau vật. Sử dụng Inventor để vẽ biên dạng viên đạn, sau đó import vào Geometry của Ansys Workbench. Sử dụng các công cụng tạo vùng tính toán xung quanh viên đạn. Sau đó khoét rỗng bên trong vùng tính toán là biên dạng của viên đạn. Đặt tên cho các mặt để thiết lập điều kiện biên và chia lưới trong Fluent Meshing.



Hình 2. Kích thước và các điều kiện biên miền khảo sát

Sử dụng phương pháp chia lưới sử dụng phương pháp chia lưới tự động, sử dụng lưới poly-hexcore giúp giảm số lượng phần tử và độ chính xác cao vượt trội. Lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn và thưa dần ở mặt biên tự do. Để đảm bảo độ chính xác, phần bề dày cánh được chia nhỏ thành ít nhất 2 ô lưới.



Hình 3. Phân bố lưới quanh bề mặt đạn và phần cánh đuôi

Sau khi chia lưới và kiểm tra chất lượng lưới, chuyển qua Fluent Solution, thiết lập mô hình giải bài toán. Các điều kiện biên cho mô hình tính toán và các thông số thiết lập bài toán

được chỉ ra dưới bảng sau:

Bảng 1. Thông số thiết lập bài toán

Thiết lập chung (General)	
Trình giải	Pressure-Based (giải phương trình theo biến áp suất cho dòng có vận tốc nhỏ và vừa)
Kiểu phân tích	Steady (bài toàn tĩnh)
Mô hình dòng chảy	
Mô hình chảy rối	k – ω SST
Điều kiện biên	
Inlet	v = $v_{gió}$
Outlet	Pressure outlet
Mặt biên tự do	Specified shear (biên vô hạn) hoặc symmetry
Biên viên đạn	No slip wall (tường tuyệt đối cứng, đẳng nhiệt)
Thiết lập cho trình giải	
Phương pháp giải	Auto timescale factor bằng 1
Điều kiện hội tụ	Residuals (continuity $\leq 10^{-4}$, các giá trị khác $\leq 10^{-5}$)
Số vòng lặp	1000

2.2. Các phương trình điều khiển để giải bài toán [2]

Phương trình bảo toàn khối lượng:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v) = S_m \tag{1}$$

Trong đó ρ là khối lượng riêng, v là vận tốc tức thời và S_m là nguồn khối lượng thêm vào (trong bài toán này $S_m = 0$, dòng khí ở tốc độ thấp $M < 0,3$ nên coi như không nén được)

Phương trình bảo toàn động lượng:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v}\vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\overline{\overline{\tau}}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{2}$$

$$\overline{\overline{\tau}} = \mu \left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{T} \right) - \frac{2}{3} \nabla \vec{v} I \right] \tag{3}$$

Trong đó p là áp suất tĩnh; $\rho.\vec{g} + \vec{F}$ là ngoại lực; $\overline{\overline{\tau}}$ là ten-xơ ứng suất; μ là độ nhớt phân tử và I là ma trận đơn vị.

Dòng khí được giả định là không nén được và đẳng nhiệt, do đó phương trình bảo toàn năng lượng không được xem xét trong mô hình này để tối ưu hóa hiệu suất tính toán.

2.3. Mô hình rối SST k – ω [2]

Mô hình *SST k – ω* là mô hình hai phương trình, giải các phương trình vận chuyển cho động năng rối k và tỷ lệ tiêu tán cụ thể ω. Điểm đặc biệt của mô hình này là sự kết hợp linh hoạt mô hình $k – \omega$ ở vùng gần tường để bắt chính xác các hiện tượng trong lớp biên với mô hình $k – \varepsilon$ ở vùng dòng tự do để tránh sự nhạy cảm của mô hình $k – \omega$ đối với các điều kiện biên đầu vào.

Các phương trình chuyển động của dòng rối được thiết lập như sau:

Phương trình động năng rối (k):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k-Y_k \quad (4)$$

Phương trình tỷ lệ tiêu tán cụ thể (ω):

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho\omega u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_\omega\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right]+G_\omega-Y_\omega+D_\omega \quad (5)$$

Trong đó: G_k và G_ω đại diện cho sự tạo thành; Y_k và Y_ω đại diện cho sự tiêu tán của k và ω; D_ω là thành phần khuếch tán chéo.

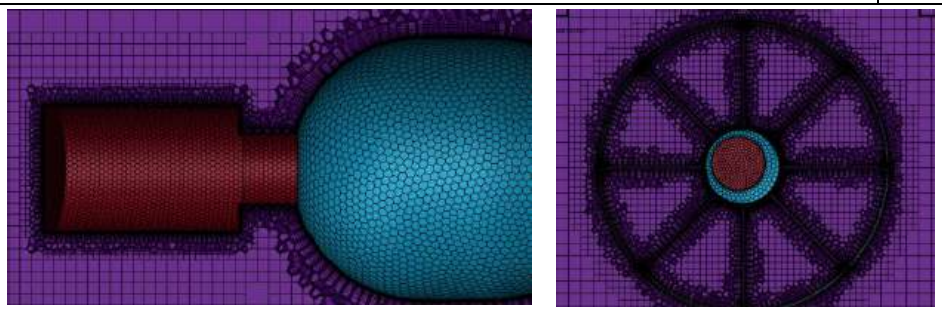
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Ảnh hưởng của số lượng lưới

Bài báo khảo sát cho 4 trường hợp với mức độ chia lưới khác nhau. Tham số điều khiển kích thước lưới được cho trong bảng 2. Giả sử đầu đạn rơi ở độ cao xấp xỉ 35 m, khi đó tốc độ chạm đất xấp xỉ 25 m/s. Do đó lấy tốc độ gió đầu vào v = 25 m/s.

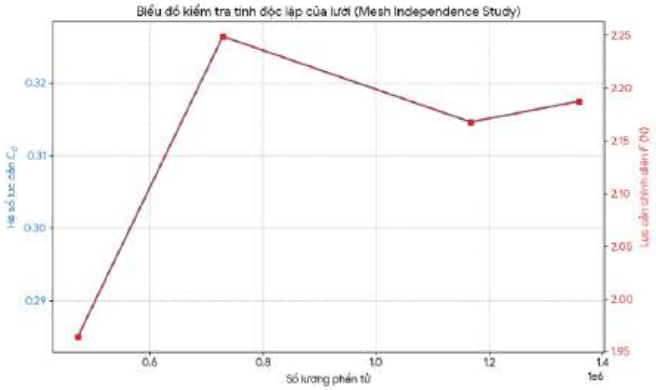
Bảng 2. Mô tả thông số chia lưới

STT	Mô tả	Số lượng phần tử
1	+ Bề dày cánh đuôi: 0,75 mm; ngòi đạn và cánh đuôi: 3 mm + Thân đạn: 5 mm	473762
2	Như lần 1, thêm lớp biên bao quanh bề mặt đạn; giảm kích thước lớn nhất xuống 96 mm	729701
3	Chia mịn cho vùng phía sau đuôi đạn 10 mm	1167482
4	Như lần 3, giảm kích thước lưới lớn nhất xuống 48 mm	1358588



Hình 4. Lớp biên bao quanh bề mặt thân đạn và cánh đuôi

Kết quả hệ số lực cản C_d và lực cản chính diện F theo số phần tử như sau:



Hình 5. Biểu đồ kiểm tra tính độc lập lưới

Từ bảng giá trị nhận xét, trường hợp 1,1 triệu phần tử và 1,3 triệu phần tử có giá trị hệ số lực cản Cd và F tương đồng nhau, như vậy chứng tỏ nếu tăng số lượng phần tử thì kết quả không thay đổi, các giá trị tính toán đã hội tụ tại 1,1 triệu phần tử trở lên. Khi khảo sát sự ảnh hưởng của các đại lượng tiếp theo, ta chỉ cần sử dụng mô hình lưới với 1,1 triệu phần tử.

3.2. Ảnh hưởng của vận tốc gió

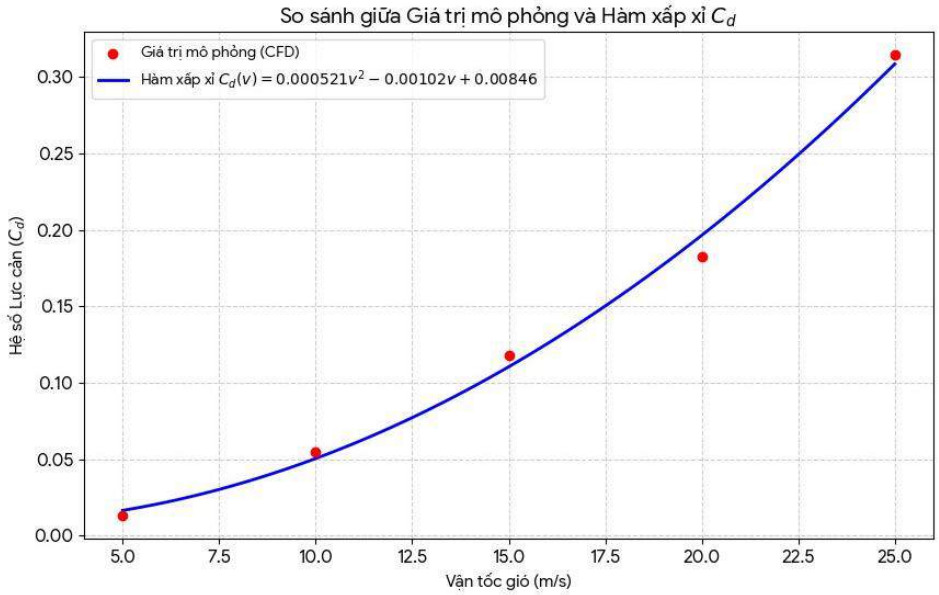
Thay đổi vận tốc đầu vào của dòng không khí theo các giá trị: 5, 10, 15, 20, 25 m/s. Tiến hành mô phỏng và khảo sát sự thay đổi lực cản theo vận tốc. Được kết quả theo bảng sau:

Bảng 3. Kết quả lực cản và hệ số theo vận tốc

Vận tốc	**5 m/s**	**10 m/s**	**15 m/s**	**20 m/s**	**25 m/s**
Lực cản (N)	0,0897	0,3772	0,8107	1,2591	2,1680
Hệ số lực cản	0,0130	0,0547	0,1176	0,1827	0,3146

Nhìn chung, cả lực cản và hệ số lực cản đều có xu hướng tăng mạnh khi vận tốc gió tăng. Dựa trên kết quả mô phỏng tại các dải vận tốc từ 5 m/s đến 25 m/s, sự biến thiên của hệ số lực cản C_d theo vận tốc v được xấp xỉ qua hàm đa thức bậc hai:

$$C_d(v) = 0,000521v^2 - 0,00102v + 0,00846 \quad (6)$$



Hình 6. Biểu đồ so sánh giữa giá trị mô phỏng và hàm xấp xỉ

Hàm số này có thể được sử dụng làm đầu vào cho mô hình toán học dự báo quỹ đạo rơi của viên đạn.

3.3. Thay đổi góc tấn

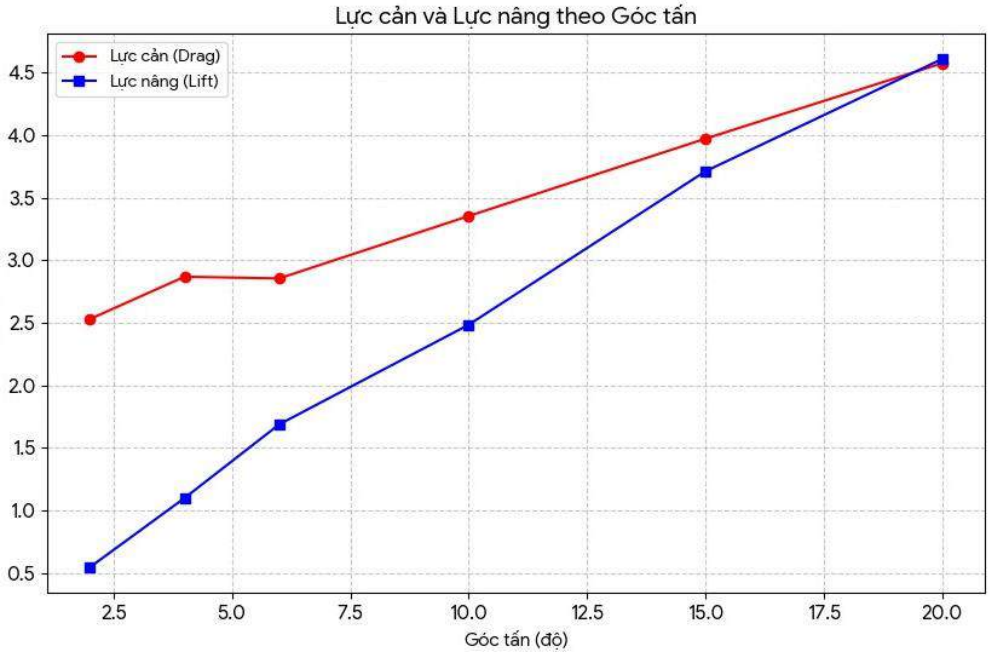
Thay đổi góc tấn với các giá trị: $2°; 4°; 6°; 10°; 15°; 20°$, tốc độ gió 25m/s.

Bảng 4. Giá trị lực cản và lực nâng khi thay đổi góc tấn

Góc tấn	2°	4°	6°	10°	15°	20°
Lực cản (N)	2,5289034	2,867485	2,8544089	3,3526095	3,9708675	4,5737952
Lực nâng (N)	0,54567433	1,0985179	1,6877391	2,4837638	3,7101359	4,608248

Kết quả cho thấy khi góc tấn tăng từ 2° đến 20°, cả lực cản và lực nâng đều tăng gần

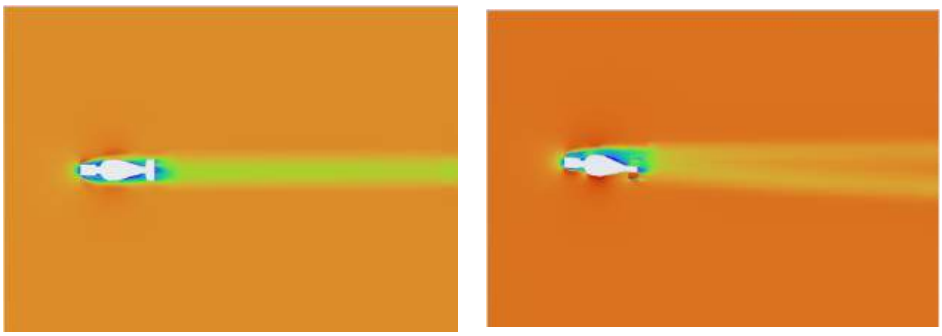
tuyến tính. Lực cản tăng tương đối ổn định, phản ánh sự gia tăng chênh lệch áp suất phía sau vật thể. Trong khi đó, lực nâng có tốc độ tăng nhanh hơn, đặc biệt từ góc tấn 10° trở đi, cho thấy hiệu quả sinh lực nâng vẫn được duy trì tốt ở các góc lớn.



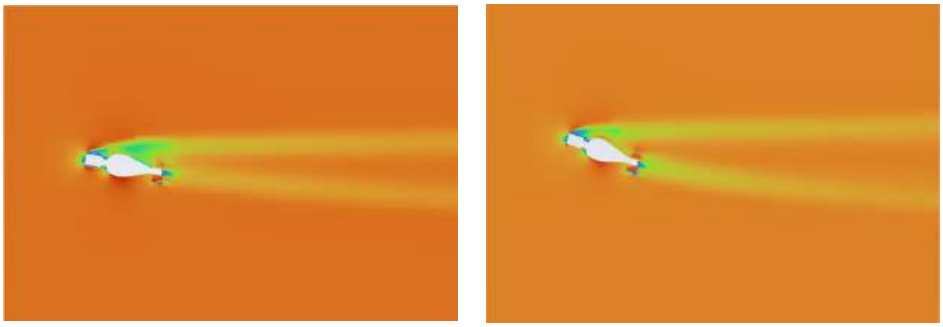
Hình 7. Biểu đồ thay đổi lực cản và lực nâng theo góc tấn

Bảng 6 minh họa sự biến đổi của trường vận tốc xung quanh vật thể khi tăng góc tấn. Ở góc 0°, dòng chảy bám sát bề mặt, thể hiện dòng chảy ổn định và tổn thất khí động nhỏ. Đến góc 6°, sự chênh lệch vận tốc giữa mặt trên và mặt dưới rõ rệt hơn, cùng với việc dải vận tốc nhỏ mở rộng đáng kể, cho thấy dòng chảy đã bắt đầu xuất hiện dấu hiệu tách nhẹ ở mép sau.

Hình ảnh trường vận tốc tại các góc tấn lớn (10° và 20°) cho thấy sự biến đổi đáng kể của cấu trúc dòng chảy khi góc tấn tăng. Ở góc 10°, dòng chảy vẫn bám tương đối tốt vào bề mặt phía trên, nhưng chảy rối đã mở rộng hơn so với các góc nhỏ, cho thấy lực cản bắt đầu tăng nhanh. Đến góc 20°, chảy rối phía sau kéo dài và lan rộng rõ rệt, kèm theo vùng vận tốc thấp lớn hơn, chứng tỏ dòng chảy đã bị ảnh hưởng mạnh bởi tách dòng và nhiễu loạn. Mặc dù lực nâng vẫn tăng theo sát quy luật đã quan sát ở các góc nhỏ, hình ảnh trường dòng cho thấy cấu hình đã tiến gần ngưỡng với sự mất ổn định tăng dần của dòng chảy dọc bề mặt. Những đặc điểm này hoàn toàn nhất quán với xu hướng tăng mạnh lực cản và sự thay đổi tuyến tính của lực nâng trong phần kết quả lực khí động.



0° 6°



10° 20°

Hình 8. Hình ảnh trường vận tốc theo góc tấn

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tiến hành mô phỏng khí động học cho viên đạn ĐTR-140 bằng phương pháp mô phỏng số CFD sử dụng phần mềm Ansys Fluent, qua đó đánh giá toàn diện các yếu tố ảnh hưởng đến lực khí động của đạn trong quá trình rơi. Kết quả mô phỏng cho thấy rằng cấu hình lưới poly-hexcore với số lượng phần tử khoảng 1,1 triệu trở lên cho độ hội tụ tốt và đảm bảo độ chính xác cao.

Ảnh hưởng của vận tốc gió được thể hiện rõ qua xu hướng lực cản tăng nhanh theo bình phương vận tốc. Trong dải vận tốc từ 5 m/s đến 25 m/s có thể xấp xỉ hệ số lực cản theo vận tốc bằng hàm số $C_d(v) = 0,000521v^2 - 0,00102v + 0,00846$.

Song song đó, ảnh hưởng của góc tấn được đánh giá chi tiết và cho thấy lực nâng và lực cản đều tăng gần tuyến tính theo góc tấn trong dải khảo sát. Ở các góc nhỏ, dòng chảy vẫn bám tốt vào bề mặt đạn, giúp lực nâng tăng ổn định; tuy nhiên khi góc tấn lớn hơn, đặc biệt từ 10° đến 20°, dòng chảy xuất hiện vùng tách rõ rệt và chảy rối phía sau mở rộng đáng kể, dẫn đến tăng lực cản và giảm hiệu suất khí động. Hiện tượng này cho thấy giới hạn làm việc tối ưu của đạn trong thực tế và là căn cứ quan trọng để thiết kế cải tiến hình dạng đầu đạn và cụm cánh ổn định.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định, (2005), Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân, Học viện Kỹ thuật quân sự
2. Nguyễn Tuyển Vũ, Phan Văn Tuấn, Hoàng Kim Thành, Nguyễn Công Minh, Dương Văn Mạnh, "*Nghiên cứu chuyển động rơi của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp số*", Tuyển tập công trình Hội nghị Khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XX – năm 2025, NXB Quân đội Nhân dân.
3. Coppin, J. (2014), *Aerodynamics, Stability and Shape Optimisation of Unmanned Combat Air Vehicles*, University of Sheffield.
4. Đoàn Mạnh Trường, *"Nghiên cứu chuyện động quay của đầu đạn pháo ổn định bằng cánh BK –13 bằng phương pháp mô phỏng số"*, Đề án thạc sĩ, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2024.
5. ANSYS, Inc. (2023), *ANSYS Fluent theory guide (Release 2023 R1)*, Canonsburg, PA: ANSYS, Inc.
6. Bùi Thanh Trí, Trần Thế Hùng, Đỗ Văn Minh, Trần Văn Doanh, *"Xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đạn xuyên thoát vỏ ổn định quay 100 mm bằng phương pháp mô phỏng số"*, Tuyển tập công trình Hội nghị Khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XX

– năm 2025, NXB Quân đội Nhân dân.

7. Sahu, J. (2005). Numerical computations of projectile aerodynamics. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 42(3), 448-456.
8. Bhagwandin, V., & Pather, S. (2017). Flight dynamic modelling of a projectile using computational fluid dynamics. *Defence Technology*, 13(4), 301-310.
9. DeSpirito, J., Heavey, K. R., & Sahu, J. (2001). *Numerical investigation of the aerodynamics of a fin-stabilized projectile* (No. ARL-TR-2531). Army Research Lab.

Numerical Simulation for Investigating the Aerodynamic Characteristics of Winged Projectiles Dropped from UAVs

Abstract: *This paper presents a numerical simulation method to investigate the aerodynamic characteristics of winged projectiles dropped from UAVs, specifically focusing on the DTR-140 projectile currently under research and development. The simulations were conducted using Ansys Fluent software, employing the k - ω turbulence model and poly-hexcore meshing technology. The study performs a grid convergence analysis based on the number of elements and evaluates the influence of flow velocity and angle of attack on drag force, lift force, and aerodynamic coefficients. The results indicate that mesh models with approximately 1.1 million elements or more yield stable aerodynamic values. It was observed that the drag force increases nonlinearly in proportion to the square of the velocity, while both lift and drag forces exhibit a linear increase relative to the angle of attack. These simulation findings provide a crucial foundation for the design, aerodynamic optimization, and enhancement of the combat effectiveness of projectiles dropped from UAVs.*

Keywords: UAV-dropped projectiles; Ansys Fluent; poly-hexcore mesh; CFD.

Nghiên cứu mô phỏng số đặc tính khí động lực học của đạn có cánh thả từ UAV xét đến ảnh hưởng của gió ngang

Trịnh Văn Tuấn[1], Hà Trường Sang[1], Nguyễn Tuyển Vũ[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: tuanarsenal2110@gmail.com; Tel: 0945222325

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng số đặc tính khí động lực học của đạn có cánh ĐTR-140 thả từ UAV trong điều kiện gió ngang ở độ cao 30 m. Mô hình được xây dựng trên ANSYS Fluent 2023R2, sử dụng mô hình rối k-ω SST, kỹ thuật lưới chồng Overset Mesh và bộ giải Dynamic Mesh 6DOF để mô phỏng đồng thời trường dòng và chuyển động của đạn. Kết quả khảo sát độc lập lưới cho thấy kích thước phần tử vùng background 20 mm cho độ chính xác tốt, bảo đảm độ tin cậy và hiệu quả tính toán. Nghiên cứu cũng cho thấy trong dải vận tốc gió ngang từ 1 đến 5 m/s, viên đạn vẫn duy trì ổn định động và đạt trạng thái ổn định sau khoảng 2,5 s. Khi thay đổi vật liệu cánh đuôi, khối lượng đạn giảm từ 4,308 kg xuống 3,927–3,986 kg, đồng thời trọng tâm dịch chuyển về phía mũi, góp phần cải thiện đặc tính ổn định khí động. Kết quả nghiên cứu là cơ sở cho thiết kế và tối ưu hóa đạn có cánh thả từ UAV trong điều kiện làm việc thực tế.

Từ khóa: *Đạn có cánh thả từ UAV, mô phỏng số; Ansys Fluent; Overset; Dynamic mesh 6DOF.*

1. Mở đầu

Trong lĩnh vực động lực học vật thể bay, chuyển động không gian của bom, đạn và vật thể thả rơi thường được mô tả bằng hệ phương trình sáu bậc tự do (6DOF) trên cơ sở định luật Newton–Euler. Một hướng tiếp cận phổ biến là xây dựng mô hình 6DOF để mô phỏng quỹ đạo bom thả rơi dưới tác động của vận tốc ban đầu, độ cao thả, góc thả và trường gió. Atallah và cộng sự [1] đã xây dựng mô hình toán 6DOF cho bom rơi tự do trong môi trường có gió ngẫu nhiên, trong đó các hệ số khí động được xác định bằng Missile DATCOM; kết quả cho thấy trường gió có ảnh hưởng rõ rệt đến quỹ đạo rơi và điểm chạm mục tiêu.

Bên cạnh các mô hình 6DOF sử dụng ngân hàng hệ số khí động, nhiều nghiên cứu đã phát triển cách tiếp cận ghép trực tiếp giữa CFD và phương trình chuyển động 6DOF nhằm mô phỏng chính xác hơn các vật thể chuyển động tự do trong trường dòng không ổn định. Murman, Aftosmis và Berger [2] đã trình bày phương pháp dự đoán quỹ đạo ghép CFD/6DOF cho bom GBU-31/JDAM tách khỏi máy bay F/A-18C; kết quả mô phỏng cho thấy sự phù hợp tốt với dữ liệu bay thử trong giai đoạn đầu của quỹ đạo. Tiếp đó, Olejnik và cộng sự [3] sử dụng CFD kết hợp chuyển động 6DOF để mô phỏng quá trình tách bom GBU-31 và thùng dầu phụ khỏi máy bay, qua đó khẳng định khả năng của phương pháp này trong dự báo quỹ đạo và đánh giá an toàn chuyển động của vật thể rơi tự do trong môi trường khí động phức tạp.

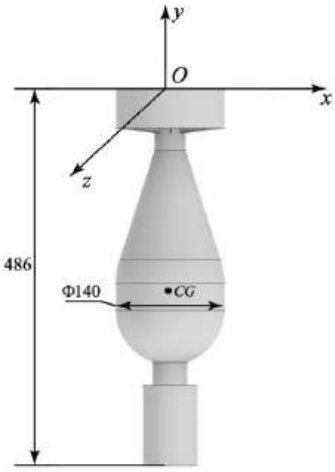
Sự phát triển của phương pháp tính toán động lực học chất lưu (CFD) dựa trên hệ phương trình Navier–Stokes trung bình Reynolds (RANS) cùng với các mô hình rối hai phương trình như k–ε và k–ω đã mở ra khả năng mô phỏng chi tiết trường dòng chảy quanh vật thể bay với chi phí tính toán hợp lý [7,8]. Gần đây, kỹ thuật lưới động (Dynamic Mesh) và đặc biệt là kỹ thuật lưới chồng lấp (Overset Mesh) cho phép mô phỏng trực tiếp chuyển động có biên độ lớn của vật thể trong miền tính toán mà không làm suy giảm chất lượng lưới lớp biên [5,6]. Khi kết hợp với bộ giải 6DOF tích hợp trong ANSYS Fluent, phương pháp này cho phép giải đồng thời trường dòng chảy và chuyển động của vật thể theo thời gian, nhờ đó phản ánh chính xác hơn sự tương tác khí động–động lực học.

Bài báo này trình bày một nghiên cứu toàn diện về mô phỏng số cho viên đạn rơi tự do bằng cách sử dụng các mô hình tiên tiến như Overset Mesh, 6DOF kết hợp với mô hình rối k-ω SST để tính toán các đặc tính khí động lực học và khảo sát các yếu tố ảnh hưởng đến viên đạn có cánh rơi tự do trong môi trường có gió ngang. Kết quả của nghiên cứu cung cấp dữ liệu tham khảo giá trị cho các ứng dụng thiết kế và chế tạo khí tài bay không người lái hoặc các hệ thống đạn dược hiện đại.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình hình học và thông số vật lý

Đối tượng nghiên cứu là viên đạn có cánh ĐTR-140 được thiết kế cho UAV UCAV-Z113. Mô hình hình học ba chiều của đạn được xây dựng bằng phần mềm CAD và nhập vào môi trường ANSYS Fluent để thực hiện mô phỏng. Hình dạng đạn bao gồm thân chính dạng trụ thuôn, mũi đạn hình nón và cụm cánh đuôi ổn định bố trí đối xứng quanh trục dọc.



Hình 1. Mô hình hình học viên đạn ĐTR-140

Các thông số hình học và vật lý chính của viên đạn như sau: chiều dài toàn bộ L = 486 mm, đường kính thân D = 140 mm, tổng khối lượng m = 4,308 kg, bề dày cánh đuôi và vòng bảo vệ: 1,5*mm*. Tọa độ trọng tâm và các mô men quán tính quanh các trục chính được xác định từ mô hình CAD và được sử dụng làm đầu vào cho bộ giải 6DOF. Việc xác định chính xác vị trí trọng tâm và ma trận mô men quán tính có ý nghĩa quan trọng trong việc đánh giá ổn định tĩnh và ổn định động của vật thể bay [3].

Hệ trục tọa độ được thiết lập với trục z trùng với phương thẳng đứng ban đầu của đạn tại thời điểm thả, trục x theo phương ngang chịu tác động của gió ngang và trục y vuông góc với mặt phẳng chuyển động chính. Các chuyển động tịnh tiến và quay của đạn được tính toán trong hệ tọa độ quán tính kết hợp với hệ tọa độ vật thể thể hiện trên hình 1 với các thông số như sau:

- Tọa độ trọng tâm (CG): $\begin{cases} x = 0mm \\ y = -297,874mm \\ z = 0mm \end{cases}$

- Mômen quán tính theo các trục:

$$\begin{cases} I_{xx} = I_{zz} = 38170,735\left(kg.mm^2\right) \\ I_{yy} = 10173,140\left(kg.mm^2\right) \\ I_{xy} = I_{yx} = I_{xz} = I_{zx} = I_{yz} = I_{zy} = 0 \end{cases}$$

2.2. Miền tính toán và điều kiện biên

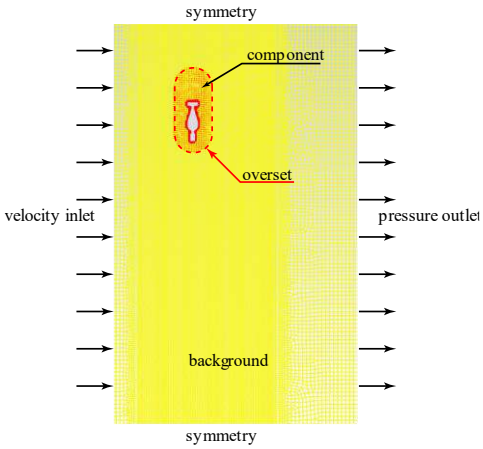
2.2.1. Miền tính toán

Miền tính toán và điều kiện biên thể hiện trên hình 2. Để mô phỏng chính xác quá trình tương tác giữa dòng khí và viên đạn trong điều kiện gió ngang, miền tính toán được xây dựng theo kỹ thuật lưới chồng lấp (Overset Mesh). Phương pháp này bao gồm một miền nền

(background domain) cố định đại diện cho môi trường khí quyển và một miền thành phần (component domain) bao quanh viên đạn chuyển động theo bộ giải 6DOF.

Miền nền có dạng hình hộp chữ nhật với chiều dài 35 m và chiều rộng 3 m, đủ lớn để hạn chế ảnh hưởng phản xạ từ biên lên trường dòng chảy gần vật thể. Kích thước miền được lựa chọn sao cho khoảng cách từ đạn đến biên ngoài luôn lớn hơn 15–20 lần đường kính thân đạn, đảm bảo điều kiện biên không làm sai lệch kết quả khí động học [8]. Miền thành phần có dạng hình con nhộng bao quanh sát bề mặt đạn, cho phép duy trì lưới lớp biên chất lượng cao trong suốt quá trình chuyển động.

Điều kiện biên được thiết lập như sau: tại mặt vào (velocity inlet), vận tốc gió ngang được áp đặt theo phương x với các giá trị khảo sát từ 1 m/s đến 5 m/s; tại mặt ra (pressure outlet), áp suất tĩnh được đặt bằng áp suất khí quyển; các mặt bên của miền nền sử dụng điều kiện đối xứng nhằm giảm ảnh hưởng của ma sát thành; bề mặt viên đạn được áp dụng điều kiện tường không trượt (no-slip wall). Sự trao đổi thông tin giữa miền nền và miền thành phần được thực hiện thông qua thuật toán nội suy lưới chồng lấp, trong đó các phần tử nhận và phần tử cho được xác định tự động ở mỗi bước thời gian.



Hình 2. Miền tính toán và điều kiện biên

2.3. Phương trình chủ đạo và mô hình rối

Dòng khí xung quanh viên đạn được giả thiết là dòng chảy không nén được và đẳng nhiệt do vận tốc rơi nhỏ hơn nhiều so với vận tốc âm thanh. Trường dòng chảy được mô tả bởi hệ phương trình Navier–Stokes trung bình Reynolds (RANS), bao gồm phương trình bảo toàn khối lượng và phương trình bảo toàn động lượng:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v) = S_m \tag{1}$$

Trong đó ρ là khối lượng riêng, v là vận tốc tức thời và S_m là nguồn khối lượng thêm vào (trong bài toán này $S_m = 0$, dòng khí ở tốc độ thấp $M < 0,3$ nên coi như không nén được)

Phương trình bảo toàn động lượng:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{v}\right) + \nabla \cdot \left(\rho \vec{v}\vec{v}\right) = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\bar{\bar{\tau}}\right) + \rho \vec{g} + \vec{F} \tag{2}$$

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{T} \right) - \frac{2}{3} \nabla \vec{v} I \right] \tag{3}$$

Trong đó p là áp suất tĩnh; $\rho.\vec{g} + \vec{F}$ là ngoại lực; $\bar{\bar{\tau}}$ là ten-xơ ứng suất; μ là độ nhớt phân tử và I là ma trận đơn vị.

Để mô tả dòng chảy rối, mô hình k–ω SST được sử dụng. Mô hình này kết hợp ưu điểm của mô hình k–ω trong vùng gần tường và mô hình k–ε trong vùng dòng tự do, cho độ chính xác

cao trong dự đoán hiện tượng tách dòng và lớp biên [7]. Mô hình k–ω SST đặc biệt phù hợp cho các bài toán khí động học có gradient áp suất lớn và vùng xoáy phát triển phía sau vật thể.

Các phương trình chuyển động của dòng rối được thiết lập như sau:

Phương trình động năng rối (k):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k-Y_k \tag{4}$$

Phương trình tỷ lệ tiêu tán cụ thể (ω):

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho\omega u_i)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\Gamma_\omega\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right]+G_\omega-Y_\omega+D_\omega \tag{5}$$

Trong đó: G_k và G_ω đại diện cho sự tạo thành; Y_k và Y_ω đại diện cho sự tiêu tán của k và ω; D_ω là thành phần khuếch tán chéo.

2.4. Ghép nối bộ giải 6DOF và kỹ thuật Overset Mesh

Chuyển động của viên đạn được mô tả bằng hệ phương trình sáu bậc tự do (6DOF) bao gồm ba phương trình tịnh tiến và ba phương trình quay. Phương trình chuyển động tịnh tiến của trọng tâm được viết dưới dạng:

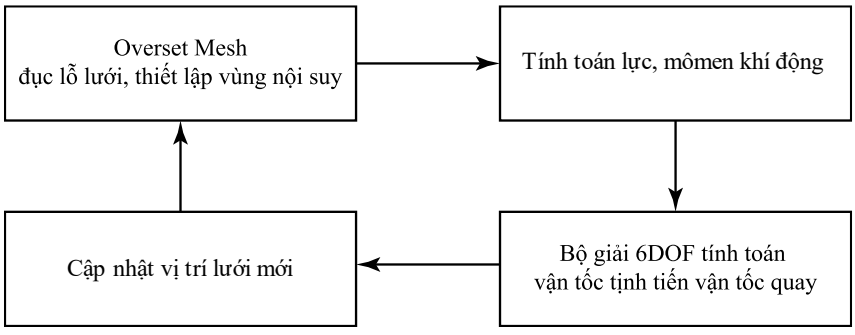
$$\frac{d\overrightarrow{v_G}}{dt}=\frac{1}{m}\sum\overrightarrow{f_G} \tag{6}$$

Trong đó m là khối lượng viên đạn; $\overrightarrow{v_G}$ vectơ vận tốc tịnh tiến của trọng tâm; $\sum\overrightarrow{f_G}$ là tổng các lực tác động lên trọng tâm.

Chuyển động quay của viên đạn được tính toán trong hệ tọa độ vật thể để đơn giản hóa ma trận quán tính. Phương trình Euler cho vật rắn được sử dụng:

$$\frac{d\overrightarrow{\omega_B}}{dt}=L^{-1}\left(\sum\overrightarrow{M_B}-\overrightarrow{\omega_B}\times L\overrightarrow{\omega_B}\right) \tag{7}$$

Trong đó: L là ma trận mô men quán tính; $\overrightarrow{\omega_B}$ là véctơ vận tốc góc của vật thể; $\sum\overrightarrow{M_B}$ là tổng các mômen khí động học tác động lên vật thể quanh trọng tâm.



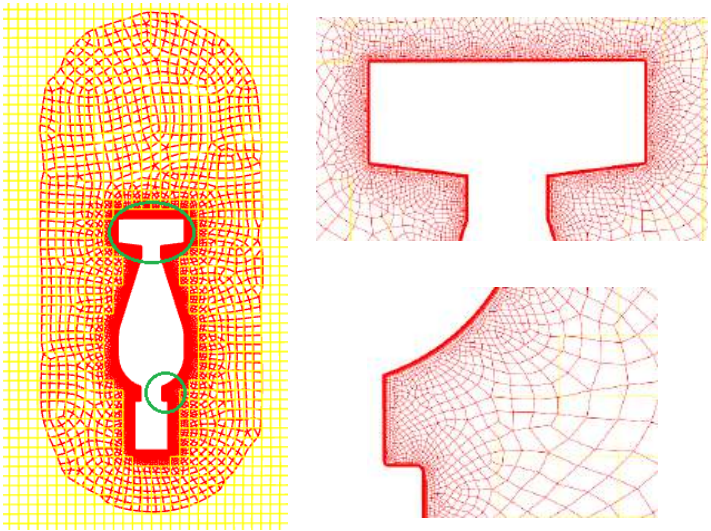
Hình 3. Sơ đồ giải tại mỗi bước thời gian

Trong mỗi bước thời gian, ANSYS Fluent thực hiện quá trình lặp ghép hai chiều giữa trường dòng chảy và chuyển động vật thể. Cụ thể, trường vận tốc và áp suất được giải để tính lực và mô men khí động, sau đó bộ giải 6DOF cập nhật vị trí và tư thế của đạn. Miền lưới thành phần

được dịch chuyển tương ứng và quá trình nội suy Overset được thực hiện lại trước khi bắt đầu bước thời gian tiếp theo. Cách tiếp cận này cho phép mô phỏng trực tiếp tương tác khí động–động lực học theo thời gian thực mà không cần xây dựng trước ngân hàng dữ liệu khí động. Hình 3 thể hiện các bước thực hiện tại mỗi bước thời gian khi kết hợp 6DOF và Overset mesh.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kiểm tra độc lập lưới

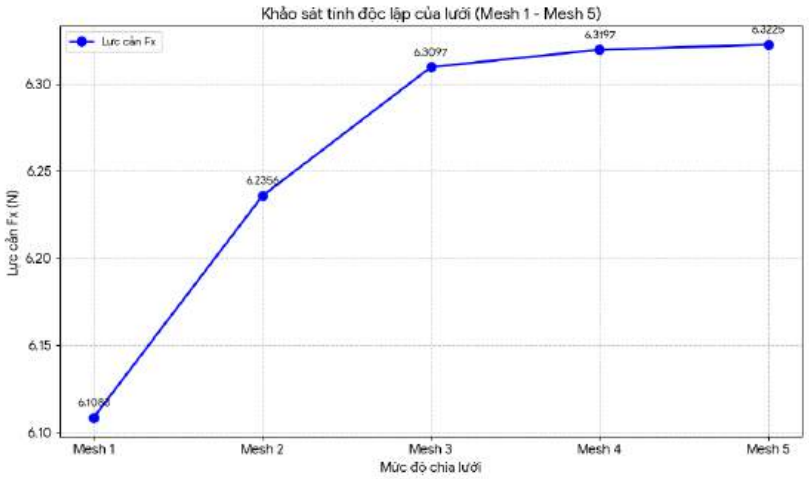


Hình 4. Lưới phần tử, và lớp biên sát bề mặt viên dạn

Để đảm bảo độ tin cậy của mô hình và tối ưu hóa tài nguyên tính toán, bài báo đã thực hiện mô phỏng tĩnh với các cấu hình lưới khác nhau bằng việc làm mịn dần vùng component và thêm lớp biên cho bề mặt viên đạn. Đặt vận tốc gió $v_{gió}$ = 8 m/s. Kết quả khảo sát các mức lưới được trình bày trong bảng sau:

Bảng 1. Kết quả khảo sát ảnh hưởng của mật độ phần tử lên lực cản

Cấu hình	**Mesh 1**	**Mesh 2**	**Mesh 3**	**Mesh 4**	**Mesh 5**
Kích thước background	50 mm	40 mm	30 mm	20 mm	10mm
F_x trung bình (N)	6,1083	6,2356	6,3097	6,3197	6,3225



Hình 5. Biểu đồ sự ảnh hưởng của số phần tử đến lực cản F_x

Dựa vào đồ thị có thể thấy, khi giảm kích thước phần tử từ Mesh 4 sang Mesh 5 giá trị lực cản không thay đổi đáng kể. Do đó trong các tính toán tiếp theo sử dụng cấu hình Mesh 4

để tính toán.

3.2. Đặc tính khí động lực học.

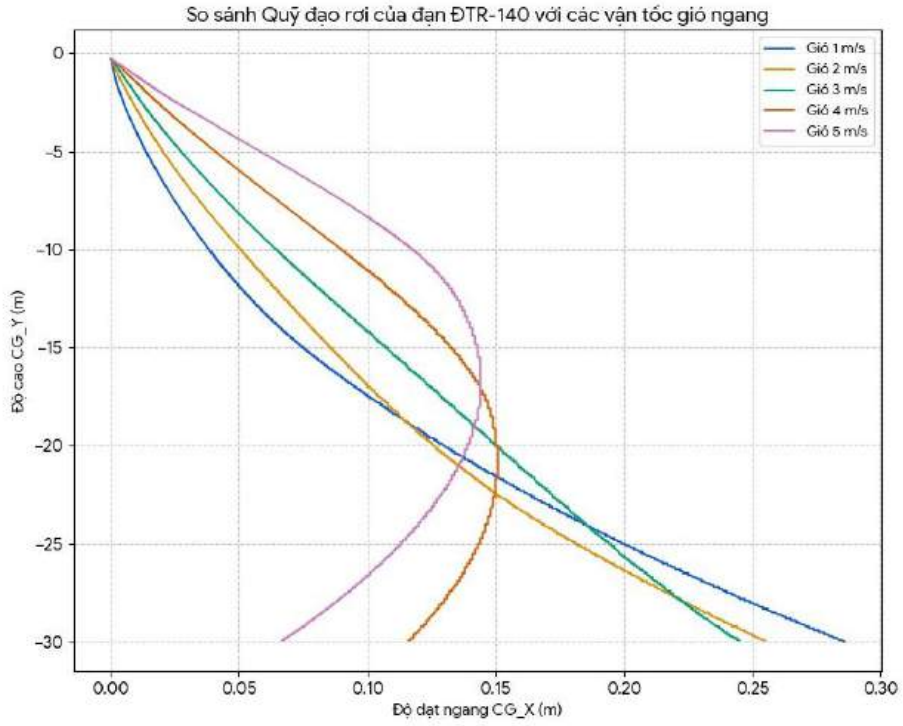
Trong phần này, đặc tính động lực học của đạn ĐTR-140 được khảo sát thông qua mô hình 6DOF trong môi trường gió ngang. Khảo sát gió ngang với các tốc độ gió 1 m/s, 2 m/s, 3 m/s, 4 m/s, 5 m/s. Kết quả cho thấy sự tương tác phức tạp giữa gió ngang và quỹ đạo rơi thực tế.

3.2.1. Phân tích quỹ đạo rơi và độ dạt ngang

Kết quả tổng hợp từ các kịch bản mô phỏng được trình bày trong bảng sau. Một hiện tượng đáng chú ý là độ dạt ngang cực đại không tăng tỉ lệ thuận với vận tốc gió trong suốt hành trình mà phụ thuộc nhiều vào tư thế của đạn khi rơi.

Bảng 2. Thông số động lực học của đạn theo vận tốc gió ngang

Vận tốc gió (m/s)	Độ dạt Max (m)	Độ dạt cuối (m)	Góc θ_z Max/Min (∘)	Thời gian θ_z đạt đỉnh lần đầu (s)	max{θ_z} lần đầu (∘)
1 m/s	0,286	0,286	$+11{,}7° / -0{,}6°$	0,967	$-0{,}61°$
2 m/s	0,255	0,255	$+10{,}9° / -4{,}9°$	1,420	$-4{,}97°$
3 m/s	0,245	0,245	$+0{,}9° / -8{,}3°$	1,660	$-8{,}32°$
4 m/s	0,151	0,116	$0{,}0° / -30{,}7°$	–	–
5 m/s	0,144	0,066	$0{,}0° / -42{,}0°$	2,070	$-41{,}95°$



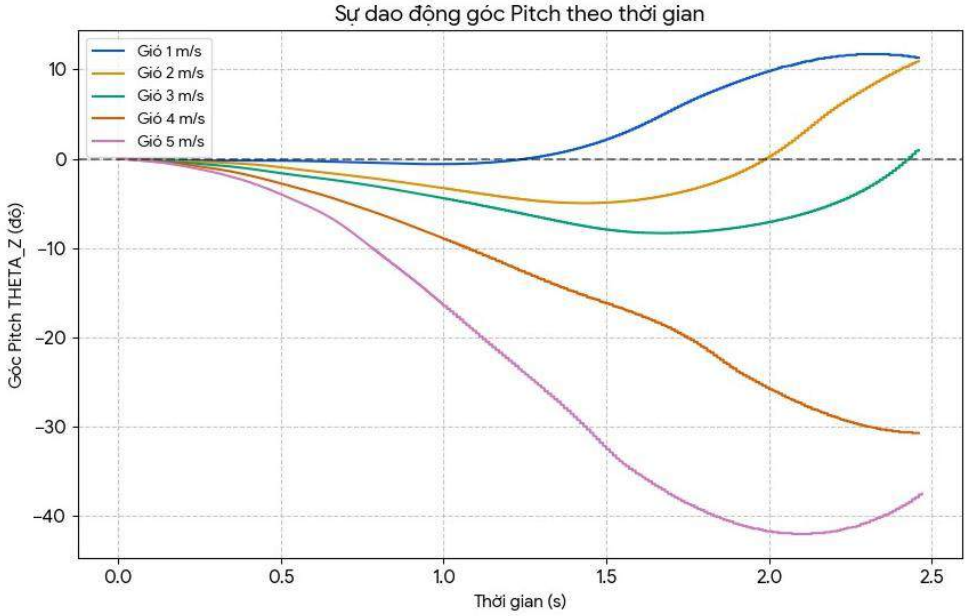
Hình 6. Quỹ đạo rơi của viên đạn ở các vận tốc gió ngang khác nhau

Trong giai đoạn đầu của hành trình, quỹ đạo của đạn ở tất cả các trường hợp vận tốc gió đều bám sát phương thẳng đứng. Tuy nhiên, khi vận tốc rơi tăng dần, ảnh hưởng của gió ngang trở nên rõ rệt, làm thay đổi đáng kể hình dạng đường bay. Tại vận tốc gió thấp (từ 1 m/s đến 3 m/s), quỹ đạo có dạng đường cong lệch dần về một phía. Do đạn duy trì tư thế gần như thẳng đứng (góc θ_z nhỏ), lực đẩy của gió ngang là thành phần chủ đạo gây ra sự dịch chuyển vị trí trọng tâm.

Tại vận tốc gió cao (4 m/s và 5 m/s), quỹ đạo xuất hiện hình dạng "móc câu". Sau khi

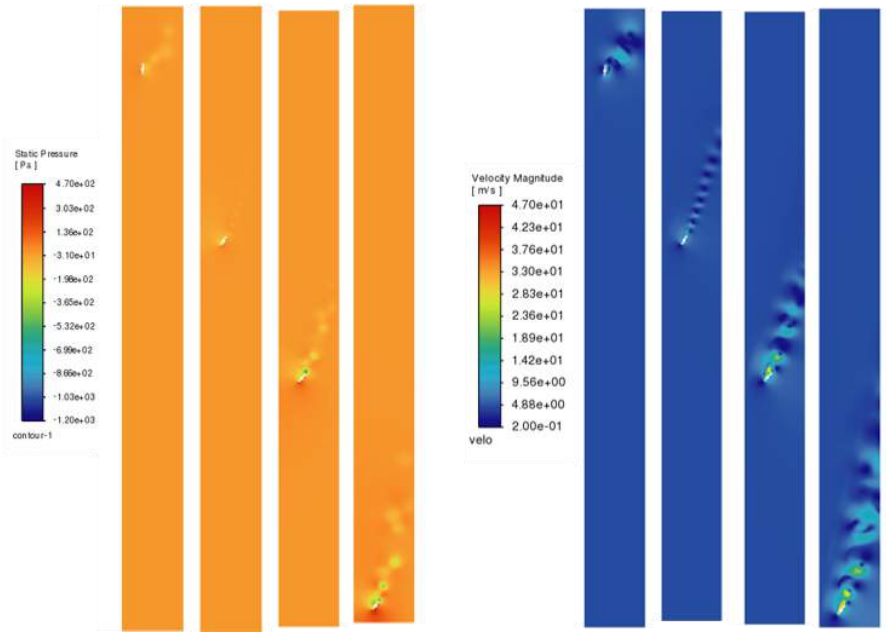
đạt độ dạt ngang cực đại, quỹ đạo có xu hướng quay ngược trở lại phía trục trung tâm. Đây là hệ quả trực tiếp của việc góc θ_z lớn và vận tốc rơi lớn, khi đó thân đạn và hệ cánh đuôi hoạt động như một cánh nâng, sinh ra lực nâng có hướng đối nghịch với hướng gió thổi. Lực nâng này đã triệt tiêu một phần đáng kể lực đẩy ngang của gió, thậm chí kéo viên đạn quay trở lại quỹ đạo gốc trong giai đoạn cuối của hành trình rơi.

3.2.2. Sự thay đổi góc Pitch θ_z theo thời gian



Hình 7. Biểu đồ sự thay đổi của góc Pitch θ_z

Ở dải vận tốc 1 m/s, ban đầu gió ngang đẩy mũi đạn lệch nhẹ sang hướng âm. Tuy nhiên, do lực cản không khí đối với chuyển động xoay ở vận tốc thấp rất nhỏ, viên đạn sau khi phục hồi đã vung quá đà qua mốc 0° và đạt giá trị dương lớn lên tới 11,3°. Tương tự đối với các dải vận tốc lớn hơn, do gió ngang ban đầu lớn khiến cho việc trở lại mốc 0° trở nên lâu hơn. Tuy nhiên việc góc Pitch tự quay trở lại mốc 0° chứng tỏ viên đạn tồn tại tự ổn định trên đường bay.



Hình 8. Phân bố áp suất và vận tốc gió của môi trường trong quá trình đạn bay

Như vậy từ kết quả mô phỏng có thể khẳng định viên đạn ĐTR-140 đảm bảo cả độ ổn định tĩnh và độ ổn định trong mọi kịch bản gió từ 1 m/s đến 5 m/s. Việc không xảy ra hiện tượng lật nhào và xu hướng góc Pitch luôn hội tụ về mốc 0° (hướng thẳng đứng) khẳng định vị trí trọng tâm được đặt hợp lý phía trước tâm áp suất.

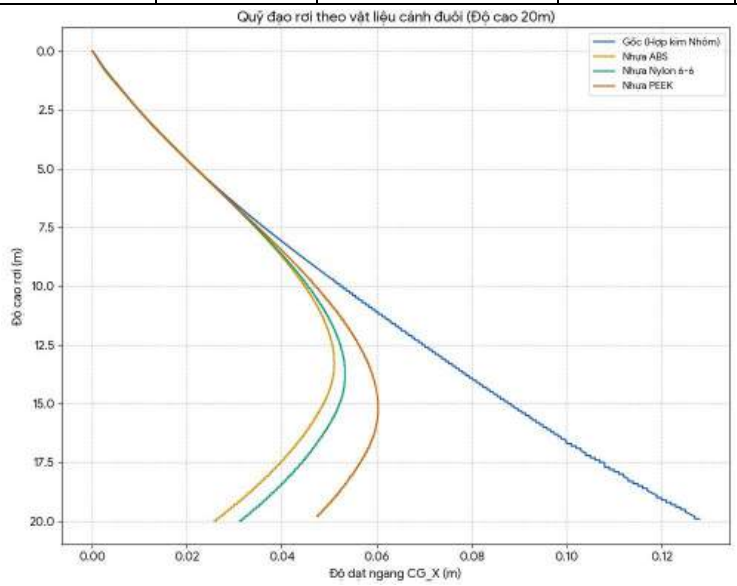
Kết quả mô phỏng cho thấy tư thế ổn định của đạn ($\theta_z = 0$) chỉ đạt được sau khoảng 2,5 s kể từ khi thả. Do đó, để đảm bảo hiệu quả xuyên phá hoặc kích nổ tối ưu của đầu đạn (yêu cầu mũi hướng thẳng xuống), với vận tốc gió ngang càng lớn, độ cao thả nên tăng lên để đảm bảo hiệu quả.

3.3. Ảnh hưởng của vật liệu cánh đuôi

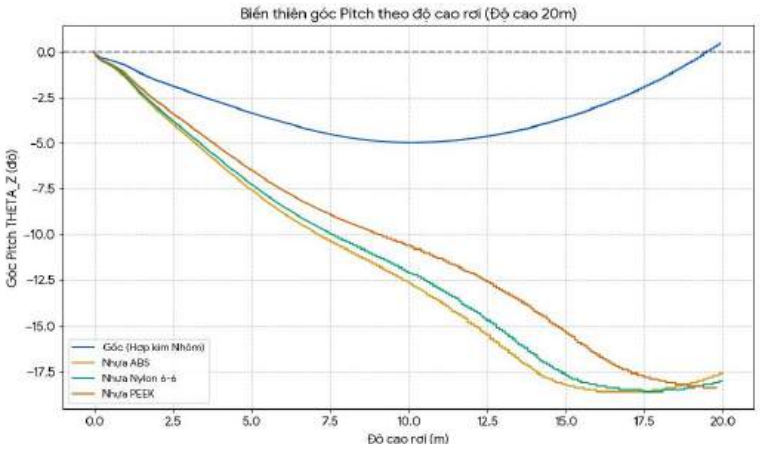
Sử dụng inventor thay đổi vật liệu cánh đuôi sau đó tiến hành khảo sát ở điều kiện gió ngang 2 m/s, khối lượng và các thông số 6DOF của các mẫu viên đạn mới được cập nhật trong bảng sau:

Bảng 3. Thông số viên đạn sau khi thay đổi vật liệu cánh đuôi.

Vật liệu	$m_{viên\ đạn}$ (kg)	Y_{CG} (mm)	I_{xx} (kg.mm^2)	I_{yy} (kg.mm^2)	I_{zz} (kg.mm^2)
Nhôm	4.308	-297.874	38170.735	10173.140	38170.735
Nhựa ABS	3.927	-313.208	23,638.996	8,976.830	23,638.996
Nylon 6/6	3.943	-312.494	24,300.380	9,026.371	24,300.380
PEEK plastic	3.986	-310.585	26,075.600	9,160.839	26,075.600



Hình 9. Quỹ đạo rơi của các viên đạn với vật liệu làm cánh đuôi khác nhau



Hình 10. Biểu đồ góc Pitch của các viện đạn với vật liệu làm cánh đuôi khác nhau

Việc thay đổi vật liệu cụm cánh đuôi từ hợp kim nhôm truyền thống sang các dòng nhựa kỹ thuật (ABS, Nylon 6-6, PEEK) tác động trực tiếp đến mô-men quán tính và sự phân bố trọng tâm của đạn ĐTR-140. Sự biến đổi này làm thay đổi dự trữ ổn định tĩnh, từ đó dẫn đến những khác biệt rõ rệt trong phản ứng khí động học.

Kết quả mô phỏng cho thấy các vật liệu nhự nhẹ tối ưu hóa đáng kể khả năng tự định hướng của đạn. Do tỷ trọng thấp, các cánh đuôi nhựa giúp đẩy trọng tâm dịch chuyển về phía mũi, làm tăng khoảng cách giữa trọng tâm CG và tâm áp suất CP.

Nhóm vật liệu polymer (ABS, Nylon, PEEK): Nhờ dự trữ ổn định lớn hơn, dưới tác dụng của gió ngang làm góc pitch tăng nhanh làm lực nâng tăng nhanh do đó ở dải vận tốc thấp viên đạn cũng có khả năng "phục hồi" quỹ đạo rơi. Do đó nếu viên đạn tiếp tục rơi ở độ cao lớn hơn, tốc độ rơi lớn hơn viên đạn sẽ ổn định hơn.

Như vậy có thể thấy, khi thay đổi vật liệu làm cánh đuôi từ nhôm sang các loại nhựa, khả năng điều chỉnh góc pitch của viên đạn tốt hơn, từ viên đạn nhanh chóng ổn định về mặt quỹ đạo. Sự sai lệch do gió ngang gây ra sẽ ít hơn.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã thực hiện thành công việc khảo sát đặc trưng khí động lực học của đạn có cánh ĐTR-140 thả từ thiết bị bay không người lái (UAV) thông qua phương pháp mô phỏng số 6DOF. Các kết quả thu được cho phép đưa ra một số kết luận quan trọng như sau:

Về phương pháp mô phỏng: Việc kết hợp mô hình dòng chảy rối SST k-ω, kỹ thuật lưới chồng Overset và lưới động 6DOF trong Ansys Fluent đã tái hiện chính xác các hiện tượng động lực học phức tạp. Khảo sát tính độc lập của lưới khẳng định mô hình với số lượng phần tử vùng background và component tương ứng kích thước 20mm đảm bảo sự hội tụ về kết quả tính toán và tối ưu hóa tài nguyên phần cứng.

Về ảnh hưởng của gió ngang: Nghiên cứu đã phát hiện cơ chế "tự triệt tiêu sai số" của đạn ĐTR-140. Ở vận tốc gió cao 5 m/s, mặc dù biên độ dao động góc Pitch lớn, tư thế này lại tạo ra thành phần lực nâng khí động học đối nghịch với hướng gió, giúp giảm độ dạt ngang hiệu quả hơn so với các kịch bản gió yếu.

Về ảnh hưởng của vật liệu: Việc tối ưu hóa vật liệu chế tạo cánh đuôi đóng vai trò quyết định đến độ chính xác của quỹ đạo. Kết quả so sánh khẳng định việc thay thế hợp kim Nhôm bằng các loại polymer kỹ thuật nhẹ như ABS hoặc Nylon 6-6 giúp dịch chuyển trọng tâm CG về phía mũi đạn, làm tăng dự trữ ổn định tĩnh. Điều này giúp giảm sai số dạt ngang tới so với sử dụng cánh đuôi bằng nhôm.

Về ứng dụng thực tế: Qua mô phỏng dự báo có thể xác định được độ cao tối thiểu để đảm bảo viên đạn đạt trạng thái ổn định hoàn toàn khi rơi và phụ thuộc vào tốc độ gió ngang.

Hướng phát triển tiếp theo của nghiên cứu sẽ tập trung vào việc mô phỏng 3D chi tiết để xét đến ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục dọc và khảo sát tác động của các điều kiện môi trường thực tế (áp suất, độ ẩm) làm cơ sở cho thiết kế chế tạo viên đạn mẫu.

Tài liệu tham khảo

1. A. S. Atallah, G. A. El-Sheikh, A. El-Din S. Mohamedy, A. T. Hafez, "Modeling and Simulation for Free Fall Bomb Dynamics in Windy Environment," *Engineering Research Journal*, 2015.

2. S. M. Murman, M. J. Aftosmis, M. J. Berger, “Simulations of 6-DOF Motion with a Cartesian Method,” AIAA 2003-1246, 41st AIAA Aerospace Sciences Meeting, 2003.
3. A. Olejnik, P. Kiszkowiak, K. Surmacz, P. Karpierz, “Separation safety analysis using CFD simulation and remeshing,” *Aerospace Science and Technology*, Vol. 106, 2020, 106164.
4. Sahu, V. (2005). *"Numerical Computations of Projectile Aerodynamics"*. Journal of Spacecraft and Rockets.
5. Chan, W. M. (2019). *"The Overset Mesh Method: Roles and Challenges in Aerospace Applications"*. Progress in Aerospace Sciences.
6. Zhu, H., et al. (2022). *"Numerical investigation of the multi-body separation process using Overset Mesh and 6-DOF"*. Journal of Fluids and Structures.
7. Wilcox, D. C., *Turbulence Modeling for CFD*, DCW Industries, 1998.
8. Wendt, J. F., *Computational Fluid Dynamics*, Springer, 1996

Numerical Investigation into the Aerodynamic Characteristics of UAV-Dropped Winged Projectiles Considering Crosswind Effects

Abstract: *This paper presents a numerical investigation of the aerodynamic characteristics of the ĐTR-140 winged projectile released from an unmanned aerial vehicle under crosswind conditions at an altitude of 30 m. The computational model was developed in ANSYS Fluent 2023R2 using the k-ω SST turbulence model in combination with the Overset Mesh technique and the Dynamic Mesh six-degree-of-freedom (6DOF) solver to simulate both the flow field and projectile motion simultaneously. The grid independence study showed that a background mesh size of 20 mm provides good accuracy while maintaining computational efficiency. The results indicate that, within the crosswind range from 1 to 5 m/s, the projectile remains dynamically stable and reaches a stable attitude after approximately 2.5 s. In addition, replacing the tail-fin material reduces the projectile mass from 4.308 kg to 3.927–3.986 kg and shifts the center of gravity toward the nose, thereby improving aerodynamic stability. The obtained results provide a scientific basis for the design and optimization of UAV-dropped winged projectiles under practical operating conditions.*

Keywords: UAV-dropped winged projectiles; numerical simulation; Ansys Fluent; Overset; Dynamic mesh 6DOF.

Nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thép thoát vỏ cỡ 23x152mm đến uy lực xuyên

Nguyễn Trần Hoàng Thông[1], Trần Quyền Uy[1], Bùi Xuân Sơn[2], Đỗ Văn Minh[2]

[1]Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự; [2]Khoa vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: thongnguyen33713@gmail.com; Tel: 0939105829

Tóm tắt

Bài báo trình bày các giải pháp tăng xuyên cho đạn 23x152 mm, phân tích lựa chọn giải pháp sử dụng đầu đạn xuyên thoát vỏ nhỏ hơn cỡ. Bài báo sử dụng phương pháp giải tích xác định kết cấu tối ưu của đầu đạn dựa trên mô hình hình học, xác định uy lực xuyên thép tại khoảng cách 500 m cách miệng nòng. Sử dụng phần mềm Ansys Autodyn mô phỏng quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép, qua đó so sánh kết quả tính toán với phương pháp giải tích, kết quả cho thấy sai lệch mô phỏng so với phương pháp giải tích nhỏ hơn 4 %. Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở để thiết kế, chế tạo mẫu đạn xuyên giáp với khả năng xuyên tốt hơn mẫu đạn hiện có và bắn được trên pháo ЗУ23-2 trong trang bị hiện tại.

Từ khóa: đ*ường kính lõi xuyên; đạn 23x152 mm; xuyên thép*

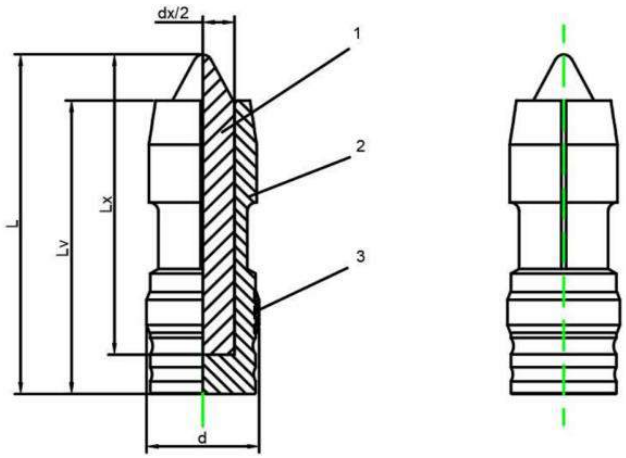
1. Đặt vấn đề

Pháo phòng không 23 mm hai nòng ЗУ-23 là loại pháo có uy lực mạnh dùng để bắn các mục tiêu trên không như: máy bay, quân nhảy dù, pháo sáng cự ly đến 2500 m, độ cao đến 1500 m. Ngoài ra, pháo còn dùng để bắn các mục tiêu trên mặt đất như xe bọc thép hạng nhẹ, bộ binh, các công sự dã chiến [1]. Với ưu điểm về tính cơ động, khả năng tác chiến đa năng, pháo đã và đang được sử dụng rộng rãi trong các lực lượng vũ trang trên thế giới, hiện nay pháo được trang bị 2 loại đạn là đạn sát thương - phá - cháy - vạch đường (ОФЗТ) và đạn xuyên - cháy - vạch đường (БЗТ) có khả năng xuyên và phá hủy các loại mục tiêu bọc thép hạng nhẹ [1]. Tuy nhiên hiện nay, giáp chống đạn phát triển ngày càng hiện đại, bao gồm nhiều lớp vật liệu tiên tiến có độ bền cao xen kẽ nhau. Điểm đặc biệt về kết cấu của loại giáp này là ngoài lớp bảo vệ cơ bản được làm từ nhiều lớp vải bền với va đập, có thêm các túi chứa các thanh kim loại hoặc gốm cứng tăng khả năng phòng thủ, dẫn tới việc mẫu đạn cũ trong trang bị không còn hiệu quả khi tác chiến với các mẫu giáp mới hiện đại.

Trên cơ sở đó đặt ra yêu cầu cần phải cải tiến nâng cao uy lực xuyên cho các loại đạn cũ trong trang bị. Hiện nay, có nhiều giải pháp tăng uy lực xuyên như: tăng sơ tốc đầu đạn, tăng khối lượng đầu đạn để tăng động năng hay tăng hệ số tải trọng ngang của đầu đạn, tăng mật độ nhồi, ngoài ra có thể sử dụng đạn có kết cấu mới như: đạn nhỏ hơn cỡ, đạn thoát vỏ,.. Các giải pháp trên đều có thể áp dụng mà không làm ảnh hưởng đến kết cấu của pháo hiện có [2]. Một trong số giải pháp tăng uy lực xuyên thép là sử dụng đạn xuyên thoát vỏ. Trong phạm vi của bài báo, các tác giả nghiên cứu giải pháp sử dụng kết cấu đạn xuyên thoát vỏ thân thắt nhỏ hơn cỡ cho đạn nhằm tăng sơ tốc và giảm sự mất năng lượng trên đường bay của lõi xuyên cuối cùng tăng động năng trên một đơn vị diện tích xuyên, từ đó tăng khả năng xuyên cho đạn 23x152 mm [2-5]. Nội dung bài báo trình bày về kết cấu đề xuất của đầu đạn, xây dựng mô hình, tính toán khảo sát tập trung vào khảo sát sự thay đổi đường kính lõi xuyên tới uy lực xuyên thép của đầu đạn, mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn theo từng phương án đề xuất.

2. Phương án kết cấu đạn xuyên thoát vỏ nhỏ hơn cỡ 23x152 mm

2.1 Mô hình vật lí



1. Lõi xuyên; 2. Thân vỏ; 3. Đai dẫn

Hình 1. Kết cấu đạn xuyên thoát vỏ

Bài báo đề xuất đầu đạn 23 mm tăng xuyên với kết cấu như hình 1, đầu đạn bao gồm một lõi xuyên bằng cacbit tungsten, thân vỏ bằng nhôm, đai dẫn bằng đồng và lõi xuyên được ghép có độ dôi với thân vỏ có tác dụng liên kết, cố định phần xuyên của đầu đạn vào vỏ đạn. Sử dụng kết cấu 3 phần tử: thân, lõi xuyên, đai dẫn. Khi đầu đạn bay ra khỏi nòng pháo do lực cản không khí tác dụng vào miệng thân đạn, mối liên kết giữa thân đạn và phần xuyên bị phá huỷ. Khi mối liên kết bị phá huỷ thân đạn tách rời khỏi phần xuyên và rơi xuống đất. Bay tới phá huỷ mục tiêu chỉ còn phần xuyên có hình dáng khí động tốt và năng lượng riêng lớn. Do phần vỏ thoát ra, hình dạng khí động phần bay tốt nên đầu đạn loại này có tầm bắn xa và uy lực rất lớn.

2.2. Lựa chọn tham số kết cấu đầu đạn

Phạm vi nghiên cứu của bài báo là ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên (phần tích cực) tới khả năng xuyên của đầu đạn, vậy nên coi chiều dài của đầu đạn và lõi xuyên là không đổi. Với việc giữ nguyên vỏ liều của đạn БЗТ trong trang bị. Đường kính lõi xuyên d_l được chọn dựa theo hệ số $\bar{d}=\frac{d_l}{d}$, hiện nay 1 số loại đạn có trong trang bị có d_l = (0,55-0,65)d [6]. Chọn đường kính lõi xuyên được khảo sát trong khoảng d_l = 12,65 –14,95 mm để đánh giá ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên tới khả năng xuyên của đầu đạn, qua đó định hướng lựa chọn phương án kết cấu tối ưu của lõi xuyên.

2.3. Xây dựng mô hình toán học

2.3.1. Các bước giải bài toán

- Giải bài toán thuật phóng trong với các giá trị đường kính lõi xuyên thay đổi. Xác định sơ tốc đầu đạn v_{omax} dựa theo điều kiện áp suất lớn nhất $p_{max} \le [p_{max}]$;

- Giải bài toán thuật phóng ngoài với thông số đầu vào v_o và các thông số khí động học, tính toán vận tốc chạm của đầu đạn tại cự ly 500 m (v_c);

- Tính toán uy lực xuyên thép *b* của đầu đạn ứng với mỗi phương án;

- Thống kê, tổng hợp, nhận xét đánh giá kết quả.

2.3.2. Bài toán thuật phóng trong

Để sử dụng phương pháp tích phân số, ta đưa hệ phương trình trên về dạng hệ phương trình thuật phóng ở dạng đạo hàm cấp 1, ta được hệ phương trình vi phân theo thời gian [7] :

$$\begin{cases} \frac{dz}{dt} = \frac{P}{I_k} \\ \frac{a\Psi}{dt} = (\chi + 2.\chi.\lambda.z + 3\chi.\mu.z^2).\frac{dz}{dt} \\ \frac{dv}{dt} = \frac{S.P.g}{\varphi.q} \\ \frac{dl}{dt} = v \\ \frac{dW}{dt} = \omega(\frac{1}{\delta} - \alpha)\frac{\Psi}{dt} + S.\frac{dl}{dt} \end{cases}$$

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{w}(f.\omega.\frac{a\Psi}{dt} - P.\frac{dW}{dt} - \frac{\theta.\varphi.q}{g}.v.\frac{dv}{dt})$$

2.3.3. Giải bài toán thuật phóng ngoài

Bỏ qua giai đoạn thoát vỏ. Ta có hệ phương trình vi phân chuyển động của lõi xuyên đạn như sau [8]:

$$\begin{cases} \dot{v} = -C_0\pi(y)\dot{F}(v_t) - g\sin\theta \\ \dot{\theta} = \frac{g}{v}\cos\theta \\ \dot{y} = v\sin\theta \\ \dot{x} = v\cos\theta \end{cases}$$

Trong đó: $C_0 = (id^2/q) \times 10^3$ - Hệ số phóng (i – Hệ số hình dạng, d – Cỡ đạn, q – Trọng lượng đạn); $\pi(y)$ - Hàm áp suất tương đối; g = 9,81 – Gia tốc trọng trường; $F(v_t)$ - Hàm lực cản không khí [8]. Điều kiện ban đầu để giải hệ (3): x_0= 0; y_0 = 0; θ_0 = 0; Vận tốc v lấy theo kết quả các trường hợp khi giải bài toán thuật phóng trong.

Đối với đầu đạn có vận tốc vượt âm, hệ số hình dạng phù hợp với quy luật Siachi được xác định theo công thức kinh nghiệm [3]:

$$i = 1{,}1 - 0{,}343\frac{h_1}{d} + 0{,}042\left(\frac{h_1}{d}\right)^2 \quad \text{Và } i_{43} = n.i_{Siasi}$$

Với n là hệ số chuyển đổi phụ thuộc vào vận tốc ban đầu, được xác định như sau:

Bảng 1. Các giá trị hệ số n

V_o (m/s)	500	700	1000	1100	1200	1300	1400	1500
n	2,00	2,22	2,08	2,15	2,10	2,25	2,20	2,35

Bảng 2. Thông số khảo sát

d_{lx} (mm)	12,65	13,8	14,95
m_{lx} (g)	116	138	159
m_{dd} (g)	8	8	8
m_v (g)	39	39	39
m_d (g)	161	185	206

Chọn loại thuốc dùng cho đạn 23x152 mm với mật độ nhồi 1,6.10³ (kg/m³) và khối lượng thuốc phóng thay đổi tương ứng để đạt $p_{max} \le [p_{max}]$ cho phép của đạn БЗТ với P_{max} = 362,4 MPa [1] để đảm bảo không làm thay đổi kết cấu pháo hiện có. Ta có 3 trường hợp khảo xác cho 3 kích thước đường kính lõi xuyên khác nhau. Khi đường kính lõi xuyên và khối lượng thuốc phóng thay đổi ta có khối lượng đầu đạn thay đổi như trong bảng 3 và bảng 4:

Bảng 3. Các thông số đầu vào tính toán thuật phóng trong đạn thiết kế

TT	Tham số	Đơn vị	Giá trị
1	Cỡ đạn, *d*	mm	23
2	Khối lượng đầu đạn, *m*	g	Theo từng PA
3	Diện tích tiết diện ngang đầu đạn, *s*	dm^2	0,043
4	Thể tích buồng đốt, W_0	dm^3	0,089
5	Áp suất tống đạn, P_0	kG/dm^2	30000
6	Khối lượng thuốc phóng, ω	g	Theo từng PA
7	Lượng cộng tích khí thuốc, α	dm^3/kg	1,098
8	Xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc, I_k	$kG.s/dm^3$	400
9	Số mũ đoạn nhiệt	-	1,2
10	Lực thuốc phóng, *f*	kG.dm/kG	942000
11	Mật độ thuốc phóng	kg/dm^3	1,6
12	Chiều dài nòng	dm	18,8

Bảng 4. Kết quả giải bài toán thuật phóng trong

TH	Khối lượng đầu đạn m_d (g)	Khối lượng thuốc phóng tương ứng ω (g)	Sơ tốc v_0 (m/s)
1	161	80,7	1146,9
2	185	77,65	1074,2
3	206	74,95	1012,7

Trên cơ sở đó, xác định vận tốc chạm tại cự ly 500m (v_{500}) và tính toán giá trị chiều sâu xuyên tương ứng với từng trường hợp, kết quả thể hiện ở bảng 5:

Bảng 5. Vận tốc chạm của đầu đạn ở cự li 500m

Phương án	Trang Bị	PA1	PA2	PA3
Sơ tốc v_0 (m/s)	1058,9	1146,9	1074,2	1012,7
Vận tốc chạm ở cự li 500m - v_c^{500}*(m/s)*	860,13	975,32	916,05	857,03

3.1.3. Điều kiện khảo sát

Sơ tốc v_o được chọn lớn nhất theo khối lượng đầu đạn thỏa mãn điều kiện bền nòng; uy lực xuyên thép của đạn được tính toán trên cơ sở thỏa mãn điều kiện bền nòng, chưa kể đến điều kiện đạn ổn định trên đường bay.

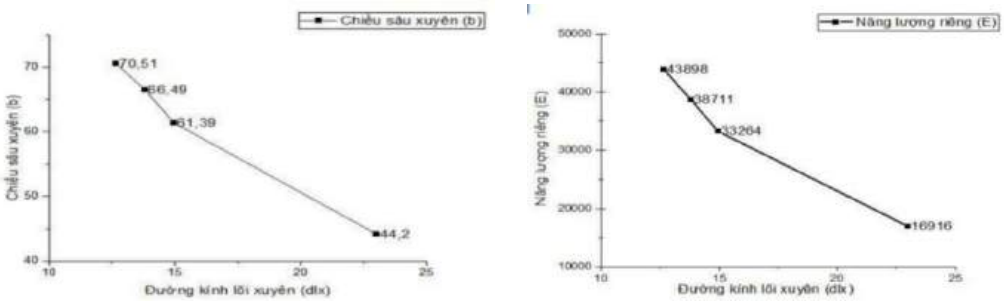
3.2. Kết quả tính toán

Ứng với mỗi đường kính lõi xuyên khác nhau, tương ứng với đó xác định được giá trị sơ tốc của từng trường hợp, Sơ tốc đầu đạn phụ thuộc vào áp suất P_{max} trong buồng đốt và khối lượng đầu đạn, mặt khác áp suất P_{max} lại phụ thuộc vào khối lượng thuốc phóng và mật độ nhồi của thuốc phóng. Do vậy để có thêm nhiều phương án lựa chọn ta cho khối lượng thuốc phóng thay đổi với chú ý rằng áp suất P_{max} phải thỏa mãn điều kiện bền nòng súng. Áp suất tính toán lớn nhất cho phép của đạn 23x152 mm Xuyên cháy vạch đường là 362,4 MPa [1]. Tuy nhiên, khi thiết kế đạn cần có độ dự trữ dự phòng. Trong trường hợp này, nhóm nghiên cứu xác định đạn thiết kế có áp suất lớn nhất trong nòng bằng với áp suất tính toán lớn nhất của đạn thiết kế 23 x152 mm (362 MPa). Tương ứng ta được kết quả tổng hợp trên bảng 5.

Trên cơ sở vận tốc chạm tại cự ly 500 m (v_{500}) và tính toán giá trị chiều sâu xuyên tương ứng với từng trường hợp, kết quả thể hiện ở bảng 6 và đồ thị trên hình 4:

Bảng 6. Kết quả tính toán các thông số thuật phóng và uy lực

m_d **(g)**	161	185	206	190 (БЗТ)
m_{lx} **(g)**	116	138	159	190
d_{lx} **(mm)**	12,65	13,8	14,95	23
i	1,852	1,813	1,768	1,3
v_c **(m/s)**	975,32	916,05	857,03	860,13
$E = \frac{mv_c^2}{2}$ **(J)**	55172,45	57901,18	58392,78	70283,24
$E_r = \frac{4.W_d}{\pi d^2}$ **($.10^7 J/m^2$)**	43898	38711	33264	16916
b **(mm)**	70,51	66,49	61,39	44,2



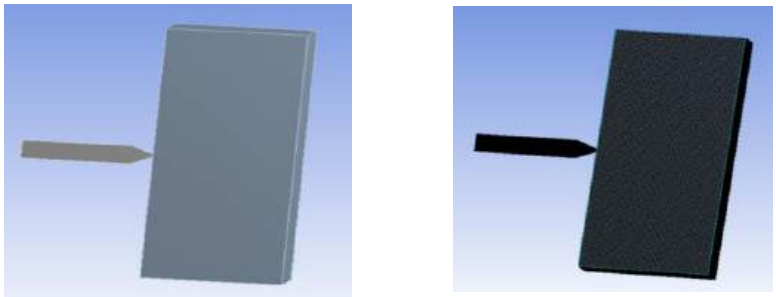
Hình 4. Sự phụ thuộc của năng lượng riêng và chiều sâu xuyên vào lõi xuyên

Nhận xét: Khi d_{lx} giảm từ 14,9 5mm xuống 12,65 mm (giảm 15,38 %) thì vận tốc v tăng từ 857,03 m/s lên 975,32 m/s (tăng 13,80 %), khi đó chiều sâu xuyên của lõi xuyên tăng từ 61,39 mm lên 70,51mm (tăng 14,86 %). Qua khảo sát ta thấy phương án cho uy lực xuyên cao nhất là phương án có d_{lx} = 12,65 mm với b = 70,51 mm, tuy nhiên lại làm thay đổi khối lượng đầu đạn so với đạn trang bị tương đối lớn (> 10 %) dẫn đến thay đổi khối lượng lớn thuốc phóng có thể dẫn đến giảm tuổi thọ nòng so với các phương án khác, với phương án này độ ổn định cũng giảm đáng kể so với 2 phương án còn lại đồng thời tiết diện ngang lõi xuyên giảm đáng kể làm giảm độ cứng vững lõi xuyên, có thể gãy khi va chạm. Do đó trong các phương án, phương án có đường kính lõi xuyên d_{lx} = 13,8 mm đảm bảo đầy đủ các yếu tố về khối lương, chiều sâu xuyên tăng từ 44,2 mm lên 66,49 mm (khoảng 150 %) và năng lượng riêng E_r tăng khoảng 228 %.

3.3 Mô phỏng tác dụng xuyên thép

3.3.1. Mô hình bài toán mô phỏng tác dụng xuyên thép

Sau khi lựa chọn được thông số kết cấu tối ưu, tiến hành xây dựng mô hình kết cấu 3D của đầu đạn và mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn trên phần mềm Ansys với modul Ansys Autodyn.



Hình 5. Mô hình khảo sát

Các phương án kết cấu được lựa chọn khảo sát như sau:

Bảng 7. Kết quả tính toán vận tốc chạm v_{500} và chiều sâu xuyên b

Đường kính lõi xuyên d_{lx} (mm)	**Khối lượng lõi xuyên m_{lx} (g)**	**Khối lượng đầu đạn m_d (g)**	**Vận tốc chạm v_c (m/s)**	**Bề dày bản thép (mm)**
12,56	116	161	975,32	70
13,8	138	185	916,05	70
14,95	159	206	857,03	70

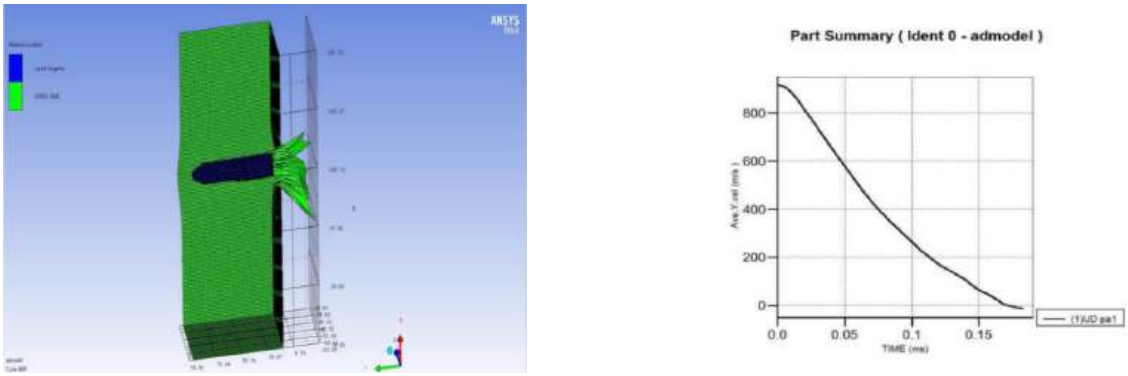
Thông số vật liệu đầu đạn và bản thép như trong bảng 8 [10]:

Bảng 8. Thông số vật liệu của mô hình khảo sát

Dữ liệu vật liệu	**Đầu đạn Tungsten Carbide**	**Bản thép (Thép Armox 500T)**
Khối lượng riêng	15,7 g/cm3	7,850 g/cm3
Hệ số Gruneisen	1,20	2,00
Tham số C1	6220 m/s	4560 m/s
Tham số S1	1,49	1,49
Nhiệt dung riêng	280 J/kgK	480 J/kgK
Mô hình bền: Johnson Cook		
Mô đun cắt	274000 MPa	81.000 MPa
Giới hạn chảy tĩnh	2500 MPa	1250 MPa
Hệ số hóa cứng	2000 MPa	1250 MPa
Số mũ hóa cứng	0,3	0,45
Hệ số tốc độ biến dạng	0,1	0,015
Số mũ mềm nhiệt	1	1
Nhiệt độ nóng chảy	2.870 °C	1.500 °C
Mô hình phá hủy: Max principal Strain		
Biến dạng chính lớn nhất	0,03	1,5

3.3.2. Kết quả mô phỏng

Thực hiện mô phỏng số quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép. Giả thiết đầu đạn vuông góc với bản thép tại thời điểm va chạm. Bỏ qua chuyển động quay của đầu đạn khi va chạm. Do tính đối xứng của mô hình khảo sát nên để giảm thời gian mô phỏng, tác giả tiến hành cắt bổ và mô phỏng với 1/2 mô hình ban đầu. Điều kiện biên các là các mặt biên xung quanh bản thép được giữ cố định. Kết quả mô phỏng được thể hiện như hình 6.



Hình 6. Kết quả mô phỏng với d_{lx} = 13,8 mm, v_c = 916,05 m/s

Bảng 9. Giá trị chiều sâu xuyên b theo kết quả mô phỏng

Đường kính lõi xuyên d_{lx} (mm)	12,65	13,8	14,95
Chiều sâu xuyên theo mô phỏng *b* (mm)	69,43	67,16	62,31
Chiều sâu xuyên theo Gia cốp đơ mar *b* (mm)	70,51	66,49	61,39

Nhận xét kết quả: Qua mô phỏng ta thấy kết quả uy lực xuyên trong mô phỏng sai số của các phương án đều ≤ 4 % đảm bảo kết quả tính toán. Nguyên nhân dẫn đến sai số có thể do mô hình vật liệu đưa vào mô phỏng và các điều kiện đầu vào khác so với công thức giải tích. Để đảm bảo không làm thay đổi nhiều về mặt khối lượng đầu đạn gây ảnh hưởng đến kết cấu pháo hiện có mà vẫn đảm bảo tăng uy lực xuyên thép nên chọn bộ kết cấu có thông số d_{lx} = 13,8 mm, v_c = 916,05 m/s để đáp ứng các điều kiện trên.

4. Kết luận

Kết quả tính toán lý thuyết cho thấy khi giảm đường kính lõi xuyên d_l (với điều kiện sơ tốc v_o được lựa chọn lớn nhất theo khối lượng thỏa mãn điều kiện bền nòng) thì chiều sâu xuyên vào bản thép b tăng lên. Cụ thể, khi giảm đường kính lõi xuyên d_l từ đạn ban đầu 23 mm xuống theo các phương án 14,95 mm; 13,8 mm; 12,65 mm chiều sâu xuyên b tăng đáng kể 61,39 mm; 66,49 mm; 70,51 mm (tăng khoảng 150 % so với đạn БЗТ). Qua mô phỏng cho thấy đầu đạn theo phương án đề xuất có khả năng xuyên tốt qua bản thép dày 70 mm và sai lệch ≤ 4 % với kết quả giải tích. Kết quả tính toán, khảo sát và mô phỏng bài toán làm cơ sở để thiết kế mẫu đạn 23x152 mm xuyên bắn trên pháo ЗУ23 theo phương án đạn thoát vỏ nhỏ hơn cỡ hoạt động tin cậy và ổn định, đáp ứng yêu cầu chiến đấu hiện nay mà không làm thay đổi kết cấu pháo.

Để hoàn thiện kết cấu cho đầu đạn, tiếp theo cần nghiên cứu một số vấn đề như sau: Nghiên cứu quá trình thoát vỏ của đạn trên đường bay và nghiên cứu tính ổn định cho lõi xuyên trong quỹ đạo bay nhằm đảm bảo tối ưu uy lực xuyên cho đạn.

Tài liệu tham khảo

1. Lê Ngọc Hà, Mai Anh Quang, N*ghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của khâu cơ sở đến làm việc của máy tự động và quá trình khai thác sử dụng pháo phòng không 23 mm zu23-2,* Tạp chí cơ khí Việt Nam, số 335, 11-2025.
2. Trần Văn Định, *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2005.
3. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2007.
4. Nguyễn Đức Tiến, Trần Văn Doanh, Bùi Thị Lộc, *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu đến uy lực xuyên thép của đạn súng xuyên dưới cỡ kiểu lưu tuyến*, Tạp chí cơ khí Việt Nam, số 01+02, 2019.
5. Nguyễn Văn Công, *Nghiên cứu một số phương án kết cấu cho đầu đạn xuyên thoát vỏ cỡ 7,62x25mm*, Luận văn thạc sĩ, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2023.
6. Nguyễn Đức Tiến, Trần Văn Doanh, Bùi Thị Lộc, *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu đến uy lực của đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay,* Tạp chí Nghiên cứu KH&CN quân sự, số 59, 02-2019.
7. Nguyễn Xuân Trình, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2015.
8. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Đại, *Giáo trình Thuật phóng ngoài,* Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2003
9. Trần Văn Doanh, *Phương pháp tính toán tác dụng xuyên giáp của đạn súng và độ bền chống đạn của giáp,* Tạp chí khoa học và kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự.
10. A. Catovic, *Comparison of Penetration Capability of Several Contemporary 5.56 × 45 mm Projectiles into Hard Targets,* Advances in Military Technology, Vol. 19, No. 1, 2024, pp. 71–90.

Investigation of the Effect of Penetrator Diameter on the Terminal Ballistics of 23×152 mm Armor-Piercing Discarding Sabot Projectiles

Abstract*: This study investigates approaches to improving the penetration performance of 23×152 mm ammunition through the application of sub-caliber Armor-Piercing Discarding Sabot configurations. An analytical model is developed to determine the optimal penetrator geometry, with particular emphasis on the influence of penetrator diameter on ballistic efficiency. The armor penetration capability is evaluated at a standoff distance of 500 m from the muzzle. In addition, terminal ballistic impact on steel targets is numerically simulated using ANSYS Autodyn. The simulation results show good agreement with analytical predictions, with a deviation of less than 4 %. The results provide a technical basis for the design and development of APDS projectiles with enhanced penetration performance, while ensuring full compatibility with the ZU-23-2 anti-aircraft gun system currently in service.*

Keywords***:*** *penetrator diameter; 23×152 mm ammunition; terminal ballistics; armor penetration.*

Mô phỏng phân bố plasma trong buồng mạ màng cacbon giả kim cương sử dụng công nghệ lắng đọng hơi hoá học tăng cường bằng plasma

Mai Thị Kiều Trang[1], Phan Nguyên Nhuệ[1], Nguyễn Minh Huệ[1], Dương Chí Dũng[1], Bùi Đình Bảo[1]

[1]*Bộ môn Khí tài quang học, Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: maithikieutrang2000@gmail.com; Tel: 0865327336

Tóm tắt

Màng cacbon giả kim cương (DLC) được chế tạo phổ biến bằng công nghệ lắng đọng hơi hóa học tăng cường bằng plasma (PECVD), trong đó độ đồng đều của lớp phủ phụ thuộc mạnh vào đặc trưng phân bố plasma trong buồng mạ. Bài báo này trình bày kết quả mô phỏng phân bố plasma trong hệ PECVD sử dụng tiền chất khí butane (C_4H_{10}). Mô hình được triển khai trên phần mềm COMSOL Multiphysics bằng phương pháp phần tử hữu hạn, cho phép ghép nối đồng thời các trường dòng chảy khí, điện tĩnh, chuyển động trôi - khuếch tán electron và vận chuyển các loài nặng. Điểm mới nổi bật của nghiên cứu là sử dụng khí butane có cơ chế phân ly phức tạp, ít được khai thác trong các mô hình trước đây. Đồng thời, nghiên cứu đánh giá định lượng ảnh hưởng của hình học mẫu đến sự phân bố điện trường và thông lượng ion tới bề mặt, từ đó ảnh hưởng đến độ đồng đều lớp phủ. Kết quả mô phỏng là cơ sở khoa học cho việc tối ưu hóa thiết kế đồ gá và nâng cao chất lượng màng DLC trong thực tế chế tạo.

Từ khóa: *DLC; PECVD; Mô phỏng; Plasma; Butane.*

1. Mở đầu

Màng cacbon giả kim cương (DLC– Diamond-Like Carbon) là vật liệu cacbon vô định hình có tỷ lệ liên kết sp^3 cao, nổi bật với các tính chất độ cứng lớn, hệ số ma sát thấp, độ bền hóa học cao và khả năng truyền qua tốt trong vùng phổ hồng ngoại [1, 2]. Nhờ những đặc tính này, DLC được ứng dụng rộng rãi trong lĩnh vực cơ khí chính xác, y sinh và đặc biệt là trong quang học hồng ngoại với vai trò lớp phủ bảo vệ và khử phản xạ [3].

Trong số các phương pháp chế tạo màng DLC, công nghệ lắng đọng hơi hoá học tăng cường bằng plasma (PECVD – Plasma-Enhanced Chemical Vapor Deposition) được sử dụng phổ biến nhờ khả năng tạo màng ở nhiệt độ thấp, độ bám dính tốt và khả năng điều chỉnh cấu trúc màng thông qua việc kiểm soát các thông số plasma như áp suất, điện áp phân cực và thành phần khí tiền chất [4, 5]. Trong quá trình lắng đọng, plasma đóng vai trò phân ly khí hydrocarbon (CH_4, C_2H_2, C_4H_{10} …), tạo ra các gốc tự do và ion hoạt tính tham gia trực tiếp vào quá trình hình thành màng [6]. Do đó, phân bố plasma trong buồng mạ ảnh hưởng trực tiếp đến tốc độ lắng đọng và độ đồng đều lớp phủ.

Trong thực tế, bề mặt mẫu có hình dạng khác nhau (mặt phẳng, mặt cầu lồi, lõm…) có thể làm biến đổi phân bố điện trường và cấu trúc sheath plasma gần bề mặt, từ đó gây ra sự không đồng đều về mật độ ion và năng lượng ion tới bề mặt [7]. Điều này đặc biệt quan trọng đối với các chi tiết quang học hồng ngoại yêu cầu độ đồng đều cao trên toàn bộ bề mặt.

Để hiểu rõ hơn các cơ chế ảnh hưởng này, việc xây dựng mô hình mô phỏng plasma bằng phương pháp phần tử hữu hạn (Finite Element Method - FEM) với sự ghép nối đa trường (dòng chảy khí, điện trường, chuyển động trôi - khuếch tán của electron và vận chuyển các loài nặng) là một hướng tiếp cận hiệu quả [8, 9]. Mô phỏng số cho phép đánh giá định lượng sự

phân bố điện thế, mật độ điện tích và thông lượng ion trong các điều kiện hình học khác nhau, từ đó làm cơ sở cho việc tối ưu hoá thiết kế buồng mạ và đồ gá.

Trong những năm gần đây, nhiều nghiên cứu đã tập trung vào mô phỏng và tối ưu hóa quá trình lắng đọng màng DLC bằng công nghệ PECVD, đặc biệt là ảnh hưởng của các thông số plasma đến cấu trúc và tính chất màng [10-13]. Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu này sử dụng các khí tiền chất đơn giản như CH_4 hoặc C_2H_2, trong khi các mô hình sử dụng hydrocarbon mạch dài như butane (C_4H_{10}) còn tương đối hạn chế.

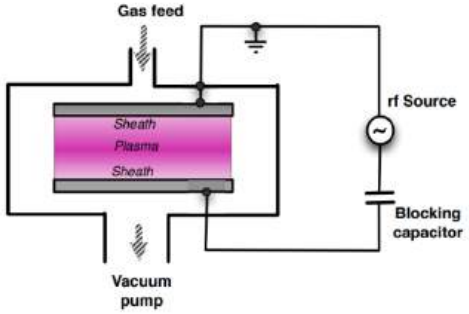
Trong nghiên cứu trước của nhóm tác giả, ảnh hưởng của chiều cao đặt mẫu và độ cong bề mặt đến độ đồng đều và phổ truyền qua của màng DLC mạ trên đế Si đã được khảo sát thực nghiệm [14]. Kết quả cho thấy sự thay đổi hình học mẫu có thể dẫn đến biến thiên chiều dày và dịch chuyển đặc trưng phổ hồng ngoại của lớp phủ. Tuy nhiên, các phân tích trước đó chưa làm rõ được cơ chế plasma bên trong buồng mạ gây ra những sai khác này.

Xuất phát từ những vấn đề trên, nghiên cứu này tập trung mô phỏng phân bố plasma trong buồng mạ DLC - PECVD sử dụng khí butane làm tiền chất khi đặt các mẫu có hình dạng khác nhau, nhằm đánh giá ảnh hưởng của hình học chi tiết đến sự đồng đều plasma. Kết quả mô phỏng được sử dụng để giải thích xu hướng phân bố chiều dày và tính chất quang học của màng DLC, làm cơ sở khoa học cho việc tối ưu hóa thiết kế đồ gá và nâng cao chất lượng lớp phủ cho các chi tiết quang học hồng ngoại.

2. Mô hình và phương pháp mô phỏng

2.1. Cấu hình hình học và giả thiết mô hình

Hệ plasma sử dụng trong nghiên cứu này có cấu hình hai điện cực song song (Hình 1). Khí butane (C_4H_{10}) được cấp vào buồng phản ứng từ phía trên, đi qua vùng giữa hai điện cực, và được hút ra ngoài thông qua hệ thống bơm chân không ở phía dưới. Điện cực phía trên được nối đất (grounded electrode), trong khi điện cực phía dưới đóng vai trò cathode, được cấp điện áp RF xoay chiều thông qua nguồn RF và tụ chặn.

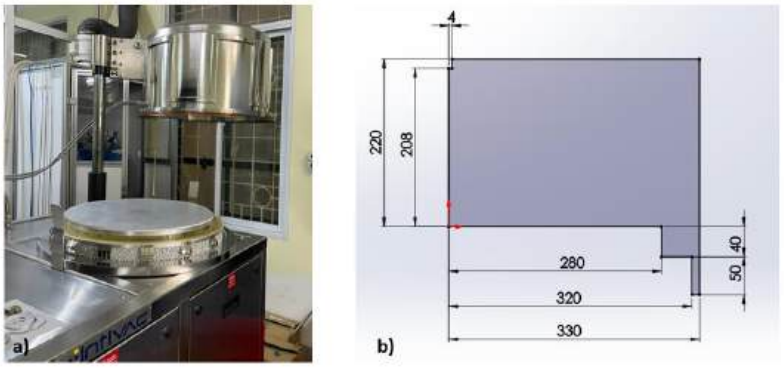


Hình 1. Sơ đồ thiết bị PECVD, minh hoạ các vùng plasma

Trong điều kiện này, plasma hình thành ở vùng giữa hai điện cực, bao gồm một vùng plasma gần trung hòa điện tích ở trung tâm và hai vùng sheath tiếp giáp với bề mặt các điện cực. Các phân tử butane khi đi vào vùng plasma bị kích thích, phân ly và ion hóa dưới tác dụng của điện trường RF, tạo thành các loài phản ứng chứa cacbon. Các loài này sau đó được vận chuyển về phía cathode và tham gia vào quá trình lắng đọng cacbon tăng cường bằng plasma trên bề mặt đế mẫu.

Hình 2a thể hiện cấu trúc buồng mạ thực tế thiết bị Aegis DLC - PECVD. Trong nghiên cứu này, mô hình 2D trục đối xứng được sử dụng thay thế cho mô hình 3D nhằm giảm đáng kể

thời gian và dữ liệu tính toán, trong khi vẫn bảo toàn được các đặc trưng vật lý chính của hệ. Hình 2b trình bày mô hình 2D trục đối xứng được sử dụng trong mô phỏng. Để đánh giá ảnh hưởng của hình học chi tiết đến sự phân bố plasma, hai trường hợp được xét đến gồm: mẫu mặt phẳng và mẫu mặt cầu lồi.

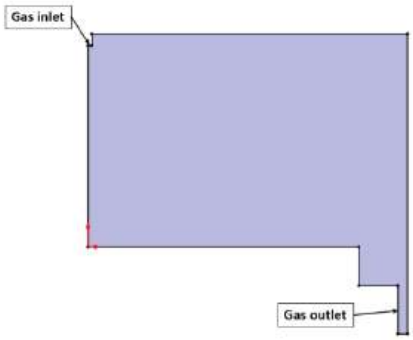


Hình 2. a) Buồng mạ của thiết bị Aegis DLC - PECVD của hãng Intlvac
b) Mô hình 2D trục đối xứng được sử dụng trong mô phỏng (mm)

2.2. Hệ phương trình chi phối

Quá trình plasma trong buồng PECVD là một bài toán đa trường, bao gồm tương tác giữa dòng chảy khí, điện trường, chuyển động trôi - khuếch tán electron và vận chuyển các hạt tích điện.

2.2.1. Trường dòng chảy khí (Laminar flow)



Hình 3. Sơ đồ thể hiện khí vào và ra trong buồng phản ứng

Trường vật lý này mô phỏng dòng chảy tầng của khí tiền chất C_4H_{10} trong hệ plasma thông qua việc giải hệ phương trình Navier - Stokes trên toàn miền tính toán:

$$\rho\frac{\partial u}{\partial t}+\rho(u.\nabla)u=\nabla.\left[-\rho I+\mu(\nabla u+(\nabla u)^T)-\frac{2}{3}\mu(\nabla.u)I\right]+F \quad (1)$$

$$\frac{\partial p}{\partial t}+\nabla.(\rho u)=0 \quad (2)$$

Trong đó, F là vectơ lực tác dụng lên dòng chảy và I là ma trận đơn vị. Điều kiện biên no-slip (u = 0) được áp dụng tại tất cả các bề mặt thành của hệ. Điều kiện ban đầu của bài toán bao gồm vận tốc khí vào 5 mm/s và áp suất hệ 10 Torr. Khí butane được cấp vào từ một ống phía trên buồng phản ứng và thoát ra tại vùng cạnh dưới đế lắng đọng (Hình 3).

Các tham số vật lý của khí trong mô hình được thiết lập phù hợp với butane, bao gồm khối lượng phân tử, khối lượng riêng và độ nhớt động học, nhằm phản ánh đúng đặc tính dòng chảy của khí hydrocacbon mạch dài trong điều kiện áp suất thấp. Mô hình dòng chảy tầng được giải bằng bộ giải trực thưa song song PARADISO, với sai số cho phép đặt bằng 0,01.

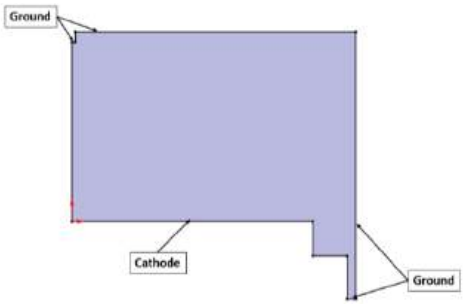
2.2.2. Trường điện tĩnh (Electrostatics)

Trường điện tĩnh được sử dụng để mô phỏng phân bố điện thế và điện trường trong hệ plasma PECVD thông qua việc giải các phương trình Maxwell và định luật Gauss, đảm bảo điều kiện bảo toàn điện tích trong hệ. Trong khuôn khổ mô hình này, các phương trình điện tĩnh được thiết lập và giải trên các bề mặt điện cực, phù hợp với giả thiết plasma được kích thích bởi điện trường RF giữa hai điện cực song song. Biến phụ thuộc chính của bài toán là điện thế điện tĩnh V.

$$\nabla . D = \rho_v \tag{3}$$

$$E = -\nabla V \tag{4}$$

Trong đó, D là vectơ cảm ứng điện, E là cường độ điện trường và ρ_v là mật độ điện tích tự do. Về điều kiện biên, anode và các bề mặt bao quanh buồng phản ứng được thiết lập điều kiện Ground, tương ứng với $V = 0$. Cathode được cấp điện áp RF xoay chiều hình sin thông qua tụ chặn có dạng: $V_0=V_0*\sin(\omega t)$. Sơ đồ thiết lập điều kiện điện thế được minh họa trong Hình 4. Mô hình điện tĩnh được giải bằng bộ giải trực thưa song song đa tuyến MUMPS, với sai số cho phép đặt bằng 0,1.



Hình 4. Minh hoạ các điện cực được dẫn động và nối đất

2.2.3. Chuyển động trôi - khuếch tán electron (Drift Diffusion)

Mô hình trôi - khuếch tán được sử dụng để giải mật độ electron và năng lượng trung bình của electron trong plasma butane. Trường vật lý này được ghép cặp trực tiếp với các mô hình dòng chảy tầng và điện tĩnh nhằm mô tả đầy đủ ảnh hưởng của dòng khí và điện trường lên chuyển động của electron trong plasma.

Mô hình cho phép áp dụng nhiều loại điều kiện biên khác nhau để xét đến các quá trình tương tác electron - bề mặt, bao gồm phát xạ thứ cấp, phát xạ nhiệt điện tử và tổn hao electron tại thành buồng. Ngoài việc giải các phương trình cho mật độ electron và năng lượng trung bình của electron, mô hình còn đồng thời xác định các đại lượng vận chuyển của electron, bao gồm độ linh động electron, hệ số khuếch tán electron, độ linh động năng lượng electron và hệ số khuếch tán năng lượng electron.

Các biến phụ thuộc được giải trong mô hình là logarit tự nhiên của mật độ electron và logarit tự nhiên của mật độ năng lượng electron, nhằm cải thiện độ ổn định và khả năng hội tụ của nghiệm số.

$$\frac{\partial n_e}{\partial t} + \nabla.\Gamma_e = R_e - (u.\nabla)n_e \quad (5)$$

$$\Gamma_e = -(\mu_e.E)n_e - D_e.\nabla n_e \quad (6)$$

$$\frac{\partial n_\varepsilon}{\partial t} + \nabla.\Gamma_\varepsilon + E.\Gamma_e = S_{en} - (u.\nabla)n_\varepsilon + \frac{(Q + Q_{gen})}{q} \quad (7)$$

$$\Gamma_\varepsilon = -(\mu_{en}.E)n_\varepsilon - D_{en}.\nabla n_\varepsilon \quad (8)$$

$$E = -\nabla V \quad (9)$$

Trong đó, S_{en} biểu thị tổn hao năng lượng của electron do các va chạm đàn hồi và không đàn hồi với các loài trong plasma butane; Γ_e và Γ_ε lần lượt là thông lượng electron và năng lượng trung bình của electron.

Bên cạnh việc giải các phương trình (5) – (9), các đại lượng độ linh động electron, độ linh động năng lượng và hệ số khuếch tán năng lượng được tự động tính toán dựa trên quan hệ Einstein, với giả thiết hàm phân bố năng lượng electron tuân theo phân bố Maxwell:

$$D_e = \mu_e T_\varepsilon; \mu_\varepsilon = \left(\frac{5}{3}\right)\mu_e; D_\varepsilon = \mu_\varepsilon T_e \quad (10)$$

Mô hình Drift - Diffusion được giải bằng bộ giải trực thưa song song PARADISO, với sai số cho phép đặt bằng 0,001.

2.2.4. Vận chuyển các loài nặng (Heavy species transport)

Mô hình vận chuyển các loài nặng được sử dụng để mô phỏng các phản ứng va chạm electron, phản ứng trong pha khí và phản ứng bề mặt trong plasma butane. Mô hình này cho phép đưa vào các tập hợp phản ứng plasma - hóa học, bao gồm các quá trình phân ly, ion hóa và tái hợp của các loài sinh ra từ khí butane (C_4H_{10}). Các tiết diện va chạm electron - phân tử tương ứng với butane được nhập thông qua mục Cross Section Import trong cửa sổ thiết lập.

Để mô phỏng đầy đủ các phản ứng trong pha khí và trên bề mặt, mô hình Heavy Species Transport nhận dữ liệu đầu vào trực tiếp từ ba trường vật lý đã thiết lập trước đó, bao gồm dòng chảy tầng, điện tĩnh và chuyển động trôi - khuếch tán. Việc ghép cặp này cho phép mô tả đồng thời ảnh hưởng của dòng khí, điện trường và chuyển động của electron lên sự hình thành, vận chuyển và biến đổi của các loài hạt nặng trong plasma butane.

Các ion hình thành trong plasma butane chịu tác dụng của điện trường, do đó ngoài quá trình vận chuyển khối do khuếch tán và đối lưu, chúng còn chịu thêm chuyển động trôi dưới tác dụng của điện thế. Thông lượng của các loài ion trong pha khí được mô tả bởi vectơ thông lượng khối N_i (đơn vị SI: $mol \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$), tuân theo phương trình Nernst - Planck:

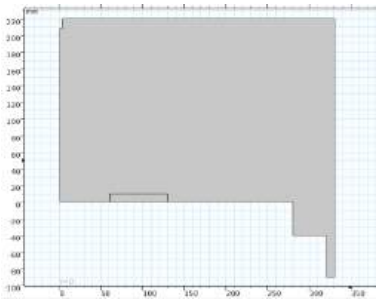
$$N_i = -D_i \nabla c_i - z_i u_{m,i} F c_i \nabla \Phi + c_i u \quad (11)$$

trong đó c_i và D_i lần lượt là nồng độ và hệ số khuếch tán của loài ion i; u là vectơ vận tốc dòng khí; F là hằng số Faraday; ϕ là điện thế; z_i là số điện tích của loài ion; và $u_{m,i}$ là độ linh động ion (đơn vị SI: $s \cdot mol \cdot kg^{-1}$).

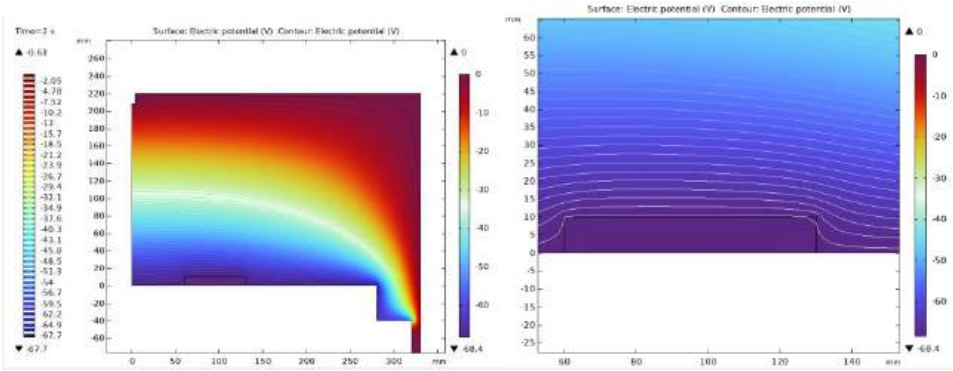
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả mô phỏng khi đặt mẫu phẳng

Mẫu phẳng có đường kính 70 mm và chiều dày 10 mm được đặt trực tiếp trên cathode (Hình 5), phân bố điện thế trong buồng mạ cho thấy điện thế biến thiên tương đối trơn theo phương thẳng đứng từ vùng plasma chính xuống bề mặt mẫu, trong khi theo phương bán kính, các đường đẳng thế gần như song song và có mật độ tương đối đồng đều ở vùng trung tâm (Hình 6). Sự biến thiên điện thế theo phương bán kính trong khoảng 90 – 95 % bán kính mẫu là nhỏ, do đó thông lượng ion và các loài hoạt hóa đến bề mặt trong vùng này gần như không đổi theo vị trí.

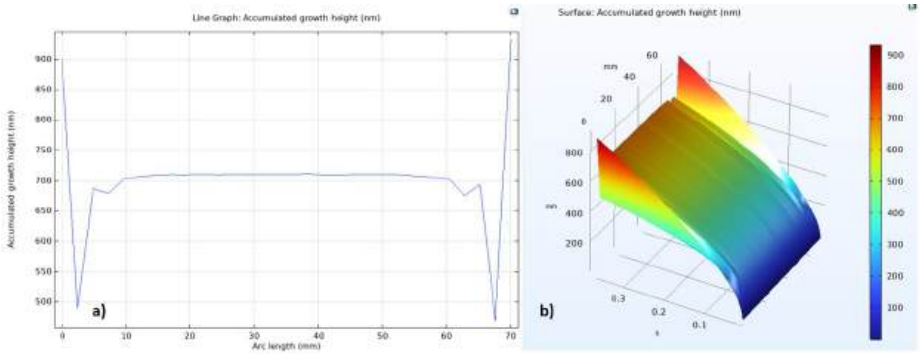


Hình 5. Đặt mẫu phẳng trong buồng mạ



Hình 6. Phân bố điện thế trong buồng mạ với mẫu phẳng

Kết quả mô phỏng chiều cao lắng đọng tích lũy theo chiều dài cung của mẫu phẳng (Hình 7) phản ánh trực tiếp đặc điểm này khi chiều dày màng tại vùng trung tâm có sai lệch rất nhỏ và duy trì tính đồng đều cao. Tuy nhiên, tại vùng rìa mẫu xuất hiện sự gia tăng đột ngột chiều dày. Hiện tượng này bắt nguồn từ sự uốn cong của các đường sức điện và sự tập trung điện trường tại mép điện cực. Khi sheath plasma bị biến dạng ở vùng biên, mật độ ion hướng tới bề mặt tăng lên cục bộ, dẫn đến hiện tượng lắng đọng vượt mức (over-deposition).



Hình 7. a) Phân bố chiều cao màng lắng đọng theo chiều dài mẫu;

b) Biểu đồ bề mặt chiều cao tăng trưởng tích lũy



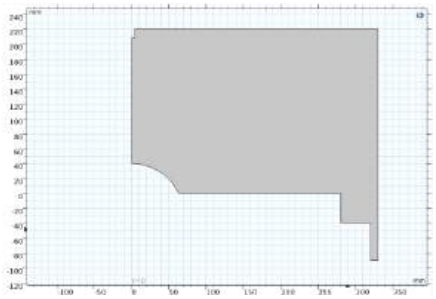
Hình 8. Thực nghiệm mạ DLC cho mẫu phẳng

Như vậy, đối với mẫu phẳng, sự mất đồng đều chiều dày chủ yếu do hiệu ứng biên, trong khi phần lớn diện tích làm việc vẫn duy trì điều kiện plasma tương đối ổn định. Kết quả này phù hợp với các báo cáo trước đó về lắng đọng DLC trong hệ PECVD song song, trong đó hiệu ứng biên được xác định là nguyên nhân chính gây mất đồng đều chiều dày màng tại rìa mẫu, ngay cả khi trường điện trong vùng trung tâm là tương đối đồng đều [15].

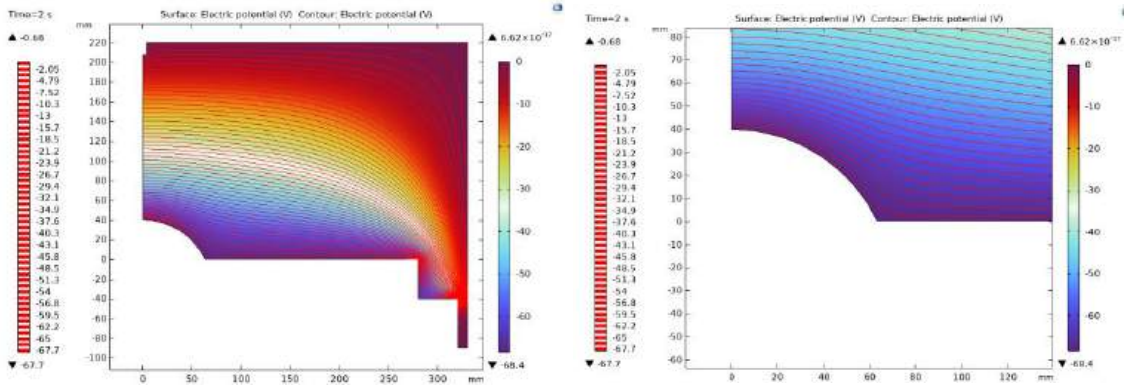
Từ kết quả mô phỏng trên, nhóm tác giả đưa ra giải pháp hiệu quả để hạn chế hiện tượng over-deposition tại rìa trong quá trình lắng đọng là sử dụng vòng chắn (guard ring) bao quanh mẫu. Vòng chắn này giúp tái phân bố trường điện và dịch chuyển vùng tập trung điện trường ra khỏi bề mặt mẫu, từ đó làm giảm thông lượng ion tới mép mẫu và cải thiện đáng kể độ đồng đều chiều dày màng (Hình 8).

3.2. Kết quả mô phỏng khi đặt mẫu cầu lồi

Khi thay thế mẫu phẳng bằng thấu kính cầu lồi có bán kính R = 70 mm và chiều dày 40 mm (Hình 9) tại tâm điện cực dưới, phân bố điện trường thay đổi đáng kể do ảnh hưởng của hình học bề mặt (Hình 10). Bề mặt cong làm thay đổi khoảng cách cục bộ giữa plasma và bề mặt, đồng thời làm thay đổi góc giữa vector điện trường và pháp tuyến tại mỗi điểm.

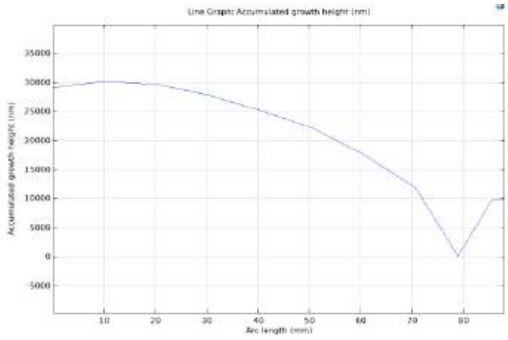


Hình 9. Đặt mẫu thấu kính cầu ở vị trí tâm điện cực dưới của buồng mạ



Hình 10. Phân bố điện thế trong buồng mạ với thấu kính cầu

Hình 11 thể hiện sự biến thiên của chiều dày màng lắng đọng tích lũy theo chiều dài cung của thấu kính cầu. Kết quả mô phỏng cho thấy chiều dày màng đạt giá trị lớn nhất tại đỉnh thấu kính, tức là vùng gần trục đối xứng, sau đó giảm dần theo bán kính khi tiến về phía rìa. Sự suy giảm này không chỉ xuất hiện tại mép mà diễn ra trên toàn bộ bề mặt cong, hình thành một gradient chiều dày rõ rệt từ tâm ra ngoài. Nguyên nhân chủ yếu là do tại đỉnh thấu kính, điện trường gần vuông góc với bề mặt nên thành phần pháp tuyến của thông lượng ion đạt giá trị cực đại. Khi dịch chuyển ra xa trục, góc giữa điện trường và pháp tuyến tăng lên, làm giảm thành phần pháp tuyến của thông lượng và do đó giảm tốc độ tăng trưởng màng. Ngoài ra, sự biến dạng của sheath plasma theo hình học cong còn làm phân bố mật độ ion không còn đồng đều như trong trường hợp mẫu phẳng. Do đó, đối với mẫu cầu lồi, sự không đồng đều chiều dày màng trên thấu kính cầu chủ yếu bắt nguồn từ sự tập trung trường điện tại đỉnh mẫu, không phải do hiệu ứng biên tại mép như trong trường hợp mẫu phẳng.



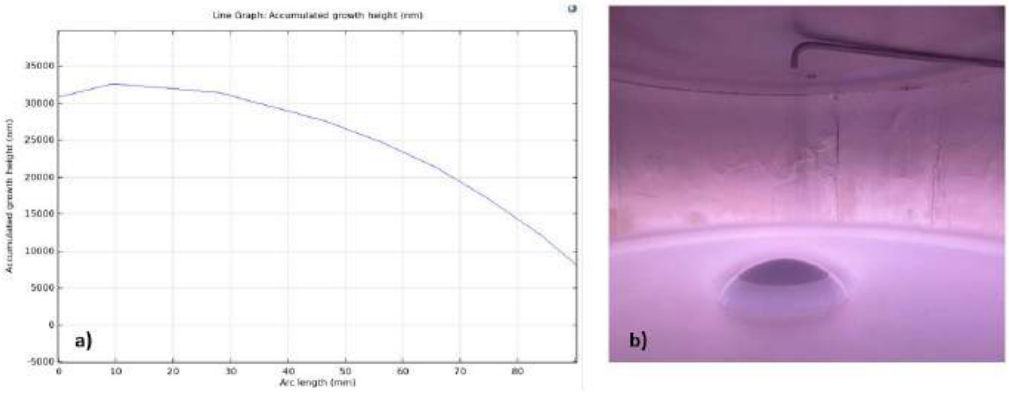
Hình 11. Phân bố chiều dày màng lắng đọng trên thấu kính cầu

Trong công nghệ PECVD sử dụng khí C_4H_{10}, quá trình hình thành màng không chỉ phụ thuộc vào thông lượng ion mà còn chịu ảnh hưởng của các gốc tự do trung hòa sinh ra từ quá trình phân ly C_4H_{10} trong plasma. Dưới tác dụng của plasma, các phân tử C_4H_{10} bị phân ly thông qua các va chạm electron - phân tử, tạo ra nhiều loài trung gian như CH_3, C_2H_5, C_2H_3 và các hydrocarbon khác. Các gốc này có khả năng khuếch tán trong toàn bộ vùng plasma và tham gia trực tiếp vào quá trình hình thành màng thông qua cơ chế hấp phụ và tái tổ hợp trên bề mặt. Khác với các ion, chuyển động của các gốc trung hòa không chịu chi phối trực tiếp bởi điện trường mà chủ yếu phụ thuộc vào khuếch tán và dòng chảy khí, do đó phân bố của chúng có xu hướng đồng đều hơn trong không gian. Mặt khác, các ion lại đóng vai trò quan trọng trong việc cung cấp năng lượng cho bề mặt thông qua các va chạm định hướng, góp phần thúc đẩy quá trình tái cấu trúc và mật độ của màng DLC.

Do đó, tốc độ tăng trưởng và đặc tính của màng DLC trong hệ PECVD là kết quả tổng hợp của hai cơ chế: lắng đọng vật chất do các gốc tự do trung hòa và kích hoạt bề mặt, điều khiển cấu trúc màng do thông lượng ion. Trong khuôn khổ nghiên cứu này, sự không đồng đều chiều dày màng chủ yếu được giải thích thông qua sự phân bố không đồng đều của điện trường và thông lượng ion, trong khi đóng góp của các gốc trung hòa được xem là nền đồng đều hơn và ít phụ thuộc vào hình học bề mặt.

Để cải thiện phân bố trường điện, một giải pháp hiệu quả là nâng thấu kính cầu lên khỏi cathode bằng một bệ đỡ (platen). Việc sử dụng bệ đỡ làm thay đổi hình học tương tác giữa plasma và bề mặt mẫu, qua đó tăng cường cường độ điện trường tại vùng rìa thấu kính, đồng thời làm giảm sự tập trung quá mức của trường điện tại vùng đỉnh. Nhờ đó, sự chênh lệch điện

trường giữa đỉnh và mép thấu kính được thu hẹp, tạo điều kiện thuận lợi hơn cho quá trình lắng đọng đồng đều.



Hình 12. a) Phân bố chiều dày màng lắng đọng trên thấu kính cầu khi có platen + ring
b) Thực nghiệm mạ DLC thấu kính cầu

Tuy nhiên, trong một số cấu hình cụ thể, việc chỉ sử dụng bệ đỡ có thể khiến điện trường tại vùng rìa tăng quá mức, dẫn đến sự tập trung cục bộ của thông lượng ion và nguy cơ lắng đọng không mong muốn tại mép thấu kính. Do đó, để đạt được điều kiện phân bố trường điện tối ưu, một vòng chắn (ring) được bố trí bao quanh chân thấu kính cầu. Vòng chắn này có tác dụng loại bỏ sự gián đoạn hình học tại mép thấu kính, giúp các đường sức điện phân bố liên tục hơn và ổn định hình dạng của lớp sheath plasma.

Sự kết hợp giữa bệ đỡ nâng thấu kính và vòng chắn bao quanh cho phép tái phân bố trường điện theo hướng mong muốn, đồng thời cân bằng thông lượng ion tới các vùng khác nhau trên bề mặt thấu kính cầu. Cách bố trí thực nghiệm thể hiện trên Hình 12b. Nhờ đó, hiện tượng lắng đọng quá mức tại đỉnh được hạn chế, trong khi tốc độ lắng đọng tại vùng rìa được cải thiện, dẫn đến độ đồng đều chiều dày màng DLC tăng lên rõ rệt trên toàn bộ bề mặt thấu kính (Hình 12a).

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng mô hình mô phỏng phân bố plasma trong buồng mạ DLC - PECVD sử dụng khí butane (C_4H_{10}) bằng phương pháp phần tử hữu hạn trên phần mềm COMSOL Multiphysics, với sự ghép nối các trường dòng chảy khí, điện tĩnh, chuyển động trôi - khuếch tán electron và vận chuyển các loài nặng. Mô hình cho phép mô tả định lượng phân bố điện thế, điện trường trong điều kiện lắng đọng thực tế. Kết quả cho thấy hình học mẫu có ảnh hưởng rõ rệt đến sự tái phân bố điện trường và cấu trúc sheath plasma, đặc biệt đối với bề mặt cầu lồi, dẫn đến sai khác thông lượng ion và xu hướng không đồng đều chiều dày màng. Trên cơ sở đó, giải pháp điều chỉnh hình học đồ gá đã được đề xuất nhằm cân bằng phân bố điện trường giữa vùng tâm và vùng rìa, góp phần cải thiện độ đồng đều lớp phủ. Các kết quả thu được khẳng định tính hiệu quả của phương pháp mô phỏng trong việc phân tích cơ chế vật lý chi phối quá trình lắng đọng và cung cấp cơ sở khoa học cho tối ưu hóa thiết kế đồ gá trong công nghệ mạ DLC - PECVD.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu được hỗ trợ bởi đề tài TBAN.01 chương trình sản phẩm quốc gia.

Tài liệu tham khảo

1. J. Robertson. (2002). Diamond-like amorphous carbon. *Materials Science and Engineering R: Reports*, 37(4–6), 129–281.
2. A. Grill. (1999). Diamond-like carbon: state of the art. *Diamond and Related Materials*, 8(2–5), 428–434.
3. C. Donnet and A. Erdemir. (2006). Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings. *Surface and Coatings Technology*, 180–181, 76–84.
4. A. Fridman. (2008). *Plasma Chemistry*. Cambridge University Press, Cambridge.
5. M. A. Lieberman and A. J. Lichtenberg. (2005). *Principles of Plasma Discharges and Materials Processing*, 2nd ed., Wiley-Interscience, Hoboken.
6. K. Ostrikov, U. Cvelbar, and A. B. Murphy. (2011). Plasma nanoscience: setting directions, tackling grand challenges. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 44(17), 174001.
7. J. W. Coburn and M. Chen. (1980). Optical emission spectroscopy of reactive plasmas: A method for correlating emission intensities to reactive particle density. *Journal of Applied Physics*, 51(6), 3134–3141.
8. D. L. R. Stewart and C. R. Kleijn. (2001). Modeling of plasma-enhanced chemical vapor deposition reactors: A review. *Chemical Engineering Science*, 56(16), 4911–4947.
9. E. Waddell, D. Gibson, L. Lin, and X. Fu. (Sep. 2011). Modelling and optimization of film thickness variation for plasma enhanced chemical vapour deposition processes in *Advances in Optical Thin Films IV*, SPIE.
10. S. Zhang, Y. Wang, and J. Li. (2021). Recent advances in diamond-like carbon films deposited by plasma enhanced chemical vapor deposition. *Surface and Coatings Technology*.
11. N. Kumar, R. Kumar, and A. Sharma. (2022). Plasma-assisted deposition of diamond-like carbon films: A review. *Thin Solid Films*, 743, 139065.
12. Y. Chen, X. Liu, and H. Zhang. (2023). Influence of plasma parameters on diamond-like carbon film properties deposited by PECVD. *Applied Surface Science*, 615, 156321.
13. X. Li, Z. Wang, and Q. Chen. (2020). Numerical simulation of plasma characteristics in PECVD systems for thin film deposition. *Plasma Sources Science and Technology*.
14. Mai Thị Kiều Trang và cộng sự. (2025). Khảo sát ảnh hưởng của chiều cao và độ cong bề mặt mẫu lên lớp màng DLC mạ theo công nghệ PECVD, *Hội nghị các nhà nghiên cứu trẻ lần XX*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
15. X. Fu, L. Li, G. Des, E. Waddell, and W. Lü. (2013). Modelling and optimization of film thickness variation for plasma enhanced chemical vapour deposition processes. *Chinese Optics Letters*, 11 (Suppl.), S10209.

Simulation of plasma distribution in Diamond-Like Carbon deposition chamber using Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition technology

Abstract *Diamond-like carbon (DLC) films are commonly synthesized using plasma-enhanced chemical vapor deposition (PECVD), where the coating uniformity depends heavily on the plasma distribution characteristics within the deposition chamber. This paper presents simulation results of plasma distribution in PECVD system using butane (C_4H_{10}) as precursor. The model was implemented using the finite element method in COMSOL Multiphysics, coupling gas flow, electrostatics, electron drift-diffusion, and heavy species transport within the plasma. A novel aspect of this study is the inclusion of butane's complex dissociation mechanism - often overlooked in previous models - while quantitatively evaluating the impact of substrate geometry on electric field distribution and ion flux. The simulation results provide scientific foundation for optimizing fixture design and enhancing the quality of DLC films in practical PECVD applications.*

Key words: DLC; PECVD; Plasma; Numerical simulation.

Ảnh hưởng của điều kiện đo và mô hình tính NETD cải tiến cho đầu thu hồng ngoại làm lạnh

Nguyễn Thị Thắm[1*], Mai Văn Huy[2]
[1]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự;* [2]*Phòng Hợp tác Quốc tế và Quản lý lưu học sinh Quân sự, Học viện Kỹ thuật quân sự*
[*]*Email: thamcutektq@gmail.com; Tel: 0352748455*

Tóm tắt

Độ phân giải nhiệt tương đương nhiễu (Noise Equivalent Temperature Difference - NETD) là một tham số đặc trưng dùng để đánh giá độ nhạy và chất lượng của các hệ thống camera ảnh nhiệt. Mặc dù các nhà sản xuất thường công bố giá trị NETD như một chỉ tiêu kỹ thuật tiêu biểu của thiết bị, việc xác định tham số này bằng thực nghiệm trong điều kiện nghiên cứu trong nước vẫn còn gặp nhiều khó khăn. Đặc biệt, giá trị NETD thu được phụ thuộc mạnh vào điều kiện đo và các yếu tố vận hành khác.

Bài báo này trình bày một phương pháp xác định NETD bằng thực nghiệm, đồng thời phân tích có hệ thống ảnh hưởng của các điều kiện đo đến kết quả NETD đối với một đầu thu hồng ngoại làm lạnh hoạt động trong dải hồng ngoại bước sóng trung, do hãng Lynred sản xuất. Quá trình đo kiểm được thực hiện bằng hệ thống đo chuyên dụng IRCOL của hãng HGH. Kết quả thực nghiệm cho thấy NETD biến thiên đáng kể theo mức nhiệt độ phép đo được lựa chọn, phản ánh tính phi tuyến của hàm truyền tín hiệu cũng như sự phụ thuộc của nhiễu vào mức tín hiệu đầu vào.

Trên cơ sở các kết quả thu được, bài báo đề xuất một mô hình tính toán NETD cải tiến, trong đó xét đến ảnh hưởng của các yếu tố điều kiện đo nêu trên. Mô hình đề xuất cho phép đánh giá NETD một cách ổn định hơn, giảm sự phụ thuộc vào điều kiện đo và phản ánh sát hơn bản chất vật lý của đầu thu hồng ngoại. Các kết quả nghiên cứu góp phần hoàn thiện phương pháp đánh giá NETD và là cơ sở cho việc xây dựng các quy trình chuẩn hóa trong kiểm định thiết bị ảnh nhiệt.

Từ khoá: *camera ảnh nhiệt; IRCOL; NETD; độ phân giải nhiệt.*

1. Đặt vấn đề

Hệ thống ảnh nhiệt là hệ thống quang - điện tử tạo ảnh của mục tiêu cần quan sát sử dụng bức xạ phát ra từ mục tiêu, thường được chia làm hai loại là hệ thống ảnh nhiệt sử dụng đầu thu có làm lạnh và hệ thống ảnh nhiệt sử dụng đầu thu không làm lạnh. Trong đó, các hệ thống ảnh nhiệt sử dụng đầu thu có làm lạnh thường làm việc trong dải bước sóng trung (MWIR) và có độ nhạy cao.

NETD là tham số quan trọng nhất để đánh giá độ nhạy nhiệt của thiết bị ảnh nhiệt. NETD biểu thị mức chênh lệch nhiệt độ nhỏ nhất mà hệ thống có thể phân biệt được khi tín hiệu bằng mức nhiễu tổng, qua đó phản ánh trực tiếp khả năng phát hiện mục tiêu có độ tương phản nhiệt thấp [1-4].

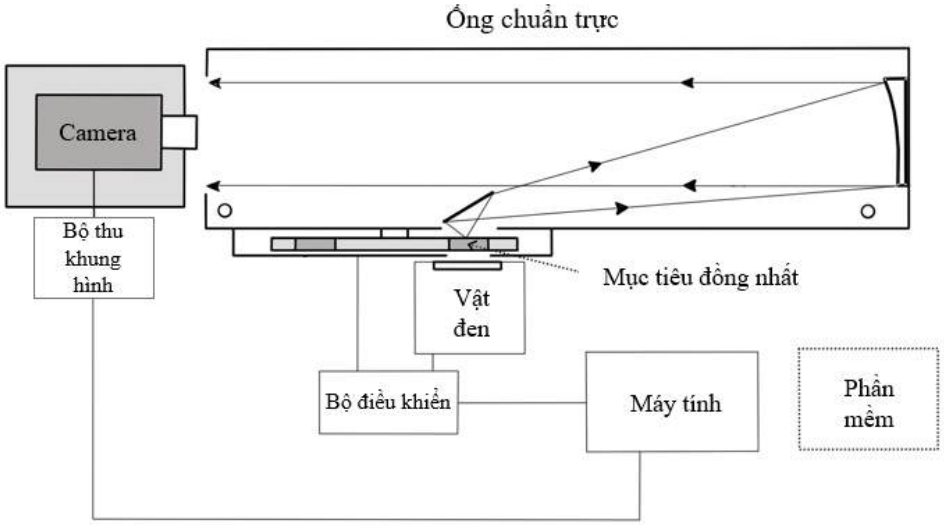
Hiện nay, việc đánh giá NETD chủ yếu được thực hiện theo các quy trình chuẩn, trong đó phép đo được tiến hành với nguồn vật đen tuyệt đối ở điều kiện nhiệt độ tham chiếu xác định. Các tài liệu hiện hành chủ yếu tập trung vào phân tích lý thuyết và hướng dẫn quy trình đo nhằm đảm bảo tính lặp lại và khả năng so sánh giữa các thiết bị trong cùng điều kiện thử nghiệm [1-6]. Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu mới chỉ dừng lại ở mức mô tả phương pháp đo, trong khi việc phân tích định lượng ảnh hưởng của các yếu tố trong phép đo cũng như yếu tố môi trường đến giá trị NETD vẫn còn hạn chế.

Nghiên cứu này tập trung vào thực nghiệm đo thông số NETD của một camera ảnh nhiệt sử dụng đầu thu làm lạnh làm việc trong vùng MWIR trên hệ thống đo kiểm IRCOL [8]. Qua

phân tích kết quả thực nghiệm cho thấy NETD có xu hướng giảm đáng kể theo nhiệt độ đo (giảm 24 %) và bị ảnh hưởng bởi độ nhạy nhiệt tại đó cũng như số khung hình trong phép đo. Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất một mô hình tính toán NETD cải tiến dựa trên dữ liệu thực nghiệm, trong đó phương sai nhiễu được mô hình hóa theo tín hiệu, SiTF được xác định cục bộ tại nhiệt độ làm việc và ảnh hưởng của số khung hình được hiệu chỉnh bằng hệ số thực nghiệm. Cách tiếp cận này cho phép đánh giá NETD một cách hệ thống, giảm tính ngẫu nhiên của phép đo và trích xuất giá trị NETD tại nhiệt độ tham chiếu như một thông số đặc trưng của hệ thống.

2. Phương pháp đo NETD

Sơ đồ phép đo NETD được thể hiện trên Hình 1, bao gồm camera cần đo và hệ thống đo kiểm IRCOL (hãng HGH - Cộng hoà Pháp).



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý phép đo NETD

2.1. Đối tượng đo

Camera được sử dụng để đo thông số NETD sử dụng đầu thu có làm lạnh Scopio MWIR (do hãng Lynred sản xuất). Chế độ điều chỉnh độ khuếch đại (AGC) được tắt trong suốt quá trình đo NETD.

Các thông số làm việc chính của camera được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Các thông số làm việc của camera [12, 13]

Thông số	**Giá trị**
Vùng phổ làm việc	4 - 8 µm
Kích thước pixel	15 µm
Độ nhạy (NETD)	<25 mK
Độ phân giải	640 × 512
Tốc độ khung hình	<60 Hz
Tiêu cự vật kính	200 mm
Khẩu độ số	4,0

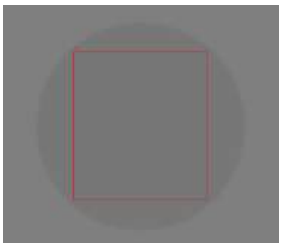
Thông số	Giá trị
Độ truyền qua quang học	0,94

2.2. Thiết bị đo IRCOL (Hãng HGH - Cộng hoà Pháp)

Như trên Hình 1, phép đo sử dụng mục tiêu đồng nhất (có dạng lỗ tròn) được đặt trước vật đen tuyệt đối, tại tiêu diện của ống chuẩn trực. Ống chuẩn trực sử dụng gương parabol phản xạ ngoài trục giúp tạo ảnh mục tiêu ở vô cùng xa để camera có thể quan sát được. Camera được đặt ở đầu ra của ống chuẩn trực, giúp thu ảnh của mục tiêu. Ảnh sau đó sẽ được truyền đến máy tính và xử lý bằng phần mềm. Phần mềm Infratest cho phép điều khiển nhiệt độ nguồn và vị trí mục tiêu, hiển thị ảnh theo thời gian thực và tính toán nhanh các thông số của thiết bị ảnh nhiệt. Nhiệt độ môi trường được duy trì ở mức 24 °C trong suốt quá trình đo.

2.3. Nguyên lý đo NETD trên thiết bị IRCOL

NETD của camera được xác định thông qua sự dao động của tín hiệu các pixel giữa các khung hình liên tiếp đối với mục tiêu đồng nhất. Trước khi đo NETD, tiến hành đo hàm phản hồi của camera và xác định dải nhiệt độ mà camera làm việc tuyến tính (xác định hàm truyền tín hiệu - SiTF).



Hình 2. Vùng khảo sát (ROI - Region of interest)

Vùng khảo sát trong mục tiêu có dạng hình chữ nhật và được người quan sát lựa chọn. Với mỗi khung hình thu được, phần mềm đo tín hiệu điện của mỗi pixel trong ROI V_k (mV).

Nhiễu của 1 pixel (i,j) qua N khung hình được tính theo công thức sau:

$$V_b(i,j) = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} V_k(i,j)^2 - \left(\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} V_k(i,j)\right)^2} \quad (1)$$

Nhiễu thời gian trong vùng ROI (có kích thước $r \times c$) được tính là:

$$TN = V_b = \sqrt{\frac{1}{r \times c}\sum_{k=1} V_b(i,j)^2} \quad (2)$$

NETD của camera chính là NETD trung bình trong vùng ROI.

Công thức tính NETD được sử dụng trong công bố [1-4]: $NETD = \dfrac{V_b\ [mK]}{SiTF\ [mV/K]}$ (3).

Tín hiệu điện V_k của từng pixel cũng được phần mềm quy đổi thành tín hiệu số và trung bình cho N khung hình. Tín hiệu trung bình trong vùng ROI tính được là M (dl). Phép đo NETD được tính dựa trên hai nhiệt độ T_1 và T_2 (lấy trong khoảng nhiệt độ tuyến tính của hàm phản

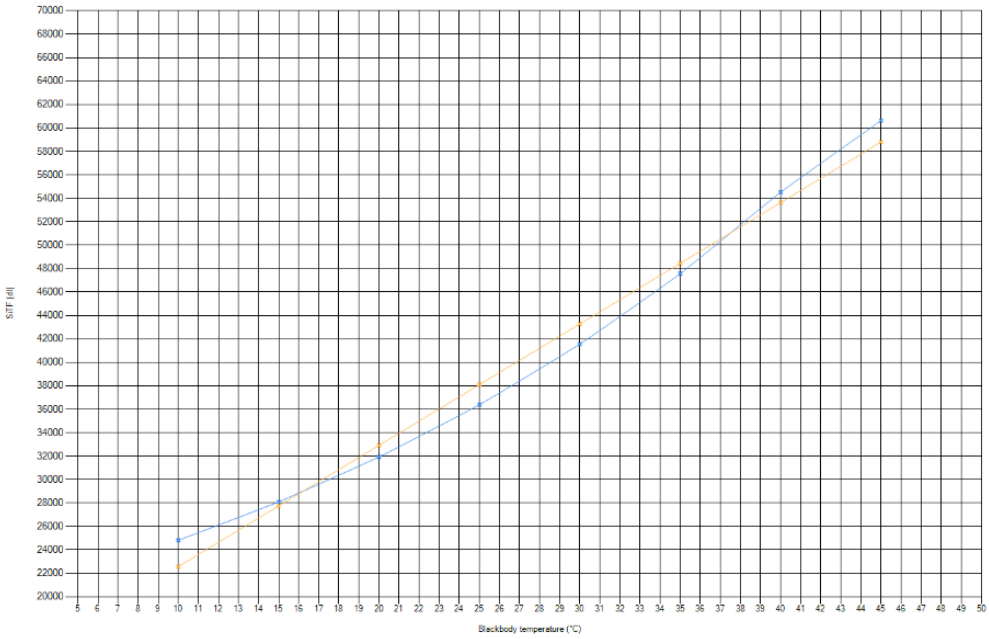
hồi, trong đó T_1 là nhiệt độ để xác định nhiễu, T_2 được sử dụng để xác định SiTF). NETD [mK] của pixel (i,j) được tính theo công thức sau:

$$NETD(i,j) = \varepsilon \times T_{OCT} \times T_{camera} \times \left| \frac{T_2 - T_1}{M_{T2} - M_{T1}} \right| \times TN(T_1)[i,j] \times 1000 \quad (4)$$

Trong đó, ε là hệ số phát xạ của vật đen tuyệt đối, T_{OCT} và T_{camera} lần lượt là hệ số truyền qua của ống chuẩn trực và camera.

3. Kết quả NETD thực nghiệm

Kết quả SiTF (Hình 3) cho thấy vùng tuyến tính của hàm phản hồi trải dài trong dải nhiệt độ rất rộng (từ 10 ÷ 45°C), chứng tỏ camera hoạt động trong phạm vi nhiệt độ lớn.

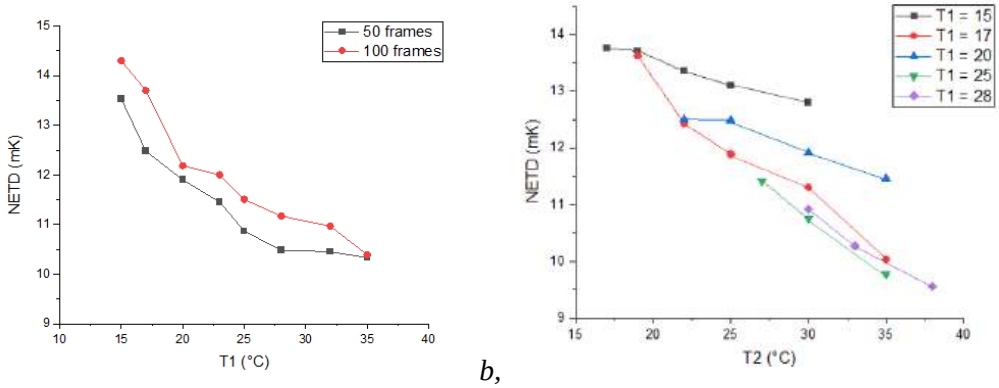


Hình 3. Kết quả SiTF

Từ công thức tính NETD (3), có thể thấy giá trị NETD phụ thuộc trực tiếp vào việc lựa chọn nhiệt độ đo T_1 và T_2, tuy nhiên chưa có khuyến cáo nào được đưa ra đối với việc lựa chọn giá trị các nhiệt độ đo này. Vì vậy, bài báo tập trung vào khảo sát sự thay đổi của NETD khi thay đổi T_1 và T_2. Thực hiện phép đo NETD tại nhiều mức nhiệt T_1 khác nhau trong khoảng từ 15 °C đến 35 °C. Để xét ảnh hưởng của số lượng khung hình đến kết quả đo NETD, phép đo được khảo sát với số lượng khung hình là N = 50 và N = 100. Kết quả NETD tại mỗi mức nhiệt T_1 được tính trung bình cho tất cả các phép đo (với T_2 thay đổi) và được tổng hợp trên Hình 4.a.

Kết quả thực nghiệm cho thấy NETD giảm rõ rệt khi nhiệt độ phông nền T_1 tăng từ 15°C lên 35°C đối với cả hai trường hợp N = 50 khung hình và N = 100 khung hình (Hình 4.a). Cụ thể, với N = 50, NETD giảm từ khoảng 13,53 mK tại T_1 = 15°C xuống xấp xỉ 10,33 mK tại T_1 = 35°C (giảm 24 %); xu hướng tương tự được quan sát với N = 100 khung hình. Điều này cho thấy NETD không phải là một hằng số nội tại của camera mà phụ thuộc đáng kể vào điều

kiện bức xạ nền trong quá trình đo.



a, *b,*

Hình 4. a, Kết quả NETD thực nghiệm biểu diễn theo T_1 (trường hợp N = 50 và N = 100)

b, Kết quả NETD tại các giá trị nhiệt độ T_1 với T_2 thay đổi

Bên cạnh sự phụ thuộc vào T_1, kết quả thực nghiệm trong Hình 4.b cho thấy giá trị NETD có xu hướng giảm đáng kể khi thay đổi mức nhiệt độ T_2 (dùng để xác định hàm SiTF), với cùng một giá trị T_1. Lúc này, độ dốc của SiTF không còn đại diện chính xác cho độ nhạy tại điểm làm việc T_1. Hiện tượng này cho thấy ảnh hưởng của tính phi tuyến SiTF đến kết quả NETD.

Theo công thức, việc tăng số khung hình được kỳ vọng làm giảm NETD đi $1/\sqrt{N}$ lần. Tuy nhiên, kết quả thực nghiệm (Hình 4.a) cho thấy, NETD đo được với N = 100 khung hình lại cao hơn hoặc xấp xỉ giá trị thu được với N = 50 khung hình. Hiện tượng có thể được giải thích rằng khi thời gian đo kéo dài, các thành phần nhiễu tần số thấp, dao động của hệ làm lạnh bắt đầu đóng góp đáng kể vào phương sai tổng. Các thành phần này không bị triệt tiêu hiệu quả bởi phép trung bình hóa theo thời gian mà có thể làm tăng nhiễu đo được khi N tăng.

4. Xây dựng mô hình NETD cải tiến

4.1. Mô hình nhiễu phụ thuộc tín hiệu

Đối với các cảm biến ảnh nói chung và đầu thu hồng ngoại làm lạnh nói riêng, mối quan hệ giữa nhiễu và mức tín hiệu trung bình thường được mô tả thông qua mô hình nhiễu phụ thuộc tín hiệu. Đây là cơ sở của phương pháp Photon Transfer Curve (PTC) và được tiêu chuẩn hóa trong EMVA 1288 nhằm phân tách các thành phần nhiễu vật lý của cảm biến [9-11]. Đối với các đầu thu hồng ngoại làm lạnh dựa trên cơ chế phát hiện photon, phương sai của nhiễu đầu ra tại một pixel có thể được biểu diễn tổng quát dưới dạng:

$$\sigma_y^2 = (K^2\sigma_d^2 + \sigma_q^2) + K(\mu_y - \mu_{y,dark}) \quad (5)$$

Trong đó: μ_y là giá trị mức xám trung bình của các pixel, $\mu_{y,dark}$ là tín hiệu tối trung bình; σ_d^2 biểu diễn nhiễu không phụ thuộc tín hiệu của hệ thống đọc, σ_q^2 là phương sai nhiễu lượng tử hóa của bộ ADC, và K là hệ số khuếch đại tổng của hệ thống.

Mô hình trên có thể được rút gọn về dạng tuyến tính: $\sigma_y^2 = aM + b$; với M là mức tín hiệu trung bình, hệ số a đặc trưng cho nhiễu phụ thuộc tín hiệu, và b biểu diễn nhiễu nền tổng

hợp của hệ thống. Việc trích xuất mô hình nhiễu phụ thuộc tín hiệu được thực hiện dựa trên kết quả thực nghiệm tại nhiều mức nhiệt khác nhau. Kết quả trong mỗi lần đo bao gồm ma trận tín hiệu M và ma trận nhiễu thời gian của các pixel trong ROI. Các tham số a và b được xác định thông qua hồi quy tuyến tính theo phương pháp bình phương tối thiểu.

4.2. Mô hình SiTF cục bộ

Trong phương pháp tính NETD truyền thống, độ nhạy nhiệt của hệ thống camera ảnh nhiệt thường được đặc trưng thông qua hàm SiTF, biểu diễn mối quan hệ giữa mức tín hiệu đầu ra và nhiệt độ mục tiêu quan sát: $SiTF = \frac{M_{T2} - M_{T1}}{T_2 - T_1}$ (6).

Phương pháp trên ngầm giả định rằng đáp ứng của camera là tuyến tính trong toàn bộ dải nhiệt độ khảo sát. Trên thực tế, đối với các đầu thu hồng ngoại có làm lạnh dựa trên cơ chế phát hiện photon, đáp ứng tín hiệu thường tồn tại các phi tuyến nhẹ. Khi đó, hàm SiTF không phản ánh chính xác độ nhạy thực sự tại điểm làm việc. Để khắc phục hạn chế trên, trong nghiên cứu này, độ nhạy nhiệt cục bộ tại một điểm làm việc T được xác định bằng đạo hàm của hàm tín hiệu theo nhiệt độ: $SiTF_{local}(T) = \frac{df(T)}{dT}$ (7). Mô hình sử dụng các cặp dữ liệu (T,M), trong đó $f(T)$ được hồi quy từ M.

4.3. Mô hình hoá ảnh hưởng của số khung hình N trong phép đo đến kết quả NETD

Đối với các hệ thống đầu thu làm lạnh sử dụng bộ làm lạnh Stirling, nhiều nguồn nhiễu tần số thấp có thể đóng góp đáng kể vào phương sai tổng trong quá trình đo kéo dài. Các thành phần này có phổ tập trung ở vùng tần số thấp, do đó không bị triệt tiêu hiệu quả thông qua trung bình hóa theo thời gian. Theo lý thuyết thống kê, khi trung bình N khung hình, giá trị nhiễu tính theo độ lệch chuẩn sẽ giảm theo tỉ lệ $1/\sqrt{N}$ (hay $N^{-0.5}$).

Để hệ thống kết quả NETD theo số khung hình, đưa vào mô hình một giá trị tham chiếu N_{ref} (chọn N_{ref} = 50 khung hình). Khi đó, NETD trong phép đo với N khung hình bất kỳ được tính là: $NETD(N) = NETD_{ref}\left(N / N_{ref}\right)^k$.

Trong đó: $NETD_{ref}$ là giá trị NETD tại số khung hình tham chiếu N_{ref}, và k là hệ số thực nghiệm, giúp quy đổi NETD với N khung hình bất kỳ.

4.4. Mô hình NETD cải tiến

Từ các mô hình thành phần đã xây dựng được, mô hình NETD cải tiến tại nhiệt độ nền T xét đến ảnh hưởng của số lượng khung hình được đề xuất dưới dạng:

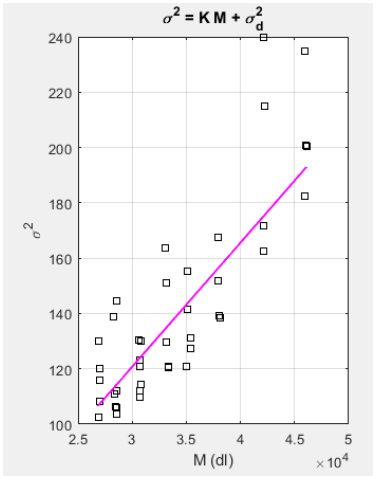
$$NETD_{impoved}(T,N) = \frac{\sqrt{aM(T)+b}}{SiTF_{local}}\left(\frac{N}{N_{ref}}\right)^k \quad (8)$$

Giá trị $NETD_{improved}$ phản ánh hiệu suất thực tế của hệ thống tại điều kiện làm việc cụ thể, cho thấy NETD không còn là một hằng số cố định của thiết bị mà là một đại lượng phụ thuộc trực tiếp vào điều kiện làm việc. Mô hình cải tiến giúp đưa ra kết quả NETD một cách hệ thống dựa trên dữ liệu thực nghiệm, và loại bỏ được tính ngẫu nhiên trong từng phép đo. Tuy nhiên, giá trị NETD vẫn biến thiên theo nhiệt độ nền do bản chất của bức xạ nhiệt và độ nhạy

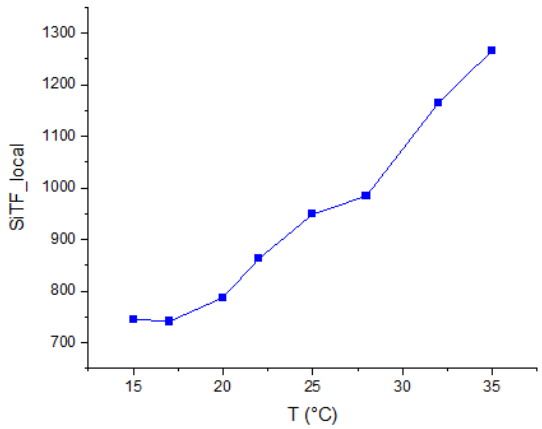
của đầu thu. Đại lượng T lúc này chính là T_1 được sử dụng để xác định nhiễu trong mô hình truyền thống. Để xét NETD như một thông số đặc trưng cho thiết bị, cho phép so sánh giữa các phép đo khác điều kiện và giữa các thiết bị khác nhau, NETD được lấy tại giá trị nhiệt độ tham chiếu T_{ref} (T_{ref} = 20°C là nhiệt độ môi trường được khuyến nghị trong đo lường).

4.5. Đánh giá kết quả mô hình NETD cải tiến

Trên cơ sở mô hình NETD cải tiến đã được xây dựng được, giá trị NETD được tính toán lại trên phần mềm Matlab cho toàn bộ dải nhiệt độ khảo sát. Đồng thời, một đại lượng NETD tại nhiệt độ tham chiếu được xác định cho phép so sánh giữa các phép đo có điều kiện khác nhau hoặc so sánh giữa các thiết bị ảnh nhiệt.



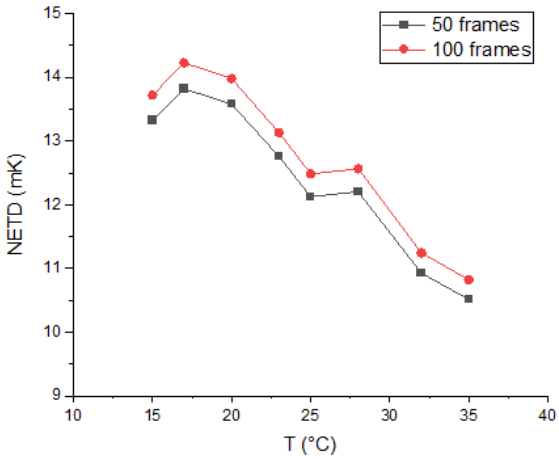
a,



b,

Hình 6. a, Đồ thị phương sai nhiễu theo mức tín hiệu trung bình;
b, SiTF cục bộ tại các giá trị nhiệt độ

Phương sai nhiễu thời gian thể hiện mối quan hệ gần tuyến tính với mức tín hiệu trung bình, phù hợp với mô hình nhiễu phụ thuộc tín hiệu. Kết quả SiTF cục bộ cho thấy độ nhạy của hệ thống tăng theo nhiệt độ, tuy nhiên không tăng tuyến tính hoàn toàn.



Hình 7. Kết quả NETD tính theo mô hình cải tiến

Đường cong NETD cải tiến cho thấy xu hướng giảm tổng thể khi nhiệt độ tăng, phản ánh được quy luật của kết quả thực nghiệm. Tuy nhiên, sự biến thiên không hoàn toàn đơn điệu mà thay đổi tương ứng với sự thay đổi của SiTF cục bộ. Đối với hai trường hợp N = 50 và N =

100 khung hình, hai đường cong có hình dạng gần như tương đồng, cho thấy số khung hình chủ yếu ảnh hưởng đến mức giá trị tuyệt đối của kết quả NETD. Hệ số *k* tính được trên phần mềm có giá trị là 0,0453. Giá trị này phản ánh bản chất thực tế của đầu thu làm lạnh đang sử dụng, dấu dương cho thấy NETD có xu hướng tăng nhẹ theo N.

Tại nhiệt độ tham chiếu T_{ref} = 20°C , NETD = 13,58 mK với N = 50 khung hình. Giá trị này có thể được xem là thông số đặc trưng cho camera đang khảo sát.

5. Kết luận

Bằng phương pháp thực nghiệm, bài báo đã khảo sát một cách hệ thống NETD của một camera ảnh nhiệt sử dụng đầu thu có làm lạnh. Kết quả thực nghiệm cho thấy NETD thu được chịu ảnh hưởng bởi các điều kiện đo như nhiệt độ tiến hành phép đo, giá trị nhiệt độ lựa chọn để xác định độ nhạy và số lượng khung hình sử dụng trong phép đo.

Từ đó, bài báo đề xuất một mô hình tính toán NETD cải tiến dựa trên độ nhạy cục bộ của hệ thống, mô hình nhiễu phụ thuộc tín hiệu, kết hợp với hệ số hiệu chỉnh số khung hình được xác định từ dữ liệu thực nghiệm. Kết quả NETD cải tiến bảo toàn xu hướng vật lý quan sát được từ thực nghiệm, đồng thời loại bỏ dao động ngẫu nhiên giữa các phép đo rời rạc, phản ánh một cách sát hơn và hệ thống hơn về hiệu suất của hệ thống ảnh nhiệt. Phương pháp đề xuất cho phép xác định NETD tại một nhiệt độ tham chiếu cụ thể như một thông số đặc trưng của thiết bị, đồng thời tạo cơ sở so sánh khách quan giữa các điều kiện đo khác nhau và giữa các hệ thống khác nhau. Tuy nhiên, nghiên cứu hiện tại mới được thực hiện trên hệ thống ảnh nhiệt sử dụng đầu thu làm lạnh hoạt động trong dải MWIR. Đây là cơ sở để mở rộng nghiên cứu và kiểm chứng đối với các cấu hình hệ thống và điều kiện đo đa dạng hơn, qua đó hoàn thiện và nâng cao khả năng ứng dụng của phương pháp đề xuất.

Tài liệu tham khảo

1. Chrzanowski, K. (2010). *Testing thermal imagers.* Practical guide. Warsaw: Military University of Technology.
2. Chrzanowski, K. (2024). *Review of thermal imaging technology.* Inframet White Paper.
3. Barela, J., Firmanty, K., & Kastek, M. (2021). *Measurement and analysis of the parameters of modern long-range thermal imaging cameras.* Sensors, 21(17), 5700.
4. Redjimi, A., Knežević, D., Savić, K., Jovanović, N., Simović, M., & Vasiljević, D. (2014). *Noise equivalent temperature difference model for thermal imagers, calculation and analysis.* Scientific Technical Review, 64(2), 42-49.
5. Bell, P.A., C.W. Hoover Jr. (1993). *Standard NETD test procedure for FLIR systems with video outputs*. in Infrared Imaging Systems: Design, Analysis, Modeling, and Testing IV. SPIE.
6. Driggers, R. G., Webb, C. M., Pruchnic Jr, S. J. (1999). *Laboratory measurement of sampled infrared imaging system performance.* Optical Engineering, 38(5), 852-861.
7. Li, Y., Pan, D., Yang, C., & Luo, Y. (2007, November). *NETD test of high-sensitivity infrared camera.* In 3rd International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies: Optical Test and Measurement Technology and Equipment (Vol. 6723). SPIE.
8. HGH Infrared Systems. (2025). *IRCOL Test Bench - Versatile test bench for all electro-optical systems*, 2025. https://hgh-infrared.com/wp-content/uploads/2025/10/IRCOL-HGH_2025.pdf

9. European Machine Vision Association. (2016). *EMVA Standard 1288, standard for characterization of image sensors and cameras. Release. 3.0. European Machine Vision Association.*
10. Borek, M. E. (2023). *Implementation of EMVA 1288 Standard Release 4.0 for Characterization of Image Sensors.* Electronic Imaging, 35, 1-6.
11. Janesick, J. R. (2007). *Photon transfer* (No. PUBDB-2021-04195). SPIE press.
12. Lynred. (2021). *LEO MW product range.* https://www.lynred.com/sites/default/files/2021-07/SCORPIO%20MW%20datasheet.pdf
13. Ophir Optronics Solution. (2024). *SupIR 15-300mm f/4.0, Motorized Continuous Zoom 680084/ 680204.* https://www.ophiropt.com/medias/sys_master/resources/h4e/h8c/9952698990622/ *680084-680204%20Data%20Sheet/680084-680204-Data-Sheet.pdf*

Influence of Measurement Conditions and an Improved NETD Model for a Cooled Infrared Detector

Abstract: *Noise Equivalent Temperature Difference (NETD) is a key parameter used to evaluate the sensitivity and overall performance of thermal imaging camera systems. Although manufacturers typically specify NETD as a representative technical characteristic of their devices, determining this parameter experimentally remains challenging within domestic research conditions.*

This paper presents an experimental method for determining NETD and systematically analyzes the influence of measurement conditions on the NETD values for a cooled infrared detector operating in the mid-wave infrared (MWIR) band, manufactured by Lynred. The measurements were carried out using the IRCOL measurement system developed by HGH. Experimental results show that NETD varies significantly with the selected temperature level for evaluation, reflecting the nonlinearity of the signal transfer function as well as the dependence of noise on the input signal level.

Based on these findings, the paper proposes an improved NETD calculation model that accounts for the influence of the measurement conditions. The proposed model enables more stable evaluation of NETD, reduces its dependence on measurement conditions, and reflects the physical characteristics of the infrared detector. The research results contribute to refining NETD evaluation methodologies and provide a foundation for establishing standardized procedures in testing of thermal imaging devices.

Keywords: thermal imagers; IRCOL; NETD, thermal resolution.

Bù quang sai và khôi phục ảnh bằng mô hình học sâu hai giai đoạn

Hoàng Việt Tiệp[1], Lê Văn Nhu[1*], Lê Duy Tuấn[1], Trần Linh Khương[1], Đỗ Văn Sĩ[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

[*]*Email: levannhuktq@gmail.com; Tel: 0386441966*

Tóm tắt

"Trong các hệ thống quang học, quang sai ngoài trục làm hàm nhòe điểm (PSF) biến dạng và mở rộng, gây suy giảm nghiêm trọng độ sắc nét của ảnh tại vùng rìa trường nhìn. Bài báo đề xuất một phương pháp khôi phục ảnh sử dụng mô hình học sâu hai giai đoạn. Thay vì khôi phục trực tiếp ảnh mờ bởi PSF biến đổi theo trường nhìn gặp nhiều khó khăn do tính phi tuyến của quang sai, mô hình chia bài toán thành hai bước dựa trên bản chất vật lý: (1) Bù quang sai để đưa ảnh về trạng thái giới hạn nhiễu xạ (chỉ bị mờ bởi PSF lý tưởng) và (2) Khôi phục chi tiết ảnh sắc nét từ trạng thái trung gian này. Kết quả mô phỏng cho thấy, ảnh khôi phục đạt độ sắc nét tốt hơn, đặc biệt là khôi phục tốt hơn các chi tiết ở vùng biên so với việc khôi phục trực tiếp ảnh mờ chịu ảnh hưởng bởi quang sai về ảnh gốc, thể hiện qua sự cải thiện đáng kể các chỉ số định lượng PSNR và SSIM."

Từ khóa: *Hàm nhòe điểm biến đổi không gian; Khôi phục ảnh hai giai đoạn; Bù quang sai; Giới hạn nhiễu xạ; Học sâu.*

1. Đặt vấn đề

Trong mọi hệ thống thu nhận ảnh, từ các camera giám sát đơn giản đến các thiết bị chuyên dụng, chất lượng hình ảnh đầu ra phụ thuộc chặt chẽ vào quá trình truyền dẫn ánh sáng qua hệ thống thấu kính và bị giới hạn bởi các đặc tính vật lý của hệ thống quang học. Về mặt toán học, quá trình tạo ảnh trong một hệ thống quang học được mô hình hóa như một phép tích chập giữa phân bố cường độ sáng của vật thể O (x, y) và hàm nhòe điểm PSF của hệ thống, cộng với nhiễu n (x, y) [1]. Một hệ thống quang học lý tưởng đạt trạng thái giới hạn nhiễu xạ khi mặt sóng đại diện cho quang sai gần như bằng 0 (W(u, v) ≈ 0) [1]. Lúc này, PSF trở thành một đĩa Airy hoàn hảo, đối xứng và nhỏ gọn. Tuy nhiên, trong thực tế, W(u, v) luôn tồn tại các quang sai thành phần bậc cao, đặc biệt ở các vị trí càng cách xa quang trục. Điều này khiến PSF thực tế bị mở rộng, mất đối xứng và biến đổi phi tuyến theo vị trí, năng lượng của điểm ảnh bị tán xạ ra xung quanh thay vì hội tụ tại một điểm, làm suy giảm độ tương phản và thông tin tần số cao của ảnh [2].

Bài toán khôi phục ảnh là quá trình tìm kiếm xấp xỉ Ô của ảnh gốc từ ảnh mờ I. Các phương pháp truyền thống như giải chập sử dụng thuật toán Richardson-Lucy hay Wiener thường giả định tính bất biến không gian của PSF, tức là PSF(x, y; ξ, η) ≈ h(x - ξ, y - η) [3]. Giả định này không còn phù hợp đối với các hệ thống quang học có trường nhìn rộng, nơi quang sai coma và loạn thị làm PSF biến dạng khác nhau tại mỗi điểm ảnh, đặc biệt là các vị trí cách xa quang trục. Việc áp dụng kernel cố định hoặc nội suy kém chính xác sẽ dẫn đến hiện tượng gợn sóng và sai lệch cấu trúc tại các vùng biên. Để giải quyết bài toán này, các mô hình học sâu đã cho thấy hiệu quả vượt trội [4 - 6]. Tuy nhiên, việc ép buộc một mạng nơ-ron tích chập (CNN) học trực tiếp ánh xạ ngược từ một ảnh bị suy biến nặng nề về ảnh gốc sắc nét là một bài toán gặp nhiều rào cản. Thực tế, PSF biến đổi theo trường nhìn, trong khi đó, cấu trúc mạng khôi phục ánh xạ trực tiếp ảnh mờ đầu vào và ảnh gốc tham chiếu lại có xu hướng tối ưu hóa tốt tại vùng tâm nhưng thất bại tại vùng rìa (nơi PSF bị biến dạng phi tuyến mạnh), dẫn đến hàm mất mát khó hội tụ về

nghiệm toàn cục. Do đó, kết quả khôi phục không đồng nhất trên toàn trường nhìn. Càng xa tâm, ảnh càng khó khôi phục.

Các kiến trúc học sâu hiện đại như Transformer (SwinIR, Restormer) hay các mô hình khuếch tán (Diffusion model) đã thiết lập những chuẩn mực mới (SOTA) trong bài toán khôi phục ảnh nhờ khả năng trích xuất đặc trưng toàn cục mạnh mẽ [7, 8]. Tuy nhiên, các kiến trúc này thường đi kèm với số lượng tham số khổng lồ, chi phí tính toán lớn và độ trễ suy luận cao [9], gây khó khăn cho việc triển khai trực tiếp trên các hệ thống camera đòi hỏi xử lý nhanh.

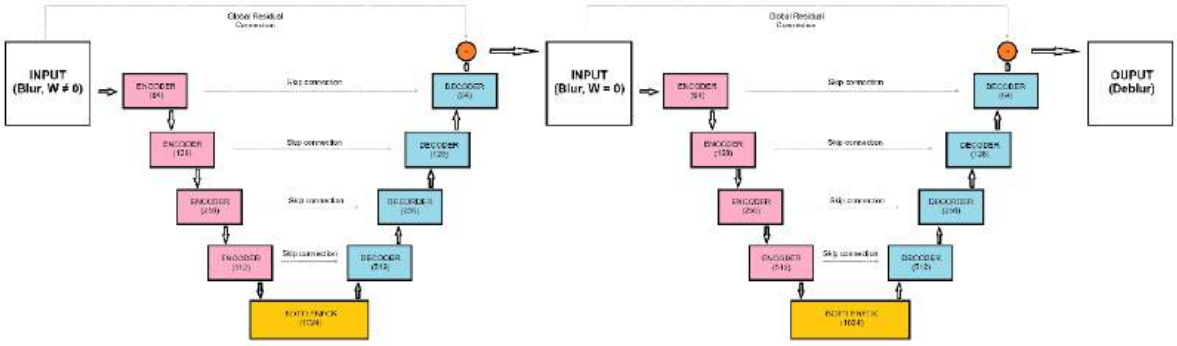
Nhằm giải quyết triệt để vấn đề này mà không cần gia tăng mức độ phức tạp của mạng nơ-ron, nghiên cứu này đề xuất một giải pháp tiếp cận mới dựa trên mô hình xử lý hai giai đoạn [10, 11]. Cần nhấn mạnh rằng, đóng góp cốt lõi của bài báo không nằm ở việc thiết kế một kiến trúc mạng nơ-ron mới, mà nằm ở triết lý giải quyết rào cản phi tuyến của hệ thống quang học. Thay vì để mạng học sâu phải xử lý các biến dạng phi tuyến phức tạp, bài toán được chia làm hai giai đoạn:

- Giai đoạn 1 (bù quang sai - tuyến tính hóa sai số): Đưa ảnh thực tế ($W \neq 0$) về trạng thái ảnh giới hạn nhiễu xạ ($W \approx 0$).

- Giai đoạn 2 (khôi phục về ảnh gốc): Thực hiện giải chập trên dữ liệu đã được đồng nhất hóa để khôi phục các chi tiết tần số cao.

2. Phương pháp

Nghiên cứu này đề xuất mô hình khôi phục ảnh hai giai đoạn nhằm giải quyết bài toán khôi phục chất lượng ảnh đối với các hệ thống quang học thực tế vốn thường có hàm nhòe điểm PSF biến đổi theo trường nhìn.



Hình 1. Sơ đồ khối quá trình khôi phục ảnh 2 giai đoạn

2.1. Mô hình khôi phục hai giai đoạn

Khác với các phương pháp học sâu truyền thống ánh xạ trực tiếp từ ảnh suy biến (ảnh mờ) sang ảnh tham chiếu (thường là ảnh nét chất lượng cao), phương pháp đề xuất tách quá trình khôi phục thành hai bài toán con dựa trên mô hình vật lý của sự suy biến ảnh [12, 13].

- Giai đoạn 1 (Bù quang sai): Giai đoạn này thực hiện ánh xạ từ ảnh chịu ảnh hưởng của quang sai và nhiễu xạ sang ảnh chỉ chịu ảnh hưởng của giới hạn nhiễu xạ. Mô hình toán học của quá trình này được biểu diễn qua hàm ánh xạ F_1: $I_{diff} = F_1\left(I_{input}; \theta_1\right)$ (I_{input} là ảnh đầu vào, chịu tác

động của PSF thực tế ($W(u,v) \neq 0$); I_{diff} là ảnh trung gian, tương ứng với trạng thái hệ thống quang học lý tưởng ($W(u,v) \approx 0$); F_1 là mạng nơ-ron tích chập (CNN) giai đoạn 1 với bộ tham số tối ưu θ_1). Việc chuyển đổi $I_{input} \longrightarrow I_{diff}$ có vai trò chuẩn hóa dữ liệu, loại bỏ tính phi tuyến do sự biến đổi hình học của quang sai tại các vùng trường nhìn khác nhau, đưa bài toán về dạng giải chập với nhân chập ổn định.

- Giai đoạn 2 (Khôi phục ảnh): Sau khi có được ảnh trung gian I_{diff} với đặc tính mờ đồng đều và đối xứng, giai đoạn 2 thực hiện giải chập để khôi phục các chi tiết tần số cao. Quá trình này được mô hình hóa bởi hàm ánh xạ F_2: $\hat{O} = F_2\left(I_{diff}; \theta_2\right)$ ($\hat{O}$ là ảnh khôi phục đầu ra; F_2 là mạng nơ-ron tích chập giai đoạn 2 với bộ tham số θ_2).

Tại bước này, do đầu vào I_{diff} có tính chất đồng nhất về độ mờ, mạng F_2 tập trung tối ưu hóa việc khôi phục các cạnh và chi tiết tần số cao mà không bị ảnh hưởng bởi các biến dạng hình học phức tạp. Về mặt toán học, khôi phục ảnh từ hệ thống quang học chịu nhiễu và quang sai là một bài toán ngược không chỉnh [9], nghĩa là không tồn tại một nghiệm giải tích duy nhất. Việc ánh xạ trực tiếp từ ảnh mờ về ảnh gốc trong một bước đối mặt với không gian nghiệm quá lớn và tính phi tuyến cao của quang sai. Phương pháp phân tách thành hai giai đoạn đề xuất đóng vai trò như một cơ chế điều chuẩn.

2.2. Kiến trúc mạng U-Net với cơ chế học thặng dư toàn cục

Mô hình được sử dụng trong nghiên cứu là một biến thể của kiến trúc U-Net truyền thống [14], được tối ưu hóa cho bài toán khôi phục ảnh thông qua cơ chế học thặng dư toàn cục [4].

* Cơ chế học thặng dư toàn cục: Mô hình không học trực tiếp việc ánh xạ từ ảnh mờ I_{input} sang ảnh sắc nét $\hat{O}$. Thay vào đó, mạng học hàm ánh xạ sai lệch giữa ảnh mở và ảnh sắc nét. Đầu ra cuối cùng của mô hình là tổng của ảnh đầu vào và phần sai biệt do mạng dự đoán: $\hat{O} = I_{input} + F\left(I_{input}\right)$ (trong đó: $F(I_{input})$ là đầu ra của lớp tích chập cuối cùng (1 x 1)). Cơ chế này dựa trên nhận định rằng ảnh bị mờ và ảnh gốc chia sẻ phần lớn thông tin tần số thấp. Việc mạng chỉ tập trung học phần sai biệt (thường là các chi tiết tần số cao và nhiễu cần loại bỏ) giúp quá trình huấn luyện hội tụ nhanh hơn và giảm thiểu hiện tượng triệt tiêu đạo hàm.

2.3. Hàm mất mát

Để giải quyết bài toán khôi phục ảnh chịu ảnh hưởng của quang sai biến đổi, việc sử dụng đơn lẻ một hàm mất mát truyền thống (như MSE hay L1) là không đủ để bao quát các khía cạnh về độ nét, cấu trúc và màu sắc. Do đó, nghiên cứu này đề xuất hàm mất mát đa thành phần, được tối ưu hóa theo chiến lược trọng số động.

Tổng hàm mất mát L_{total} được xác định là tổ hợp tuyến tính của 5 thành phần:

$$L_{total} = \lambda_{char} L_{char} + \lambda_{fft} L_{fft} + \lambda_{perc} L_{perc} + \lambda_{tv} L_{tv} + \lambda_{col} L_{col} \quad (1)$$

Trong đó, các thành phần được định nghĩa như sau:

a. Mất mát Charbonnier (L_{char}): Đây là thành phần chủ đạo thay thế cho hàm mất mát L1, giúp xấp xỉ tốt hơn và khả vi tại điểm 0 [15]. Đặc biệt, để giải quyết vấn đề quang sai tăng dần về phía rìa ảnh, chúng tôi tích hợp một bản đồ trọng số không gian dựa trên tọa độ cực R_i.

$$L_{char} = \frac{1}{N}\sum_{i}\left(\sqrt{\left(I_i - I_i\right)^2 + \varepsilon^2}.\left(1 + \alpha.R_i\right)\right) \quad (2)$$

Trong đó: I_i , I_i lần lượt là ảnh khôi phục và ảnh tham chiếu; ε là hằng số (10^{-3}) để đảm bảo tính ổn định số; R_i là bản đồ bán kính, $R_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2}$, gán trọng số phạt lớn hơn cho các pixel ở vùng rìa, ép mô hình tập trung khôi phục các vùng bị ảnh hưởng nặng bởi quang sai.

b. Mất mát FFT (L_{fft}): Để khắc phục hiện tượng mất mát thông tin tần số cao thường gặp ở các mạng CNN, chúng tôi áp dụng hàm mất mát trong miền tần số. Ảnh được chia thành các ô nhỏ, áp dụng cửa sổ Hanning để tránh rò rỉ phổ, sau đó chuyển sang miền tần số bằng phép biến đổi Fourier nhanh (FFT). Hàm này giúp mô hình khôi phục các chi tiết cạnh sắc nét và giảm thiểu hiện tượng gợn song ở ảnh phục hồi.

c. Mất mát cảm nhận (L_{perc}): Sử dụng mạng VGG-19 đã huấn luyện trên ImageNet để trích xuất đặc trưng [16]. Hàm này cực tiểu hóa khoảng cách giữa các bản đồ đặc trưng của ảnh khôi phục và ảnh tham chiếu, giúp ảnh đầu ra có độ tự nhiên và chất lượng thị giác cao hơn so với việc chỉ so sánh từng điểm ảnh.

d. Mất mát biến thiên toàn phần (L_{tv}): Được sử dụng để điều tiết để khử nhiễu và đảm bảo độ trơn mượt cục bộ của ảnh, hạn chế các điểm ảnh thay đổi đột ngột bất thường.

e. Mất mát tính nhất quán về màu sắc (L_{col}): Sử dụng độ tương đồng cosine giữa các vector màu RGB của từng pixel để đảm bảo ảnh khôi phục không bị sai lệch về màu sắc so với ảnh gốc.

* Chiến lược huấn luyện trọng số động: Thay vì cố định các hệ số λ tương ứng với các mất mát thành phần, chúng tôi áp dụng chiến lược thay đổi trọng số theo từng giai đoạn (epoch) để tối ưu hóa quá trình hội tụ:

- Giai đoạn khôi phục cấu trúc (20 epoch đầu tiên): Tập trung chủ yếu vào L_{char} và L_{fft} để khôi phục cấu trúc vật lý cơ bản.

- Giai đoạn tái tạo chi tiết (30 epoch tiếp theo): Tăng trọng số L_{perc} để tái tạo chi tiết.

- Giai đoạn tinh chỉnh tổng thể (40 epoch còn lại): Tăng trọng số L_{col} và L_{tv} để hoàn thiện màu sắc và khử nhiễu.

2.4. Chiến lược huấn luyện và điều chỉnh tốc độ học

Để tránh mô hình hội tụ sớm tại các cực tiểu cục bộ do tín hiệu tần số cao của quang sai, nghiên cứu sử dụng hàm tối ưu AdamW [20] kết hợp chiến lược giảm tốc độ học cosine với cơ chế tái thiết lập SGDR [17] . Quá trình huấn luyện kéo dài 90 epoch, chia làm 3 chu kỳ liên tiếp (20, 30, 40 epoch). Cuối mỗi chu kỳ, tốc độ học được đẩy vọt lên mức tối đa giúp mô hình thoát khỏi vùng bão hòa cục bộ để tìm kiếm bộ thông số ưu việt hơn .

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thiết lập mô phỏng thực nghiệm

3.1.1. Tạo bộ dữ liệu

Để đánh giá hiệu quả của phương pháp đề xuất trong các điều kiện thực tế, chúng tôi sử dụng mô hình hệ quang được thiết kế trên phần mềm ZEMAX làm cơ sở để mô phỏng các sai số quang học [18]. Đặc tính quang sai của hệ thống tại mỗi điểm trường nhìn được mô hình hóa thông qua hàm nhòe điểm PSF. Các thông số thiết kế cơ bản của hệ quang như sau: Tiêu cự hiệu dụng (EFL): 40,5 mm; đường kính đồng tử vào (ENPD): 6 mm; trường nhìn (FOV): 10 độ; bước sóng: Ánh sáng khả kiến (từ 0,486 µm đến 0,656 µm).

	Surface Type	Comment	Radius	Thickness	Material	Coating	Clear Semi-Dia		Chip Zone	Mech Semi-Dia	Conic	TCE x 1E-6
0	OBJECT Standard		Infini…	-100.0…			4.046		0.000	4.046	0.000	0.000
1	STOP Standard		Infini…	101.000			3.000		0.000	3.000	0.000	0.000
2	(aper) Standard		86.531	5.000	LZ_TF10		10.000	U	0.000	10.000	0.000	-
3	(aper) Standard		-19.310	27.000			10.000	U	0.000	10.000	0.000	0.000
4	(aper) Standard		42.100	2.000	LZ_K8		4.000	U	0.000	4.000	0.000	-
5	(aper) Standard		-11.670	3.000			4.000	U	0.000	4.000	0.000	0.000
6	(aper) Standard		79.800	3.000	LZ_K8		4.000	U	0.000	4.000	0.000	-
7	(aper) Standard		-23.000	2.000			4.000	U	0.000	4.000	0.000	0.000
8	(aper) Standard		16.261	2.000	LZ_TF10		4.000	U	0.000	4.000	0.000	-
9	(aper) Standard		10.280	17.500			4.000	U	0.000	4.000	0.000	0.000
10	IMAGE Standard		Infini…	-			4.019		0.000	4.019	0.000	0.000

Hình 2. Thông số thiết kế hệ quang trên giao diện phần mềm thiết kế quang học ZEMAX

- Mô phỏng PSF: Chúng tôi sử dụng bộ đa thức Zernike tiêu chuẩn gồm 37 hệ số để biểu diễn chính xác các sai số mặt sóng phức tạp [2] (bao gồm các quang sai bậc cao như coma, loạn thị, cầu sai). PSF tại mỗi điểm trường nhìn được lấy mẫu trên lưới điểm kích thước 250 pixel × 250 pixel, đảm bảo độ phân giải đủ cao để bao quát các hiệu ứng nhiễu xạ và quang sai biến đổi trên toàn trường nhìn, đặc biệt là tại vùng rìa ảnh.

- Bộ dữ liệu ảnh: Ảnh tham chiếu sắc nét (ảnh gốc) được trích xuất từ bộ dữ liệu DIV2K. Đây là tập dữ liệu benchmark chuẩn hóa, uy tín và được sử dụng rộng rãi nhất trên thế giới trong các bài toán khôi phục ảnh hiện nay, đảm bảo tính khách quan với độ phân giải cao và sự đa dạng về chi tiết cấu trúc đa tần số.

- Tạo ảnh mờ: Ảnh mờ đầu vào được tạo ra bằng phép tích chập giữa ảnh gốc và các nhân chập PSF biến đổi theo không gian tương ứng. Để mô phỏng nhiễu cảm biến thực tế, chúng tôi cộng thêm nhiễu Gaussian trắng (AWGN) với độ lệch chuẩn sigma là 0,01.

- Cấu trúc dữ liệu đầu vào: Tensor đầu vào có kích thước 5 x H x W (trong đó, H là bản đồ tọa độ ngang (Map X); W là bản đồ tọa độ dọc (Map Y).

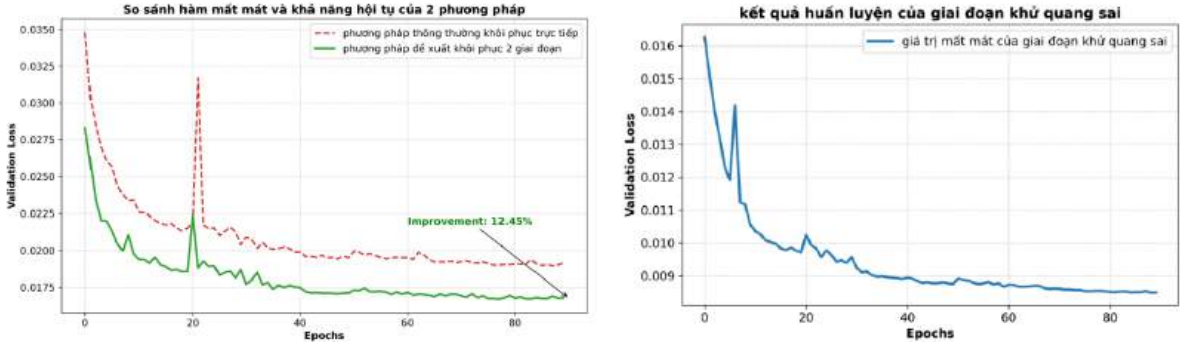
- Phân chia dữ liệu: Tổng số lượng cặp ảnh kích thước 500 pixel × 500 pixel được chia thành 3 tập dữ liệu độc lập: Tập dữ liệu huấn luyện: 4140 ảnh; tập dữ liệu kiểm định: 510 ảnh; tập dữ liệu kiểm tra: 525 ảnh.

3.1.2. Cấu hình huấn luyện

Mô hình được xây dựng trên nền tảng PyTorch [19], các tham số huấn luyện được thiết lập như sau: Kích thước lô dữ liệu được xử lý cùng lúc: 8; tổng số lượng epoch: 90; hàm tối ưu: AdamW [20] với tốc độ học khởi tạo 1×10^{-4}.

3.2. Phân tích khả năng hội tụ của quá trình huấn luyện

(a) (b)



Hình 3. (a) Biểu đồ so sánh sự biến thiên giá trị hàm mất mát trong quá trình huấn luyện giữa 2 phương pháp khôi phục ảnh. (b) Biểu đồ biến thiên giá trị hàm mất mát trong giai đoạn khử quang sai

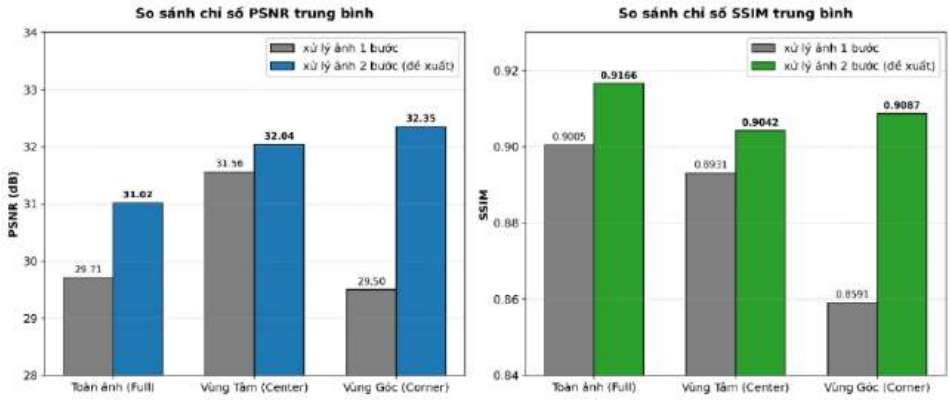
Quan sát đường cong hội tụ tại hình 3.a, có thể thấy phương pháp khôi phục trực tiếp 1 bước (đường màu đỏ) gặp khó khăn trong việc tìm kiếm điểm cực tiểu toàn cục. Mặc dù hàm mất mát có xu hướng giảm, nhưng biên độ dao động lớn và tốc độ hội tụ chậm dần về các epoch cuối. Nguyên nhân là do mạng nơ-ron phải đồng thời giải quyết hai bài toán có tính chất đối nghịch: vừa phải khắc phục ảnh hưởng của quang sai biến đổi, vừa phải khôi phục chi tiết đặc trưng. Việc tối ưu hóa đồng thời hai mục tiêu này tạo ra một "xung đột gradient", khiến mô hình dễ bị mắc kẹt tại các điểm cực tiểu cục bộ có chất lượng thấp.

Ngược lại, phương pháp xử lý ảnh 2 giai đoạn (đường màu xanh lá) thể hiện quỹ đạo hội tụ trơn tru và đạt mức lỗi thấp hơn đáng kể (cải thiện xấp xỉ 12,45 % về giá trị hàm mất mát). Điều này chứng minh rằng giai đoạn 1 (bù quang sai) đã đóng vai trò như một bộ hiệu chuẩn các biến dạng quang sai phi tuyến hiệu quả. Bằng cách loại bỏ các biến dạng hình học phi tuyến do quang sai gây ra trước, giai đoạn 2 được giải phóng khỏi gánh nặng học các quy luật vật lý vĩ mô, giảm tính phi tuyến của bài toán xử lý ảnh. Khi đó, mô hình chỉ cần tập trung tinh chỉnh, khôi phục các chi tiết vi mô. Không gian tìm kiếm nghiệm của giai đoạn 2 trở nên dễ hội tụ và tìm ra bộ thông số tối ưu tốt hơn.

Phân tích riêng quá trình huấn luyện của mạng khử quang sai (hình 3.b) cho thấy hàm mất mát giảm nhanh và đạt đến gần trạng thái bão hòa ngay từ khoảng 30 epoch đầu tiên. Đặc tính hội tụ nhanh chóng của mô hình khử quang sai cho thấy mạng khử quang sai (Net 1) không chỉ đơn thuần là một bước tiền xử lý, mà đóng vai trò cốt lõi trong việc đơn giản hóa bài toán do tính phi tuyến được giảm đi đáng kể.

- Tác động của chiến lược huấn luyện theo chu kỳ: Tại các thời điểm chuyển giao chu kỳ (epoch thứ 21 và 51), biểu đồ ghi nhận các bước nhảy nhẹ về giá trị hàm mất mát (như quan sát thấy các đỉnh nhọn trên biểu đồ), theo sau là một quá trình giảm sâu hơn. Đây là minh chứng cho thấy cơ chế tái thiết lập tốc độ học đã hoạt động hiệu quả. Việc tái thiết lập tốc độ học giúp mô hình thoát khỏi các vùng bão hòa hiện tại để khám phá các vùng nghiệm mới tốt hơn, tránh hiện tượng khớp hình cục bộ thường thấy khi huấn luyện dài hạn với tốc độ học cố định.

3.3. Đánh giá định lượng trên tập kiểm tra



Hình 4. biểu đồ so sánh PSNR/SSIM toàn cục, tâm, góc của 2 phương pháp

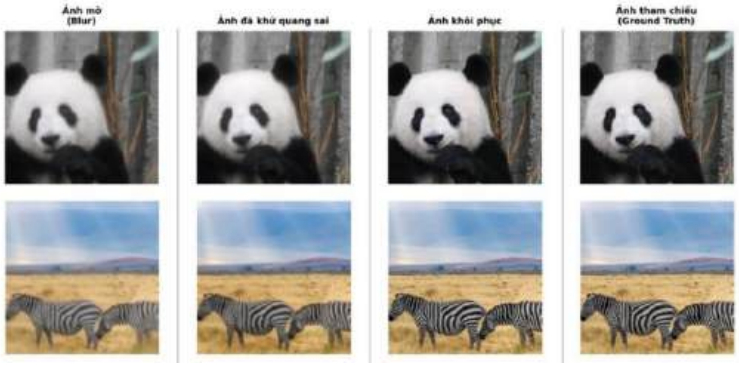
Kết quả trên 525 ảnh kiểm tra (hình 4) cho thấy sự khác biệt cốt lõi ở phân bố chất lượng trên trường nhìn thông qua hai chỉ số là PSNR và SSIM [21]. Phương pháp 1 bước chỉ hoạt động tốt ở vùng tâm (PSNR/SSIM đạt 31,56 dB/0,8931), nhưng suy giảm nghiêm trọng tại vùng góc (PSNR tụt xuống 29,50 dB/0,8591) do kiến trúc mạng tích chập thông thường không thể thích nghi với sự biến thiên dữ dội của PSF . Ngược lại, phương pháp đề xuất duy trì độ sắc nét đồng đều, cải thiện được chỉ số PSNR/SSIM. Net 1 đã "chuẩn hóa không gian" thành công, nắn chỉnh PSF dị hướng tại góc về dạng đẳng hướng, biến bài toán phi tuyến phức tạp thành bài toán giải chập bất biến cho Net 2.

3.4. Đánh giá định tính và phân tích trực quan

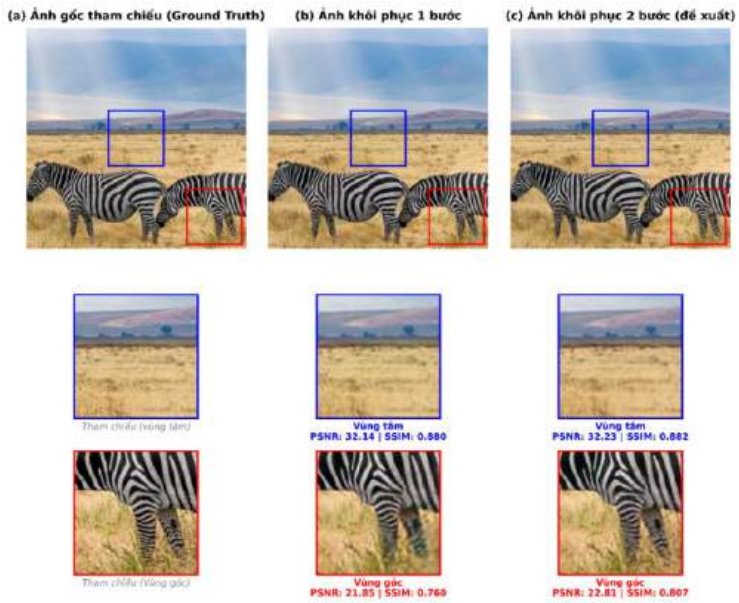
Bên cạnh các chỉ số định lượng, chất lượng thị giác của ảnh khôi phục được đánh giá thông qua việc quan sát chi tiết các cấu trúc tần số cao (vân, cạnh, ký tự). hình 5 và hình 6 minh họa quá trình và kết quả khôi phục thực tế.

3.4.1. Phân tích trạng thái trung gian

Quan sát ảnh đầu ra của giai đoạn 1 (ảnh sau khi khử quang sai - hình 5), ta thấy một đặc điểm: mặc dù ảnh vẫn còn mờ nhưng các biến dạng hình học (méo, đuôi sao chổi của coma) đã biến mất. Ảnh có dạng mờ đều giống như ảnh bị giới hạn bởi nhiễu xạ. Điều này xác nhận mô hình Net 1 đã học đúng bản chất vật lý: thay vì cố gắng tái tạo chi tiết ngay lập tức (điều bất khả thi với PSF lớn), nó tập trung vào việc gom năng lượng để đưa PSF về dạng chuẩn. Đây là bước đệm quan trọng giúp giai đoạn 2 hoạt động hiệu quả.



Hình 5. Trực quan quá trình khôi phục 2 giai đoạn (Ảnh đầu vào mờ do quang sai - Ảnh sau khi khử quang sai ở giai đoạn 1 - Kết quả khôi phục cuối cùng - Ảnh gốc).



Hình 6. So sánh chi tiết khôi phục tại vùng tâm và vùng góc

3.4.2. Khả năng khôi phục tại vùng biên

Tại vùng góc ảnh (hình 6, hàng dưới), nơi mật độ quang sai cao nhất:

- Phương pháp xử lý ảnh 1 bước: Ảnh khôi phục xuất hiện hiện tượng răng cưa và ảnh giả dọc theo các cạnh sắc. Các vân sọc nhỏ bị dính vào nhau do mạng không thể phân giải được sự chồng chập pha của PSF méo.

- Phương pháp đề xuất: Các chi tiết tần số cao được tách bạch rõ ràng, biên cạnh sắc nét và không còn dấu hiệu của hiện tượng loe màu hay méo hình. Chỉ số SSIM cao hơn (0,807) tại vùng này phản ánh độ tương đồng cấu trúc rất lớn so với ảnh gốc. Kết quả này cho thấy phương pháp đề xuất có khả năng mở rộng trường nhìn hữu dụng của hệ quang để đạt được chất lượng khôi phục ảnh tốt hơn.

3.5. Đánh giá chi phí tính toán và ranh giới hiệu năng của phương pháp

- Chi phí tính toán và khả năng ứng dụng: Khác với các mô hình hiệu suất cao (SOTA) gần đây dựa trên kiến trúc Transformer (như SwinIR, Restormer) có số lượng tham số khổng lồ và độ trễ suy luận cao, kiến trúc UNet cải tiến với hai giai đoạn được thiết kế hướng tới sự tối ưu về tài nguyên. Mạng chỉ sử dụng các phép tích chập cục bộ giúp giảm thiểu số lượng tham số hình học (FLOPs), cho phép mô hình dễ dàng triển khai trên các thiết bị xử lý biên của camera thực tế với chi phí tính toán thấp, đáp ứng tiềm năng xử lý thời gian thực.

- Ranh giới về hiệu năng: Sức mạnh của phương pháp phụ thuộc vào độ chính xác của mô hình quang sai phía trước. Phương pháp đề xuất đạt hiệu quả cao nhất khi các biến dạng quang học nằm trong không gian của 37 hệ số Zernike đã được huấn luyện. Tuy nhiên, mô hình có thể suy giảm hiệu năng hoặc thất bại trong các trường hợp hệ thống quang học thực tế gặp phải các sai số không xác định như: dung sai lắp ráp, gia công; lỗi chế tạo xước bề mặt thấu kính ngẫu nhiên; rung lắc cơ học phức tạp ngoài ý muốn; hoặc nhiễu cảm biến vượt quá phân bố Gaussian

đã giả định. Khi đó, tính chất bất biến không gian của ảnh trung gian ở giai đoạn 1 sẽ bị phá vỡ, kéo theo sai số dây chuyền cho quá trình khôi phục ảnh ở giai đoạn 2.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã đề xuất và kiểm chứng thành công một cách tiếp cận xử lý ảnh với mạng học sâu hai giai đoạn nhằm giải quyết bài toán khôi phục ảnh cho các hệ thống quang học chịu ảnh hưởng bởi quang sai biến đổi theo trường nhìn. Thay vì cố gắng giải quyết đồng thời các sai số hình học phi tuyến và sự suy giảm độ nét trong một bước duy nhất (điều thường làm các kiến trúc mạng bị quá tải và hội tụ kém ở vùng rìa), phương pháp đề xuất áp dụng chiến lược "chia để trị". Bằng cách sử dụng giai đoạn 1 như một bước tiền xử lý vật lý để "tuyến tính hóa" không gian sai số và đưa ảnh về trạng thái giới hạn nhiễu xạ đồng nhất, phương pháp đã giúp kiến trúc mạng học sâu (dù không cần đến các mô hình có khối lượng tính toán khổng lồ) vẫn phát huy tối đa sức mạnh khôi phục chi tiết ở giai đoạn 2.

Kết quả thực nghiệm trên tập dữ liệu mô phỏng cho thấy những ưu điểm vượt trội của phương pháp đề xuất:

- Cải thiện hiệu năng khôi phục ảnh: Kết quả khôi phục đạt chỉ số trung bình PSNR và SSIM cao hơn phương pháp truyền thống, chất lượng khôi phục chi tiết, đặc biệt các chi tiết vùng rìa trường nhìn tốt hơn nhiều phương pháp truyền thống.

- Nâng cao chất lượng xử lý ảnh ở vùng rìa trường nhìn: Đóng góp quan trọng nhất của nghiên cứu là khả năng khắc phục triệt để sự suy giảm chất lượng tại vùng rìa trường nhìn, nơi chịu tác động mạnh của các quang sai bậc cao như coma và loạn thị.

- Tính ổn định hội tụ: Chiến lược huấn luyện theo chu kỳ với cơ chế tái thiết lập tốc độ học giúp mô hình tránh được các cực tiểu địa phương và hội tụ ổn định hơn so với các phương pháp huấn luyện đơn điệu.

Tài liệu tham khảo

1. M. Born and E. Wolf, *Principles of Optics: Electromagnetic Theory of Propagation, Interference and Diffraction of Light*, 7th ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1999.
2. V. N. Mahajan, Zernike circle polynomials and optical aberrations of systems with circular pupils, *Applied Optics*, vol. 33, no. 34, pp. 8121-8124, 1994.
3. F. Heide, M. Steinberger, Y.-T. Tsai, M. Rouf, D. Pajak, D. Reddy, O. Gallo, J. Liu, W. Heidrich, K. Egiazarian, J. Kautz, and K. Pulli, FlexISP: A flexible camera image processing framework, *ACM Transactions on Graphics (TOG)*, vol. 33, no. 6, pp. 1-13, 2014.
4. K. Zhang, W. Zuo, Y. Chen, D. Meng, and L. Zhang, Beyond a gaussian denoiser: Residual learning of deep CNN for image denoising, *IEEE Transactions on Image Processing*, vol. 26, no. 7, pp. 3142-3155, 2017.
5. S. Nah, T. H. Kim, and K. M. Lee, Deep multi-scale convolutional neural network for dynamic scene deblurring, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2017, pp. 3883-3891.

6. J. Liang, J. Cao, G. Sun, K. Zhang, L. Van Gool, and R. Timofte, SwinIR: Image restoration using swin transformer, *Proceedings of the IEEE/CVF International Conference on Computer Vision (ICCV)*, 2021, pp. 1833-1844.
7. S. W. Zamir, A. Arora, S. Khan, M. Hayat, F. S. Khan, and M.-H. Yang, Restormer: Efficient Transformer for High-Resolution Image Restoration, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2022, pp. 5728-5739.
8. B. Kawar, M. Elad, S. Ermon, and J. Song, Denoising Diffusion Restoration Models, *Advances in Neural Information Processing Systems (NeurIPS)*, 2022.
9. X. Li, Y. Ren, X. Jin, C. Lan, X. Wang, W. Zeng, X. Wang, and Z. Chen, Diffusion Models for Image Restoration and Enhancement: A Comprehensive Survey, *International Journal of Computer Vision*, vol. 133, pp. 8078–8108, 2025.
10. L. Chen, X. Lu, J. Zhang, X. Chu, and C. Chen, HINet: Half instance normalization network for image restoration, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2021, pp. 182-191.
11. S. W. Zamir, A. Arora, S. Khan, M. Hayat, F. S. Khan, M.-H. Yang, and L. Shao, Multi-stage progressive image restoration, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2021, pp. 14821-14831.
12. G. Barbastathis, A. Ozcan, and G. Situ, On the use of deep learning for computational imaging, *Optica*, vol. 6, no. 8, pp. 921-943, 2019.
13. Y. Rivenson, Z. Göröcs, H. Günaydin, Y. Zhang, H. Wang, and A. Ozcan, Deep learning microscopy, *Optica*, vol. 4, no. 11, pp. 1437-1443, 2017.
14. O. Ronneberger, P. Fischer, and T. Brox, U-net: Convolutional networks for biomedical image segmentation, *Medical Image Computing and Computer-Assisted Intervention (MICCAI)*. Springer, 2015, pp. 234-241.
15. W.-S. Lai, J.-B. Huang, N. Ahuja, and M.-H. Yang, Deep laplacian pyramid networks for fast and accurate super-resolution, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2017, pp. 624-632.
16. J. Johnson, A. Alahi, and L. Fei-Fei, Perceptual losses for real-time style transfer and super-resolution, *European Conference on Computer Vision (ECCV)*. Springer, 2016, pp. 694-711.
17. I. Loshchilov and F. Hutter, SGDR: Stochastic gradient descent with warm restarts, *International Conference on Learning Representations (ICLR)*, 2017.
18. T. Brooks and J. T. Barron, Learning to synthesize motion blur, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2019, pp. 6840-6848.
19. A. Paszke et al., PyTorch: An imperative style, high-performance deep learning library, *Advances in Neural Information Processing Systems (NeurIPS)*, vol. 32, 2019.
20. I. Loshchilov and F. Hutter, Decoupled weight decay regularization, *International Conference on Learning Representations (ICLR)*, 2019.
21. Z. Wang, A. C. Bovik, H. R. Sheikh, and E. P. Simoncelli, Image quality assessment: from error visibility to structural similarity, *IEEE Transactions on Image Processing*, vol. 13, no. 4, pp. 600-612, 2004.

Aberration compensation and image restoration using a two-stage deep learning model

Abstract: *In optical systems, off-axis aberrations distort and broaden the point spread function (PSF), causing severe degradation of image sharpness at the periphery of the field of view. This paper proposes an image restoration method employing a two-stage deep learning model. Instead of directly restoring images blurred by a spatially varying PSF - a highly challenging task due to the non-linear nature of aberrations - the proposed model divides the problem into two physically grounded steps: (1) Aberration compensation to bring the image to a diffraction-limited state (blurred only by the ideal PSF), and (2) Recovery of sharp image details from this intermediate state. Simulation results demonstrate that the proposed method achieves superior image sharpness, particularly in recovering edge details, compared to direct end-to-end restoration from aberration-affected blurred images. This superiority is evidenced by significant improvements in quantitative metrics, specifically PSNR and SSIM.*

Keywords: *Spatially varying PSF; Two-stage image restoration; Aberration compensation; Diffraction limit; Deep learning.*

Giảm số lượng thấu kính khi thiết cấu hình hệ thống quang học so với phương pháp thiết kế truyền thống bằng sử dụng kỹ thuật xử lý ảnh

Hoàng Việt Tiệp[1], Lê Văn Nhu[1*], Lê Duy Tuấn[1], Phạm Minh Nghĩa[1], Võ Thành Phong[2]

[1]Học viện KTQS; [2]Ban Tuyên giáo và dân vận trung ương

[*]Email: levannhuktq@gmail.com; Tel:0386441966

Tóm tắt

"Khi thiết kế một hệ thống quang học, để có thể đạt được chất lượng tạo ảnh quang học tối ưu, ta cần có số lượng thấu kính đủ để khử các loại quang sai, đặc biệt là cầu sai và sắc sai. Việc giảm số lượng thấu kính so với cấu hình tối ưu, nhằm đơn giản hóa cấu trúc hệ quang, đồng nghĩa với thay đổi cơ chế khử quang sai, tất yếu dẫn đến sự gia tăng quang sai, làm biến dạng và mở rộng hàm nhòe điểm (PSF), từ đó gây suy giảm nghiêm trọng hàm truyền MTF, làm suy giảm chất lượng tạo ảnh. Để giải quyết vấn đề này, bài báo đề xuất sử dụng phương pháp xử lý ảnh để bù lại nhược điểm về quang sai, với mục đích giúp cho cấu hình hệ quang sử dụng số lượng thấu kính ít hơn nhưng vẫn đạt được chất lượng tạo ảnh tiệm cận với chất lượng tạo ảnh của hệ quang sử dụng nhiều thấu kính. bài báo sử dụng mô hình mô phỏng để đánh giá chất lượng tạo ảnh của hệ quang theo thiết kế truyền thống và hệ quang có cấu hình ít thấu kính hơn nhưng kết hợp với xử lý ảnh. Mô hình mô phỏng sử dụng dữ liệu PSF để mô phỏng ảnh quang học tạo bởi 2 hệ quang. Kết quả mô phỏng cho thấy phương pháp thiết kế hệ quang với số lượng thấu kính ít hơn sau khi kết hợp cùng xử lý ảnh đã khắc phục được nhược điểm về quang sai và chất lượng tạo ảnh đã tiệm cận với chất lượng tạo ảnh của hệ quang sử dụng nhiều thấu kính."

Từ khóa: *Hệ thống tạo ảnh dựa trên lai ghép hệ quang vật lý kết hợp xử lý ảnh; Bù quang sai; Hàm nhòe điểm biến đổi không gian; Thiết kế quang học phi truyền thống; Học sâu.*

1. Đặt vấn đề

Xu hướng tối thiểu hóa kích thước và trọng lượng hệ thống quang học trên các thiết bị di động, máy bay không người lái (UAV) hay robot tự hành đang đặt ra những thách thức lớn về chất lượng hình ảnh [1]. Trong thiết kế truyền thống, để triệt tiêu quang sai và tiến gần tới trạng thái giới hạn nhiễu xạ, các hệ thống thường phải sử dụng cấu hình phức tạp với nhiều thấu kính ghép lại. Việc giảm số lượng thấu kính xuống hệ đơn (Singlet) hoặc hệ đôi (Doublet) nhằm tiết kiệm không gian tất yếu dẫn đến sự bùng nổ quang sai, làm suy giảm nghiêm trọng chất lượng ảnh, đặc biệt ở vùng biên trường nhìn [2, 3]. Sự mâu thuẫn này thúc đẩy hướng tiếp cận lai ghép của "nhiếp ảnh điện toán", chấp nhận sự suy giảm chất lượng quang học có kiểm soát để bù đắp bằng kỹ thuật xử lý ảnh hậu kỳ sử dụng học sâu [4, 5].

Tuy nhiên, việc áp dụng trực tiếp các mạng nơ-ron tích chập (CNN) gặp rào cản lớn do bản chất phi tuyến của quang sai. Ở các hệ thống ít thấu kính, quang sai bậc cao ở ngoài trục như coma và loạn thị làm hàm nhòe điểm (PSF) mất tính đối xứng và biến đổi dữ dội theo từng vị trí trên trường nhìn. Điều này phá vỡ giả định bất biến dịch chuyển của CNN, ép mạng phải học một bài toán giải chập với nhân chập thay đổi liên tục, khiến mô hình khó hội tụ và suy giảm hiệu suất ở rìa ảnh. Thêm vào đó, quang sai méo ảnh làm biến dạng vị trí hình học, buộc mô hình phải học thêm phép đồng bộ không gian phức tạp thay vì chỉ tập trung khôi phục chi tiết.

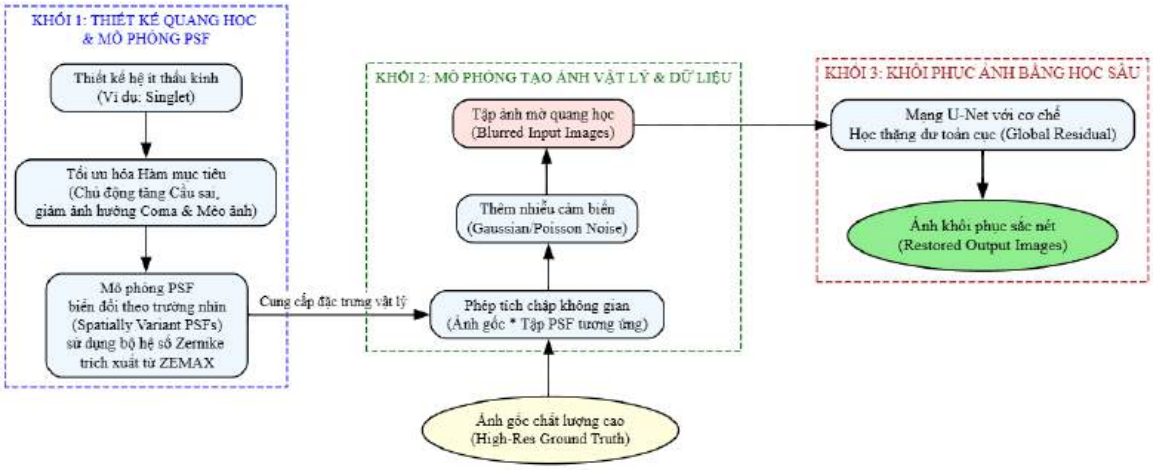
Để giải quyết triệt để vấn đề này, bài báo đề xuất một chiến lược thiết kế quang học "tối ưu cho xử lý ảnh" [6]. Đóng góp cốt lõi nằm ở sự phối hợp chặt chẽ giữa thiết kế phần cứng và thuật toán: thay vì cố gắng giảm thiểu mọi quang sai, thiết kế chủ động tăng cầu sai lên mức cao

có kiểm soát. Do cầu sai là quang sai trên trục có tính đối xứng quay, nó tạo ra một đĩa mờ tròn đồng tâm che lấp đi các "đuôi sao chổi" bất đối xứng của coma và gián tiếp khống chế méo ảnh.

Sự đánh đổi vật lý có chủ đích này giúp chuẩn hóa hình dạng PSF, biến trường ảnh suy biến phức tạp thành một ảnh mờ có tính đồng nhất và đối xứng cao trên toàn khung hình. Nhờ đó, bài toán được chuyển hóa từ việc khôi phục biến dạng hình học bất định hướng sang giải chập tuyến tính mờ đồng tâm. Mạng U-Net lúc này được giải phóng khỏi gánh nặng nắn chỉnh hình học, có thể tập trung hội tụ để khôi phục hiệu quả các chi tiết tần số cao, giúp hệ thống ít thấu kính đạt chất lượng tạo ảnh tiệm cận với các hệ quang học phức tạp.

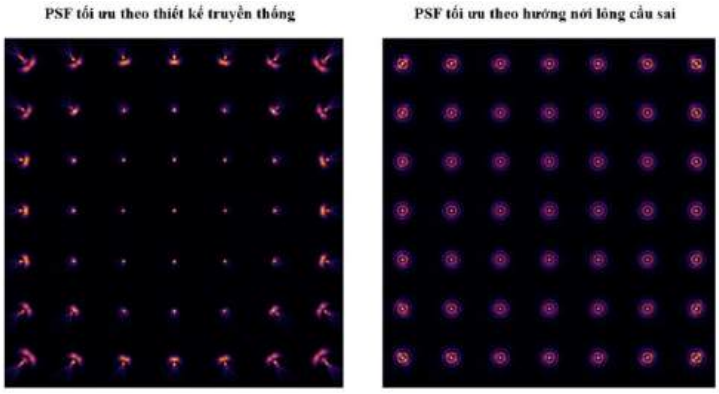
2. Phương pháp

Nghiên cứu này đề xuất một hệ thống tạo ảnh dựa trên lai ghép hệ quang vật lý kết hợp xử lý ảnh, trong đó gánh nặng bù trừ quang sai được dịch chuyển từ hệ thống thấu kính vật lý sang xử lý ảnh bằng mô hình học sâu. Cốt lõi của phương pháp là chiến lược thiết kế quang học có định hướng tối ưu cho xử lý ảnh, chủ động định hình hàm nhòe điểm PSF ngay từ khâu thiết kế phần cứng để phá vỡ giới hạn vật lý của hệ thống ít thấu kính.



Hình 1. Sơ đồ khối của phương pháp thiết kế hệ thống tạo ảnh dựa trên lai ghép hệ quang vật lý kết hợp xử lý ảnh

2.1. Chiến lược thiết kế quang học nới lỏng cầu sai



Hình 2. So sánh PSF map theo 2 hướng thiết kế hệ quang

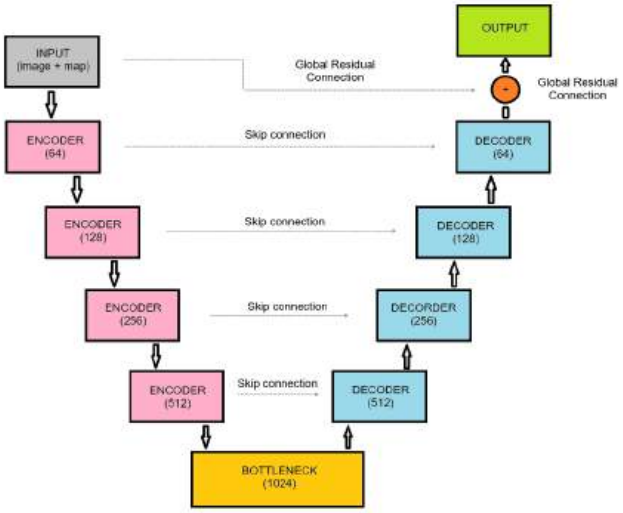
Trong các hệ ít thấu kính, việc thiếu hụt bậc tự do dẫn đến sự bùng nổ quang sai ngoài trục như coma và loạn thị, làm PSF biến dạng dị hướng và phá vỡ tính bất biến dịch chuyển của

mạng CNN [7, 8]. Thay vì nỗ lực triệt tiêu mọi quang sai theo cách truyền thống, nghiên cứu chủ động nới lỏng ràng buộc về cầu sai để ưu tiên triệt tiêu hoàn toàn các biến dạng bất đối xứng (coma) và sai số hình học (méo ảnh).

Vì cầu sai có tính đối xứng quay, việc chấp nhận một lượng cầu sai lớn giúp "che lấp" và nắn chỉnh PSF tại vùng rìa về dạng đĩa tròn đẳng hướng tương tự như ở vùng tâm . Sự chuẩn hóa vật lý này biến bài toán giải chập phi tuyến phức tạp thành giải chập tuyến tính bất biến, cho phép mạng học sâu tập trung hoàn toàn vào việc khôi phục chi tiết tần số cao mà không bị mắc kẹt bởi xung đột gradient khi phải nắn chỉnh hình học .

2.2. Kiến trúc mạng U-Net với cơ chế học thặng dư toàn cục

Mô hình sử dụng biến thể U-Net [9] kết hợp cơ chế học thặng dư toàn cục [10], thay vì các kiến trúc phức tạp như ResNet [11], DenseNet [12] hay DeblurGAN-v2 [13] nhằm tối ưu tài nguyên tính toán và độ ổn định khi hội tụ. Điểm cốt lõi là việc sử dụng tensor đầu vào 5 kênh, tích hợp thêm 2 kênh tọa độ (X, Y) chuẩn hóa [14] để cung cấp cho mạng nhận thức về vị trí không gian, giúp tinh chỉnh quá trình giải chập tại vùng rìa nơi PSF vẫn có sự giãn nở nhỏ về kích thước . Mạng chỉ tập trung học bản đồ sai số khác biệt giữa ảnh mờ và ảnh sắc nét, tận dụng sự tương đồng cấu trúc tần số thấp do hệ quang đã được triệt tiêu méo hình .



Hình 3. Sơ đồ mạng UNET với cơ chế học thặng dư toàn cục

2.3. Hàm mất mát đa thành phần tích hợp trọng số không gian

Để đảm bảo mạng nơ-ron học được các cấu trúc vi mô bị suy biến mạnh ở vùng rìa, hàm mất mát toàn cục L_{total} được thiết kế dưới dạng tổ hợp tuyến tính của 6 thành phần, kết hợp cùng bản đồ bán kính $R = \sqrt{x^2 + y^2}$ để điều chỉnh trọng số phạt cục bộ:

$$L_{total} = \lambda_{char} L_{char} + \lambda_{fft} L_{fft} + \lambda_{perc} L_{perc} + \lambda_{tv} L_{tv} + \lambda_{col} L_{col} + \lambda_{gan} L_{gan} \quad (1)$$

Trong đó, các thành phần bao gồm:

- Charbonnier loss (L_{char}) [15] đóng vai trò chủ đạo cho độ trung thực pixel.

- FFT loss (L_{fft}) [16] khôi phục chi tiết miền tần số và giảm gợn sóng.

- Mất mát cảm nhận (L_{perc}) dựa trên VGG-19 [17, 18] và mất mát đối nghịch (LSGAN-L_{gan}) từ PatchGAN/LSGAN [19, 20] để tái tạo kết cấu bề mặt sắc nét.

- Mất mát biến thiên toàn phần (L_{tv}) và mất mát tính nhất quán về màu sắc (L_{col}) đảm bảo độ trơn mượt và độ chính xác RGB.

*Chiến lược huấn luyện trọng số động: 20 epoch đầu ưu tiên L_{char} và L_{fft} để định hình cấu trúc; 30 epoch tiếp theo kích hoạt L_{perc} và L_{gan} để tái tạo chi tiết; 40 epoch cuối tinh chỉnh màu sắc và khử nhiễu . Toàn bộ quá trình sử dụng thuật toán AdamW [25] kết hợp chiến lược giảm tốc độ học cosine và tái thiết lập SGDR [21] qua 3 chu kỳ (20, 30, 40 epoch), giúp bộ tham số thoát khỏi các cực tiểu cục bộ và đạt tới nghiệm tối ưu toàn cục .

2.4. Chiến lược huấn luyện và điều chỉnh tốc độ học có định hướng

Việc tối ưu hóa các mạng nơ-ron sâu trong bài toán khôi phục ảnh thường đối mặt với thách thức lớn do bề mặt hàm mất mát có tính chất phi lồi (non-convex) và chứa nhiều điểm cực tiểu cục bộ. Các phương pháp giảm tốc độ học truyền thống có nguy cơ khiến mô hình hội tụ sớm tại các điểm cực tiểu chưa tối ưu, đặc biệt khi xử lý các tín hiệu tần số cao của quang sai biến đổi.

Để giải quyết vấn đề này, nghiên cứu áp dụng chiến lược "Giảm tốc độ học theo hàm cosine với cơ chế tái thiết lập" (SGDR) [21]. Cụ thể trong mô hình được sử dụng, quá trình huấn luyện tổng thể kéo dài 90 epoch và được chia thành 3 chu kỳ liên tiếp với độ dài tăng dần (số epoch theo từng giai đoạn là lần lượt là 20, 30, 40).

Trong mỗi chu kỳ, tốc độ học n_t tại epoch thứ t được điều chỉnh theo công thức:

$$n_t = n_{min} + \frac{1}{2}(n_{max} - n_{min})\left(1 + \cos\left(\frac{T_{cur}}{T_{cycle}}\pi\right)\right) \quad (2)$$

Trong đó, n_{max} và n_{min} là tốc độ học lớn nhất và nhỏ nhất, T_{cycle} là tổng số epoch của chu kỳ hiện tại, và T_{cur} là số epoch đã hoàn thành trong chu kỳ đó.

Điểm đặc biệt của chiến lược này nằm ở thời điểm chuyển giao giữa các chu kỳ. Ngay khi kết thúc một chu kỳ (khi tốc độ học đã giảm về n_{min}), mô hình đã hội tụ về một vùng nghiệm cục bộ. Tuy nhiên, thay vì dừng lại, tốc độ học sẽ được tái thiết lập tốc độ học trở lại giá trị n_{max} ở đầu chu kỳ tiếp theo.

Cơ chế này giúp mô hình có thể thoát khỏi cực tiểu cục bộ hiện tại. Việc tăng vọt tốc độ học cung cấp giúp đưa bộ tham số thoát khỏi vùng cực tiểu cục bộ nếu mô hình đang bị kẹt ở đó. Từ đó, mở rộng không gian nghiệm tối ưu có thể tìm được giúp mô hình tìm được bộ thông số tối ưu nhất. Các chu kỳ sau với độ dài lớn hơn cho phép mô hình có đủ thời gian để tìm kiếm và hội tụ về một điểm cực tiểu toàn cục tối ưu hơn.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thiết lập mô phỏng thực nghiệm

3.1.1. Cấu hình hệ quang khảo sát

Để đảm bảo tính công bằng và khách quan trong so sánh đánh giá hiệu quả của phương pháp đề xuất, cả hai hệ quang Singlet (đơn thấu kính) và Triplet (3 thấu kính) được thiết kế trên phần mềm Zemax với cùng các thông số quang hình bậc nhất: Tiêu cự hiệu dụng (EFL): 65 mm; đường kính đồng tử vào (ENPD): 10 mm; trường nhìn (FOV): 20 độ; bước sóng: Ánh sáng khả kiến (từ 0,486 μm đến 0,656 μm).

Sự khác biệt nằm ở chiến lược tối ưu hóa:

- Hệ Triplet (phương pháp thiết kế tối ưu truyền thống): Sử dụng 3 thấu kính tách biệt để tối ưu hóa hàm mục tiêu truyền thống, nhằm đạt kích thước điểm ảnh (RMS spot radius) nhỏ nhất trên toàn trường nhìn. Đây là chuẩn mực của chất lượng quang học vật lý.

	Surface Type	Comment	Radius	Thickness	Material	Coating	Clear Semi-Dia	Chip Zone	Mech Semi-Dia	Conic	TCE x 1E-6
0	OBJECT Standard		Infinity	Infinity			Infinity	0.000	Infinity	0.000	0.000
1	Standard		23.896 V	5.000	LZ_K8		6.342	0.000	6.342	0.000	-
2	Standard		-109.759 V	5.500			6.342 P	0.000	6.342	0.000	0.000
3	STOP Standard		-29.183 V	2.800	LZ_TF1		3.979	0.000	3.979	0.000	-
4	(aper) Standard		23.455 V	5.200			3.979 P	0.000	3.979	0.000	0.000
5	Standard		54.204 V	4.200	LZ_K8		5.440	0.000	5.440	0.000	-
6	(aper) Standard		-21.790 V	55.012 V			5.440 P	0.000	5.440	0.000	0.000
7	IMAGE Standard		Infinity	-			8.523	0.000	8.523	0.000	0.000

Hình 4. Thông số thiết kế hệ Triplet trên giao diện phần mềm thiết kế quang học ZEMAX

- Hệ Singlet (phương pháp tối ưu có định hướng): Sử dụng 1 thấu kính duy nhất. Thay vì cố gắng giảm thiểu mọi quang sai (điều bất khả thi về mặt vật lý), thiết kế tập trung triệt tiêu tối đa coma và méo ảnh, chấp nhận nới lỏng ràng buộc về cầu sai. Kết quả là hệ thống tạo ra các đốm mờ lớn nhưng có tính đối xứng quay cao.

	Surface Type	Comment	Radius	Thickness	Material	Coating	Clear Semi-Dia	Chip Zone	Mech Semi-Dia	Conic	TCE x 1E-6
0	OBJECT Standard		Infinity	Infinity			Infinity	0.000	Infinity	0.000	0.000
1	STOP (aper) Standard		192.889 V	3.000	LZ_K8		6.000 U	0.000	6.000	0.000	-
2	(aper) Standard		-40.490 V	63.352			6.000 U	0.000	6.000	0.000	0.000
3	IMAGE Standard		Infinity	-			11.771	0.000	11.771	0.000	0.000

Hình 5. Thông số thiết kế hệ Singlet trên giao diện phần mềm thiết kế quang học ZEMAX

3.1.2. Tạo bộ dữ liệu

Để tạo bộ dữ liệu đầu vào cho mô hình học sâu xử lý ảnh, chúng tôi sử dụng bộ hệ số Zernike trích xuất từ dữ liệu trên phần mềm thiết kế quang học ZEMAX làm cơ sở để mô phỏng các sai số quang học [22]. Đặc tính quang sai của hệ thống tại mỗi điểm trường nhìn được mô hình hóa thông qua hàm nhòe điểm PSF.

- Mô phỏng PSF: Chúng tôi sử dụng bộ đa thức Zernike tiêu chuẩn gồm 37 hệ số để biểu diễn chính xác các sai số mặt sóng phức tạp (bao gồm các quang sai bậc cao như coma, loạn thị, cầu sai). PSF tại mỗi điểm trường nhìn được lấy mẫu trên lưới điểm kích thước 250 pixel × 250 pixel, đảm bảo độ phân giải đủ cao để bao quát các hiệu ứng nhiễu xạ và quang sai biến đổi trên toàn trường nhìn, đặc biệt là tại vùng rìa ảnh.

- Bộ dữ liệu ảnh: Ảnh tham chiếu sắc nét (ground truth) được lấy từ bộ dữ liệu chuẩn DIV2K (Diversity 2K resolution image dataset), nổi tiếng với độ phân giải cao và sự đa dạng về chi tiết cấu trúc.

- Tạo ảnh mờ: Ảnh mờ đầu vào được tạo ra bằng phép tích chập giữa ảnh gốc từ bộ ảnh chất lượng cao và các kernel PSF biến đổi theo không gian tương ứng. Trong phạm vi nghiên cứu này, để mô phỏng nhiễu cảm biến thực tế, chúng tôi cộng thêm nhiễu Gaussian trắng (AWGN) với độ lệch chuẩn sigma là 0,01. Trong phạm vi bài báo, AWGN đóng vai trò như một mô hình xấp xỉ tổng hợp cho cả nhiễu nhiệt và nhiễu đọc của hệ thống điện tử trong điều kiện chiếu sáng tiêu chuẩn. Mặc dù vậy, nhóm tác giả nhận thức được rằng mô hình này chưa phản ánh toàn diện các giới hạn vật lý khắt khe, đặc biệt là sự vắng mặt của nhiễu lượng tử (shot noise/Poisson noise) vốn phụ thuộc trực tiếp vào cường độ tín hiệu photon. Trong các nghiên cứu tiếp theo hướng tới thực nghiệm phần cứng trong điều kiện ánh sáng yếu, mô hình nhiễu không đồng phương sai [23]

kết hợp Gaussian-Poisson sẽ được tích hợp để đánh giá chính xác độ bền vững của mạng nơ-ron trước các giới hạn của cảm biến vật lý.

- Cấu trúc dữ liệu đầu vào: Để hỗ trợ mạng nơ-ron tích chập (CNN) nhận biết sự biến đổi không gian của quang sai, tensor đầu vào có kích thước 5 x H x W (trong đó, H là bản đồ lưới tọa độ ngang (map X); W bản đồ lưới tọa độ dọc (map Y)).

- Phân chia dữ liệu: Tổng số lượng cặp ảnh kích thước 500 pixel × 500 pixel được chia thành 3 tập dữ liệu độc lập: Tập dữ liệu huấn luyện: 4140 cặp ảnh; tập dữ liệu kiểm định: 510 cặp ảnh; tập dữ liệu kiểm tra: 525 cặp ảnh.

3.1.3. Cấu hình huấn luyện

Mô hình được xây dựng trên nền tảng PyTorch [24] với các tham số huấn luyện được thiết lập tối ưu như sau: Kích thước lô dữ liệu được xử lý cùng lúc: 8; tổng số epoch: 90; hàm tối ưu: AdamW [25] với tốc độ học khởi tạo 1×10^{-4};

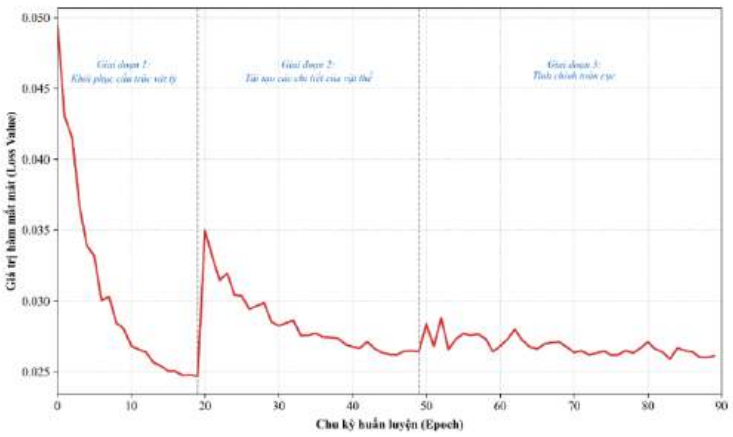
3.2. Phân tích khả năng hội tụ của quá trình huấn luyện

Đường cong hội tụ (hình 6) thể hiện rõ 3 giai đoạn của chiến lược trọng số động:

- 20 epoch đầu: Loss giảm sâu (xuống ~0,02) nhờ sự đối xứng của PSF giúp mạng nhanh chóng khôi phục cấu trúc vật lý cơ bản;

- 30 epoch tiếp theo: Dao động nhẹ khi kích hoạt mất mát đối nghịch/cảm nhận để sinh chi tiết tần số cao;

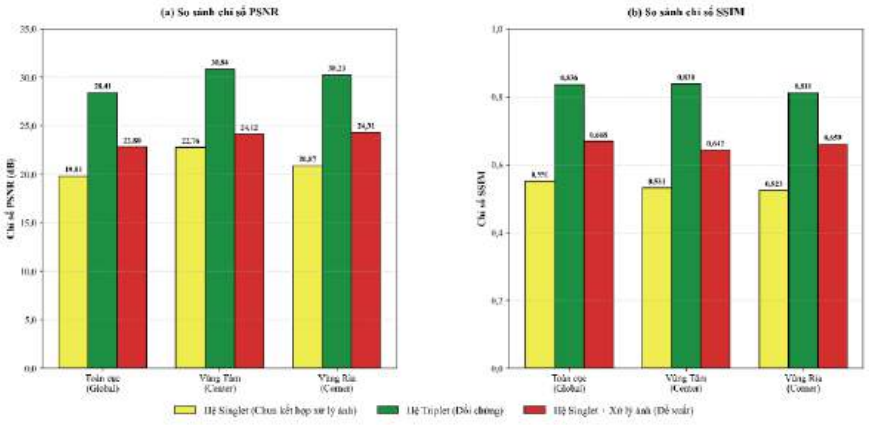
- 40 epoch cuối: Tinh chỉnh ổn định quanh mức 0,018. Các bước nhảy tại epoch 21 và 51 minh chứng cơ chế SGDR [21] đã hoạt động hiệu quả, giúp thoát khỏi cực tiểu cục bộ để tìm không gian nghiệm tối ưu.



Hình 6. Biểu đồ biến thiên giá trị hàm mất mát trong quá trình huấn luyện

3.3. Đánh giá định lượng trên tập kiểm thử

Kết quả trên 525 ảnh kiểm tra (hình 7) đo lường bằng PSNR/SSIM [26] cho thấy phương pháp đề xuất cải thiện vượt bậc so với ảnh thô từ Singlet. PSNR toàn cục tăng 15,1 %, đặc biệt PSNR vùng rìa tăng 16,5 % và SSIM vùng rìa tăng 26 %. Mặc dù PSNR tổng thể thấp hơn hệ Triplet tham chiếu do bản chất đánh đổi giữa MSE và chất lượng cảm nhận trực quan [27], cấu trúc hình học (SSIM > 0,65 ở vùng rìa) đã được khôi phục thành công.



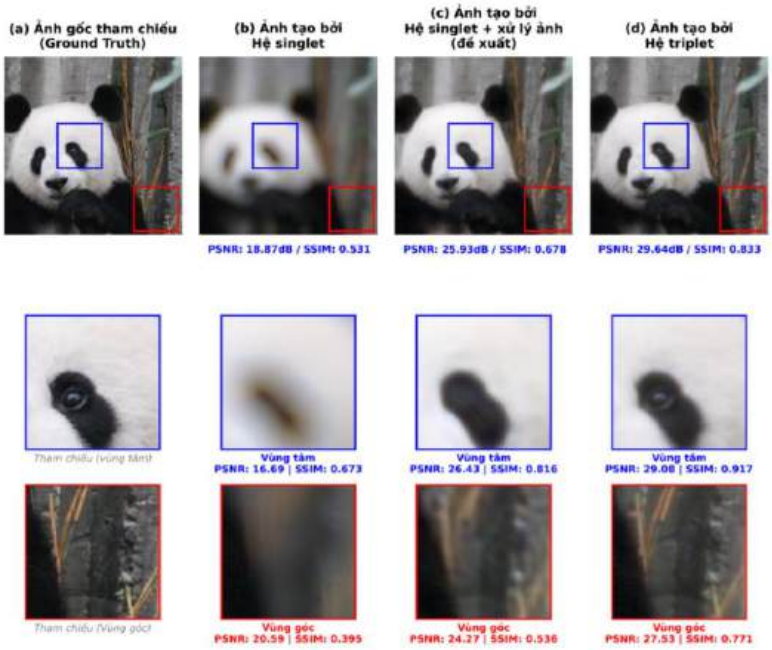
Hình 7. biểu đồ so sánh chỉ số PSNR/SSIM

3.4. Đánh giá định tính và phân tích trực quan

Phân tích trực quan (hình 8, hình 9) khẳng định lớp sương mờ bao phủ toàn trường nhìn do cầu sai lớn của hệ Singlet đã bị loại bỏ hoàn toàn sau khi xử lý. Ảnh khôi phục đạt độ tương phản và độ sắc nét tiệm cận hệ Triplet, thể hiện rõ qua khả năng tái tạo các chi tiết tần số cao (đường vân mảnh, viền cạnh) dù chỉ sử dụng ít hơn 2 thấu kính. Hơn thế nữa, phương pháp đề xuất còn khắc phục triệt để các dị ảnh quang học vốn là rào cản vật lý trên hệ Triplet truyền thống (như tối góc, sắc sai ở vùng biên), tạo ra hình ảnh có độ sáng và màu sắc đồng nhất trên toàn khung hình.



Hình 8. So sánh trực quan chất lượng tạo ảnh với ảnh tham chiếu (Ảnh thô tạo bởi hệ singlet - Ảnh tạo bởi hệ singlet kết hợp xử lý ảnh - Ảnh tạo bởi hệ triplet - Ảnh gốc).



Hình 9. So sánh chi tiết chất lượng tạo ảnh tại vùng tâm và vùng góc

3.5. Bàn luận về tính khái quát và khả năng triển khai thực tế

Nguyên lý "nới lỏng cầu sai để khống chế coma và méo ảnh" có tiềm năng mở rộng cho các hệ thống góc siêu rộng hoặc khẩu độ lớn, nơi quang sai vùng biên biến thiên phi tuyến cực kỳ dữ dội. Đặc biệt, nếu áp dụng chiến lược này trên cấu hình 2 thấu kính (Doublet), phần cứng sẽ giải quyết triệt để vấn đề sắc sai, giải phóng toàn bộ năng lực của mạng nơ-ron chỉ để xử lý quang sai đơn sắc, tương tự các thiết kế lai ghép hiện đại [28], từ đó rút ngắn đáng kể khoảng cách hiệu năng với hệ Triplet truyền thống.

Về khả năng triển khai thực tế trên các thiết bị ngoại vi (như UAV, camera di động), kiến trúc U-Net cải tiến sở hữu lượng tham số vừa phải, cho thời gian suy luận chỉ vài chục mili-giây trên GPU cơ bản. Tuy nhiên, môi trường thiết bị nhúng thường bị giới hạn về điện năng và RAM. Do đó, để hiện thực hóa việc nhúng trực tiếp lên các vi xử lý NPU theo thời gian thực, mô hình cần trải qua lộ trình tối ưu hóa chuyên sâu như tối ưu cấu hình và lượng tử hóa trọng số (INT8).

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã bước ra khỏi giới hạn của tư duy thiết kế quang học truyền thống - nơi các loại quang sai luôn bị xem là "lỗi vật lý" bắt buộc phải triệt tiêu bằng cách gia tăng số lượng thấu kính. Bằng việc đề xuất triết lý "thiết kế quang học định hướng thuật toán", bài báo chứng minh rằng sự khuyết thiếu về mặt cấu trúc vật lý hoàn toàn có thể được bù đắp bằng xử lý ảnh nếu chúng ta thiết lập được sự giao tiếp đúng đắn giữa phần cứng và phần mềm. Việc chủ động nới lỏng cầu sai để khống chế sự bùng nổ của coma và méo ảnh không đơn thuần là một sự đánh đổi vật lý, mà là một bước chuyển hóa then chốt: biến một bài toán giải chập phi tuyến, biến thiên hỗn loạn thành một không gian sai số tuyến tính, có quy luật để mạng học sâu dễ dàng giải mã.

Kết quả thực nghiệm đã khẳng định sức mạnh của hệ tư duy lai ghép này. Hệ thống thấu kính đơn tối giản (Singlet) không những phá vỡ rào cản vật lý khi cải thiện mạnh mẽ 16,5 % chỉ số PSNR và 26 % chỉ số SSIM tại vùng rìa, mà còn đạt được độ sắc nét và chất lượng thị giác tiệm cận với các hệ quang học phức tạp đa thấu kính. Đóng góp của nghiên cứu không chỉ dừng

lại ở một giải pháp thu gọn kích thước camera, mà còn gợi mở một hệ hình thiết kế hoàn toàn mới cho lĩnh vực nhiếp ảnh điện toán: nơi phần cứng vật lý và thuật toán xử lý ảnh không còn tồn tại độc lập, mà được đồng thiết kế (co-design) ngay từ vạch xuất phát để cùng nhau chinh phục những giới hạn cực hạn của không gian và chất lượng.

Tài liệu tham khảo

1. Wetzstein, G., et al. (2020). Inference in artificial intelligence with deep optics and photonics, *Nature*, 588, pp. 39-47.
2. Heide, F., et al. (2013). High-quality computational imaging through simple lenses, *ACM Transactions on Graphics (SIGGRAPH)*, 32(5), ACM, pp. 1-14.
3. Peng, Y., et al. (2019). Learned large field-of-view imaging with thin-plate optics, *ACM Transactions on Graphics (SIGGRAPH Asia)*, 38(6), ACM, pp. 1-14.
4. Sitzmann, V., et al. (2018). End-to-end optimization of optics and image processing for achromatic extended depth of field and super-resolution imaging, *ACM Transactions on Graphics (SIGGRAPH)*, 37(4), pp. 1-13.
5. Metzler, C. A., et al. (2020). Deep optics for single-shot high-dynamic-range imaging, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 1375-1385.
6. Tseng, E., et al. (2021). Differentiable compound optics and processing pipeline optimization for end-to-end camera design, *ACM Transactions on Graphics (TOG)*, 40(2), ACM, pp. 1-19.
7. Schuler, C. J., et al. (2013). Non-stationary correction of optical aberrations, *Proceedings of the IEEE International Conference on Computer Vision (ICCV)*, pp. 625-632.
8. Zhang, J., Pan, J., Ren, J., Song, Y., and Bao, L. (2018). Dynamic scene deblurring using spatially variant recurrent neural networks, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 2521-2529.
9. Ronneberger, O., Fischer, P., and Brox, T. (2015). U-Net: Convolutional networks for biomedical image segmentation, *Medical Image Computing and Computer-Assisted Intervention (MICCAI)*, *Springer*, pp. 234-241.
10. He, K., et al. (2016). Deep residual learning for image recognition, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 770-778.
11. He, K., Zhang, X., Ren, S., & Sun, J. (2016). Deep residual learning for image recognition, *Proceedings of the IEEE conference on computer vision and pattern recognition (CVPR)*, 770-778.
12. Huang, G., Liu, Z., Van Der Maaten, L., & Weinberger, K. Q. (2017). Densely connected convolutional networks, *Proceedings of the IEEE conference on computer vision and pattern recognition (CVPR)*, 4700-4708.
13. Kupyn, O., Martyniuk, T., Wu, J., & Wang, Z. (2019). DeblurGAN-v2: Deblurring (orders-of-magnitude) faster and better, *Proceedings of the IEEE/CVF International Conference on Computer Vision (ICCV)*, 8878-8887.
14. Liu, R., et al. (2018). An intriguing failing of convolutional neural networks and the CoordConv solution, *Advances in Neural Information Processing Systems (NeurIPS)*, 31, pp. 9628-9639.
15. Lai, W. S., et al. (2017). Deep laplacian pyramid networks for fast and accurate super-resolution, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 624-632.
16. Jiang, L., et al. (2021). Focal Frequency Loss for Image Reconstruction and Synthesis, *Proceedings of the IEEE/CVF International Conference on Computer Vision (ICCV)*, pp. 13919-13929.

17. Johnson, J., Alahi, A., and Fei-Fei, L. (2016). Perceptual losses for real-time style transfer and super-resolution, *European Conference on Computer Vision (ECCV)*, Springer, pp. 694-711.
18. Simonyan, K., and Zisserman, A. (2015). Very deep convolutional networks for large-scale image recognition, *International Conference on Learning Representations (ICLR)*.
19. Mao, X., et al. (2017). Least squares generative adversarial networks, *Proceedings of the IEEE International Conference on Computer Vision (ICCV)*, pp. 2794-2802.
20. Isola, P., et al. (2017). Image-to-image translation with conditional adversarial networks, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 1125-1134.
21. Loshchilov, I., and Hutter, F. (2017). SGDR: Stochastic gradient descent with warm restarts, *International Conference on Learning Representations (ICLR)*.
22. T. Brooks and J. T. Barron, Learning to synthesize motion blur, *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, 2019, pp. 6840-6848.
23. Foi, A., Trimeche, M., Katkovnik, V., & Egiazarian, K. (2008). Practical Poissonian-Gaussian noise modeling and fitting for single-image raw-data, *Proceedings of the IEEE Transactions on Image Processing, 17(10)*, 1737-1754.
24. A. Paszke et al., PyTorch: An imperative style, high-performance deep learning library, *Advances in Neural Information Processing Systems (NeurIPS)*, vol. 32, 2019.
25. I. Loshchilov and F. Hutter, Decoupled weight decay regularization, *International Conference on Learning Representations (ICLR)*, 2019.
26. Z. Wang, A. C. Bovik, H. R. Sheikh, and E. P. Simoncelli, Image quality assessment: from error visibility to structural similarity, *IEEE Transactions on Image Processing, vol. 13, no. 4, pp. 600-612, 2004*.
27. Blau, Y., and Michaeli, T. (2018). The perception-distortion tradeoff, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR)*, pp. 6228-6237.
28. Danlin Xu et al. (2025). Adaptive aberration-corrected quantitative phase microscopy via physics-informed deep learning. *Advanced Photonics*, 7(6), 066013.

Aberration Compensation and Image Restoration Quality Improvement for Optical Systems Using a Two-Stage Deep Learning Configuration.

Abstract: *In optical system design, achieving optimal imaging quality typically requires a sufficient number of lenses to correct various aberrations, particularly spherical and chromatic aberrations. Reducing the number of lenses compared to the optimal configuration to simplify the optical structure implies altering the aberration correction mechanism. This inevitably leads to an increase in aberrations, causing distortion and expansion of the point spread function (PSF), thereby severely degrading the modulation transfer function (MTF) and reducing imaging quality. To address this issue, this paper proposes an image processing method to compensate for aberration drawbacks, aiming to enable optical configurations with fewer lenses to achieve imaging quality approaching that of multi-lens systems. The study employs a simulation model using PSF data to evaluate and compare the imaging quality of a traditionally designed optical system against a reduced-lens configuration combined with image processing. Simulation results demonstrate that the proposed method of designing optical systems with fewer lenses, when integrated with image processing, effectively overcomes aberration limitations, yielding imaging quality that approaches that of systems utilizing multiple lenses.*

Keywords: *Hybrid optical-computational Imaging; Aberration compensation; Spatially varying PSF; Non-traditional optical design; Deep learning.*

Phương pháp xác định chiều cao bề mặt trong giao thoa kế ánh sáng trắng sử dụng biến đổi Hilbert - Huang

Nguyễn Doãn Thông[1], Lê Hoàng Hải[1], Lê Văn Nhu[1*], Võ Thành Phong[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Ban Tuyên giáo và Dân vận Trung ương

[*]Email: levannhuktq@gmail.com

Tóm tắt

Trong giao thoa kế ánh sáng trắng, việc xác định chính xác vị trí đỉnh của đường bao tín hiệu giữ vai trò then chốt đối với độ chính xác của phép đo chiều cao bề mặt. Tuy nhiên, tín hiệu giao thoa ánh sáng trắng thường chịu tác động của nhiễu, biến dạng pha và thành phần cường độ nền biến thiên chậm, khiến các phương pháp truyền thống dựa trên xác định vị trí cực đại đường bao tín hiệu đơn thuần khó đạt được độ chính xác cao ở mức nanomet. Bài báo này đề xuất một phương pháp xác định chiều cao bề mặt dựa trên biến đổi Hilbert–Huang, trong đó tín hiệu giao thoa dọc trục được phân tích bằng phân rã chế độ nội tại (Empirical Mode Decomposition – EMD) nhằm tách biệt các chế độ dao động nội tại, loại bỏ xu thế và giảm nhiễu. Sau đó, biến đổi Hilbert được sử dụng để tái tạo đường bao tín hiệu, kết hợp với bộ lọc làm mượt và thuật toán xác định đỉnh theo trọng tâm để ước lượng chính xác vị trí đỉnh của đường bao tín hiệu. Kết quả mô phỏng cho thấy phương pháp đề xuất đạt sai số ở mức nanomet ngay cả trong điều kiện nhiễu, thể hiện ưu thế rõ rệt so với các kỹ thuật truyền thống. Phương pháp này mở ra một hướng tiếp cận hiệu quả cho các hệ thống giao thoa kế ánh sáng trắng yêu cầu độ chính xác cao.

Từ khóa: *Giao thoa kế ánh sáng trắng; Phân tích vân giao thoa; Biến đổi Hilbert-Huang.*

1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực đo lường bề mặt độ chính xác cao, giao thoa kế ánh sáng trắng (White Light Interferometry – WLI) đã trở thành một công cụ chủ lực nhờ khả năng đo không tiếp xúc, độ phân giải dọc trục cao và phạm vi ứng dụng rộng trong vi cơ điện tử, cơ khí chính xác và quang học [1-4]. Về bản chất, độ chính xác của phép đo WLI phụ thuộc trực tiếp vào việc xác định đúng vị trí đỉnh của đường bao tín hiệu giao thoa dọc trục quét. Sai lệch rất nhỏ trong bước định vị này có thể dẫn đến sai số chiều cao ở thang nanomet, đặc biệt khi tín hiệu bị nhiễu hoặc biến dạng [5, 6]. Trong thực tế, tín hiệu giao thoa WLI không lý tưởng mà thường chịu ảnh hưởng đồng thời của nhiễu ngẫu nhiên, biến thiên cường độ nền chậm và méo pha do đặc tính nguồn [7]. Những yếu tố này làm cho đường bao giao thoa bị biến dạng, khiến các phương pháp truyền thống dựa trên xác định cường độ cực đại [1], nội suy hàm bậc cao [6] hoặc làm khớp đường bao [8] dễ mất ổn định khi tỉ số tín hiệu trên nhiễu (Signal to Noise Ratio - SNR) giảm. Do đó, nhu cầu về một phương pháp xử lý tín hiệu thích nghi, bền vững với nhiễu và không phụ thuộc mạnh vào mô hình giả định đang ngày càng trở nên cấp thiết.

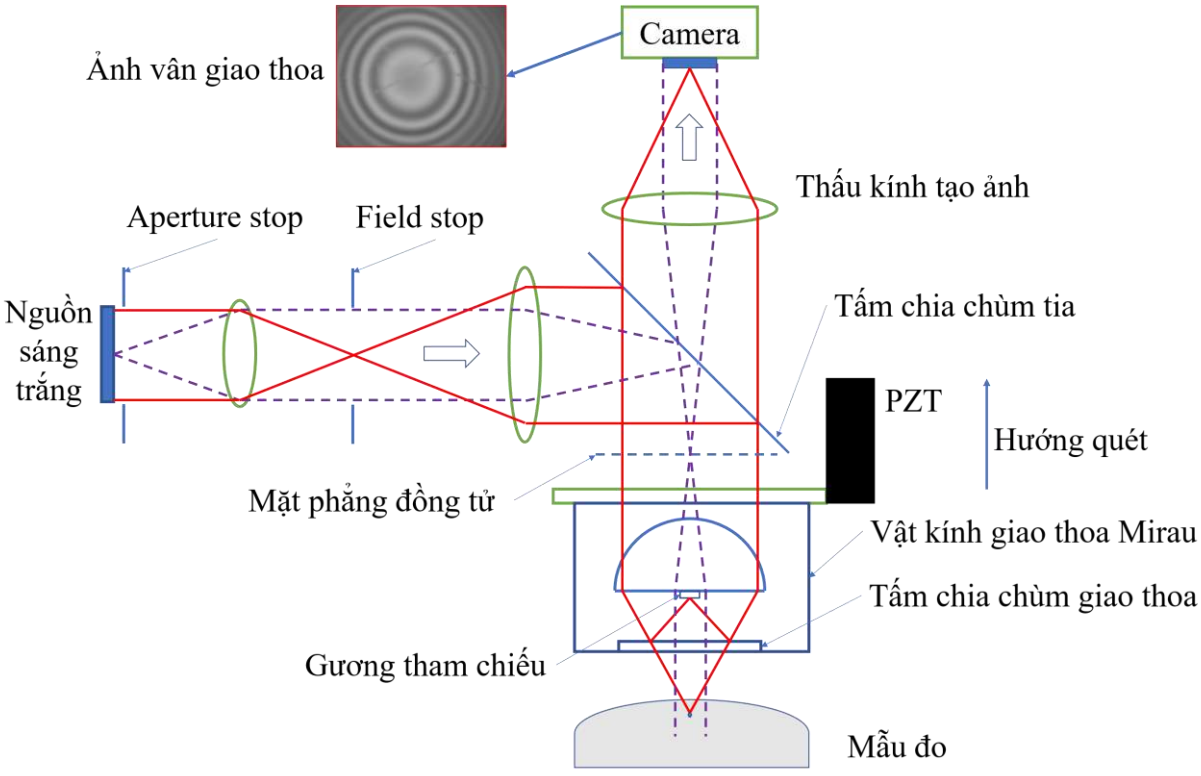
Biến đổi Hilbert–Huang (Hilbert–Huang Transform - HHT) được biết đến như một công cụ mạnh cho phân tích tín hiệu phi tuyến. Phương pháp này lần đầu được giới thiệu bởi Huang và cộng sự [9], và sau đó được ứng dụng hiệu quả trong kính hiển vi toàn ảnh số (Digital Holographic Microscopy – DHM) để lọc vân và giải điều chế pha [10]. Phương pháp này kết hợp phân rã chế độ nội tại (Empirical Mode Decomposition - EMD) với biến đổi Hilbert để trích xuất thông tin dao động cục bộ một cách thích nghi theo dữ liệu [10]. Tuy nhiên, hướng nghiên cứu này chủ yếu tập trung vào bài toán khôi phục pha trong hệ giao thoa kết hợp, trong khi bài toán định vị đỉnh đường bao theo trục quét của WLI vốn mang bản chất tín hiệu khác biệt vẫn chưa được khai thác đầy đủ. Cụ thể, trong WLI, thông tin chiều cao bề mặt được mã

hóa trong vị trí cực đại của đường bao tín hiệu theo dọc trục quét, thay vì trực tiếp trong pha của trường giao thoa. Điều này đòi hỏi chiến lược xử lý khác với các phương pháp phân tích fringe hai chiều truyền thống.

Xuất phát từ những phân tích nêu trên, bài báo này đề xuất một phương pháp xác định chiều cao bề mặt trong WLI dựa trên biến đổi Hilbert–Huang được thiết kế chuyên biệt cho tín hiệu giao thoa dọc trục. Phương pháp tận dụng EMD để khử xu thế và giảm nhiễu một cách thích nghi, sau đó sử dụng đường bao Hilbert kết hợp thuật toán trọng tâm nhằm định vị đỉnh với độ chính xác cao. Cách tiếp cận này hướng tới nâng cao độ chính xác của phép đo WLI trong điều kiện tín hiệu thực tế và mở ra tiềm năng ứng dụng cho các hệ đo bề mặt độ chính xác cao.

2. Cơ sở lý thuyết

Cấu hình cơ bản của một thiết bị WLI bao gồm nguồn sáng trắng (thường là đèn LED), vật kính hiển vi giao thoa (với độ phóng đại phù hợp), vi dịch chuyển để quét (thường là gốm áp điện PZT), một camera với thông số phù hợp để thu tín hiệu giao thoa, máy vi tính để điều khiển, đọc tín hiệu và xử lý dữ liệu, và các linh kiện quang học để góp phần tạo ảnh giao thoa. WLI sử dụng nguồn sáng có phổ rộng về mặt không gian, có độ kết hợp thời gian thấp hơn so với nguồn sáng đơn sắc. Độ kết hợp thời gian đặc trưng cho mức độ sóng có thể giao thoa với chính nó tại các điểm khác nhau dọc theo hướng truyền tại các thời điểm khác nhau [5].



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý của phương pháp WLI.

Hệ chiếu sáng Köhler được sử dụng để tạo ảnh nguồn sáng vào đồng tử của vật kính giao thoa. Các chi tiết điều chỉnh điểm dừng ánh sáng được dùng để kiểm soát kích thước của trường chiếu sáng (vòng chắn trường) cũng như khẩu độ chiếu sáng (vòng chắn khẩu độ). Các thiết bị quang học được bố trí để lấp đầy đồng tử nhằm giảm thiểu độ kết hợp không gian và tối đa hóa độ phân giải theo chiều ngang. Việc thu thập dữ liệu trong WLI liên quan đến chuyển

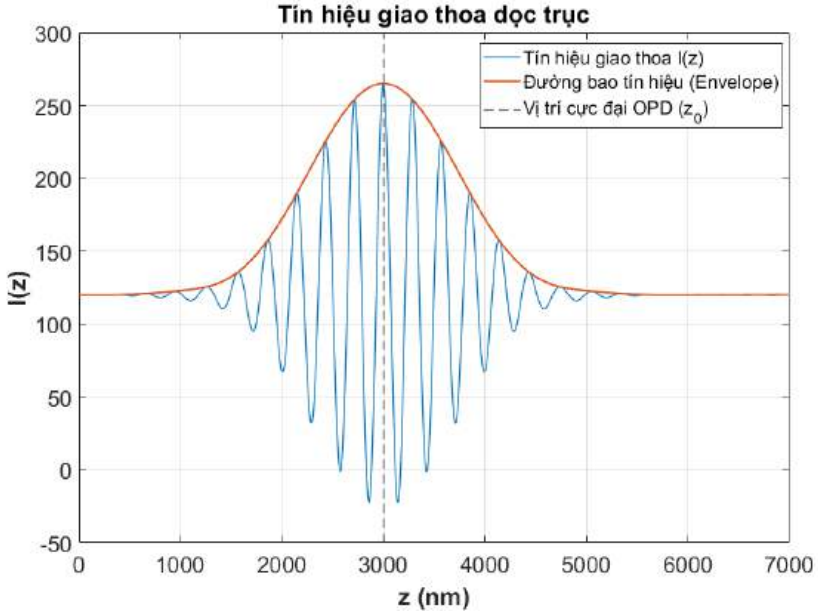
động quét liên tục của vị trí vật kính giao thoa dọc theo trục quang (trục z). Bộ vi dịch chuyển gồm áp điện PZT di chuyển vật kính giao thoa, đồng bộ với quá trình quét, ngoài ra một số mô hình có thể được di chuyển bàn gá mẫu đo. Các thiết bị WLI thường cho phép thay đổi vật kính giao thoa ở nhiều độ phóng đại khác nhau, có hai loại vật kính phổ biến là Mirau và Michelson. Các vật kính giao thoa phải có quang hình học được cân bằng cẩn thận để có độ phân tán tối thiểu và hội tụ tốt nhất tại vị trí sai lệch quang trình (Optical Path Difference - OPD) bằng 0 (hay ZOPD) [1].

Quan hệ giữa phân bố cường độ sáng trên Camera và độ cao h được biểu diễn [11]:

$$I(z)=I_0+\beta I_0\left[-\left(\frac{z-z_0}{L_c}\right)^2\right]\cos\left[\frac{4\pi}{\lambda_0}(z-z_0)+\varphi_0\right] \quad (1)$$

Trong đó I_0 là cường độ nền, z_0 là vị trí ZOPD của điểm ảnh chứa thông tin độ cao của điểm trên mẫu quét theo trục z, β là độ tương phản vân. λ_0 là bước sóng trung tâm của nguồn sáng, Δλ là độ rộng phổ, $L_c=\frac{2\ln 2}{\pi}.\frac{{\lambda_0}^2}{\Delta\lambda}$ là chiều dài kết hợp của nguồn sáng, φ_0 là độ lệch pha giữa hai chùm sáng (chùm tham chiếu và chùm phản xạ từ mẫu).

Trên Hình 2 là mối quan hệ giữa cường độ và vị trí quét của một điểm trên mẫu quét. Sau khi tìm được đỉnh của đường bao chúng ta sẽ trích xuất được thông tin về chiều cao của điểm, phương pháp này tránh được sự mơ hồ về pha, nhưng nếu không xử lý tín hiệu nhiễu nó có thể có sai lệch về vị trí.



Hình 2. Tín hiệu giao thoa tại một điểm.

Các bước xử lý tín hiệu theo phương pháp đề xuất bao gồm:

Bước 1: Lấy tín hiệu từ cảm biến ảnh trên camera và chuyển sang tín hiệu giao thoa dọc trục

Đối với mỗi điểm ảnh (x,y) chuỗi tín hiệu dọc trục thu được ở công thức (1) có thể viết thành:

$$I(z)=a(z)+b(z)\cos(\phi(z))+n(z) \quad (2)$$

Trong đó: a(z) là thành phần nền, b(z) là đường bao tín hiệu, ϕ(z) là pha giao thoa, n(z) là thành phần nhiễu.

Bước 2: Thực hiện phân rã tín hiệu bằng EMD để thu được các IMF, lựa chọn các IMF chứa thông tin và loại bỏ các IMF chứa nhiễu

Tín hiệu I(z) ở công thức (2) được phân rã thành các chế độ dao động nội tại (Intrinsic Mode Functions – IMF) [12]:

$$I(z) = \sum_{k=1}^{K} IMF_k(z) + r(z) \tag{3}$$

Trong đó: $IMF_k(z)$ là các thành phần dao động ở các thang tần số khác nhau, r(z) là phần dư

Quá trình EMD bao gồm [12]:

- Xác định các cực đại và cực tiểu cục bộ
- Nội suy spline tạo đường bao trên và dưới
- Tính trung bình đường bao
- Thực hiện quá trình xử lý lặp lại cho đến khi đạt tiêu chuẩn IMF

Sau khi phân rã, tiến hành phân tích năng lượng hoặc phổ của từng IMF để:

- Loại bỏ IMF có tần số quá cao (thành phần nhiễu),
- Loại bỏ thành phần dư r(z) (xu thế nền),
- Giữ lại IMF chứa dải tần giao thoa chính.

Bước 3: Tái tạo lại tín hiệu giao thoa bằng các IMF có ích.

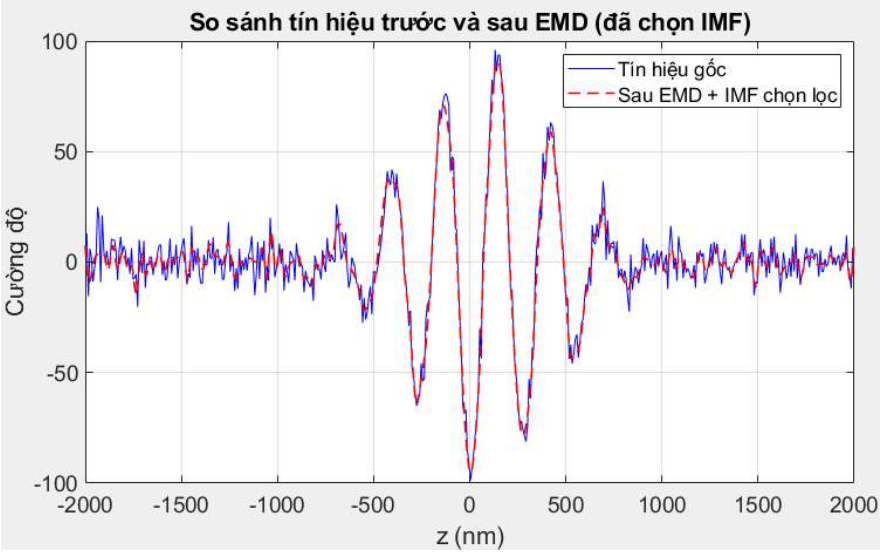
Tín hiệu được tái tạo từ các IMF được lựa chọn:

$$I_f(z) = \sum IMF_{selected}(z) \tag{4}$$

Kết quả thu được là tín hiệu giao thoa đã:

- Giảm nhiễu đáng kể,
- Loại bỏ nền biến thiên chậm,
- Bảo toàn cấu trúc dao động chính của tín hiệu giao thoa.

Việc tái tạo này mang tính thích nghi theo dữ liệu, không phụ thuộc mô hình giả định trước.



Hình 3. Tín hiệu giao thoa trước và sau khi sử dụng phương pháp đề xuất.

Phương pháp này giúp giảm nhiễu trên tín hiệu giao thoa dọc trục, từ đó góp phần vào độ chính xác trong xác định vị trí đỉnh đường bao bằng biến đổi Hilbert.

Bước 4: Sử dụng biến đổi Hilbert để trích xuất đường bao tín hiệu, xác định vị trí đỉnh đường bao và đưa ra thông tin chiều cao bề mặt.

Tín hiệu đã lọc $I_f(z)$ được xử lý bằng biến đổi Hilbert để xây dựng tín hiệu giải tích [9]:

$$\tilde{I}_f(z) = I_f(z) + j\mathrm{H}\left\{I_f(z)\right\} \tag{5}$$

Biên độ đường bao được xác định bởi:

$$A(z) = \left|\tilde{I}_f(z)\right| \tag{6}$$

Để nâng cao độ chính xác định vị đỉnh, thay vì sử dụng cực đại rời rạc:

$$z_{\max} = \arg\max A(z) \tag{7}$$

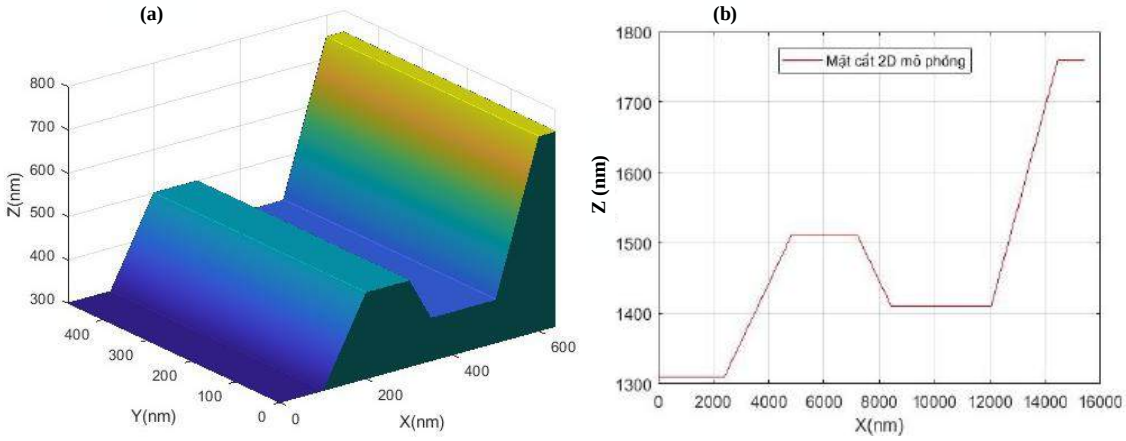
Phương pháp đề xuất sử dụng ước lượng trọng tâm trong vùng lân cận đỉnh:

$$z_0 = \frac{\sum z_i A(z_i)}{\sum A(z_i)} \tag{8}$$

Giá trị z_0 được chuyển đổi sang chiều cao bề mặt tại điểm ảnh đó thông qua hệ số hiệu chỉnh quang học của hệ đo.

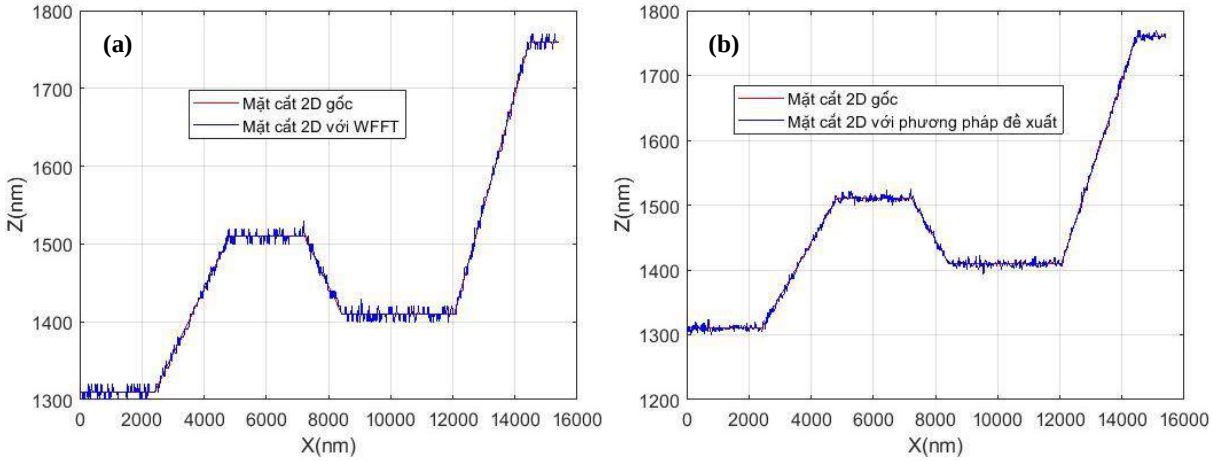
3. Kết quả mô phỏng

Hệ thống mô phỏng sử dụng vật kính hiển vi có độ phóng đại 20X, kích thước điểm ảnh là 3,450 µm. Tín hiệu phân bố cường độ được thiết lập dưới dạng biểu thức (1). Trong đó λ0 = 554 nm, độ rộng quang phổ là 90 nm, cường độ nền I_0 là 120, độ tương phản vân là 0.85, bước quét là 10 nm. Nhiễu được đưa vào với các mức khác nhau để kiểm tra thuật toán xử lý, trong nghiên cứu này sử dụng nhiễu trắng Gaussian với mức nhiễu SNR được đo bằng đơn vị dB.



Hình 4. Biên dạng được mô phỏng để đánh giá hiệu quả của các phương pháp.

Trên Hình 4 là biên dạng bề mặt 3D (a) và mặt cắt 2D (b) được mô phỏng và sử dụng để đánh giá hiệu quả của các phương pháp.



Hình 5. Kết quả quá trình tái tạo biên dạng sử dụng các phương pháp khác nhau.

Trên Hình 5 là mặt cắt 2D của biên dạng bề mặt mô phỏng ở mức nhiễu tương ứng với SNR= 30 dB. Hình 5(a) sử dụng phương pháp cửa sổ lọc biến đổi nhanh Fourier (Window Fast Fourier Transform - WFFT) và Hình 5(b) sử dụng phương pháp đề xuất. Kết quả định lượng được đánh giá thông qua sai số RMSE lần lượt của phương pháp đề xuất là 4,5 nm và của phương pháp WFFT là 5,7 nm. Kết quả cho thấy phương pháp đề xuất cho sai số giảm đáng kể so với WFFT, với mức cải thiện xấp xỉ 21,04 %. Như vậy, ở mức SNR = 30 dB, phương pháp đề xuất thể hiện ưu thế rõ rệt cả về mặt định lượng lẫn định tính. Tiếp tục khảo sát ở các mức nhiễu khác, kết quả thu được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1 trình bày kết quả so sánh định lượng giữa phương pháp cửa sổ biến đổi nhanh Fourier (WFFT) và phương pháp đề xuất theo các mức SNR khác nhau, xét trên hai tiêu chí: sai số căn bậc hai bình phương trung bình (Root Mean Square Error – RMSE) và thời gian tính toán (với các ảnh vân giao thoa có kích thước 480 x 640 pixel).

Bảng 1. So sánh sai số RMSE của các phương pháp.

SNR (dB)	**Phương pháp WFFT**		**Phương pháp đề xuất**	
	RMSE (nm)	Thời gian (s)	RMSE (nm)	Thời gian (s)
25	9,0	78,825	7,4	460,230
30	5,7	78,258	4,5	463,666
35	3,5	77,107	2,6	463,562
40	2,1	78,771	1,9	461,024
45	1,9	78,350	1,3	461,468

Trước hết, về độ chính xác, có thể nhận thấy RMSE của cả hai phương pháp đều giảm khi SNR tăng từ 25 dB đến 45 dB. Đây là xu hướng phù hợp về mặt lý thuyết, vì khi mức nhiễu giảm, khả năng tái tạo biên dạng bề mặt được cải thiện. Tuy nhiên, tại mọi mức SNR, phương pháp đề xuất đều cho RMSE nhỏ hơn so với WFFT. Cụ thể:

- Ở SNR = 25 dB, RMSE giảm từ 9,0 nm xuống 7,4 nm (giảm khoảng 17,8 %).
- Ở SNR = 35 dB, mức giảm đạt khoảng 25,5%.
- Ở SNR = 45 dB, RMSE giảm từ 1,9 nm xuống 1,3 nm (giảm khoảng 31,9 %).

Điều này cho thấy hiệu quả cải thiện của phương pháp đề xuất càng rõ rệt khi SNR tăng. Nói cách khác, trong điều kiện nhiễu thấp đến trung bình, thuật toán đề xuất tận dụng tốt hơn thông tin tín hiệu, giúp nâng cao độ chính xác tái tạo. Về thời gian tính toán, có sự khác biệt đáng kể giữa hai phương pháp. WFFT có thời gian xử lý gần như ổn định, dao động quanh 77 –79 s cho mọi mức SNR. Trong khi đó, phương pháp đề xuất yêu cầu thời gian tính toán lớn hơn đáng kể, khoảng 460 – 464 s, tức cao hơn xấp xỉ 5,8–6 lần so với WFFT. Điều này cho thấy phương pháp đề xuất đánh đổi thời gian tính toán để đạt được độ chính xác cao hơn.

Tổng thể, kết quả bảng cho thấy phương pháp đề xuất vượt trội về mặt độ chính xác (RMSE) ở tất cả các mức SNR, đặc biệt hiệu quả trong điều kiện SNR trung bình và cao. Tuy nhiên, nhược điểm chính là thời gian xử lý lớn, có thể ảnh hưởng đến khả năng ứng dụng trong các hệ thống yêu cầu xử lý thời gian thực. Vì vậy, trong các ứng dụng ưu tiên độ chính xác cao và không quá ràng buộc về thời gian tính toán, phương pháp đề xuất là lựa chọn phù hợp; ngược lại, WFFT vẫn là giải pháp khả thi khi yêu cầu tốc độ xử lý được đặt lên hàng đầu.

4. Kết luận

Bài báo đã đề xuất một phương pháp xác định chiều cao bề mặt trong giao thoa kế ánh sáng trắng dựa trên biến đổi Hilbert–Huang, được thiết kế chuyên biệt cho tín hiệu giao thoa dọc trục. Bằng cách kết hợp phân rã chế độ nội tại (EMD) để khử xu thế và giảm nhiễu một cách thích nghi với biến đổi Hilbert nhằm trích xuất đường bao, cùng với thuật toán ước lượng trọng tâm để xác định vị trí đỉnh, phương pháp cho phép nâng cao độ chính xác định vị đỉnh đường bao trong điều kiện tín hiệu nhiễu.

Kết quả mô phỏng cho thấy phương pháp đề xuất đạt sai số RMSE ở mức nanomet và luôn nhỏ hơn phương pháp WFFT trong toàn bộ dải SNR khảo sát (25 – 45 dB). Mức cải thiện đạt từ khoảng 17 % đến gần 32 %, đặc biệt rõ rệt ở điều kiện SNR trung bình và cao. Điều này chứng tỏ khả năng xử lý nhiễu và bảo toàn thông tin dao động chính của tín hiệu giao thoa tốt hơn so với phương pháp truyền thống dựa trên lọc phổ. Tuy nhiên, thời gian tính toán của phương pháp đề xuất cao hơn đáng kể so với WFFT, do đó cần được cân nhắc trong các hệ thống yêu cầu xử lý thời gian thực. Trong các ứng dụng ưu tiên độ chính xác đo ở thang nanomet và không bị giới hạn nghiêm ngặt về thời gian xử lý hoặc phần cứng được đầu tư bài bản, phương pháp đề xuất là một hướng tiếp cận hiệu quả và có tiềm năng triển khai trong các hệ đo bề mặt chính xác cao. Trong tương lai, nghiên cứu có thể tập trung vào tối ưu thuật toán EMD và chiến lược lựa chọn và xử lý từng IMF nhằm rút ngắn thời gian xử lý, cũng như kiểm chứng thực nghiệm trên hệ WLI thực tế để đánh giá toàn diện tính khả thi của phương pháp.

Tài liệu tham khảo

1. P. De Groot, "Coherence Scanning Interferometry". in *Optical Measurement of Surface Topography,* R. Leach, Ed. (Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011), pp. 187-208.
2. J. Im, H. Lee, K. Jang, S. Choi, "White-light colorimetric interferometry for measurement of thickness and topography on semiconductor structures". *Scientific reports* vol. 15, pp. 41902, 2025. doi: 10.1038/s41598-025-25799-3.
3. F. Zhao, H. Tang, X. Zou, X. Li, "A Review of Optical Metrology Techniques for Advanced Manufacturing Applications". *Micromachines* vol. 16, pp. 1224, 2025. doi: 10.3390/mi16111224.
4. Y. Dong, Z. Li, L. Zhu, X. Zhang, "Topography measurement and reconstruction of inner surfaces based on white light interference". *Measurement* vol. 186, pp. 110199, 2021. doi: https://doi.org/10.1016/j.measurement.2021.110199.

5. P. de Groot, "Principles of interference microscopy for the measurement of surface topography". *Advances in Optics and Photonics* vol. 7, pp. 1-65, 2015. doi: 10.1364/AOP.7.000001.
6. A. Harasaki, J. Schmit, J. Wyant, "Improved Vertical-Scanning Interferometry". *Applied Optics* vol. 39, pp. 2107-2115, 2000. doi: 10.1364/AO.39.002107.
7. C. Gomez Moreno, R. Su, P. De Groot, R. Leach, "Noise Reduction in Coherence Scanning Interferometry for Surface Topography Measurement". *Nanomanufacturing and Metrology*, pp., 2020. doi: 10.1007/s41871-020-00057-4.
8. K. G. Larkin, "Efficient nonlinear algorithm for envelope detection in white light interferometry". *Journal of the Optical Society of America A* vol. 13, pp. 832-843, 1996. doi: 10.1364/JOSAA.13.000832.
9. N. Huang *et al.*, "The empirical mode decomposition and the Hilbert spectrum for nonlinear and non-stationary time series analysis". *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* vol. 454, pp. 903-995, 1998. doi: 10.1098/rspa.1998.0193.
10. M. Shan *et al.*, "Hilbert–Huang single-shot slightly-off-axis Jones matrix holography measurement". *Optics communications* vol. 577, pp. 131344, 2024. doi: 10.1016/j.optcom.2024.131344.
11. L. Ma *et al.*, "A robust surface recover algorithm based on random phase noise correction for white light interferometry". *Optics and Lasers in Engineering* vol. 128, pp. 106016, 2020. doi: https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2020.106016.
12. Z. Wu, N. Huang, "Ensemble Empirical Mode Decomposition: a Noise-Assisted Data Analysis Method". *Advances in Adaptive Data Analysis* vol. 1, pp. 1-41, 2009. doi: 10.1142/S1793536909000047.

Surface Height Determination Method in White Light Interferometry Using the Hilbert–Huang Transform.

Abstract: *In white light interferometry, accurate determination of the envelope peak position plays a crucial role in achieving high-precision surface height measurements. However, white light interference signals are often affected by noise, phase distortion, and slowly varying background intensity, making traditional methods based on envelope maxima insufficient to achieve nanometer-scale resolution. This paper proposes a surface height determination method based on the Hilbert–Huang Transform. In the proposed approach, the axial interference signal is first analyzed using Empirical Mode Decomposition (EMD) to separate intrinsic oscillatory modes, remove trend components, and suppress noise adaptively. The Hilbert transform is then applied to reconstruct the signal envelope, combined with a smoothing filter and a centroid-based peak detection algorithm to accurately estimate the position of the combined envelope peak. Simulation results demonstrate that the proposed method achieves nanometer-level error even under noisy conditions, showing clear superiority over conventional techniques. The proposed approach provides an effective solution for high-precision white light interferometry systems requiring nanometer-scale accuracy.*

Keywords: White light interference; Fringe analysis; Metrology; Hilbert-Huang transform.

Nghiên cứu công nghệ sản xuất thuốc nổ công nghiệp trên cơ sở amoni nitrat, bột nhôm và bột gỗ

Cao Văn Trưng[1*], Đàm Quang Sang[1], Nguyễn Văn Tuân[1], Nguyễn Vũ Hùng[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Công ty TNHH một thành viên Cơ điện và Vật liệu nổ 31

** Email: caovantrung1992@gmail.com; Tel: 0868123131*

Tóm tắt

Báo cáo trình bày kết quả nghiên cứu công nghệ sản xuất thuốc nổ công nghiệp trên cơ sở amoni nitrat, bột nhôm và bột gỗ. Các tác giả đã xác định được một số thông số quan trọng của nguyên vật liệu đầu vào như hình dạng (hình cầu), kích thước trung bình (~16,0 µm), hàm lượng kim loại hoạt động (90,3%) của bột nhôm và công thức phân tử trung bình ($C_{35.6}H_{45.3}O_{33.0}$), nhiệt lượng cháy (4647 cal/g) của bột gỗ. Mẫu thuốc nổ được chế tạo với 85% amoni nitrat, 7% bột nhôm, 8% bột gỗ có các chỉ tiêu kỹ thuật như khối lượng riêng là 0,95 g/cm^3, tốc độ nổ là 3354 m/s, khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật (so sánh với TNT chuẩn) là 135%, độ nén trụ chì là 15,1 mm, khoảng cách truyền nổ là 3,0 cm, nhạy với kíp nổ số 8, độ nhạy va đập là 0%, kiểm tra độ nhạy ma sát không có phản ứng ở 36,0 kg. Các kết quả này cho thấy việc sử dụng bột nhôm thay thế cho thuốc nổ TNT trong thành phần thuốc nổ amonit có thể tạo ra dòng thuốc nổ thân thiện với môi trường và có khả năng sinh công tương đương với thuốc nổ amonit.

Từ khóa: *Thuốc nổ công nghiệp; amoni nitrat; bột nhôm; bột gỗ.*

1. Đặt vấn đề

Ở nước ta, thuốc nổ công nghiệp amonit (AD1) từ lâu đã được sử dụng phổ biến tại các khu vực mỏ khai thác đất đá có độ cứng cao, trong môi trường khô hoặc ít nước. Ưu điểm nổi bật của AD1 là sức công phá tốt, độ nhạy phù hợp và quy trình công nghệ ổn định, hiện đang được sản xuất tại các nhà máy như Z113, Z115, Z121, Z131/Tổng cục công nghiệp Quốc phòng. Tuy nhiên, nhược điểm lớn nhất của hệ thuốc nổ này là sử dụng thuốc nổ TNT - một chất hợp chất có độc tính cao, gây nguy cơ ô nhiễm môi trường và ảnh hưởng đến sức khỏe người lao động trong quá trình sản xuất, sử dụng. Định hướng phân ngành hóa chất cơ bản của Thủ tướng Chính phủ đã chỉ rõ mục tiêu "thay thế hoàn toàn các loại thuốc nổ có chứa TNT" [1]. Vì vậy, các dòng thuốc nổ công nghiệp chứa TNT như AD1 buộc phải giảm sản lượng, tiến tới dừng sản xuất và được thay thế bằng các sản phẩm thân thiện hơn môi trường.

Để giải quyết vấn đề này, nghiên cứu định hướng loại bỏ TNT và thay thế bằng các loại vật liệu khác đang rất được quan tâm. Trên thế giới, sử dụng bột nhôm kết hợp với amoni nitrat (tương tự hệ thuốc nổ dynamon) đã được áp dụng nhờ ưu điểm sinh ra nhiệt lượng nổ cao từ phản ứng oxy hóa nhôm. Tuy nhiên, tại Việt Nam, các nhà sản xuất vật liệu nổ công nghiệp hiện nay chủ yếu yếu tập trung chuyển đổi sang hệ thuốc nổ nhũ tương hoặc ANFO. Công việc nghiên cứu một cách bài bản để tối ưu hóa hệ thành phần mới bao gồm amoni nitrat, bột nhôm và bột gỗ - nhằm thay thế AD1 trên chính dây chuyền sản xuất thuốc nổ AD1 - vẫn chưa được công bố và áp dụng rộng rãi. Do đó, có thể xem đây là một trong những bước đi mang tính phong tiên trong công việc cải tiến các dòng sản phẩm truyền thống tại các nhà máy Z.

So với AD1, hệ thuốc nổ thành phần mới (amoni nitrat/nhôm/bột gỗ) có ưu điểm vượt trội là loại bỏ hoàn toàn hiện diện của TNT, đáp ứng tốt các tiêu chuẩn về môi trường. Việc sử dụng bột nhôm giúp tăng nhiệt lượng và sức công phá; trong khi bột gỗ đóng vai trò là chất cân bằng oxy cho phản ứng, giảm mật độ của hỗn hợp và tăng độ xốp. Dù vậy, loại thuốc nổ mới

này cũng tồn tại một số nhược điểm, điển hình là tính hút ẩm mạnh của amoni nitrat và nguy cơ bột nhôm bị oxy hóa sớm làm giảm hiệu quả nổ, đòi hỏi phải có tỷ lệ phối trộn phù hợp.

Xuất phát từ cơ sở đó, nghiên cứu này đã được thực hiện nhằm mục đích đánh giá và tối ưu hóa hệ thành phần thuốc nổ mới [2]. Kết quả của nghiên cứu không chỉ mang lại ý nghĩa khoa học trong công việc làm chủ công nghệ, thiết kế thành phần thuốc nổ trên cơ sở amoni nitrat, bột nhôm và bột gỗ, mà còn có ý nghĩa thực tiễn để tận dụng khi sử dụng được tối đa cơ sở vật chất, thiết bị sẵn có, tạo ra sản phẩm giá thành hợp lý, nguyên liệu phổ biến.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. *Phương pháp xác định các đặc trưng của bột gỗ*

Độ tro của bột gỗ được xác định trên lò nung Nabertherm, với khối lượng mẫu 5,0 g, nung ở nhiệt độ 750°C trong 01 giờ [3].

Nhiệt lượng cháy của bột gỗ được xác định bằng nhiệt lượng kế Parr 6200. Khối lượng mẫu 1,0 gam, nạp oxi vào trong bom đến áp suất 5 atm [3].

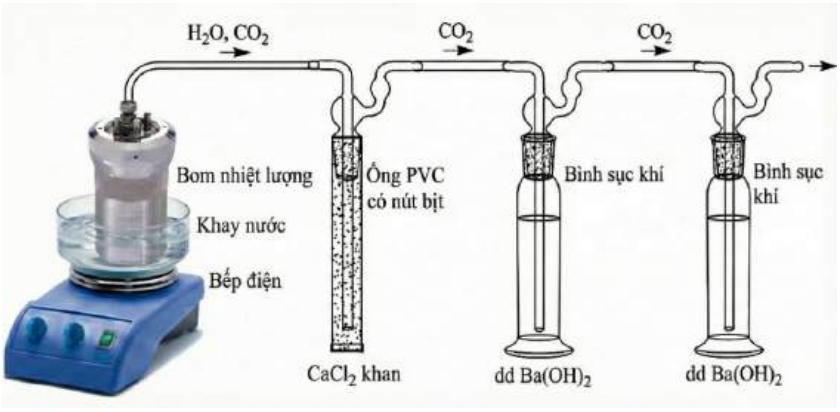
Xác định công thức phân tử giả định của bột gỗ thông qua việc xác định thành phần sản phẩm cháy [4]. Mẫu bột gỗ khối lượng 1,0 g được đốt trong bom nhiệt lượng, bơm oxi đến áp suất 10 atm, sau đó xả khí để xác định sản phẩm cháy (Hình 1).

* Xác định lượng nước trong sản phẩm cháy

Chuẩn bị 1 ống nhựa PVC có nắp bịt kín và 1 cốc cân chứa $CaCl_2$ khan với khối lượng tương ứng là m_1 và m'_1. Dẫn sản phẩm khí đi qua ống PVC thật chậm, sau khi lượng khí xả hết, mở bom và đưa cốc cân chứa $CaCl_2$ vào, đậy kín, để yên 06 giờ. Lấy ống PVC chứa $CaCl_2$ ra rồi cân ngay trên cân phân tích được khối lượng m_2. Sau 06 giờ, lấy cốc cân ra khỏi bom và cân trên cân phân tích được m'_2. Số mol nước sinh ra từ 1 g bột gỗ cháy được tính theo công thức:

$$n_{H_2O} = \frac{m_2 - m_1 + m'_2 - m'_1}{18} \cdot \frac{1000}{m}, \text{ mol/kg}$$

Trong đó: m là khối lượng mẫu bột gỗ được đốt cháy, g.



Hình 1. Sơ đồ bố trí thí nghiệm phân tích sản phẩm cháy của bột gỗ

* Xác định lượng khí CO_2 trong sản phẩm cháy

Cho vào 2 bình sục khí 250 ml khoảng 200 ml dung dịch $Ba(OH)_2$ 0,1M. Sau khi cho hấp thụ khí xong, dung dịch các bình được trộn lẫn với nhau và lấy 25 ml dung dịch đó đi chuẩn độ xác định lượng $Ba(OH)_2$ dư bằng dung dịch axit oxalic $(COOH)_2$ 0,1M với chất chỉ thị phenolphtalein. Số mol CO_2 sinh ra từ 1 g bột gỗ cháy được tính theo công thức:

$$n_{CO_2} = \left(C_{M.Ba(OH)_2}.V - \bar{v}\cdot\ C_{M.Oxalic}\cdot\frac{V+V_{H_2O}}{25} \right)\frac{1000}{m}\times\frac{5}{4}, \text{ mol/kg}$$

Trong đó: V là thể tích $Ba(OH)_2$ trong toàn bộ bình ban đầu (ml); V_{H_2O} là thể tích nước cho vào tráng sau khi trộn các bình (ml); $\bar{v}$ là thể tích trung bình của dung dịch $(COOH)_2$ tiêu tốn cho quá trình chuẩn độ (ml); $C_{M.Ba(OH)2}$ là nồng độ mol của dung dịch $Ba(OH)_2$ đã chuẩn bằng dung dịch chuẩn HCl 0,1M; $C_{M.Oxalic}$ là nồng độ mol của dung dịch axit oxalic; m là khối lượng bột gỗ được đốt (g); 5/4 là hệ số tính tới phần CO_2 còn lại trong bom sau khi xả cân bằng với áp suất khí quyển (1 atm) từ áp suất ban đầu (5 atm).

* Xác định công thức phân tử trung bình của bột gỗ

Công thức phân tử trung bình cho 01 kg bột gỗ có thể viết như sau: $C_aH_bO_c$. Khi đó, ta xác định được a, b và c từ số mol H_2O và CO_2 như sau:

$$a = n_{CO_2};\ b = 2n_{H_2O};\ c = \left(1000 - 12a - b\right)/16;$$

* Xác định nhiệt tạo thành của bột gỗ

Nhiệt tạo thành của bột gỗ được tính trên cơ sở định luật Hess:

$$Q_{tt} = Q_C + Q_{spc} - 0,5(0,5b - c).R.T_0$$

Trong đó: R - Hằng số khí bằng 8,314 J/(mol.K); T_0 - Nhiệt độ tiêu chuẩn bằng 298 K; Q_c - Nhiệt lượng cháy đo được (giá trị luôn dương), J/Kg; Q_{spc} - Nhiệt tạo thành các sản phẩm, được tính theo công thức:

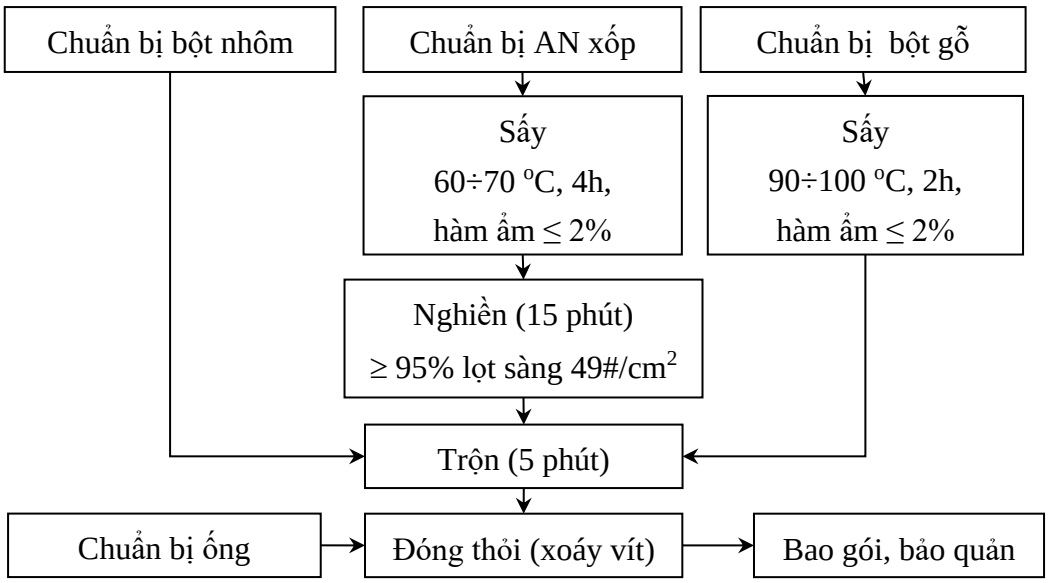
$$Q_{spc} = a.Q_{CO_2} + \frac{b}{2}.Q_{H_2O}$$

Trong đó: Q_{CO2} = -395,43 kJ/mol và Q_{H2O} =-285,83 kJ/mol là nhiệt tạo thành đẳng áp của CO_2 và H_2O (lỏng).

2.2. Xác định các đặc trưng của bột nhôm

Hình dạng hạt được xác định qua chụp SEM, phân bố cỡ hạt nhôm được xác định qua máy phân tích cỡ hạt HORIBA Laser Scattering Particle Size Distribution Analyzer LA-950. Hàm lượng nhôm hoạt động được xác định theo phương pháp đo thể tích khí H_2 giải phóng ra khi cho mẫu nhôm tác dụng với dung dịch axit HCl [5].

2.3. Phương pháp chế tạo mẫu



Hình 3. Sơ đồ công nghệ chế tạo mẫu thuốc nổ trên cơ sở amoni nitrat, bột nhôm, bột gỗ [7]

2.4. Phương pháp xác định các chỉ tiêu kỹ thuật của thuốc nổ

Xác định khối lượng riêng: Cắt hai đầu thỏi thuốc nổ, mỗi đầu khoảng 2 cm, vết cắt phải phẳng, gọn, không để thuốc rơi ra ngoài. Cân, đo các thông số sau đó tính toán khối lượng riêng của thỏi thuốc nổ (ρ) theo công thức:

$$\rho = \frac{G - G_1}{\pi.(\phi - 2\delta)^2.L}.4(g/cm^3)$$

Trong đó: G - Khối lượng thỏi thuốc bao gồm cả vỏ bọc, tính bằng g; G_1 - Khối lượng vỏ bọc thỏi thuốc, tính bằng g; L - Chiều dài thỏi thuốc, tính bằng cm; ϕ - Đường kính thỏi thuốc, tính bằng cm; δ - Độ dày của vỏ bao gói, tính bằng cm.

Đo tốc độ nổ: thực hiện theo TCVN 6422:1998.

Đo khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật: thực hiện theo TCVN 6424:1998.

Đo độ nén trụ chì: thực hiện theo TCVN 6421:1998.

Đo khoảng cách truyền nổ: thực hiện theo TCVN 6425:1998.

Đo độ nhạy kích nổ: tra kíp nổ vào một đầu thỏi thuốc, đầu còn lại gắn với dây nổ được cố định trên tấm chì bằng băng dính. Kích nổ thỏi thuốc, kiểm tra vết trên tấm chì và hố nổ để xác định thỏi thuốc nổ hoàn toàn hay chưa. Yêu cầu toàn bộ các mẫu đem thử phải nổ hết (trên tấm chì có vết của dây nổ) thì kết luận loại thuốc nổ đó có độ nhạy kích nổ theo quy định.

Đo độ nhạy ma sát trên thiết bị BAM với khối lượng mẫu mỗi lần đo là 10 ÷ 15 mg, thực hiện theo STANAG 4487 (Ed. 2):2002.

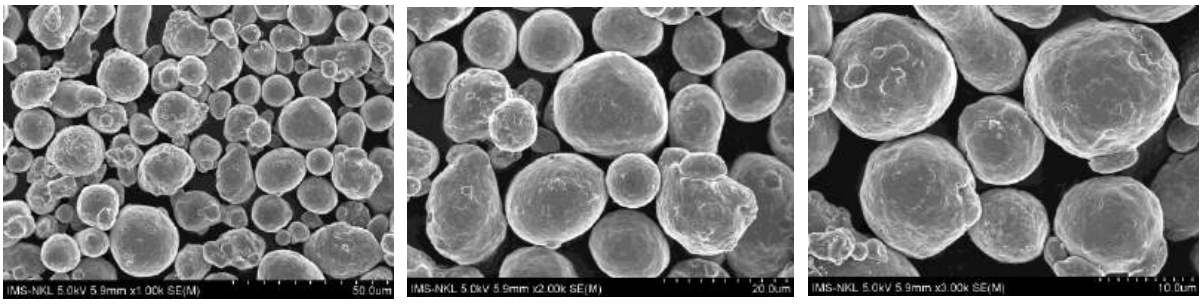
Đo độ nhạy va đập được xác định bằng phương pháp Kast, với khối lượng mẫu mỗi lần đo là 0,05g, thực hiện theo STANAG 4489 (Ed. 2).

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc trưng của bột nhôm

Tác giả lựa chọn bột nhôm mác Alf-128 làm nguyên liệu để chế tạo thuốc nổ mới. Kết quả chụp SEM với độ phóng đại 1000, 2000, 3000 lần (Hình 4) cho thấy bột nhôm có dạng cầu.

Phân tích cỡ hạt cho kết quả kích thước trung bình của hạt nhôm là 16,0 µm, 90% hạt nhôm có kích thước hạt nằm trong khoảng từ 10,0 đến 22,7 µm. Hàm lượng nhôm hoạt động trung bình xác định được là 90,3%. Giá trị này thấp hơn đáng kể so với công bố của nhà sản xuất (≥ 98,5%) có thể do điều kiện bảo quản chưa đảm bảo khiến một phần bột nhôm bị oxi hóa tạo thành Al_2O_3. Vì hàm lượng nhôm oxit trong bột nhôm khá cao nên cần được đưa vào khi tính toán các đặc trưng năng lượng nổ của các đơn thuốc nổ.



a) Độ phóng đại 1000 lần *b) Độ phóng đại 2000 lần* *c) Độ phóng đại 3000 lần*

Hình 4. Ảnh chụp SEM của mẫu bột nhôm Alf -128

3.2. Đặc trưng của bột gỗ

Các tác giả sử dụng bột gỗ là mác đang dùng sản xuất thuốc nổ AD1 tại Công ty TNHH một thành viên Cơ điện và Vật liệu nổ 31/Tổng cục CNQP. Kết quả xác định được bột gỗ có: nhiệt lượng cháy là 4.646,9 cal/g; độ tro là 2,02%; công thức phân tử trung bình là $C_{35.6}H_{45.3}O_{33.0;}$ nhiệt tạo thành là -1.076,5 kJ/kg. Các thông tin này rất quan trọng dùng để thiết kế đơn thuốc nổ mới.

3.3. Ảnh hưởng của tỷ lệ amoni nitrat/bột nhôm tới các đặc trưng của thuốc nổ

Để đánh giá ảnh hưởng của tỷ lệ amoni nitrat/bột nhôm (trong phạm vi từ 89/6 tới 85/10), các tác giả cố định hàm lượng bột gỗ là 5 %. Sử dụng phần mềm DETO 2.0 [6], nhóm tác giả xác định các đặc trưng quan trọng của các mẫu thuốc nổ dự kiến chế tạo bao gồm cân bằng oxy, tốc độ nổ, nhiệt lượng nổ, khả năng sinh công (Bảng 1). Theo đó, khi giảm hàm lượng amoni nitrat (tăng hàm lượng nhôm tương ứng) làm cân bằng oxy giảm dần (nhưng vẫn dương), kết quả là tốc độ nổ, nhiệt lượng nổ và khả năng sinh công tăng lên tương ứng.

Các số liệu thực nghiệm về tốc độ nổ, khả năng nén ép trụ chì cũng phản ánh đúng quy luật lý thuyết này (tăng khi hàm lượng nhôm tăng). Tuy nhiên, quy luật về khả năng sinh công đo bằng con lắc xạ thuật lại không tăng đơn điệu mà đạt cực đại với hàm lượng nhôm 7 % sau đó có xu hướng giảm. Điều này có thể liên quan tới khả năng truyền nổ giảm khi tăng hàm lượng nhôm, dẫn đến năng lượng phản ứng biến đổi nổ không được giải phóng hoàn toàn trong phép đo con lắc xạ thuật.

Như vậy, tất cả các mẫu (khi cố định 5% bột gỗ) đều không đáp ứng được yêu cầu về khả năng truyền nổ (100% truyền nổ không đạt ở khoảng cách 3 cm). Chỉ có 2 mẫu với hàm lượng nhôm 6% và 7% có khả năng truyền nổ tốt nhất (2/3 thử nghiệm truyền nổ được ở khoảng cách 3 cm).

Do đó, trong thí nghiệm tiếp theo, các tác giả cố định hàm lượng nhôm 6 % và 7 %, thay đổi tỷ lệ amoni nitrat/bột gỗ để đánh giá sự thay đổi đặc trưng của các mẫu thuốc nổ.

Bảng 1: Sự phụ thuộc của các đặc trưng thuốc nổ khi thay đổi tỷ lệ amoni nitrat/bột nhôm (cố định 5% bột gỗ)

TT	Tên chỉ tiêu	Yêu cầu	Tỷ lệ NH_4NO_3/Al				
			89/6	**88/7**	**87/8**	**86/9**	**85/10**
	Các đặc trưng tính toán						
1	K_b, %		8,13	7,13	6,13	5,13	
2	W_0, dm^3/kg		869,4	854,1	838,8	823,6	
3	D, m/s		4758	4772	4780	4785	
4	$Q_{v(l)}$, kJ/kg		5338	5581	5823	6065	
5	ΔV (bom chì), cm^3		368	383	397	412	
6	Khả năng sinh công so sánh với TNT, %		129	134	139	145	
	Các đặc trưng thực nghiệm (nghiền muối 15 phút, trộn hỗn hợp 05 phút)						
7	ρ, g/cm^3	0,90÷1,10	1,00	0,99	1,00	0,99	0,99
8	D, m/s	3.200 ÷ 4.200	3472	3519	3535	3636	3649
9	Khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật (so với TNT), %	≥ 105	128	132	127	125	123
10	ΔH (trụ chì), mm	≥ 13	13,2	13,8	14,0	14,5	15,4
11	Khoảng cách truyền nổ, cm	≥ 03	2/3 truyền nổ 3 cm	2/3 truyền nổ 3 cm	1/3 truyền nổ 3 cm	1/3 truyền nổ 3 cm	0/3 truyền nổ 3 cm
12	Độ nhạy với kíp nổ số 8	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc
13	Độ ẩm, %	≤ 0,4	0,18	0,19	0,20	0,18	0,19

3.4. Ảnh hưởng của tỷ lệ amoni nitrat/bột gỗ tới các đặc trưng của thuốc nổ

Để tối ưu hóa khả năng truyền nổ (hạn chế tại mục 3.3), nhóm tác giả đã tiến hành khảo sát sự thay đổi hàm lượng bột gỗ từ 6% đến 10% trong khi cố định hàm lượng bột nhôm ở hai mức tốt nhất là 6% và 7%. Sử dụng phần mềm DETO 2.0 [6], nhóm tác giả xác định các đặc trưng quan trọng của các mẫu thuốc nổ dự kiến chế tạo bao gồm cân bằng oxy, tốc độ nổ, nhiệt lượng nổ, khả năng sinh công (Bảng 2, Bảng 3). Theo đó, khi giảm hàm lượng amoni nitrat (tăng hàm lượng bột gỗ tương ứng) làm cân bằng oxy giảm dần về 0 (nhưng vẫn dương), kết quả là tốc độ nổ, nhiệt lượng nổ và khả năng sinh công tăng lên tương ứng. Điều này là do phản ứng xảy ra hoàn toàn hơn, giải phóng năng lượng tốt hơn. Tuy nhiên, các số liệu thực nghiệm cho thấy ở mức cố định nhôm 6%, giá trị tốc độ nổ, sức nén trụ chì đạt cực đại tại hàm lượng bột gỗ 9%, còn ở mức cố định nhôm 7%, giá trị tốc độ nổ, sức nén trụ chì đạt cực đại tại hàm lượng bột gỗ 8% (tốt hơn cả phương án 6% bột nhôm và 9% bột gỗ). Khi tăng bột gỗ lên 10%, tốc độ nổ, khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật, sức nén trụ chì và khoảng cách truyền nổ đều giảm đối với cả 6% và 7% bột nhôm. Nguyên nhân có thể do khi quá nhiều bột gỗ, mật độ năng lượng trên một đơn vị thể tích bị pha loãng bởi các thành phần không kịp phản ứng hết trong vùng phản ứng.

Bảng 2: Sự phụ thuộc của các đặc trưng thuốc nổ khi thay đổi tỷ lệ amoni nitrat/bột gỗ (cố định 6% bột nhôm)

TT	Tên chỉ tiêu	Yêu cầu	Tỷ lệ NH_4NO_3/Bột gỗ				
			88/6	87/7	86/8	85/9	84/10
	Các đặc trưng tính toán						
1	K_b, %		6,96	5,78	4,61	3,44	2,26
2	W_0, dm^3/kg		865,9	862,4	859	855,6	852,4
3	D, m/s		4800	4839	4878	4915	4951
4	$Q_{v(l)}$, kJ/kg		5499	5660	5822	5982	6141
5	ΔV (bom chì), cm^3		378	389	399	410	420
6	Khả năng sinh công so với TNT, %		133	136	140	144	147
	Các đặc trưng thực nghiệm (nghiền muối 15 phút, trộn hỗn hợp 05 phút)						
7	ρ, g/cm^3	0,90÷1,10	0,99	0,99	0,98	0,97	0,97
8	D, m/s	3.200 ÷ 4.200	3373	3406	3412	3480	3361
9	Khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật (so với TNT), %	≥ 105	129	128	127	128	120
10	ΔH (trụ chì), mm	≥ 13	13,4	13,5	13,8	14,0	13,3
11	Khoảng cách truyền nổ, cm	≥ 03	2/3 truyền nổ 3 cm	2/3 truyền nổ 3 cm	3/3 truyền nổ 3 cm	3/3 truyền nổ 3 cm	1/3 truyền nổ 3 cm
12	Độ nhạy với kíp nổ số 8	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc
13	Độ ẩm, %	≤ 0,4	0,19	0,18	0,19	0,18	0,17

Bảng 3: Sự phụ thuộc của các đặc trưng thuốc nổ khi thay đổi tỷ lệ amoni nitrat/bột gỗ (cố định 7% bột nhôm)

TT	Tên chỉ tiêu	Yêu cầu	Tỷ lệ NH_4NO_3/Bột gỗ				
			87/6	86/7	85/8	84/9	83/10
	Các đặc trưng tính toán						
1	K_b, %		5,95	4,78	3,61	2,44	1,26
2	W_0, dm^3/kg		850,6	847,2	843,8	840,6	837,8
3	D, m/s		4810	4848	4885	4920	4954
4	$Q_{v(l)}$, kJ/kg		5742	5903	6063	6222	6374
5	ΔV (bom chì), cm^3		393	404	414	424	433
6	Khả năng sinh công so sánh với TNT, %		138	142	145	149	152
	Các đặc trưng thực nghiệm (nghiền muối 15 phút, trộn hỗn hợp 05 phút)						
7	ρ, g/cm^3	0,90÷1,10	0,99	0,98	0,99	1,00	0,98
8	D, m/s	3.200 ÷ 4.200	3545	3520	3575	3448	3333

9	Khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật (so với TNT), %	≥ 105	128	127	131	130	128
10	Δ*H* (trụ chì), mm	≥ 13	13,9	14,0	14,2	13,6	13,2
11	Khoảng cách truyền nổ, cm	≥ 03	3/3 truyền nổ 3 cm	3/3 truyền nổ 3 cm	3/3 truyền nổ 3 cm	1/3 truyền nổ 3 cm	1/3 truyền nổ 3 cm
12	Độ nhạy với kíp nổ số 8	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc
13	Độ ẩm, %	≤ 0,4	0,18	0,19	0,20	0,18	0,19

Như vậy, nhóm tác giả lựa chọn phương án sử dụng 7 % bột nhôm và 8 % bột gỗ là đơn công nghệ để khảo sát công nghệ sản xuất trên dây chuyền.

3.5. Ảnh hưởng của chế độ công nghệ tới đặc trưng thuốc nổ

3.5.1. Ảnh hưởng của thời gian nghiền muối xốp

Bảng 4: Kết quả thử nghiệm mẫu chế thử khi khảo sát thời gian nghiền muối xốp

TT	**Tên chỉ tiêu**	**Yêu cầu**	**Kết quả**					
			Thời gian nghiền muối xốp					
			12 phút		**15 phút**		**19 phút**	
			Φ32	Φ80	Φ32	Φ80	Φ32	Φ80
1	Lọt sàng 49 #/cm^2	≥ 95%	93%		100%		100%	
2	Khối lượng riêng, g/cm^3	0,90÷1,10	0,97	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01
3	Tốc độ nổ, m/s	3.200 ÷ 4.200	2980	3922	3329	3964	3307	3918
4	Khả năng sinh công bằng con lắc xạ thuật (so sánh với TNT chuẩn), %TNT	≥ 105	128		132		131	
5	Độ nén trụ chì, mm	≥ 13	14,0		14,5		14,4	
6	Khoảng cách truyền nổ (chỉ thử với Φ32), cm	≥ 03	1/3 truyền nổ 3 cm		- 3/3 truyền nổ 3cm - 3/3 truyền nổ 4cm		- 3/3 truyền nổ 3 cm - 3/3 truyền nổ 4 cm	
7	Độ nhạy nổ với kíp số 8	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc		Nổ hết thuốc		Nổ hết thuốc	
8	Độ ẩm, %	≤ 0,4	0,17		0,18		0,18	

Thời gian ton nghiền muối xốp 12 phút: Kích thước hạt muối sau ton nghiền chỉ đạt 93% lọt sàng 49 #/cm^2, mẫu thuốc nổ Φ32 có tốc độ nổ, khả năng truyền nổ không đạt yêu cầu. Các chỉ tiêu khác đạt yêu cầu. Đối với thời gian ton nghiền 15 phút và 19 phút cho kết quả đạt yêu cầu, trong đó khoảng cách truyền nổ có thể đạt ổn định ở 4 cm, khi hạt muối càng mịn thì diện tích bề mặt tiếp xúc giữa các thành phần càng lớn, giúp phản ứng nổ xảy ra nhanh và nhạy hơn, làm tăng khoảng cách truyền nổ. Tuy nhiên, việc nghiền mịn quá sẽ làm tăng đột biến tính hút ẩm của amoni nitrat gây suy giảm chất lượng thuốc nổ nhanh chóng. Như vậy, thời gian nghiền muối được lựa chọn là 15 phút.

3.5.2. Ảnh hưởng của thời gian trộn hỗn hợp

Bảng 5: Kết quả thử nghiệm mẫu chế thử Φ32 khi khảo sát thời gian trộn hỗn hợp

TT	Tên chỉ tiêu	Yêu cầu	Thời gian trộn hỗn hợp					
			03 phút	04 phút	05 phút	06 phút	07 phút	08 phút
1	Khối lượng riêng, g/cm^3	0,90 ÷ 1,10	0,97	1,00	1,00	0,96	0,96	0,97
2	Tốc độ nổ, m/s	≥ 3.200	2980	3124	3232	3288	3217	3307
3	Khoảng cách truyền nổ (chỉ thử với Φ32), cm	≥ 03	2/3 3cm	3/3 3cm	3/3 3cm	3/3 3cm	3/3 3cm	3/3 3cm
4	Độ nhạy nổ với kíp số 8	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc	Nổ hết thuốc

Thời gian ton trộn hỗn hợp từ 5 ÷ 8 phút cho các thông số tốc độ nổ, khả năng truyền nổ đạt yêu cầu. Như vậy, thời gian trộn hỗn hợp được lựa chọn là 05 phút.

4. Kết luận

Xuất phát từ việc nghiên cứu sử dụng bột nhôm để thay thế cho thuốc nổ TNT trong thành phần thuốc nổ AD1 hiện có, nhóm tác giả đã chế tạo loại thuốc nổ đáp ứng được các chỉ tiêu kỹ thuật cơ bản (yêu cầu tại Bảng 1), phù hợp với yêu cầu sử dụng thực tế để thay thế thuốc nổ AD1 dựa trên nguyên liệu phổ biến, dây chuyền sản xuất AD1 hiện có. Đơn thành phần chế tạo AN/Al/gỗ = 85/7/8, thời gian nghiền muối xốp 15 phút, thời gian trộn hỗn hợp 5 phút, các chỉ tiêu kỹ thuật đạt yêu cầu đề ra và có thời hạn đảm bảo 03 tháng.

Tài liệu tham khảo

1. Thủ tướng Chính phủ (2022), *Quyết định số 726/QĐ-TTg, ngày 16 tháng 6 năm 2022, về việc phê duyệt chiến lược phát triển ngành công nghiệp hóa chất Việt Nam đến năm 2030, tầm nhìn đến năm 2040*;

2. Bộ Công Thương (2020), *Thông tư 31/2020/TT-BCT ngày 30 tháng 11 năm 2020 về việc sửa đổi, bổ sung một số điều của Thông tư 13/2018/TT-BCT ngày 15 tháng 6 năm 2018 của Bộ trưởng Bộ Công Thương quy định về quản lý, sử dụng vật liệu nổ công nghiệp, tiền chất thuốc nổ sử dụng để sản xuất vật liệu nổ công nghiệp*;

3. Đoàn Minh Khai và nnk (2017), *Thí nghiệm thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa*, NXB QĐND.

4. Đàm Quang Sang, Nguyễn Tuấn Anh, Nguyễn Vũ Hùng (2025), *Nghiên cứu khả năng tận dụng dầu ăn đã qua sử dụng để chế tạo thuốc nổ nhũ tương*, Hội thảo khoa học về kỹ thuật nổ mìn tiên tiến, an toàn và thân thiện với môi trường;

5. GOST 5494-2022, *Пудра алюминиевая*, Технические условия, Moscow: Interstate Council for Standardization, Metrology and Certification, 2022.

6. Đàm Quang Sang (2021), *Thiết kế nhiệt động học và xác định các đặc trưng của vật liệu năng lượng*, NXB Quân đội nhân dân;

7. Nhà máy Z131/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng (2018), *Quy trình công nghệ sản xuất thuốc nổ AD1-31*.

8. Ngô Văn Giao (2007), *Lý thuyết, tính chất và công nghệ sản xuất thuốc nổ công nghiệp*, NXB Quân đội nhân dân, Hà Nội.

Research on the technology for producing industrial explosives based on ammonium nitrate, aluminum powder, and wood powder

Abstract: *The report presents the results of research on the technology for producing industrial explosives based on ammonium nitrate, aluminum powder, and wood powder. The authors have determined several important parameters of the input raw materials, such as the shape (spherical), average size (~16,0 µm), active content (90,3±10.0%) of the aluminum powder, and average molecular formula ($C_{35.6}H_{45.3}O_{33.0}$), heat of combustion (4.646,9±118,5 cal/g) of the wood powder. The explosive sample was manufactured with the component ratio: ammonium nitrate (85%), aluminum powder (7%), wood powder (8%), achieving the following technical specifications: density of 0,95 g/cm³, detonation velocity of 3.354 m/s, ballistic mortar (compared to standard TNT) of 135%, lead cylinder compression of 15.1 mm, transmission distance of 3,0 cm, sensitivity to No. 8 detonator, impact sensitivity of 0%, and no reaction in friction sensitivity testing at 36,0 kg. These results demonstrate that using aluminum powder to replace TNT explosive in the composition of ammonite explosives can produce an environmentally friendly explosive with work capacity equivalent to ammonite explosive (AD1).*

Keywords: Industrial explosives; ammonium nitrate; aluminum powder; wood powder

Experimental study on the curing process of diglycidyl ether bisphenol A resin and polyamide

Tran Bao Trung[1*], Doan Minh Khai[1], Nguyen Tuan Anh[1], Nguyen Van Cuong, Dang Van Loi

[1] Faculty of Weapons, Military Technical Academy

** Email: trungts99@gmail.com; Tel: 0338092907*

Abstract

This study investigated the curing process of a diglycidyl ether bisphenol A (DGEBA) resin with a polyamide (PA) curing agent, which is being investigated as a polymeric binder in cast polymer-bonded explosives (PBXs). The DGEBA and PA components were blended at a mass ratio of 3:1. After complete curing, the resulting product was solid, hard, and transparent. The curing process was monitored using Fourier transform infrared (FT-IR) spectroscopy and Brookfield viscometry. From 24 hours after blending onward, the absorption intensity of the epoxy groups relative to that of the p-phenylene groups in the FT-IR spectra showed no significant change. Rheological assessment revealed that the dynamic viscosity of the DGEBA/PA mixture reached approximately 1500 Pas about 4,6 hour after blending.

Keywords: *diglycidyl ete bisphenol A; polyamide; DGEBA; PA.*

1. Introduction

Epoxy adhesives primarily consist of two main components: an epoxy resin and a curing agent. Epoxy adhesives can be cured at room temperature, at elevated temperatures, or via UV radiation, depending largely on the type of curing agent used in the formulation [1]. They exhibit excellent mechanical strength, strong adhesion, and superior resistance to chemicals, moisture, and corrosion [2, 3]. Consequently, due to their outstanding properties, epoxy adhesives are widely used in various fields [4]. In the military sector, epoxy adhesives are currently being researched for applications in PBXs [5], and pyrotechnic compositions [6].

Diglycidyl ether of bisphenol A (DGEBA) is the most widely used epoxy resin in industry (>75% of total resin sales volume) [1]. DGEBA is synthesized via a two-step reaction of epichlorohydrin and bisphenol A. The first step is the coupling of bisphenol A and epichlorohydrin under basic catalysis to form a chlorohydrin intermediate. Subsequently, the dehydrohalogenation of the chlorohydrin intermediate with a stoichiometric amount of base affords the glycidyl end groups [3]. Typically, a high molar ratio of epichlorohydrin to bisphenol A (commonly 10:1) is employed to produce low molecular weight, liquid DGEBA for industrial applications. In consequence, the degree of polymerization (n) in this reaction is very low ($n \leq 0,1$) [7]. Conversely, if an excess of bisphenol A is used, the products are high molecular weight polyethers ($n \approx 2 \div 35$) in solid form. The melting point of pure monomeric DGEBA crystals is 41,4^{o}C with a heat of fusion of 81 J/g [3, 8]. Commercial unmodified DGEBA is typically a viscous liquid, with a melting point of $8 \div 12^oC$, a boiling point exceeding 200°C, a vapor pressure below 0,01 Pa at 25°C, and a water solubility of less than 0,5 mg/L at 25°C [9]. The epoxy groups in DGEBA are highly chemically active. Thus, curing agents contain functional groups that can react with epoxy groups such as amine [3], amide [3], hydroxyl [10], carboxylic acid [11], thiol [1],... Hence, DGEBA can react with curing agents to form cross-linked strong thermoset polymers.

Polyamide (PA) is one of the most widely used epoxy resin curing agents. PA is prepared by reacting dimerized and trimerized vegetable oil fatty acids with polyamines. The resulting

product is further reacted with diethylenetriamine or other suitable polyamines to yields amine-terminated polyamides [3, 12]. PA can cure epoxy resins through the terminal amine groups. Moreover, the unreacted amide NH groups along the main chain contribute to adhesion. In particular, the fatty acid structures give polyamides good moisture resistance and mechanical properties [3]. Advantages of polyamide curing agents include a forgiving mixing ratio, low exotherm, low toxicity, low volatility, and excellent water resistance upon curing [12]. Disadvantages of polyamides include slower curing rates and darker color compared to epoxy systems cured with polyamines [3].

In this study, the curing reaction between DGEBA and PA was monitored via the absorption intensity in the FT-IR spectrum. The absorption intensity of the epoxy groups at 915 cm^{-1} [4] was compared to that of the p-phenylene groups to evaluate changes over time. Additionally, to ensure processability via casting, the pot life of the binder mixture was measured using a Brookfield viscometer.

2. Experimental

2.1. Materials

Diglycidyl ether bisphenol A (DGEBA) was purchased from Shandong Deshang Chemical Co., Ltd. DGEBA is white; viscous liquid; molecular weight is 340 g/mol; density is 1,17 g/mL; solubility in ethanol is up to 15 mg/mL; vapor pressure at 25ºC is 0 Pa.

Polyamide (PA) was purchased from Shanghai Macklin Biochemical Technology. PA is yellow; viscous liquid; molecular weight was 275 g/mol; density is 1,015 g/mL; nitrogen content is 35 (WT%); water content is 0,4922 %; viscosity at 25ºC is 300 cP.

2.2. Sample preparation

DGEBA and PA were precisely weighed into a glass beaker at a ratio of 3/1 (w/w). The mixture was then stirred to form a homogeneous system. Finally, the mixture was subjected to a vacuum to remove air bubbles.

2.3. FT-IR Analysis

A microthin-layer of the uncured mixture and its individual components was spread evenly on a potassium bromide (KBr) plate. However, previously, the spectrum of the KBr plate was obtained and stored in the FT-IR spectrophotometer as a background reference. The KBr plates containing the samples were conditioned at 25ºC for different periods of time. They were then placed in the spectrophotometer to measure the absorbance intensity at different times. FT-IR measurements were performed on a Perkin Elmer Spectrum 400 instrument at room temperature of 25ºC with 35 % humidity. Specifications of the Perkin Elmer Spectrum 400 instrument: Frequency range from 4000 to 450 cm^{-1}, resolution 4 cm^{-1} and number of scans is 32.

The curing reaction time was determined based on the functional-group conversion monitored by FT-IR spectroscopy. The degree of conversion was evaluated through the absorbance of both the reactive and invariant functional groups. The absorbance of the reactive groups varies as the reaction proceeds, whereas the absorbance of the invariant groups remains constant and serves as an internal reference. The percentage conversion, which represents the percentage of the amount of functional group that has participated in the reaction, is determined according to equation (1).

$$\text{Degree of conversion (\%)} = 100\left[1-\frac{(A_{rfg}/A_{ifg})_t}{(A_{rfg}/A_{ifg})_0}\right] \quad (1)$$

Where A_{rfg} denotes the absorbance of the reactive functional groups, A_{ifg} represents the absorbance of the invariant functional groups, 0 and t denote the reaction times at the initial state and at time t, respectively.

2.4. Dynamic viscosity measurement method

The dynamic viscosity of the DGEBA/PA mixture was determined using a Brookfield DV-E Viscometer equipped with an SLNRn-64 spindle. The sample was maintained at a constant temperature of 25°C in a thermostatic bath throughout the measurement. The viscosity of the system was recorded in real - time.

3. Results and discussion

3.1. Determination of curing time by FT-IR infrared spectrum

DEGBA and PA are commercial products as described in Section 2.1. Accordingly, the epoxy resin and the amide curing agent were analyzed using FT-IR spectroscopy to determine their structures. Subsequently, the reactive functional groups, which undergo changes in the FT-IR spectra, were monitored to elucidate the reaction mechanism and the reaction time.

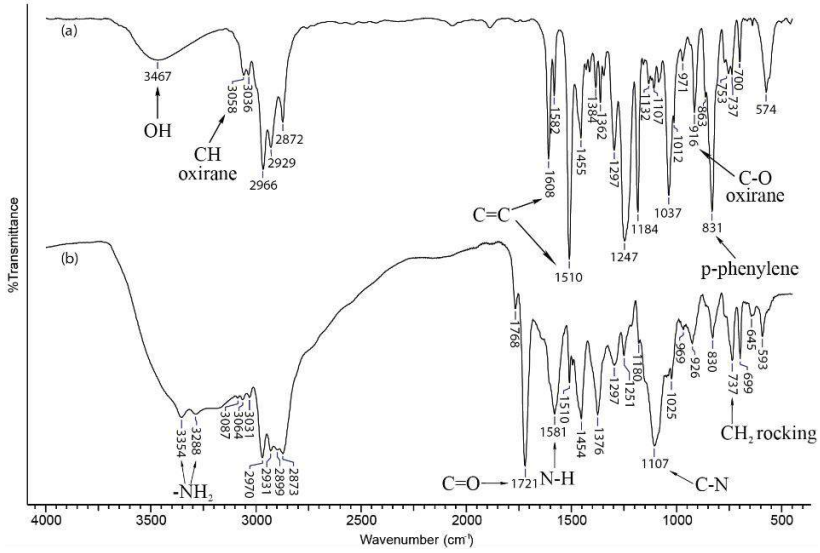


Figure 1. FT-IR spectra of: (a) epoxy resin, (b) amide curing agent.

From figure 1a, the FT-IR spectrum of the epoxy resin exhibits characteristic absorptions of DGEBA. Specifically, figure 1a shows an absorption band at 3036 cm^{-1} corresponding to the =C-H bond; absorption bands at 1608 cm^{-1}, 1582 cm^{-1}, and 1510 cm^{-1} attributed to aromatic C=C bonds; an absorption peak at 831 cm^{-1} for the p-phenylene groups; absorption peaks in the ranges of 1360 ÷ 1460 cm^{-1} and 2800 ÷ 3000 cm^{-1} corresponding to C-H bonds of methyl ($-CH_3$) and methylene ($-CH_2$) groups; and bands associated with C-O bonds located approximately between 1000 ÷ 1250 cm^{-1}. Especially, the C-H stretching of the oxirane groups appears at 3058 cm^{-1}, and the absorption peak at 915 cm^{-1} is attributed to the C-O deformation of the oxirane groups [13]. Furthermore, the FT-IR spectrum of epoxy resin also shows a broad absorption peak at 3467 cm^{-1}, which is the O-H stretching of hydroxyl groups, indicating the presence of dimers or higher molecular weight species (i.e., DGEBA oligomers). The structure of DGEBA is illustrated in figure 2a.

The FT-IR spectrum of the amide curing agent sample in figure 1b indicates the structure of an aliphatic polyamide containing ethylene groups in the main chain and terminal amine groups. Particularly, the absorption peaks in the region of 2800 ÷ 3000 cm^{-1} correspond to C-H bonds of methylene (-CH_2) groups; the absorption peak at 1721 cm^{-1} is attributed to C=O stretching; C-N bonds are represented by the absorption band at 1107 cm^{-1}; the absorption band at 1510 cm^{-1} indicates N-H bonds in secondary amines; the absorption peak at 1454 cm^{-1} corresponds to CH_2 scissoring; and the absorption band at 1376 cm^{-1} is attributed to CH_2 wagging. Besides, the absorption peak at 737 cm^{-1}, characteristic of CH_2 rocking, confirms the structure of a linear chain containing ethylene groups. Notably, a broad pair of absorption peaks in the 3200 ÷ 3400 cm^{-1} range corresponds to N-H stretching, and a strong absorption peak at 1581 cm^{-1} is attributed to N-H bonds in primary amines [14]. The proposed structure of the amide curing agent is shown in figure 2b. FT-IR spectra revealed the characteristic functional groups of the DGEBA epoxy resin and the polyamide curing agent. Based on this, the curing reaction mechanism between DGEBA and the polyamide is presented in figure 3.

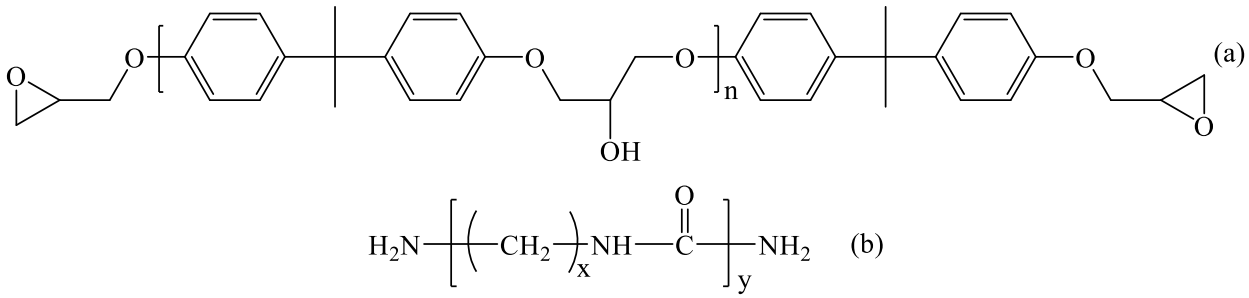


Figure 2. Chemical structures of: (a) DEGBA; (b) aliphatic polyamides.

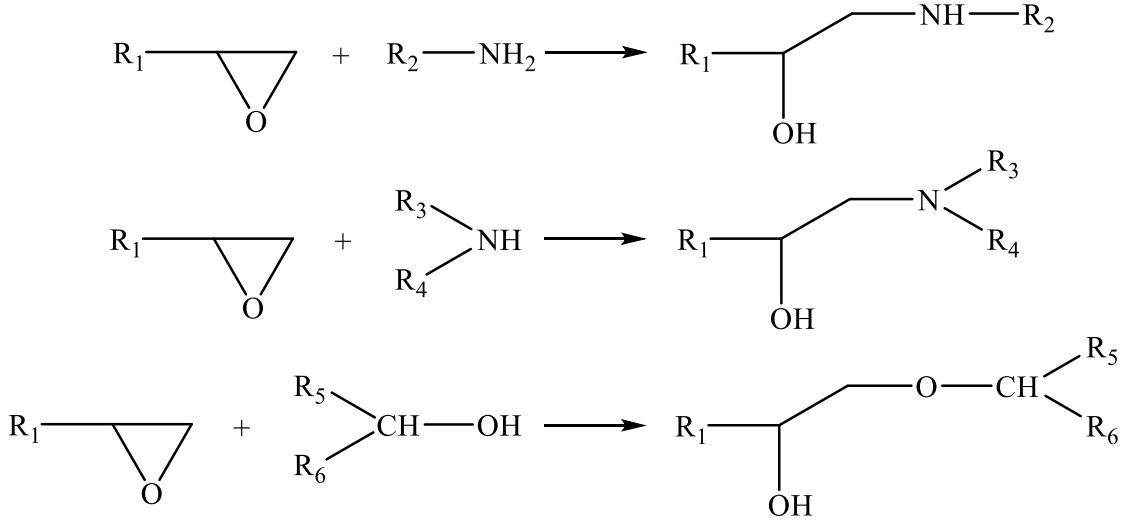


Figure 3. Reactions occurred during curing of epoxy with polyamide.

Based on figures 1 and 4, the FT-IR spectrum of the DGEBA/PA mixture at time 0 shows that the absorption band at 916 cm^{-1} for the epoxy groups and the band at 831 cm^{-1} for the p-phenylene groups and there is no overlap by the absorption peaks of other groups. Furthermore, as per the reaction mechanism illustrated in figure 3, the p-phenylene groups does not participate in the reaction, and the curing process concludes when the epoxy groups have fully reacted. Indeed, the characteristic spectral evolution during curing can be observed in figure 4. As the reaction proceeds from 0 to 24 hours, the pair of absorption peaks corresponding to the NH_2 groups in the

3200 ÷ 3400 cm^{-1} region transforms into a single broad O-H stretching band at 3350 cm^{-1}. In particular, the absorption intensity of the epoxy groups at 916 cm^{-1} decreases significantly compared to the intensity of the p-phenylene groups at 831 cm^{-1}. Hence, the reaction progress can be monitored by observing the conversion of the epoxy groups. In which, the degree of conversion is calculated using equation (1) based on the intensities of the epoxy and p-phenylene groups. Figure 5 shows the plot of epoxy groups conversion over time at 25°C.

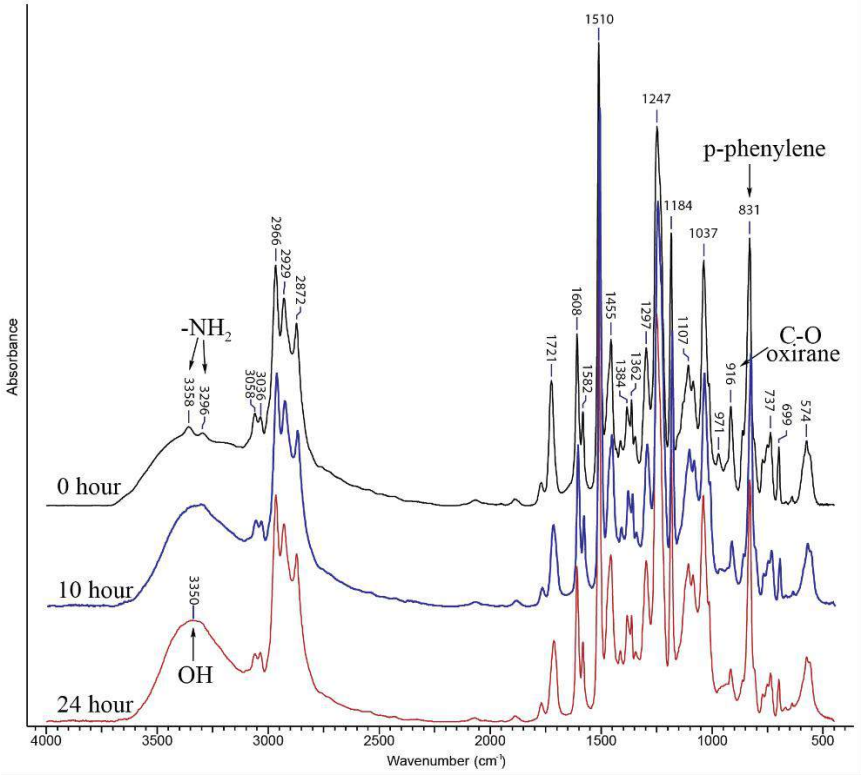


Figure 4. FT-IR spectra of the stoichiometric DGEBA/PA system at 0 hour, 10 hour and 24 hour.

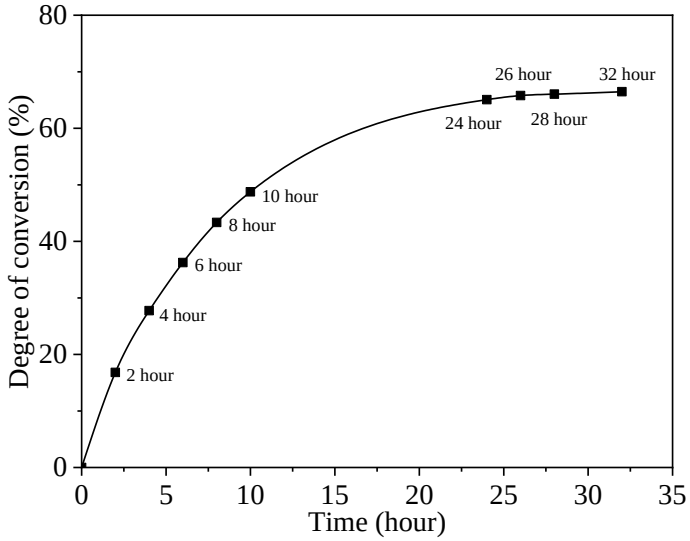


Figure 5. Degree of epoxy group conversion over time.

As shown in figure 5, after an initial rapid increase in conversion, a "plateau" region is reached, corresponding to the diffusion-controlled stage (vitrification). From the initial time to the first 10 hours, the curing process proceeds rapidly. Nevertheless, after 24 hours, the degree of conversion no longer changes significantly and stabilizes at approximately 66 %. Therefore, the

epoxy groups do not achieve 100 % conversion but rather reach a limiting conversion value. This result is similar to that of another epoxy/amine system, Epikote resin 816LV/Epikure F205, which has a degree of conversion of approximately 69 % after 21,5 hours at 30°C [15]. This occurs because the system undergoes vitrification over time, which reduces molecular mobility. Consequently, the reactive species encounter increasing difficulty in contacting each other. Based on figure 5, the curing time between DGEBA and PA is approximately 24 hours at a temperature of 25°C.

3.2. Determination of pot life by dynamic viscosity

The viscosity of the binder system directly affects the processing of cast PBXs. During manufacturing, the viscosity of the binder system must ensure that the resulting PBX sample is free of structural defects. According to Gołofit et al., for processing via casting, the maximum viscosity of the binder system after blending must be less than 1500 Pa.s [16]. The viscosity dependence of DGEBA/PA system on time at 25°C is shown in figure 6.

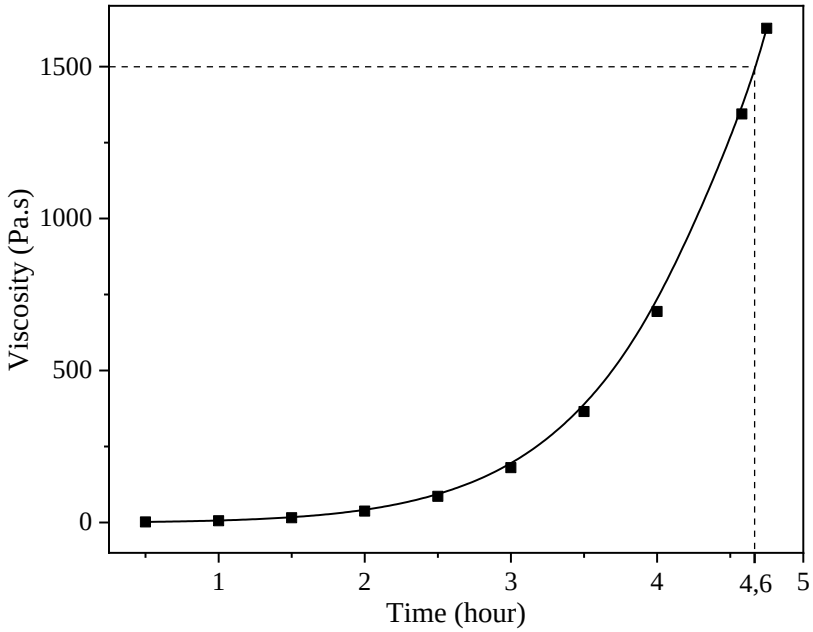


Figure 6. Viscosity dependence of DGEBA/PA system on time at 25°C.

As illustrated in figure 6, from 0 to 3 hours, the viscosity of the DGEBA/PA system increases relatively slowly. However, after 3,5 hours from blending, the viscosity of the system rises abruptly. Notably, at 4,6 hours after blending, the viscosity of the DGEBA/PA system reaches 1500 Pa.s. Therefore, to enable the processing of PBXs via casting, the sample preparation time must be less than 4,6 hours at a temperature of 25°C.

4. Conclusion

A promising epoxy adhesive system for cast PBXs was studied based on DGEBA and PA. This adhesive system has a DGEBA/PA composition ratio of 3/1 (w/w). Using FT-IR spectroscopy, it was determined that the curing time of this binder system is approximately 24 hours from the time of blending at 25°C. In addition, for DGEBA/PA to be usable as a binder in cast PBXs processed via the casting method, the sample preparation time must be less than 4,6 hours at a temperature of 25°C.

Tài liệu tham khảo

1. Chen, C., Li, B., Kanari, M., & Lu, D. (2019), "Epoxy adhesives", *Adhesives and adhesive joints in industry applications*. 3.
2. Rudawska, A. (2017), "Epoxy adhesives", *Handbook of adhesive technology*, CRC Press, pp. 415-441.
3. Pham, H. Q., & Marks, M. J. (2000), "Epoxy resins", *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*.
4. Tudorachi, N., & Mustata, F. (2020), "Curing and thermal degradation of diglycidyl ether of bisphenol A epoxy resin crosslinked with natural hydroxy acids as environmentally friendly hardeners", *Arabian Journal of Chemistry*. 13(1), pp. 671-682.
5. Mehilal, Labade, M. S., Singh, S. N., & Agrawal, J. P. (2001), "Evaluation of some thermal, mechanical and explosive properties of plastic bonded explosives based on epoxy resin", *Journal of Energetic Materials*. 19(2-3), pp. 255-272.
6. Steinhauser, G., & Klapötke, T. M. (2008), "“Green” pyrotechnics: a chemists' challenge", *Angewandte Chemie International Edition*. 47(18), pp. 3330-3347.
7. Amin, O. A., Hassan, S. A., Sadek, M. A., Radwan, M. A., & Elazab, H. A. (2021), "Mechanical characteristics for composite materials using commercial epoxy resins and different fillers", *Journal of Southwest Jiaotong University*. 56(5), pp. 179-185.
8. Chang, S. S. (1988), "Heat of reaction and curing of epoxy resin", *Journal of Thermal Analysis and calorimetry*. 34(1), pp. 135-154.
9. Xue, J., Liu, Y., Yang, D., Zhao, Y., Cai, Y., Zhang, T., & Kannan, K. (2022), "A review of properties, production, human exposure, biomonitoring, toxicity, and regulation of bisphenol A diglycidyl ethers and novolac glycidyl ethers", *Environmental Chemistry and Ecotoxicology*. 4, pp. 216-230.
10. Foix, D., Yu, Y., Serra, A., Ramis, X., & Salla, J. M. (2009), "Study on the chemical modification of epoxy/anhydride thermosets using a hydroxyl terminated hyperbranched polymer", *European Polymer Journal*. 45(5), pp. 1454-1466.
11. Ly, U. Q., Pham, M. P., Marks, M. J., & Truong, T. N. (2017), "Density functional theory study of mechanism of epoxy-carboxylic acid curing reaction", *Journal of computational chemistry*. 38(14), pp. 1093-1102.
12. Adomenas, A., Curran, K., & Falconer-Flint, M. (1993), *Epoxy resins and curing agents*, Surface Coatings: Volume 1 Raw Materials and Their Usage, Dordrecht: Springer Netherlands.
13. González, M. G., Cabanelas, J. C., & Baselga, J. (2012), "Applications of FTIR on epoxy resins-identification, monitoring the curing process, phase separation and water uptake", *Infrared spectroscopy-materials science, engineering and technology*. 2, pp. 261-284.
14. Charles, J., Ramkumaar, G. R., Azhagiri, S., & Gunasekaran, S. (2009), "FTIR and thermal studies on Nylon-66 and 30% glass fibre reinforced Nylon-66", *Journal of Chemistry*. 6(1), pp. 23-33.
15. Achilias, D. S., Karabela, M. M., Varkopoulou, E. A., & Sideridou, I. D. (2012), "Cure kinetics study of two epoxy systems with fourier tranform infrared spectroscopy (FTIR) and differential scanning calorimetry (DSC)", *Journal of Macromolecular Science, Part A*. 49(8), pp. 630-638.
16. Gołofit, T., Gańczyk-Specjalska, K., & Jamroga, K. (2018), "Rheological and thermal properties of mixtures of hydroxyl-terminated polybutadiene and plasticizer", *Polimery*. 63(1), pp. 53-56.

Nghiên cứu thực nghiệm thời gian đóng rắn của nhựa diglycidyl ether bisphenol A và polyamide

Tóm tắt: Bài nghiên cứu đã khảo sát quá trình đóng rắn của nhựa diglycidyl ether bisphenol A (DGEBA) với tác nhân đóng rắn polyamide (PA). Hỗn hợp này đang được nghiên cứu làm chất kết dính trong thuốc nổ nhiệt áp (PBX). Các thành phần DGEBA và PA trong hỗn hợp được trộn theo tỷ lệ khối lượng 3:1. Sau khi đóng rắn hoàn toàn, sản phẩm thu được có dạng rắn, cứng và trong suốt. Quá trình đóng rắn được theo dõi bằng phương pháp quang phổ hồng ngoại biến đổi Fourier (FT-IR) và phương pháp đo độ nhớt Brookfield. Sau khi trộn 24 giờ, cường độ hấp thụ của nhóm epoxy so với nhóm p-phenylene trong phổ FT-IR không thay đổi đáng kể. Đánh giá lưu biến cho thấy độ nhớt động lực học của hỗn hợp DGEBA/PA đạt khoảng 1500 Pa.s sau khoảng 4,6 giờ trộn.

Từ khóa: *diglycidyl ete bisphenol A; polyamide; DGEBA; PA.*

Nghiên cứu sử dụng natri cacboxymetssyl xenlulo làm chất hoạt động bề mặt để chế tạo thuốc phóng cầu từ nitromass BW

Nguyễn Minh Tuấn[1] , Nguyễn Ngọc Hùng[2]
[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;* [2]*Viện Thuốc phóng thuốc nổ*
Email: mtuan1801@lqdtu.edu.vn; Tel: 0981002180

Tóm tắt

Trong bài báo, chúng tôi trình bày kết quả nghiên cứu lựa chọn chế độ công nghệ, chế thử và khảo sát một số tính chất của các mẫu thuốc phóng cầu (TPC) thu được từ nitromass BW với sự tham gia của natri cacboxymetyl xenlulo (Na-CMC) hoặc gôm arabic (GA) trong quá trình chế tạo với vai trò là các chất hoạt động bề mặt (CHĐBM). Theo chế độ công nghệ đã chọn, khi so sánh với việc sử dụng 3 % GA (là CHĐBM thường dùng) thì việc sử dụng Na-CMC với hàm lượng (0,2 ÷ 0,5) % (so với tổng lượng nước có trong hệ) cho phép chế tạo được TPC xốp với hiệu suất gần như tương đương, còn đặc trưng phân bố cỡ hạt dịch chuyển mạnh về phía dải cỡ hạt nhỏ, tuy nhiên lại chưa thể chế tạo được TPC mật độ cao do sự kết tụ của các hạt nhũ hồ thuốc phóng và sự mất ổn định thủy động xảy ra trong hệ ở công đoạn đuổi dung môi lần hai sau công đoạn khử nước.

Từ khóa: *Thuốc phóng cầu; chất hoạt động bề mặt; natri cacboxymetyl xenlulo; gôm arabic.*

1. Mở đầu

Hiện nay, thuốc phóng cầu (TPC) được sản xuất chủ yếu theo phương pháp nhũ, trong đó sự tham gia của chất hoạt động bề mặt (CHĐBM) với vai trò là chất phụ trợ công nghệ có ý nghĩa rất quan trọng, ảnh hưởng quyết định đến đặc điểm hình dạng, kích thước, cấu trúc và nhiều tính chất liên quan khác của TPC thành phẩm [1-3]. Các CHĐBM có thể sử dụng trong chế tạo TPC rất đa dạng, thường là các polyme có nguồn gốc tự nhiên hoặc nhân tạo như gelatin, nhiều loại polysaccarit và dẫn xuất của chúng, polyvinyancol (PVOH) và một số loại polyglycol… [1, 3]. Điều này mở ra triển vọng lớn đối với hướng nghiên cứu lựa chọn các CHĐBM, cũng như chế độ công nghệ tối ưu khi sử dụng chúng trong quá trình chế tạo các loại TPC khác nhau, đặc biệt khi xét đến sự bùng nổ các chủng loại CHĐBM trong những năm gần đây. Tuy nhiên, trên thế giới những thông tin cụ thể về vấn đề này lại hạn chế hoặc không được công bố ở dạng mở. Ở Việt Nam, gôm arabic (GA) được dùng làm CHĐBM khi sản xuất TPC hai gốc từ nitromass BW tại nhà máy Z theo quy trình được chuyển giao từ nước ngoài [4], tuy nhiên GA cũng tồn tại một số nhược điểm cố hữu (như tính chất phụ thuộc mạnh vào thổ nhưỡng của vùng sinh trưởng và độ tuổi của cây acacia, cách thức khai thác và xử lý nhựa cây; GA cũng dễ bị nấm mốc khi bảo quản, làm suy giảm hoạt tính hoạt động bề mặt), đòi hỏi những nghiên cứu tối ưu chế độ công nghệ, cũng như lựa chọn chủng loại và hàm lượng GA đưa vào hệ hoặc có thể được thay thế bằng các CHĐBM khác. Trước đây, mặc dù đã có đề tài nghiên cứu sử dụng PVOH để thay thế GA [5], nhưng sau đó hướng nghiên này lại bị gián đoạn trong nhiều năm. Nhằm khởi động lại vấn đề này, qua tham khảo bằng sáng chế [6], trong đó natri cacboxymetyl xenlulo (Na-CMC) được sử dụng làm CHĐBM khi chế tạo TPC, cũng như xét đến nguồn cung dồi dào và độ ổn định tính chất của các mác Na-CMC có trên thị trường, chúng tôi thực hiện nghiên cứu đánh giá sơ bộ khả năng sử dụng chất này làm CHĐBM khi chế tạo TPC hai gốc từ nitromass BW của nhà máy Z.

2. Đối tượng và phương pháp nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là các mẫu TPC hai gốc từ nitromass BW, bao gồm

cả việc lựa chọn phương pháp và chế độ công nghệ, đặc điểm quá trình chế tạo, cũng như một số đặc trưng tính chất điển hình của chúng. GA (mác OF193547 của Pháp) và Na-CMC (Xilong, Trung Quốc) được sử dụng làm CHĐBM khi chế tạo các mẫu TPC. Các chất phụ trợ công nghệ khác trong quá trình chế tạo gồm: nước mềm, etylaxetat (ETA) và natri sunfat. Đặc tính kỹ thuật của nitromass BW, GA và Na-CMC được trình bày trong Bảng 1, 2 và 3.

Bảng 1. Đặc tính kỹ thuật của Nitromass BW

TT	Chỉ tiêu	Giá trị
1	Hàm lượng NC, % khối lượng	80,5
2	Hàm lượng NG, % khối lượng	17,5
3	Hàm lượng diphenylamin, % khối lượng	1,2
4	Hàm lượng dinitrotoluen, % khối lượng	0,8

Bảng 2. Đặc tính kỹ thuật của GA

TT	Chỉ tiêu	Giá trị
1	Dạng ngoài	Bột mịn màu vàng nhạt
2	Độ nhớt, mPa.s (dung dịch nồng độ 25 % trong nước ở 25°C), không nhỏ hơn	50
3	Độ ẩm, %, không lớn hơn	10

Bảng 3. Đặc tính kỹ thuật của Na-CMC

TT	Chỉ tiêu	Giá trị
1	Dạng ngoài	Bột mịn màu trắng
2	Hàm lượng Na, % khối lượng	9,5
3	Độ nhớt, cP (xác định theo tiêu chuẩn Q/STXH 133-2021)	300 ÷ 600
4	Độ ẩm, %, không lớn hơn	10

Các mẫu TPC được chế tạo theo phương pháp nhũ ở quy mô phòng thí nghiệm nhờ hệ thiết bị chuyên dụng gồm: hệ thống gia nhiệt và ổn định nhiệt độ; máy khuấy đũa IKA có điều khiển tốc độ, cánh khuấy chóng chóng có thể cụp-mở khi dừng và hoạt động; bình cầu 3 cổ dung tích 250 ml; bộ dụng cụ chuyên dụng để chưng cất và thu hồi dung môi etylaxetat (ETA). Chế độ công nghệ chế tạo cụ thể ở các công đoạn chính được trình bày trong mục 3.1 dưới đây.

Đặc trưng phân bố cỡ hạt của các mẫu TPC được khảo sát bằng cách sàng phân loại nhờ bộ sàng rây chuyên dụng với các mắt lưới vuông cạnh 0,2 mm; 0,3 mm; 0,45 mm; 0,6 mm; 0,8 mm.

Mật độ và mật độ đong của các mẫu TPC được xác định dựa theo phương pháp được mô tả trong TCVN/QS 1995:2008 [7];

Hình dạng, màu sắc và hình thái bề mặt của các hạt TPC được nghiên cứu nhờ kính hiển vi quang học Nikon-YS100.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Khảo sát khả năng sử dụng Na-CMC làm CHĐBM để chế tạo TPC mật độ cao từ nitromass BW

Ở bài báo này, đầu tiên chúng tôi lựa chọn chế độ công nghệ chế tạo các mẫu TPC trong phòng thí nghiệm dựa trên tham khảo chủ yếu từ quy trình sản xuất của nhà máy Z [4], kết hợp với phân tích một số tài liệu chuyên ngành [1-3] và bằng sáng chế [6]. Điều này là hợp lý khi xét đến sự phức tạp của quá trình nhiều công đoạn khi chế tạo TPC theo phương pháp nhũ, và hơn nữa, nguyên liệu sử dụng cũng là nitromass BW của chính nhà máy này. Các tham số công nghệ quan trọng ở các công đoạn chính, cũng như chủng loại và hàm lượng các CHĐBM đưa vào hệ (GA hoặc Na-CMC) được đưa ra trong Bảng 4.

Bảng 4. Các thông số công nghệ chính khi chế tạo các mẫu TPC mật độ cao trong phòng thí nghiệm từ nitromass BW

Công đoạn	Chế độ công nghệ		Giá trị
Hòa tan nitromass vào ETA (chế tạo hồ TP)	Modun theo ETA (MD_{ETA})		4
	Tăng dần nhiệt độ của hệ từ nhiệt độ phòng lên 60ºC với tốc độ 1ºC/phút và điều chỉnh tốc độ khuấy trong khoảng (150 ÷ 400) vòng/phút.		
Phân tán hồ TP trong nước (tạo hệ nhũ hồ TP trong nước) và ổn định hệ nhũ	Modun theo nước ($MD_{nước}$)		8
	Nhiệt độ, ºC		65
	Tốc độ khuấy, vòng/phút		600
	Hàm lượng CHĐBM cấp vào hệ (% khối lượng so với nước trong hệ sau khi cấp)	GA	3
		Na-CMC	0,1 ÷ 0,5
Đuổi dung môi ETA lần 1	Trong khoảng (71 ÷ 74)ºC: đuổi 2/5 tổng lượng ETA ban đầu		
Khử nước	Hàm lượng muối Na_2SO_4 cấp vào hệ (% khối lượng so với tổng lượng nước có trong hệ sau khi cấp muối)		6
	Nhiệt độ, ºC		72
	Tốc độ khuấy		500 ÷ 550
	Thời gian, phút		45
Đuổi dung môi ETA lần 2 gồm 3 giai đoạn:	1 - Trong khoảng (74 ÷ 76)ºC: đuổi 1/3 tổng lượng ETA ban đầu; 2 - Trong khoảng (77 ÷ 82)ºC: đuổi tiếp 1/6 tổng lượng ETA ban đầu; 3 - Tăng dần nhiệt độ từ 83ºC lên 98ºC với tốc độ 0,5 ÷ 1ºC/phút và duy trì ở nhiệt độ 98ºC khoảng 30 phút để đuổi gần như toàn bộ ETA.		
Sàng rửa	Loại bỏ các tạp chất công nghệ (CHĐBM, Na_2SO_4) và thu lấy TPC thành phẩm và sàng ướt phân đoạn theo cỡ hạt.		

Kết quả khảo sát một số tính chất điển hình của các mẫu TPC được trình bày trong Bảng 5 và Hình 1. Nhận thấy rằng, với chế độ công nghệ đã chọn thì việc sử dụng GA làm CHĐBM với hàm lượng 3 % cho phép thu được mẫu TPC có mật độ cao (1,62 g/cm^3) với hiệu suất đạt đến 98 % đối với dải cỡ hạt dưới 1,0 mm, trong đó tập trung chủ yếu ở phân đoạn (0,3 ÷ 0,6) mm (Bảng 5). Mẫu TPC này cũng có các hạt thuốc dạng hình cầu chiếm đại đa số (Hình 1) và mật độ đong cao (1,00 g/cm^3). Điều này cũng minh chứng cho sự hợp lý của chế độ công nghệ đã chọn để chế taọ các mẫu TPC ở quy mô phòng thí nghiệm (dựa trên quy trình sản xuất của nhà máy

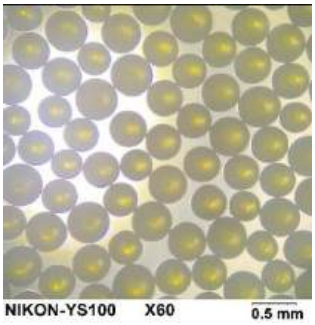
Z). Tuy nhiên, khi thay thế GA bằng Na-CMC làm CHĐBM với hàm lượng thay đổi trong khoảng (0,1 ÷ 0,5) % thì các mẫu thuốc thu được đều có hình dạng không đều với nhiều kiểu khác nhau (Hình 1). Hiện tượng này có thể được giải thích dựa trên những phân tích tiếp theo dưới đây.

Bảng 5. Kết quả chế thử TPC mật độ cao từ nitromass BW theo chế độ công nghệ đưa ra trong Bảng 4 và sử dụng GA làm CHĐBM với hàm lượng 3 %

Hiệu suất, % (Đối với dải cỡ hạt dưới 1,0 mm)	**% khối lượng phân đoạn cỡ hạt (0,3 ÷ 0,6) mm**	**Hình dạng**	**Mật độ, g/cm^3**	**Mật độ đong, g/cm^3**
98	98	Dạng cầu chiếm đại đa số	1,62	1,00



Không CHĐBM



3 % GA



0,1 % Na-CMC



0,2 % Na-CMC



0,5 % Na-CMC

Hình 1. Ảnh chụp bằng kính hiển vi quang học các mẫu TPC chế tạo được theo chế độ công nghệ đưa ra trong Bảng 4

Khác với khi sử dụng GA, đối với các trường hợp sử dụng Na-CMC làm CHĐBM thì đều quan sát thấy: 1- Sự không ổn định thủy động của hệ bắt đầu xuất hiện ở công đoạn khử nước; 2 - Ở giai đoạn đầu của công đoạn đuổi dung môi ETA lần 2 xảy ra hiện tượng các hạt nhũ hồ TP bị kết tụ lại với nhau thành các hạt lớn, kèm theo đó là sự rung lắc và sóng sánh của hệ lỏng trong bình chứa. Hiện tượng này có thể được giải thích như sau: ở công đoạn khử nước, khi cấp dung dịch muối Na_2SO_4 vào hệ, các ion Na^+ và SO_4^{2-} tương tác với các polyme-polyanion CMC^{nx-} trong hệ, bao gồm cả các polyanion trong môi trường nền và các polyanion ở lớp màng CHĐBM bao quanh hạt nhũ, khiến chúng thay đổi cấu dạng theo hướng tăng mức độ "xoắn cuộn" – điều này, một mặt có thể làm giảm mạnh độ nhớt của môi trường nền, ảnh hưởng tiêu cực đến độ ổn định thủy động của hệ, mặt khác cũng có thể khiến lớp màng CHĐBM bao quanh các hạt nhũ bị "co kéo" cục bộ tại một số điểm, dễ bị phá hủy với hệ quả tất yếu là sự keo tụ của chúng. Sự phá hủy lớp màng CHĐBM càng dễ xảy ra khi mà tốc độ dịch chuyển dung môi ETA từ bề mặt hạt nhũ ra môi trường nền tăng mạnh ở giai đoạn đầu của công đoạn đuổi dung môi ETA lần 2.

Luận điểm về tương tác của polyme-polyanion CMC^{nx-} với các ion khác khi cấp các muối vô cơ vào dung dịch Na-CMC trong nước cũng được đưa ra trong nghiên cứu [8].

Mặc dù, việc sử dụng Na-CMC theo chế độ công nghệ đã chọn chưa cho phép thu được TPC mật độ cao với đặc điểm hình dạng và kích thước như mong muốn, tuy nhiên khi tăng dần hàm lượng Na-CMC đưa vào hệ (từ 0,1 % đến 0,5 %) và đặc biệt khi so sánh với mẫu không sử dụng CHĐBM thì nhận thấy sự cải thiện rõ rệt về hình dạng và độ nhẵn bề mặt của các hạt thuốc (Hình 1). Điều này cùng với sự ổn định của hệ và thuận lợi khi tiến hành các quá trình trước công đoạn khử nước là minh chứng rõ ràng về hoạt tính bề mặt của Na-CMC. Trên cơ sở đó, chúng tôi định hướng thử nghiệm sử dụng CHĐBM này để chế tạo TPC khi lược bỏ công đoạn khử nước, hay nói cách khác là để chế tạo TPC xốp từ nitromass BW.

3.2. Khảo sát khả năng sử dụng Na-CMC làm CHĐBM để chế tạo TPC xốp từ nitromass BW

Như đã trình bày ở trên, ở mục này chúng tôi tiến hành chế tạo các mẫu TPC với chế độ công nghệ gần tương tự ở mục trước, chỉ khác ở việc lược bỏ công đoạn khử nước (Bảng 6). Kết quả khảo sát một số tính chất điển hình của các mẫu TPC này được trình bày trong Bảng 7 và Hình 2.

Bảng 6. Các thông số công nghệ chính trong quy trình chế tạo TPC xốp trong phòng thí nghiệm từ nitromass BW

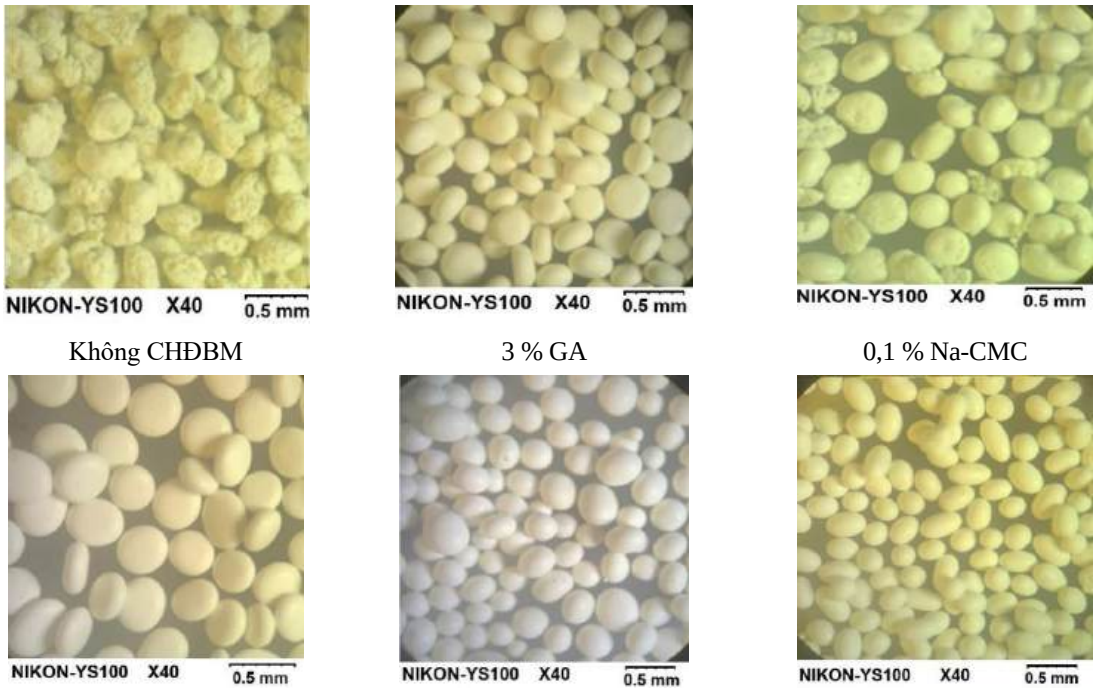
Công đoạn	**Chế độ công nghệ**		**Giá trị**
Hòa tan nitromass vào ETA (chế tạo hồ TP)	Modun theo ETA (MD_{ETA})		4
	Tăng dần nhiệt độ của hệ từ nhiệt độ phòng lên 60ºC với tốc độ 1ºC/phút và điều chỉnh tốc độ khuấy khoảng 150 ÷ 400 vòng/phút.		
Phân tán hồ TP trong nước (tạo hệ nhũ hồ TP trong nước) và ổn định hệ nhũ	Modun theo nước ($MD_{nước}$)		8
	Nhiệt độ, ºC		65
	Tốc độ khuấy, vòng/phút		600
	Hàm lượng CHĐBM cấp vào hệ (% khối lượng so với nước trong hệ sau khi cấp)	GA	3
		Na-CMC	0,1 ÷ 0,5
Đuổi dung môi ETA gồm 4 giai đoạn:	1 - Trong khoảng (71 ÷ 74)ºC: đuổi 2/5 tổng lượng ETA ban đầu 2 - Trong khoảng (74 ÷ 76)ºC: đuổi 1/3 tổng lượng ETA ban đầu; 3 - Trong khoảng (77 ÷ 82)ºC: đuổi tiếp 1/6 tổng lượng ETA ban đầu; 4 - Tăng dần nhiệt độ từ 83ºC lên 98ºC với tốc độ 0,5 ÷ 1ºC/phút và duy trì ở nhiệt độ 98ºC khoảng 30 phút để đuổi gần như toàn bộ ETA.		
Sàng rửa	Loại bỏ các tạp chất công nghệ (CHĐBM, Na_2SO_4) và thu lấy TPC thành phẩm và sàng ướt phân đoạn theo cỡ hạt.		

Qua quan sát quá trình chế tạo các mẫu TPC, nhận thấy rằng: 1- Khi không sử dụng CHĐBM thì ở giai đoạn 2 của công đoạn đuổi dung môi ETA xảy ra hiện tượng các hạt nhũ bị tụ lại thành các hạt lớn, cùng với đó là sự mất ổn định thủy động và rung lắc, sóng sánh mạnh hệ lỏng trong bình chứa; 2 - Đối với các trường hợp có sử dụng CHĐBM (GA hoặc Na-CMC) thì quá trình chế tạo diễn ra ổn định hơn nhiều và các hạt nhũ hồ TP không bị tụ thành các hạt lớn, tuy nhiên vẫn quan sát thấy sự rung lắc, sóng sánh hệ lỏng trong bình chứa ở một số thời

điểm trong công đoạn đuổi dung môi (đặc biệt ở cuối giai đoạn đầu của công đoạn này). Sự mất ổn định thủy động, rung lắc và sóng sánh hệ lỏng trong bình chứa là một trong các nguyên nhân chính làm giảm hiệu suất chế tạo TPC (do làm tăng xác suất các hạt nhũ bị tụ lại thành hạt lớn, bị hắt dính thành mảng lớn bám trên thành bình chứa và nhiều hệ quả tiêu cực khác). Kết quả khảo sát thực tế cũng cho thấy hiệu suất chế tạo TPC xốp chỉ đạt 38 % khi không sử dụng CHĐBM và tăng lên rất cao khi sử dụng GA hoặc Na-CMC làm CHĐBM (Bảng 7).

Bảng 7. Kết quả khảo sát hiệu suất và một số tính chất của các mẫu TPC xốp chế tạo được từ nitromass BW theo chế độ công nghệ đưa ra trong Bảng 6

Mẫu	**Đặc điểm phân bố cỡ hạt, % khối lượng của các phân đoạn cỡ hạt**						**Hiệu suất, %**	**Mật độ đong, g/cm^3**
	< 0,2 mm	**0,2÷0,3 mm**	**0,3÷0,45 mm**	**0,45÷0,6 mm**	**0,6÷0,8 mm**	**> 0,8 mm**		
Không CHĐBM	0,8	1,2	2,7	11,4	23,5	60,4	38	0,25
3 % GA	0,3	0,1	2,1	34,1	45,6	17,8	89	0,25
0,1 % Na-CMC	0,5	1,2	10,5	36,8	27,8	23,2	60	0,29
0,2 % Na-CMC	0,1	0,2	45,1	54,2	0,4	0,0	87	0,23
0,3 % Na-CMC	1,2	5,9	76,9	15,6	0,4	0,0	88	0,30
0,5 % Na-CMC	3,7	31,9	64,0	0,4	0,0	0,0	74	0,37



Không CHĐBM | 3 % GA | 0,1 % Na-CMC

0,2 % Na-CMC | 0,3 % Na-CMC | 0,5 % Na-CMC

Hình 2. Ảnh chụp bằng kính hiển vi quang học phân đoạn cỡ hạt (0,3 ÷ 0,45) mm của các mẫu TPC xốp chế tạo được theo chế độ công nghệ trình bày trong Bảng 6

So với mẫu không sử dụng CHĐBM thì các mẫu có sử dụng GA và Na-CMC làm CHĐBM cũng có đặc điểm hình dạng và độ nhẵn bề mặt của hạt thuốc được nâng cao hơn rất nhiều (Hình 2), đồng thời đặc điểm phân bố cỡ hạt dịch chuyển mạnh về phía dải cỡ hạt nhỏ

(Bảng 7). Đây là minh chứng rõ ràng cho hoạt tính bề mặt của GA và Na-CMC, thể hiện qua sự tạo thành lớp màng bao quanh hạt nhũ hồ TP với tác dụng làm giảm sức căng bề mặt giữa pha hồ TP và môi trường nền (giúp quá trình phân tán và chế tạo hệ nhũ hồ TP được thuận lợi), cũng như ngăn chặn sự kết tụ giữa các hạt nhũ khi chúng va chạm với nhau (giúp ổn định hệ nhũ). Sự tồn tại của lớp màng CHĐBM cũng khiến quá trình thoát dung môi ETA từ bề mặt hạt nhũ ra môi trường nền được "êm dịu" hơn, ảnh hưởng tích cực đến độ nhẵn bề mặt của hạt thuốc thành phẩm.

So với mẫu sử dụng 3 % GA làm CHĐBM thì mẫu sử dụng 0,1 % Na-CMC có hiệu suất chế tạo, đặc điểm hình dạng và độ nhẵn bề mặt các hạt thuốc kém hơn nhiều. Tuy nhiên, khi tăng hàm lượng Na-CMC lên 0,2 %, 0,3 % và 0,5 % thì hiệu suất chế tạo và các tính chất này được cải thiện rất nhanh, đồng thời đặc điểm phân bố cỡ hạt cũng dịch chuyển mạnh về phía dải cỡ hạt nhỏ. Điều này rõ ràng là hệ quả của việc nâng cao hiệu quả hoạt động bề mặt khi gia tăng hàm lượng Na-CMC đưa vào hệ (giúp giảm mạnh sức căng bề mặt giữa các pha, cũng như tăng mức độ bao bọc và bảo vệ các hạt nhũ).

Các mẫu TPC chế tạo được đều có mật độ đong thấp (Bảng 7), thỏa mãn yêu cầu chế tạo TPC xốp. Tuy nhiên, do mật độ đong phụ thuộc vào nhiều yếu tố khác nhau như: mật độ (khối lượng riêng), đặc điểm hình dạng và phân bố cỡ hạt, cũng như trạng thái bề mặt các hạt thuốc, vì thế chưa thể đưa ra kết luận về quy luật thay đổi của đặc tính này giữa các mẫu không sử dụng CHĐBM và có sử dụng Na-CMC với hàm lượng tăng dần trong khoảng (0,1÷ 0,5) %.

4. Kết luận

Trong bài báo này, nhóm tác giả đã phân tích lựa chọn chế độ công nghệ, chế thử và khảo sát một số tính chất điển hình của các mẫu TPC thu được từ nitromass BW khi sử dụng GA hoặc Na-CMC làm CHĐBM trong quá trình chế tạo. Theo chế độ công nghệ đã chọn, khi so sánh với việc sử dụng 3 % GA (là CHĐBM thường dùng) thì việc sử dụng Na-CMC với hàm lượng trong khoảng (0,2 ÷ 0,5) % (so với tổng lượng nước có trong hệ) cho phép chế tạo được TPC xốp với hiệu suất gần như tương đương (88 %), còn đặc trưng phân bố cỡ hạt dịch chuyển mạnh về phía dải cỡ hạt nhỏ (0,2 ÷ 0,45) mm, tuy nhiên lại chưa thể chế tạo được TPC mật độ cao do sự kết tụ của các hạt nhũ hồ thuốc phóng và sự mất ổn định thủy động xảy ra trong hệ ở công đoạn đuổi dung môi lần hai sau công đoạn khử nước. Đây là bài báo khởi động lại hướng nghiên cứu về các CHĐBM dùng trong chế tạo TPC ở Việt Nam nên chưa thể khảo sát được toàn diện các khía cạnh công nghệ và tính chất của các mẫu thuốc. Các nghiên cứu chuyên sâu hơn sẽ được chúng tôi tiến hành và công bố ở các bài báo tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Михайлов Ю. М. (2003). *Сферические пороха*. Институт проблем химической физики РАН, Черноголовка.
2. Фиошина М. А., Русин Д. Л. (2001). *Основы химии и технологии порохов и твердых ракетных топлив*. Учеб. пособие / РХТУ им. Д.И. Менделеева, Москва.
3. Phan Đức Nhân, Đoàn Minh Khai, Nguyễn Minh Tuấn (2013). *Công nghệ sản xuất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa nitroxenlulo*. NXB Quân đội Nhân dân, Hà Nội.
4. Quy trình công nghệ sản xuất thuốc phóng cầu C-K56 (2012). Nhà máy Z, TCCNQP.

5. Ngô Văn Giao (2009). Báo cáo đề tài "Nghiên cứu hoàn thiện ứng dụng chất hoạt động bề mặt PVA thay thế hợp chất tự nhiên là gôm arabic trong công nghệ sản xuất thuốc phóng cầu cho đạn 7,62 mm – K51, liều phụ đạn cối 60 mm, 82 mm tại nhà máy Z".
6. Стрекалова Г. Р., Шипина О. Т., Косточко А. В. (2002). *Способ получения сферического пороха*. Патент РФ №2242448, МПК C06B 21/10.
7. Thuốc phóng hình cầu C-K51, TCVN/QS 1995:2008.
8. Xiao Hong Yang, Wei Ling Zhu (2007). Viscosity properties of sodium carboxymethylcellulose solutions. *Cellulose*, 14:409–417.

Study on the use of sodium carboxymethyl cellulose as a surfactant for the manufacture of spherical gunpowder from nitromass BW

Abstract: *This article presents the results of a study on the selection of technological regime, trial production, and the study of some typical properties of spherical gunpowder samples obtained from nitromass grade BW using sodium carboxymethylcellulose (Na-CMC) or gum arabic (GA) as surfactants in the production process. According to the selected technological regime, compared with the use of 3 % GA (a widely used surfactant), the use of Na-CMC with an amount of (0.2 ÷ 0.5) % (relative to the total water content in the system) allowed the production of porous spherical gunpowder with almost equivalent product yield, while the particle size distribution shifted significantly towards smaller particles. However, the production of high-density spherical gunpowder was unsuccessful due to the agglomeration of of particles of the gunpowder lacquer emulsion and hydrodynamic instability occurring in the system during the second step of solvent removal after the dehydration stage.*

Keywords: Spherical gunpowder; surfactant; sodium carboxymethyl cellulose; gum arabic.

Effects of selected processing parameters on particle size distribution and energetic and ballistic characteristics of high-energy spherical propellants

Nguyen Tuan Anh[1*]

[1]Le Quy Don Technical University;

**Email: anh_nt@lqdtu.edu.vn; Tel:(+84) 358 228 495*

Abstract

Spherical propellants are widely used in handgun ammunition due to their superior ballistic performance and relatively simple manufacturing process. The incorporation of energetic additives and the investigation of processing parameters to obtain spherical propellants with appropriate particle sizes are the primary objectives for improving muzzle velocity and overall performance. In this study, the authors fabricated a high-energy spherical propellant based on NC–NB nitromass supplied by Plant Z, containing 50 ÷ 60 % nitrocellulose (NC), 33 ÷ 39 % nitroglycerin (NG), and additives, using an emulsion droplet dispersion method in a water-immiscible solvent. The resulting spherical propellant exhibited a density of 1.62 g/cm³, a bulk density of 0.94 g/cm³, and a heat of combustion of approximately 1150 cal/g. Approximately 70 % of the particles had sizes in the range of 0.1 ÷ 0.315 mm. The average muzzle velocity increased by about 14.8 %, while the maximum pressure (P_max) remained below 2000 kg/cm² for K51 ammunition. The optimal processing conditions were determined to be a stirring speed of 630 ± 5 rpm, a gum arabic concentration of 12.5 %, and a surfactant content of 2 – 6 % during the conditioning stage, resulting in a high yield of approximately 99 %.

Từ khóa: *spherical propellant; energy;nitromass.*

1. Introduction

Spherical propellants are fine-grained energetic materials characterized by a spherical or near-spherical morphology, typically formulated based on nitrocellulose (NC), plasticizers, and functional additives. Depending on the energetic components incorporated, NC-based spherical propellants are generally classified into single-base, double-base, and triple-base systems[1, 2]. In triple-base formulations, additional energetic materials such as DINA, RDX, or nitroguanidine may be included. However, double-base spherical propellants, consisting primarily of NC and nitroglycerin (NG), remain the most widely utilized due to their balanced energetic performance and manufacturing feasibility [3-6].

Enhancement of ballistic performance, particularly muzzle velocity, is commonly achieved by increasing the energetic content of the formulation, for instance by raising the NG-to-NC ratio. Nevertheless, such modifications must be carefully controlled to maintain mechanical stability, thermal resistance, and safe operating pressure [7].

Industrial production of spherical propellants can be carried out by several methods, among which the emulsion–dispersion technique is the most prevalent. In this process, the raw materials (NC, NG, and additives) are dissolved in a water-immiscible organic solvent, typically ethyl acetate (EAc), at elevated temperatures (40 - 65°C) to form a homogeneous slurry. The slurry is subsequently dispersed into an aqueous phase under mechanical agitation and stabilized using surfactants to form an emulsion system. Gradual solvent removal (72 –

* Email: anh_nt@lqdtu.edu.vn

100°C), often combined with dehydration agents, induces phase solidification and spherical particle formation.

The resulting spherical grains are further conditioned by centralite coating at 75 – 80°C, followed by graphitization and rolling. Key processing parameters - including solvent ratio, stirring speed, surfactant concentration, and dehydration conditions - strongly influence particle size distribution, density, and structural integrity. Optimization of these parameters is therefore essential for developing high-energy spherical propellants with controlled granulometry and enhanced performance using the EAc - water solvent system.

Critical performance characteristics of spherical propellants include particle morphology, size distribution, true and bulk density, heat of combustion, and chemical stability. Typical particle sizes range from 0.2 to 3 mm [1, 8], with burning thickness around 0.25 mm, and double-base spherical propellants commonly exhibit densities exceeding 1.6 g/cm³ [1, 8]. Among these properties, particle size plays a decisive role in internal ballistic behavior.

Accordingly, this study aims to determine optimal technological parameters for producing spherical propellant with a high yield of target particle size distribution and to evaluate its key physicochemical and ballistic properties.

2. Experimental

2.1. Materials

Nitromass NB (NM - NB) was used as the base energetic material. The composition consisted of 59 wt.% nitrocellulose (NC, nitrogen content 12.20 %), 39.5 wt.% nitroglycerin (NG), and 1.5 wt.% centralite as stabilizer and less than 0.5 wt.% vazoline. Graphite powder and lead phthalate were employed as technical additives. NM-NB, graphite, and lead phthalate were supplied by Chemical Company 95 (Vietnam).

Ethyl acetate (EAc) and sodium sulfate (Na_2SO_4) were purchased from Xilong Scientific Co., Ltd. (China). Gum arabic, used as the surfactant in the emulsion–dispersion process, was imported from France.

All chemicals were used as received without further purification.

2.2. Methods

2.2.1. Preparation of spherical propellant

Spherical propellant was prepared from 160 g of wet nitrocellulose (NB grade, moisture content 47 – 50 %), plasticized in 160 ml ethyl acetate (ETA) containing dissolved centralite. Additives including graphite (0.4 g) and lead phthalate (0.4 g) were introduced into a 1000 mL three-neck flask equipped with a mechanical stirrer (variable-pitch impeller), temperature controller, and heating system. The mixture was heated from room temperature to 50°C at a rate of 1 – 1.5°C/min under continuous stirring (200 – 230 rpm) until a homogeneous viscous system was formed. Dissolution was maintained at 50°C for 4 h. Hot water (150 mL, 65°C) was then added, and stirring speed was increased to 600 – 630 rpm to promote dispersion. After 30 min, aqueous gum arabic solution was introduced as a suspending agent. Stirring was continued for an additional 30 min. Wet spherical particle size was periodically examined and adjusted by modifying the stirring speed when necessary.

Primary solvent removal was performed by increasing the system temperature to 72 – 74°C. Approximately 70 mL of solvent was distilled over 2 h. The temperature was then reduced to 71°C and stabilized. Dehydration was carried out using a 25 % Na_2SO_4 solution (prepared by dissolving 12 g Na_2SO_4 in 48 mL hot water at 7°C). Under continuous stirring (550 rpm), the salt solution was added in two portions. The first portion (24 mL) was added and maintained for 30 min; the remainder was added subsequently. The dehydration process was continued for 1.5–2 h with periodic sampling to ensure formation of gray, non-agglomerated, spherical particles. Secondary solvent removal was conducted at 81 – 100°C using a condenser system until no further solvent condensation was observed.

The product was cooled to 50–60°C, sieved to remove oversized or deformed particles, and vacuum filtered. For stabilization (conditioning), 100 g of spherical propellant was treated in 400 mL hot water (78 – 80°C) under stirring (600 rpm). Gum arabic solution (6 g dissolved in 30 mL water at 78 – 80°C) was added and maintained for 20 min. Centralite I (2 g dissolved in 20 mL ethanol 96 %) was added dropwise in two equal portions separated by 20 min. The system was maintained at 78 – 80°C for an additional 40 min. The propellant was subsequently washed with hot water (60°C) 2 – 3 times and finally rinsed with distilled water at ambient temperature.

2.2.2. Determination of propellant particle size

Spherical propellant particle size distribution was analyzed via sieving (0.125, 0.200, 0.315, and 0.425 mm) [8]. Each fraction was weighed to determine its mass, and the relative percentage was calculated as follows:

$$Zp_i(\%) = \frac{m_i}{\sum m_i} \times 100 \quad (1)$$

Where Z_{Pi} is the percentage of each particle size fraction (in %) and m_i is the mass of fraction i.

2.2.3. Determination of specific gravity

The specific gravity of the samples was determined using a 50 mL pycnometer with distilled water as the immersion medium at room temperature, subsequently corrected to 20°C. The specific gravity of the soil (expressed in g/cm³) was calculated according to Equation 2.

$$\rho = \frac{(m_2 - m_1).\rho^t}{(m_2 - m_1) - (m_3 - m_4)} \quad (2)$$

Where m_1 is the mass of empty pycnometer, m_2 is the mass of the pycnometer with dry sample, m_3 – is the mass of the pycnometer and sample and water, m_4 is the mass of pycnometer filled with water only and ρ is the specific gravity of sample [8].

2.2.4. Determination of bulk density

The bulk density of the sample was determined following Method 201.1 of MIL-STD-650 [9] using a standard cup with a volume of 30 mL.

2.2.5. Determination of combustion heat

The combustion heat of the propellant was measured using a Parr 6200 calorimeter, following Method 404.1 of MIL-STD-286 [10].

3. Results and discussion

3.1. Effect of Surfactant Concentration on the Properties of high-energy spherical propellant

Surfactants play a dual role in suspension - emulsion systems: (i) reducing interfacial tension between the dispersed nitrocellulose phase and the aqueous continuous phase, and (ii) stabilizing the colloidal system against agglomeration and sedimentation. During spherical propellant formation, the surfactant adsorbs at the droplet interface, forming a protective semi-permeable layer that becomes particularly important during the dehydration stage.

In this study, gum arabic was employed as the surfactant. Three formulations were prepared with concentrations of 9 %, 10.7 %, and 12.5 % (25 g, 30 g, and 35 g dissolved in 50 mL of hot water at 65°C), while maintaining all other technological parameters constant. The moisture content of nitrocellulose was experimentally determined to be 50.42 %, and 150 mL of additional hot water was introduced during dispersion.

The results of the study on the particle size distribution characteristics of these spherical propellant samples are presented in the graph in Figure 1.

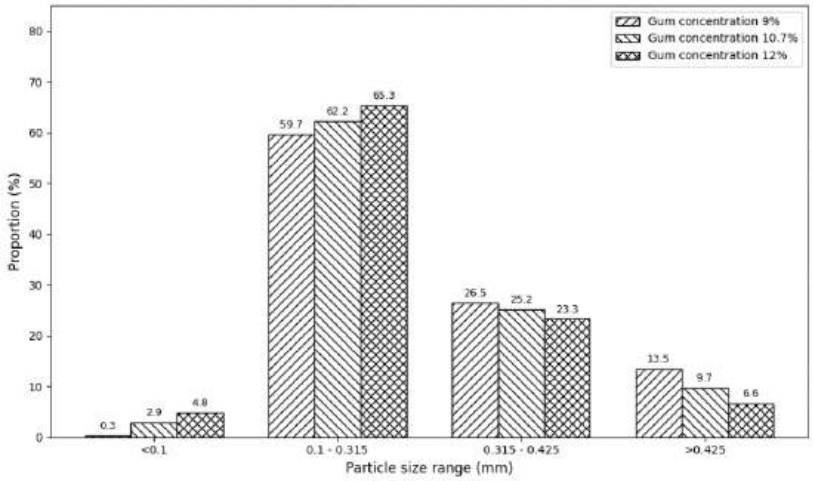


Figure 1. Particle size distribution graph of propellant samples obtained when prepared at different surfactant concentrations.

Particle size analysis revealed that increasing surfactant concentration shifted the distribution toward smaller particle sizes. At 12.5 % gum arabic, the fraction of fine particles was significantly higher compared to the 9 % and 10.7 % formulations.

This trend can be explained by enhanced interfacial stabilization at higher surfactant concentrations. A higher gum arabic content leads to more complete surface coverage of emulsion droplets, thereby lowering interfacial tension and suppressing droplet coalescence during solvent removal and dehydration. As a result, the dispersed phase is more effectively fragmented under shear, producing smaller and more uniform spherical particles.

Conversely, at lower surfactant concentrations (9 %), insufficient surface coverage reduces emulsion stability, promoting partial droplet coalescence and resulting in larger particle formation.

The obtained particle size distribution ranged from 0.10 to 0.425 mm. The dominant fractions were 0.10 – 0.315 mm and 0.315 – 0.425 mm, accounting for approximately 80 – 90 % of the total propellant mass. These results indicate that surfactant concentration is a key parameter governing particle size and can be used to tailor the granulometric characteristics of the propellant.

From a ballistic standpoint, particle size directly affects burning thickness after rolling. For short-barrel applications such as handgun ammunition, rapid and complete combustion requires a burning thickness of approximately 0.10 – 0.15 mm [8]. Therefore, a pre-rolling particle size range of 0.10 – 0.315 mm is considered appropriate for achieving the desired combustion characteristics.

3.2. Effect of Stirring Speed on Particle Characteristics

Stirring speed is one of the most critical operational parameters in the emulsion dispersion method, as it determines the shear forces applied to the dispersed phase and thus influences droplet breakup dynamics.

To evaluate its effect, three batches were prepared at stirring speeds within the range of 600–650 rpm, while maintaining all other processing conditions constant.

The results of the study on the particle size distribution characteristics of these spherical propellant samples are presented in the graph in Figure 2.

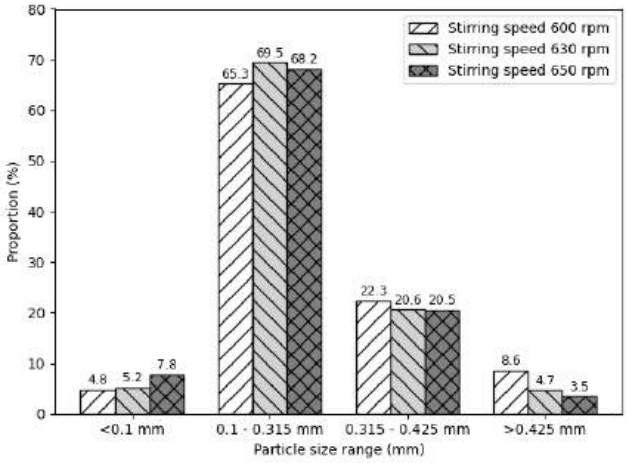


Figure 2. *Particle size distribution graph of propellant samples obtained during preparation at different stirring speeds.*

The results demonstrate that increasing stirring speed from 600 to 650 rpm progressively shifted the particle size distribution toward smaller sizes. At 630 rpm, the proportion of particles in the 0.10 – 0.315 mm range reached 69.5 %, while at 650 rpm this fraction slightly decreased to 68.2 %, accompanied by an increase in particles smaller than 0.10 mm.

This behavior is attributed to the increase in shear energy with increasing rotational speed. Higher stirring speeds enhance the dispersion work applied to the nitrocellulose slurry, promoting droplet fragmentation and leading to smaller equilibrium droplet sizes. However, excessive shear (≥650 rpm) results in over-fragmentation, generating an increased fraction of ultrafine particles (<0.10 mm).

From a ballistic performance perspective, an excessive fraction of fine particles may lead to reduced burning thickness and a rapid pressure rise during firing, potentially exceeding safe operating limits. Furthermore, operation above 650 rpm reduced mechanical stability of the processing equipment and decreased overall process efficiency.

Therefore, an optimal stirring speed of 630 ± 5 rpm was selected, balancing particle size control, process stability, and production efficiency.

3.3. Characterization of the spherical propellant

Table 1. Results of determining the technical specifications of high-energy propellant

Technical specifications	**High-energy spherical propellant**	**Spherical propellant used in 5.56 × 45 mm NATO**	**DINA-containing spherical propellant**	**Propellant for CK51 projectiles**
Specific gravity (g/cm^3)	1,62	1,6	1,54	>1,58
Bulk density (g/cm^3)	0,94	0,93	0,90	≥0,92
Combustion heat (cal/g)	1150,7±12	890±10,5	1033,2±18,6	1020±20
Burn thickness (mm)	0,11±0,02	-	-	0,09÷0,15
Particle size (mm)	0,1÷0,315	-	-	0,2÷0,4

3.3.1. Density

Two density parameters were examined: Specific gravity and bulk density.

True density reflects the degree of compaction of the nitrocellulose matrix and the presence of internal porosity within the propellant grains. Bulk density characterizes the packing behavior of the propellant and determines its volumetric loading capacity in cartridge cases or combustion chambers. All tested formulations exhibited relatively high true densities ranging from 1.54 to 1.62 g/cm³. Notably, the high-energy spherical propellant sample achieved the highest specific gravity (1.62 g/cm³), exceeding both the NATO propellant and the DINA-containing formulation, and satisfying the technical requirement (>1.58 g/cm³) for conventional CK51-grade propellant. The bulk density of high-energy spherical propellant reached 0.94 g/cm³, which was higher than both comparison samples and exceeded the reference CK51 value (0.92 g/cm³). The improved bulk density can be attributed to several factors:

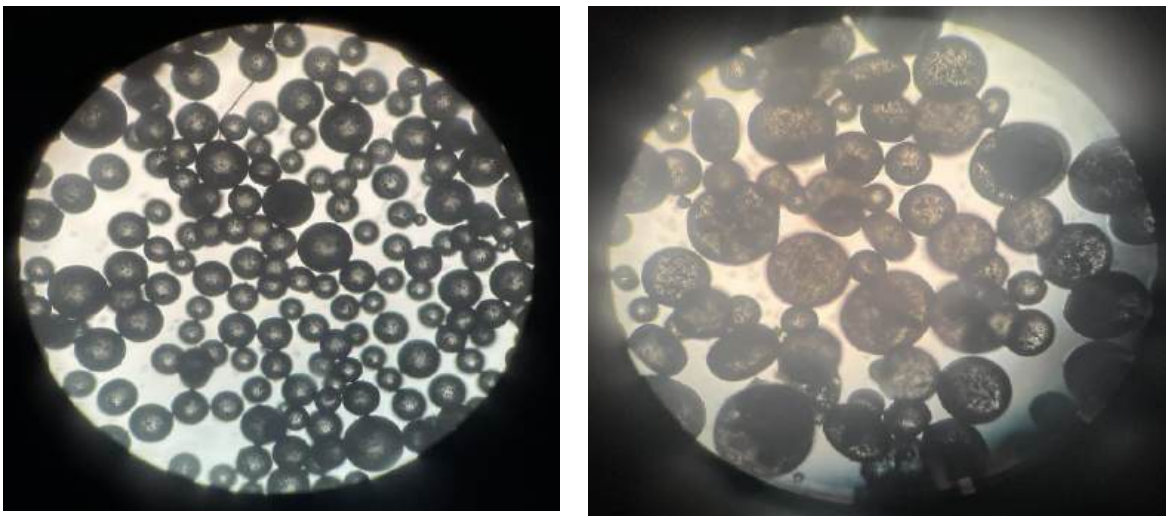
- Higher surfactant content during fabrication promoted formation of smaller, less agglomerated particles, enhancing packing efficiency.
- Controlled solvent removal prevented rapid surface hardening, thereby minimizing internal void formation. Rapid solvent evaporation may cause premature surface solidification, limiting internal structural rearrangement and generating porous grains with reduced density.
- Surface graphite treatment reduced interparticle friction and electrostatic interactions, improving packing behavior and increasing bulk density.

The combination of high true density and elevated bulk density is advantageous for increasing loading mass without sacrificing volumetric constraints.

3.3.2. Heat of Combustion

The heat of combustion represents the total energy released upon complete combustion under constant-volume conditions and is a critical parameter for comparing energetic

performance. The measured heat of combustion for high-energy spherical propellant was 1150.7 cal/g, higher than that of the NATO propellant but slightly lower than the DINA-containing formulation. The theoretical heat of combustion for high-energy spherical propellant was calculated as 1290 cal/g. The relatively small deviation between experimental and theoretical values indicates efficient energy release, minimal energy losses due to incomplete reaction or structural heterogeneity and some NG may separate during the manufacturing process. Compared with the technical specifications of CK51 propellant manufactured at 95 Company, both high-energy spherical propellant and the DINA-containing formulation satisfy the required energetic performance criteria. The high-energy spherical propellant produced before and after rolling is shown in Figure 3.



(a) *(b)*

Figure 3. High-energy spherical propellant from NM-NB before (a) and after (b) rolling

3.3.3. Ballistic Performance

Ballistic testing was conducted by loading the synthesized high-energy spherical propellant into K51 cartridges, replacing the standard propellant while maintaining an identical loading mass (0.55 g). Muzzle velocity and pressure results are presented in Table 2.

Table 2. Results of determining muzzle velocity and pressure

Muzzle velocity, m/s		**Pressure, KG/cm^2**	
High-energy spherical propellant from NM-NB	Requirements for K51 ammunition	High-energy spherical propellant from NM-NB	Requirements for K51 ammunition
481,2	420± 30	1987	$P_{maxTB} \leq 2000$ $P_{max\ max} \leq 2150$
450,3		1892	
483,2		2087	
476,2		1881	
481,2		2015	

The results indicate a significant improvement in ballistic performance. The average muzzle velocity increased by approximately 62 m/s, corresponding to a 14.8 % increase relative to the standard requirement.

One notable advantage of high-energy spherical propellant lies in its higher bulk density (0.94 g/cm³) compared to the porous P45 propellant (0.65 g/cm³) used in standard K51 ammunition. The low bulk density of P45 limits additional loading due to volumetric constraints. In contrast, the higher packing efficiency of high-energy spherical propellant enables increased loading mass within the same cartridge volume, offering potential for further ballistic enhancement.

Importantly, peak pressure (Pmax) measurements confirmed that the average chamber pressure remained within the allowable technical limits for K51 ammunition, indicating that the velocity improvement did not compromise safety.

4. Conclusion

A high-energy spherical propellant was successfully fabricated using the emulsion–dispersion method, and the effects of key processing parameters on particle formation and performance were systematically evaluated. Surfactant concentration significantly influenced particle size distribution, where increased gum arabic content enhanced emulsion stability and reduced droplet coalescence, enabling control of the desired particle size range (0.10 – 0.315 mm) at 12,5 % gum arabic . Stirring speed governed shear-induced droplet fragmentation, with an optimal value of 630 ± 5 rpm providing balanced granulometric control and process stability.

The optimized high-energy spherical propellant exhibited high true density (1.62 g/cm³), elevated bulk density (0.94 g/cm³), favorable heat of combustion. Ballistic testing demonstrated a notable increase in muzzle velocity (≈14.8 %) under identical loading conditions while maintaining chamber pressure within allowable limits.

These results confirm that controlled processing parameters enable the development of high-performance spherical propellant with improved energetic and ballistic characteristics, demonstrating strong potential for practical ammunition applications.

References

1. R. Lewczuk and K. Gańczyk-Specjalska.(2022). Modern Highly Energetic Materials for the Production of Gun Powders and Rocket Propellants in Poland. *Central European Journal of Energetic Materials,* vol. 19, no. 3.
2. P. D. Nhan.(2013). *Technology for producing propellants and rocket fuels.* People's Army Publishing House.
3. J. P. Agrawal.(2010). *High energy materials: propellants, explosives and pyrotechnics*. John Wiley & Sons.
4 C. An, H. Li, B. Yu, X. Geng, and J. Wang.(2017). Preparation and characterization of nano NC/HMX composite particles. *Science and Engineering of Composite Materials,* vol. 24, no. 1, pp. 123-128.
.5 D. A. Reese, L. J. Groven, and S. F. Son.(2014). Formulation and characterization of a New Nitroglycerin-Free double Base propellant. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics,* vol. 39, no. 2, pp. 205-210.
6. R. Damse, B. Omprakash, B. Tope, T. Chakraborthy, and A. Singh.(2009). Study of Nn-butyl-N-(2-nitroxyethyl) nitramine in RDX based gun propellant. *Journal of hazardous materials,* vol. 167, no. 1-3, pp. 1222-1225.

7. A. Fahd, H. E. Mostafa, and S. Elbasuney.(2017). Certain ballistic performance and thermal properties evaluation for extruded modified double-base propellants. *Central European Journal of Energetic Materials,* vol. 14, no. 3, pp. 621-635.
8. D. M. Khai, N. D. Tuan, and N. T. Anh.(2025). Investigation of the Parameters on the Preparation and Characteristics of a High-Energy Spherical Propellant. *CENTRAL EUROPEAN JOURNAL OF ENERGETIC MATERIALS,* vol. 22, no. 3, pp. 289-301.
9. *MIL-STD-650.(1962). Explosives: Sampling, Inspection and Testing*, U.S. Department of Defense.
10. *MIL-STD-286.(1967). Solid Propellants: Inspection, Examination, and Testing*, U.S. Department of Defense.

Ảnh hưởng của một số yếu tố công nghệ đến phân bố cỡ hạt và một số đặc trương năng lượng, xạ thuật của thuốc phóng cầu năng lượng cao

Tóm tắt: *Thuốc phóng cầu được sử dụng rộng rãi trong các loại đạn súng ngắn nhờ các tính chất ưu việt về đạn đạo và quá trình sản xuất đơn giản. Việc bổ sung hàm lượng các chất mang năng lượng và khảo sát các yếu tố công nghệ để tạo được TPC có cỡ hạt phù hợp là mục tiêu chính để cải thiện vận tốc đầu đạn và hiệu suất tổng thể. Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đã chế tạo ra một loại thuốc phóng cầu năng lượng cao từ nitromas mác NC-NB từ nhà máy Z có hàm lượng NC 50 ÷ 60 %, hàm lượng NG từ 33 ÷ 39 % và phụ gia được chế tạo thông qua phương pháp phân tán hạt nhũ trong dung môi không trộn lẫn với nước. Thuốc phóng cầu thành phẩm được chế tạo được đạt khối lượng riêng 1,62 g/cm^3; mật độ đong 0,94 g/cm^3; nhiệt lượng cháy đạt xấp xỉ 1150 cal/g; kích thước hạt trong khoảng 0,1 ÷ 0,315mm chiếm khoảng 70 %; sơ tốc trung bình của đầu đạn tăng khoảng 14,8 %; áp suất P_{max} đảm bảo nhỏ hơn 2000KG/cm^2 đối với đạn K51. Chế độ công nghệ được lựa chọn tại tốc độ khuấy 630±5 vòng/phút; nồng độ gôm 12,5 %; hàm lượng chất hoạt động bề mặt khi thuần hoá từ 2 % đến 6 % cho hiệu suất cao đạt xấp xỉ 99 %.*

Keywords: Thuốc phóng cầu; năng lượng; nitromas.

Influence of several factors on the compressive strength of new-generation thermobaric explosives based on silicon binders

Nguyen Van Tuan[1], Nguyen Van Tinh[1]

[1]*Faculty of Weapons, Military Technical Academy*

Email: nguyentuan181185@gmail.com; Tel: 0963810636

Abstract

This paper presents the results of a study on the influence of binder content, diluent oil (DO), curing agent (CA), and aluminum powder particle size on the compressive strength of new-generation thermobaric explosives (TBX) based on silicon binders. The results indicate that the compressive strength of TBX is optimal when the silicon binder content is at least 12 %, the diluent oil content is at most 20 %, the CA/silicon ratio is between 0.1/1 and 0.2/1, and the aluminum particle size ranges from 1 µm to 10 µm. In addition, the curing mechanism of TBX samples was investigated using FT-IR spectroscopy, providing further insight into the cross-linking process of the silicon-based binder matrix.

Keywords: *compressive strength; silicon- based binders; thermobaric explosives; FT-IR spectroscopy*

1. Introduction

Since its inception in the late 20th century, TBXs have evolved into the fourth generation and have demonstrated high combat effectiveness, particularly in urban environments, shelters, canyons, and caves… [1]. The fourth-generation TBX was developed by a team of scientists, including Stefan Kolev and Tsvetomir Tsonev (SURT Technologies Ltd., Sofia, Bulgaria). This type of TBX typically consists of a high explosive, such as hexogen (RDX) or octogen (HMX), a combustible material including aluminum powder (Al) or aluminum–magnesium alloy (AlMg), an oxidizing agent (potassium perchlorate (KP, $KClO_4$)), and a silicon-based binder system. The distinguishing feature of this TBX generation, compared with previous generations, is the use of the KP as the oxidizing agent together with a silicone binder system. The oxidizing agent KP is widely available, exhibits an oxygen balance coefficient of +46.2 %, and shows lower hygroscopicity than ammonium perchlorate (AP). In addition, under high-pressure conditions it reacts more rapidly with reducing agents because of its significantly higher pressure coefficient of the combustion rate. Silicone binders are also widely available and possess high durability, have a better oxygen balance than inert binders, and are less toxic. Furthermore, silicone binders exhibit good adhesion to the aluminum oxide layer on the surface of aluminum particles, thereby imparting high mechanical strength to the explosive. Based on this TBX composition, two TBX charge types were fabricated and denoted as H-TBX and A-TBX (Figure 1) [2–6].

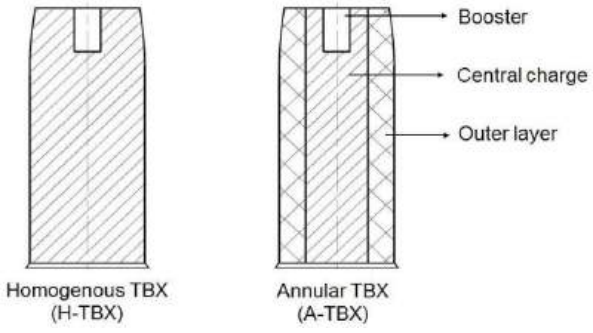


Figure 1. Homogeneous TBX (H-TBX) and annular TBX (A-TBX) charges

Initial experimental research results show that this TBX forrmulation exhibits significant advantages over previous generation of TBX, such as a pronounced thermobaric effect (2.5 times

greater than TNT in terms of pressure impulse), high density (≈ 2 g/cm³), high thermal stability, good water resistance, low sensitivity, safe handling and storage, the use of readily available materials, and low production cost.

Although numerous studies have been published on TBX in general and on new-generation TBX in particular, most have primarily focused on their energetic and thermobaric performance, with very few publications addressing the mechanical strength of TBX. According to [7], the author studied the tensile strength of TBX with a composition including HMX/AP/Al/HTPB, reporting a maximum tensile stress (σ_{max}) of 73.8 N/cm² and a maximum strain (ε_{max}) of 15.74%. In other study [8], Tran Quang Phat reported that TBX with a composition consisting of RDX/AP/Al/polyacrylate exhibits low mechanical strength. Specifically, at a density of 1.91 g/cm³, the compressive strength of TBX reaches only 7.3×10^5 Pa. According to [6], the new-generation TBX based on a silicone binder has a Shore A hardness of 40.

Therefore, this study focuses on investigating the influence of several key factors on the mechanical strength, specifically, the compressive strength of new-generation TBX based on a silicone binder, using the ST-1000 universal testing device (Korea). The results are presented and discussed in detail.

2. Materials and methods

2.1. Materials

Type 1 hexogen with a melting point ≥ 202.5ºC and a particle size of ≤ 200 μm was obtained from factory Z. Aluminum powder with a purity ≥ 99.7 % and 3 particle-size ranges (1 ÷ 3 μm, 15 ÷ 25 μm and 35 ÷ 45 μm) was obtained from China. Potassium perchlorate ($KClO_4$) powder with a purity ≥ 99.5 % and a particle size of ≤ 200 μm was also obtained from China. Platinum-cured two-component silicone adhesive with a Shore A hardness of 40, mixing ratio of 10:1, viscosity of 70000 ÷ 100000 mPa.s, a working time of 45 ÷ 60 min, and a curing time of 2 h at 60°C (Vietnam). In addition, other chemicals, such as silicone oil (Vietnam) used as a diluent, toluene (China) (purity ≥ 99.5%) are used directly without further distillation.

2.2. Sample preparation

The TBX sample was prepared using a casting method, as follows: the RDX starting material and $KClO_4$ powder were dried at 60°C for 4 hours to achieve a moisture content of less than 0.05 %. The ingredients were weighed according to the specified ratios and thoroughly mixed in the prescribed order. First, RDX was thoroughly mixed with the silicone binder system (consisting of silicone, diluent oil, a curing agent, and toluene solvent). Subsequently potassium perchlorate and aluminum powder were added to the mixture. The mixing process was carried out for approximately 30 ÷ 60 min at room temperature. Afterward, the explosive samples were cast and cured at 60°C for 2 hours prior to compressive strength testing.

2.3. Experimental techniques

The compressive strength of TBX was measured using the ST-1000 device. TBX samples were cast into cylindrical specimens with a diameter of 12 mm and a length of 30 mm (with a casting density of $\rho = 1.83 \pm 0.01$ g/cm³). The compression test was conducted at loading rate of 0.50 $mm.min^{-1}$.

The FT-IR spectrum of TBX was measured using a PerkinElmer Spectrum 400 instrument at room temperature (25°C) and 35% relative humidity, using a 150 mg dry KBr pellet with a

TBX-to-KBr mass ratio of 1.5 %. The instrument specifications were as follows: a frequency range of 4000 ÷ 450 cm^{-1}, a resolution of 4 cm^{-1}, and 32 scans.

3. Results and discussion

3.1. FT-IR Spectrum of TBX

The curing process of the TBX sample was monitored by FT-IR spectroscopy. FT-IR spectra of the silicone binder, the curing agent, and the fully cured TBX product are shown in Figure 2.

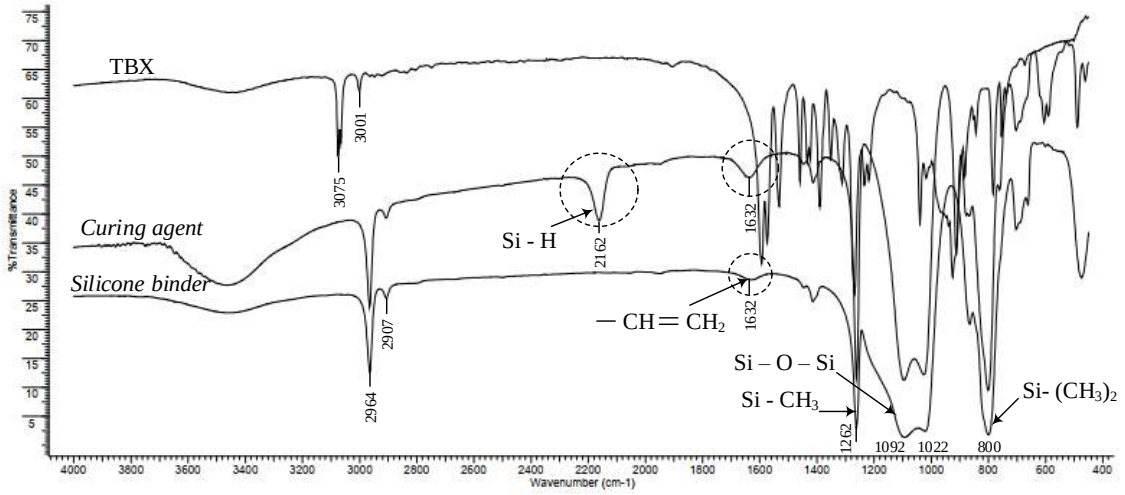


Figure 2. FT-IR spectra of the silicone binder, the curing agent, and TBX

Based on the IR spectrum of the silicone binder (Figure 2), the binder is identified as a polydimethylsiloxane compound containing pendant $–CH_2CH=CH_2$ side chains, which enable cross-linking upon reaction with the curing agent. The absorption peak at 2964 cm^{-1} is assigned to the stretching vibration of the $–CH_3$ group, whereas the absorption peak at 1632 cm^{-1} is attributed to the vibration of the vinyl group ($–CH=CH_2$). The absorption peaks at 1262 and 801 cm^{-1} are assigned to the bending and rocking vibrations of the $Si–CH_3$ bond, respectively, while the peak at 1414 cm^{-1} is characteristic of the $–SiCH_2$ group. The absorption peaks at 1092 and 1022 cm^{-1} are assigned to the stretching vibrations of the Si–O–Si bonds within the silicone polymer framework, as shown in Figure 2. Figure 2 also shows that in addition to the main functional groups of the silicone polymer, the IR spectrum of the curing agent contains hydrosilane (–SiH) side-chain linkages, with an absorption peak at 2162 cm^{-1}. This group reacts with the vinyl group ($–CH=CH_2$) during the curing process via hydrosilylation. When silicone rubber is vulcanized (cured), the absorption peaks of these functional groups decrease in intensity or disappear. For the TBX sample, as shown in Figure 2, the absorption peaks associated with the Si–H and $–CH=CH_2$ functional groups have completely disappeared, whereas the characteristic peaks of the $–CH_3$, Si–O–Si, and $–NO_2$ groups remain. This indicates that the curing process of the TBX sample has been completed.

3.2. Influence of several factors on compressive strength

3.2.1. Effect of silicone binder content

Because weapon systems are subjected to thermal and mechanical effects arising from the environment, recoil, and projectile motion during firing, determining the mechanical properties of explosives is critically important. The mechanical strength of the TBX sample depends on many

factors, including binder content, particle size and distribution of the solid components, compression density, compression conditions; and storage and testing temperatures etc. [9]. According to [6], the influence of binder content on the compressive strength of TBX was investigated over the range of 8 ÷ 18 %, while all other parameters were kept constant. The mass composition of the substances in TBX is presented in Table 1. In this mixtureformulation, the binder contains 10 % diluted oil, and the ratio of platinum-catalyzed curing agent to silicone is 1:10. Toluene is used as a solvent to reduce viscosity and is removed during the mixing process. Aluminum powder (Al) with a particle size of 1 ÷ 3 μm was used to prepare samples in this study.

Table 1. Composition of TBX components and their compressive strength characteristics

Sample	Composition, %				Compressive strength characteristics		
	RDX	***Al***	***$KClO_4$***	***Binder system***	***Max Load, kgf***	***Strength, kgf/cm^2***	***Strain, %***
M1	48	30	14	8	-	-	-
M2	46	30	14	10	122	108	12,1
M3	45	30	14	12	225	198	52,4
M4	43	30	14	13	248	219	65,4
M5	40	30	14	16	> 300	272	43,5

The compressive strength of TBX samples measured at ambient temperature is presented in Table 1 and Figure 3.

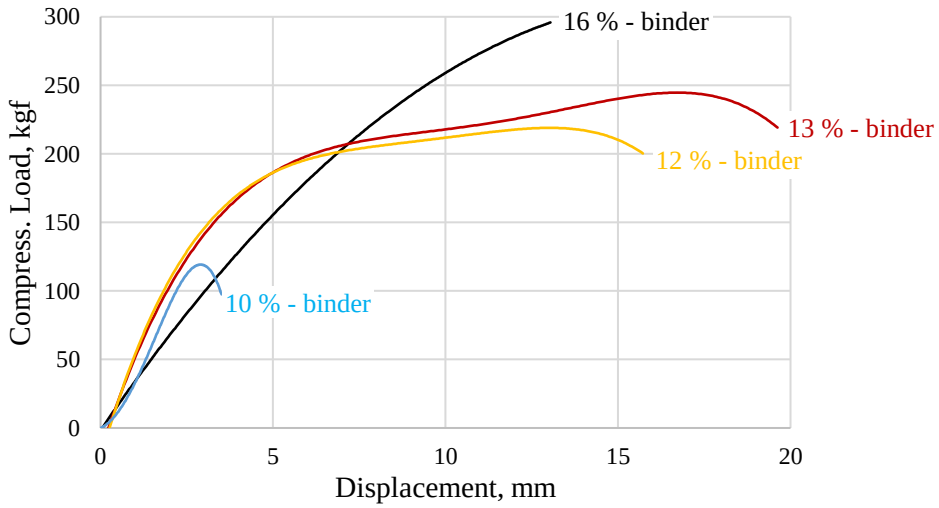


Figure 3. Effect of binder content on TBX compressive strength

Figure 3 shows that the compressive strength of the TBX sample increases with increasing binder content. Specifically, when the binder content exceeds 12 %, TBX exhibits good mechanical strength; when the binder content exceeds 16 %, the compressive strength surpasses the device's measurement limit of 300 kgf/cm². When the binder content is less than 12 % (samples M1 and M2), TBX exhibits poor compressive strength, is more difficult to prepare, dries more rapidly, and shows poor ductility; consequently, it is difficult to manufacture by casting and is suitable only for compression molding. When compared with PBX explosives containing a fluororubber binder, which exhibit compressive strengths of 8 - 12 MPa under the same test conditions [10], TBX exhibits a much higher compressive strength.

In the initial phase (load of 0 - 180 kgf), the compressive strength of all samples increased rapidly. Thereafter, the compressive strength increased more slowly, with displacement changing over a wide range, during which the TBX samples exhibited high elasticity. With a binder content greater than 12 %, TBX exhibits a deformation greater than 50 % (Table 1). This behavior is attributed to the good elasticity of the silicone rubber binder. However, increasing the binder content reduces the energy characteristics (explosion heat, detonation velocity, residual pressure, etc.) of TBX. Therefore, experiments are required to assess the effect of binder content on these energy characteristics in order to determine the appropriate binder content. Initial test results on energy characteristics indicate that a silicone binder content of 12 - 13 % ensures that both mechanical strength and energy performance requirements are met (detonation velocity: 6422 m/s, residual pressure: 10.35 Psi, impulse of pressure 6.78 Psi.ms ... with a sample mass of 410g, a density of 1.83g/cm^3 at a distance of 3 m). The TBX (M4) sample was selected to investigate the effects of additional factors on its mechanical strength.

3.2.2. Effect of diluting oil content

Silicone-diluted oil is used to enhance the processing characteristics and to facilitate the fabrication of TBX samples. It is also a type of silicone polymer, but it does not participate in the curing process; instead, it serves to reduce the viscosity of the adhesive system. To investigate the effect of DO content on the compressive strength of TBX, all other parameters were fixed as described in Section 3.2a, and the DO content was varied over the range of 0 ÷ 40%, relative to the silicone binder content of 13% in sample M4. investigate in Table 2 and Figure 4.

Table 2. Effect of DO content on the compressive strength of TBX

№	Composition, %		Compressive strength characteristics		
	Diluting oil	***Binder***	***Max Load, kgf***	***Strength, kgf/cm^2***	***Strain, %***
1	0	100	290	256	51,3
2	10	90	248	219	65,4
3	20	80	200	167	53,9
4	30	70	109	96	29,6
5	40	60	29	26	22,6

As shown in Table 2 and Figure 4, increasing the DO content leads to a decrease in both compressive strength and compressive durability of TBX. When the DO content is below 20 %, the compressive strength of TBX remains adequate. When the DO content exceeds 20 %, the compressive strength decreases rapidly. This is because DO does not participate in the curing process of the binder system. Although the TBX is technologically easier to manufacture and has higher ductility, an increase in DO content leads to a decrease in binder content, thereby reducing the compressive strength of TBX. The DO content selected to ensure both compressive strength and ease of TBX preparation is 10 - 20 %.

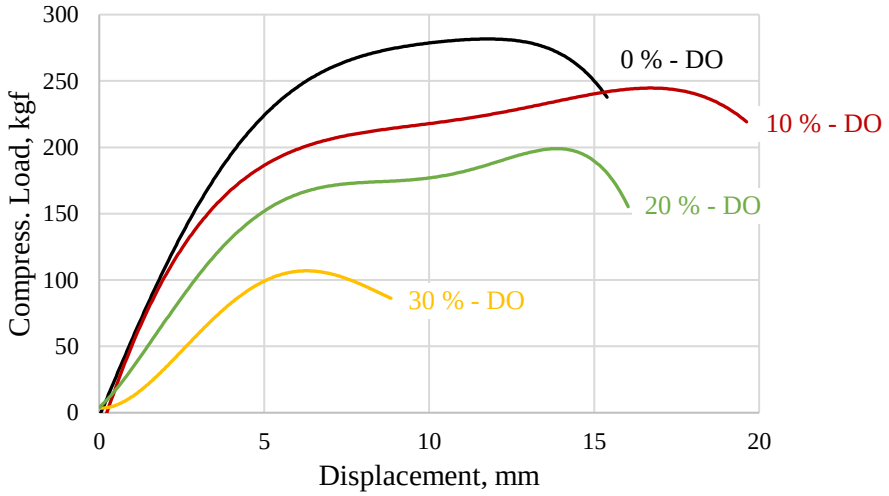


Figure 4. Effect of DO content in the binder system on the compressive strength of TBX

3.2.3. Effect of curing agent content

According to the supplier's specifications, the ratio of the platinum-based catalyst curing agent to silicone is 1:10. Therefore, the effect of the CA-to-silicon ratio (0.01 – 0.3:1) was investigated. Sample M4 contained 10 % DO, with all other parameters fixed as described above. The dependence of compressive strength on CA content is shown in Table 3 and Figure 5.

Table 3. Effect of curing agent content on the compressive strength of TBX

№	CA/Silicon ratio	Compressive strength characteristics		
		Max Load, kgf	***Strength, kgf/cm²***	***Strain, %***
1	0,01:1	-	-	-
2	0,05:1	169	150	46,9
3	0,10:1	248	219	65,4
4	0,15:1	294	260	64,8
5	0,20:1	279	247	64,6
6	0,30:1	208	183	56,2

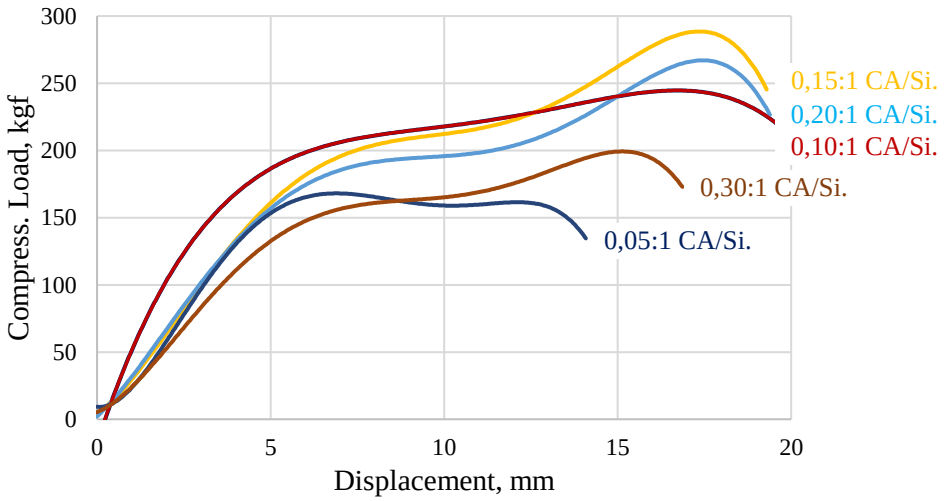


Figure 5. Effect of curing agent content on the compressive strength of TBX

Table 3 and Figure 5 show that, as the CA content increases, the compressive strength of TBX first increases and then decreases due to the saturation of the functional groups involved in the curing process. At a CA-content-to-silicone-binder ratio of 0.1 - 0.3:1, TBX exhibits high compressive strength. However, as discussed in Section 3.1, CA is a silicone polymer containing functional groups involved in the curing process and a platinum catalyst that promotes more favorable curing. Because CA is more expensive than silicone binder, the optimal CA-content-to-silicone-binder ratio was selected in the range of 0.1 - 0.2:1.

3.2.4. Effect of aluminum particle size

The size of aluminum particle affects not only the technological properties and energy characteristics of TBX but also its mechanical strength. Three aluminum particle size ranges (1 - 3 μm, 15 - 25 μm, and 35 - 45 μm) were selected to investigate their effects on the mechanical strength of TBX. The sample was prepared according to formulation M4 with 10 % DO and a CA-to-silicon ratio of 0.15:1; all other parameters were held constant. The effect of aluminum particle size on the mechanical strength of TBX is shown in Table 4 and Figure 6.

Table 4. Effect of aluminum particle size on the compressive strength of TBX

№	Aluminum particle size, μm	Compressive strength characteristics		
		Max Load, kgf	***Strength, kgf/cm²***	***Strain, %***
1	1 ÷ 3	294	260	64,8
2	15 ÷ 25	216	191	38,6
3	35 ÷ 45	188	166	34,8

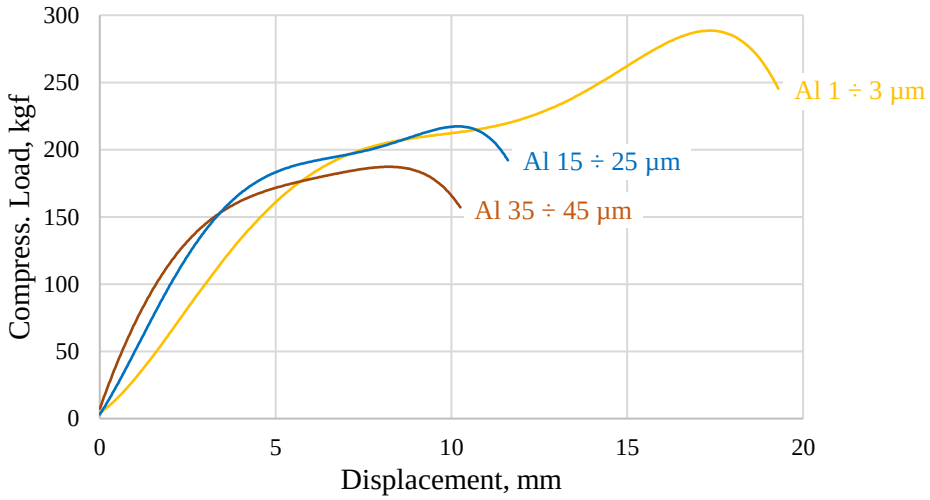


Figure 6. Effect of aluminum particle size on the compressive strength of TBX

Table 4 and Figure 6 show that increasing the aluminum particle size not only affects the manufacturing process (faster drying time, lower plasticity) but also reduces the mechanical strength of TBX. Aluminum powder with a particle size of 1 - 3 μm exhibits high compressive strength. This is because smaller aluminum particles are more evenly distributed throughout the matrix, resulting in improved bonding between the silicone binder and the aluminum powder [6]. When aluminum powder with larger particle sizes is used, the compressive strength of TBX decreases rapidly; this trend is consistent with published literature [1–8], in which small-sized aluminum powder was used to prepare TBX.

4. Conclusion

The mechanical strength of TBX is influenced by several factors, including binder content, diluent oil, curing agent, and aluminum particle size. TBX exhibits high compressive strength and technological advantages in manufacturing when the binder content exceeds 12 %, the DO content is 10 - 20 %, the CA-to-silicone ratio is 0.1-0.2:1, and the aluminum particle size is below 10 μm. Initial test results of the energy characteristics of this TBX type indicate that it meets the required standards and is suitable for use in manufacturing and loading into thermobaric ammunition.

Tài liệu tham khảo

1. Stefan Kolev, Tsvetomir Tsonev, (2015). Solid state fuel-air explosives with enhanced power and stability. Conference: *46th annual conference of Fraunhofer ICTAt*: Karlsruhe, Germany.
2. Stefan Kolev, Tsvetomir Tsonev, Robert Weinheimer, (2021). Solid state fuel-air explosive. *Conference: 43rd IPSUSA Seminar*, Fort Collins, CO, pp. 8-13.
3. Tsonev T., Kovlev S. (2013). Thermobaric Composition Based on Polyoxane Polymers. *Patent BG 111270(A)*, in Bulgarian.
4. Tsonev T., Kovlev S. (2015). Thermo-barium Composition Based on Polysilicon Polymer Matrix Included in the Composition of Explosive Substances. *Patent BG 111636(A)*, in Bulgarian.
5. Tsonev T., Kovlev S. (2016). Underwater Explosive Based on Aryl/Alkyl Polysiloxane Polymer Matrix with Explosive Substances in the Composition. *Patent BG 111985(A)*, in Bulgarian.
6. Stefan K. Kolev, Tsvetomir T. Tsonev, (2022). Aluminized Enhanced Blast Explosive Based on Polysiloxane Binder. *Propellants Explosives Pyrotechnics*, 47(2), pp. 1-14.
7. D. Bajić, I. Dimitrijević, B. Fidanovski, J. Rusmirović, S. Mijatov, T. Kovačević, m. Milić, (2022). The effect of curing conditions on properties of cast thermobaric PBX explosive. *Procesna tehnika*, 33(2), pp. 50-52.
8. Trần Quang Phát, (2020). Nghiên cứu chế tạo thuốc nổ nhiệt áp dùng cho đạn ĐVN-7V. Luận án tiến sĩ kỹ thuật, mã số: 9 52 0301, *Viện Khoa học và công nghệ quân sự*, pp. 97.
9. A. Singh, M. Kumar, P. Soni, M. Singh, and A. Srivastava, (2013). Mechanical and Explosive Properties of Plastic Bonded Explosives Based on Mixture of HMX and TATB. *Defence Science Journa*l, Vol. 63, No. 6, pp. 622-629.
10. N. T. Toan, N. T. C. Nhung, V. H. Phuong, (2020). Compressive strength and explosive characteristics of polymer-bonded explosives based on hexogen and fluoroelastomers. *Journal of Military Science and Technology*, Special Issue, No.66A, pp. 76-83.

Ảnh hưởng của một số yếu tố đến độ bền nén của thuốc nổ nhiệt áp thế hệ mới trên nền chất kết dính silicon

Tóm tắt: *Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu về ảnh hưởng của một số yếu tố đến độ bền nén của thuốc nổ nhiệt áp (TBX) thế hệ mới trên nền chất kết dính silicon như: hàm lượng chất kết dính, dầu pha loãng (DO), chất đóng rắn (CA) và kích thước hạt của bột nhôm. Kết quả nghiên cứu cho thấy, độ bền cơ học của TBX đạt giá trị tốt khi hàm lượng chất kết dính silicon không nhỏ hơn 12 %, DO không lớn hơn 20 %; tỷ lệ hàm lượng CA so với silicon nằm trong khoảng 0,1/1 đến 0,2/1; kích thước hạt nhôm từ 1 μm đến 10 μm. Ngoài ra, cơ chế đóng rắn của mẫu TBX bằng phương pháp xác định phổ hồng ngoại FT-IR cũng đã được nghiên cứu và thảo luận nhằm cung cấp thêm thông tin chi tiết về quá trình liên kết chéo của hỗn hợp chất kết dính gốc silicon.*

Từ khoá: độ bền nén, chất kết dính silicon, thuốc nổ nhiệt áp, FT-IR phổ hồng ngoại.

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ LẦN THỨ XXI – NĂM 2026

NHÀ XUẤT BẢN MONG BẠN ĐỌC GÓP Ý KIẾN, PHÊ BÌNH

Chịu trách nhiệm xuất bản: **Giám đốc - Tổng Biên tập PHẠM VĂN TRƯỜNG**
Chịu trách nhiệm bản thảo: **Phó Giám đốc - Phó Tổng Biên tập NGUYỄN VĂN SÁU**
Biên tập: **HOÀNG THẾ LONG, NGUYỄN HOÀNG TUẤN**
Kỹ thuật CNTT và bìa: **HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ**

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
23 Lý Nam Đế, phường Hoàn Kiếm, TP. Hà Nội
Website: http://nxbqdnd.com.vn
http://xbqdnd.bqp; https://xbqdnd.vn
Email: nxbqdnd@nxbqdnd.com.vn
ĐT: 024.38455766 - 024.37470780; Fax: 024.37471106
Chi nhánh tại Thành phố Hồ Chí Minh
161-163 Trần Quốc Thảo, phường Nhiêu Lộc
ĐT: 069.667452 - 028.62565588; Fax: 028.62565588
Cơ quan đại diện tại Thành phố Đà Nẵng
Số 172 đường 2-9, phường Bình Thuận
ĐT: 0236.6250803; Fax: 0236.6250803
Cơ quan đại diện tại Thành phố Cần Thơ
Phi trường 31 - đường Cách mạng Tháng Tám
ĐT: 069.629905 - 0292.3814772; Fax: 0292.3814772

In xong: Quý II-2026 Nộp lưu chiểu: Quý II-2026
Khổ sách: 19x27 Số trang: 3350 trang Số lượng: 50 đĩa
Số đăng ký kế hoạch xuất bản: 1387-2026/CXBIPH/3-21/QĐND
Số quyết định xuất bản: 94/QĐLKI-NXBQĐND, ngày 15 tháng 4 năm 2026
Kỹ thuật CNTT tại: Học viện Kỹ thuật quân sự
In và ghi đĩa: Xưởng in Học viện Kỹ thuật quân sự
Địa chỉ: 236 Hoàng Quốc Việt, phường Nghĩa Đô, TP. Hà Nội
Đối tác liên kết: Học viện Kỹ thuật quân sự
Địa chỉ: 236 Hoàng Quốc Việt, phường Nghĩa Đô, TP. Hà Nội
ISBN: 978-632-06-2010-0.


HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ
MILITARY TECHNICAL ACADEMY