BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH

HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ LẦN THỨ XX - NĂM 2025

(TẬP 1: HÓA-LÝ KỸ THUẬT, CÔNG NGHỆ CƠ KHÍ VÀ CƠ ỨNG DỤNG, QL KH&CN, VŨ KHÍ, ĐẠN, CƠ ĐIỆN TỬ, HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ, VÔ TUYẾN ĐIỆN TỬ)

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
ISBN: 978-604-495-840-8



Hà Nội - 2025

BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH

HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ LẦN THỨ XX - NĂM 2025

(TẬP 1: HÓA-LÝ KỸ THUẬT, CÔNG NGHỆ CƠ KHÍ - CƠ ỨNG DỤNG, QLKH&CN, VŨ KHÍ, ĐẠN, CƠ ĐIỆN TỬ, HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ, VÔ TUYẾN ĐIỆN TỬ)

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN

ISBN: 978-604-495-840-8

Hà Nội - 2025

MỤC LỤC

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
1.	Nghiên cứu chế tạo nano lưỡng kim Fe-Co trên nền sợi cacbon felt (CF) ứng dụng xử lý chất hữu cơ độc hại trong nước	*Vũ Đức Anh, Nguyễn Văn Hoàng, Vũ Đình Thảo*	1
2.	Synthesis of tree-like ZnO nanostructures by one-step chemical vapor deposition process	*Nguyen Van Cuong, Phung Dinh Hoat, Nguyen Van Tien, Pham Tien Hung*	9
3.	Optimization of the synthesis of HBIW (Hexabenzylhexaisowurtzitane) precursor in the synthesis of CL-20 explosive	*Le Minh Dong, Doan Van Viet, Vu Huu Manh, Cao Hai Thuong*	14
4.	Rheological characteristics of bimodal grades of high-density polyethylene	*Quang Dung Pham, P.V. Surikov*	22
5.	Tổng hợp vật liệu đa cation có cấu trúc lớp spinel FeCoNiMnZn và khảo sát tính chất điện hóa ứng dụng làm vật liệu tích trữ năng lượng	*Lê Xuân Dương, Chu Tuấn Hùng, Trương Minh Trọng, Trần Viết Thứ*	31
6.	Nghiên cứu tổng hợp vật liệu vermiculite giãn nở biến tính hấp phụ chất độc hại da 2-chloroethyl ethyl sulfide (2-CEES)	*Hà Huy Hưng, Vũ Ngọc Doãn, Trần Văn Chinh, Lã Đức Dương, Nguyễn Ngọc Độ*	38
7.	Nghiên cứu đặc tính điện hoá của vật liệu cực dương natri mangan oxít được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel ứng dụng cho pin natri-ion	*Nguyễn Văn Kỳ, Đoàn Tiến Phát, Phùng Đình Hoạt, Lương Trung Sơn, Vũ Đình Thảo, Ngô Quý Quyền, Tô Văn Nguyện, Vũ Đình Lãm, Nguyễn Văn Nghĩa*	49
8.	Laser ngẫu nhiên từ cấu trúc vi cầu xốp	*Nguyễn Văn Tiến, Ngô Thị Liên, Tạ Văn Dương*	60
9.	Fabrication of a Low-Cost Spherical Triboelectric Nanogenerator for Environmental Energy Harvesting	*Nguyen Tuan Linh, Nguyen Thanh Nam, Nguyen Xuan Thau, Vũ Anh Hùng and Nguyen Van Toan*	65
10.	Nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$	*Đoàn Tiến Phát, Ngô Thị Lan, Nguyễn Văn Nghĩa*	73
11.	Nghiên cứu ảnh hưởng của Fe_3O_4 và Graphene Oxide/Polyaniline lên tính chất cơ lý của chất tạo màng trên cơ sở nhựa epoxy	*Vũ Văn Tùng, Vũ Mạnh Cường, Nguyễn Phi Long, Lê Minh Đức, Nguyễn Văn Dương*	83
12.	Nghiên cứu tổng hợp dạng lưỡng kim Ni, Co trên nền than sinh học ứng dụng phân hủy 2,4,6-trinitroresoecinol (TNR) trong môi trường nước	*Trần Tiến Tùng, Nguyễn Trung Dũng, Lê Thế Sơn*	94
13.	Model for calculating cross - axis coupling stiffness using crab-leg spring in mems accelerometer	*Nguyen Van Cuong, Bui Manh Cuong, Nguyen Huu Chien ,Vu Minh Hoan, Phan Van Manh,Chu Manh Hoang*	102
14.	Nghiên cứu mô phỏng ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến biến dạng tích lũy khi cán không đồng tốc phôi hợp kim đồng M1	*Nguyễn Xuân Diệp*	109
15.	Phân tích động lực học tấm sandwich trên nền đàn hồi bằng phương pháp phần tử hữu hạn	*Nguyễn Mạnh Dũng*	117

ISBN: 978-604-495-840-8

16.	Tối ưu hóa đa mục tiêu các thông số công nghệ khi phay chi tiết hợp kim nhôm 7075 sử dụng thuật toán tối ưu bầy ong	*Trần Thế Hiệu, Đặng Xuân Hiệp, Nguyễn Hải Nam*	127
17.	Static bending of non-uniform thickness piezoelectric nanoplate resting on variable elastic foundation with flexoelectric effect	*Van Ke Tran , Van Minh Phung*	135
18.	Numerical Simulation and Experimental Analysis of the Combined Deep Drawing Process for AA1050-O Aluminum Alloy Sheets	*Nguyen Huu Luong, Chau Nhuan Phat, Nguyen Van Chinh, Tran Duc Hoan, Ta Duc Canh*	145
19.	Nghiên cứu xác định vết nứt trong chi tiết dạng cánh trên cơ sở phương pháp số	*Vũ Tú Nam, Bùi Mạnh Cường, Hoàng Trung Kiên*	155
20.	Nghiên cứu đặc trưng động lực học của cánh dạng tấm mỏng trên cơ sở phân tích modal thực nghiệm và mô phỏng số	*Bùi Mạnh Cường, Nguyễn Đình Nam*	163
21.	Giải bài toán đa mục tiêu trong xây dựng dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng sử dụng phương pháp phân tích thứ bậc (AHP)	*Chu Trần Phú, Trần Sơn Ninh*	171
22.	Nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến cơ tính của thép không gỉ 316L khi sử dụng công nghệ bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser	*Nguyễn Văn Quân, Đoàn Tất Khoa, Nguyễn Văn Hoàng*	180
23.	Evaluation of the formability of AA5083 aluminum alloy by the constrained groove pressing technique using numerical simulation	*Tam Ho, Manh Tien Nguyen, Truong An Nguyen, Van Hieu Nguyen, Quoc Viet Pham*	188
24.	Nghiên cứu đáp ứng điện - nhiệt - cơ của dầm chữ V kích thước micro có đục lỗ bằng phần mềm ANSYS Workbench	*Nguyễn Đình Nam, Vũ Văn Thể*	200
25.	Nghiên cứu, mô phỏng trường ứng suất dư của chi tiết dạng tấm mỏng chế tạo bằng phương pháp in 3D kim loại	*Nguyễn Quang Trung, Đỗ Văn Sĩ, Trần Văn Châu*	209
26.	Nghiên cứu thực nghiệm xác định hệ số giảm chấn của chi tiết dạng cánh có và không có vết nứt dựa trên cơ sở phân tích modal thực nghiệm	*Bùi Mạnh Cường, Nguyễn Quang Trung*	217
27.	Khảo sát tổ chức và cơ tính của thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sau quá trình gia công cơ nhiệt	*Nguyễn Tài Trượng, Lại Đăng Giang, Trương Viết Hoài, Nguyễn Văn Hoàng*	225
28.	Ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến tính chất bề mặt của thép 30XH2MΦA được xử lý bằng phương pháp gia công tia lửa điện	*Nguyễn Văn Tuân, Nguyễn Minh Đạt, Đỗ Mạnh Tùng, Lê Văn Tạo, Nguyễn Văn Hoàng, Nguyễn Mạnh Hùng*	230
29.	Giải pháp thúc đẩy hoạt động nghiên cứu khoa học của cán bộ, giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh	*Nguyễn Hoàng An, Nguyễn Thị Gấm*	236

ISBN: 978-604-495-840-8

30.	Giải pháp tạo động lực học tập cho học viên Trường Sĩ quan Lục quân 1	*Bùi Đăng Hoàng, Nguyễn Thị Gấm*	246
31.	Tối ưu hoá phân kỳ đầu tư nhà máy thông minh tại Z131/Tổng cục CNQP	*Hồ Chiến Thắng, Trần Sơn Ninh*	257
32.	Ứng dụng phương pháp PERT/CPM trong quản lý tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật	*Trịnh Xuân Tuân, Trần Anh Vàng, Phạm Văn Long*	267
33.	Xây dựng mô hình tính toán khảo sát ổn định của súng bắn tỉa SVĐ có kể đến ảnh hưởng của dao động nòng khi bắn	*Phạm Bá Thế Anh, Nguyễn Văn Dũng, Nguyễn Văn Ngọc, Nguyễn Thị Cẩm Nhung*	279
34.	Xây dựng mô hình động lực học khoá nòng lùi giữ chậm kiểu con lăn	*Nguyễn Cao Đệ*	287
35.	Khảo sát động lực học hệ robot - vũ khí khi bắn trên cơ sở ứng dụng phương pháp phần tử hữu hạn	*Trần Thành Đồng, Lại Thanh Tuấn*	292
36.	Nghiên cứu xây dựng phương án đo lực đẩy hai thành phần của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn	*Trịnh Đình Hải, Bùi Trọng Tuấn, Bùi Đình Tân*	302
37.	Study of counter-recoil motion using the Simulink platform in Matlab software	*Tran Van Tan, Nguyen Viet Trung*	309
38.	Xây dựng phương pháp xác định áp suất theo chiều dài nòng bằng thực nghiệm	*Nguyễn Văn Hưng, Bùi Trọng Tuấn, Nguyễn Hải Minh*	319
39.	Tối ưu hóa thiết kế đạn bắn dưới nước theo hàm mục tiêu sơ tốc đầu đạn bằng phương pháp đáp ứng bề mặt	*Nguyễn Văn Kiên, Nguyễn Văn Hưng*	327
40.	Xây dựng quy trình công nghệ sửa chữa một số chi tiết máy tự động trong quá trình sửa chữa lớn pháo cao xạ 37mm K65	*Ngô Duy Hùng*	336
41.	Khảo sát ảnh hưởng của biên dạng loa phụt đến hoạt động của súng SPG-9	*Nguyễn Văn Lực, Nguyễn Thanh Hải*	343
42.	Nghiên cứu tính toán khả năng lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M trên xe tăng T90S lên giá pháo mặt đất 152mm Đ20	*Nguyễn Đình Nga, Nguyễn Viết Trung, Trần Thanh Hải*	350
43.	Tối ưu hóa số lượng vũ khí trang bị kỹ thuật đưa vào sửa chữa tại kho vũ khí cấp chiến lược	*Đinh Văn Ngọc, Nguyễn Văn Tuyến*	357
44.	Nghiên cứu một số yếu tố về khai thác, sử dụng ảnh hưởng đến quá trình làm việc của máy hãm lùi pháo 152mm Đ20	*Lê Quang Nhâm, Nguyễn Văn Dũng*	366
45.	Nghiên cứu, cải tiến máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65	*Nguyễn Ngọc Chiến, Uông Sỹ Quyền*	376
46.	Nghiên cứu tính toán cơ cấu hút khói trên nòng pháo 125mm 2A46-M trên xe tăng T90s	*Đoàn Văn Thiệu, Nguyễn Viết Trung*	384
47.	Nghiên cứu động lực học của hệ thống vũ khí gắn trên robot chiến đấu	*Nguyễn Duy Thái, Võ Văn Biên*	393

ISBN: 978-604-495-840-8

48.	Nghiên cứu ảnh hưởng của hệ lăng kính trong kính PZU-7 đến chất lượng ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm	*Nguyễn Văn Ánh, Bùi Đình Bảo, Hoàng Văn Phòng, Thái Hoài Sơn*	401
49.	Khảo sát ảnh hưởng của cơ cấu phát hỏa cơ khí đến điều kiện không giật của súng SPG-9	*Lê Ngọc Anh, Nguyễn Thái Dũng, Mai Viết An*	409
50.	Khảo sát một số đặc trưng chuyển động của pháo cao xạ 23 mm khi bắn	*Trần Quốc Trình, Đào Văn Linh*	418
51.	Đánh giá hiệu quả bảo quản vũ khí trang bị bằng công nghệ sơn phủ defric	*Hồ Tấn Phát, Nguyễn Văn Hưng*	428
52.	Nghiên cứu độ bền của móc rút vỏ đạn trong súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí	*Khương Tuấn Lợi, Nguyễn Văn Hưng*	435
53.	Áp dụng thuật toán khớp khối và lọc ba chiều BM3D trong xử lý tín hiệu giao thao ánh sáng trắng	*Nguyễn Doãn Thông, Lê Hoàng Hải, Lê Văn Nhu*	445
54.	Nghiên cứu ảnh hưởng của dao động nòng súng đến độ chính xác bắn	*Lê Đình Thực, Lại Thanh Tuấn*	454
55.	Xây dựng bài toán động lực học của pháo 122mm-2S1	*Lê Anh Đức, Nguyễn Duy Phồn*	461
56.	Nghiên cứu trạng thái ứng suất của thành động cơ tên lửa nhiên liệu rắn	*Hoàng Vĩnh Tú, Dương Văn Quang, Võ Văn Biên*	471
57.	Khảo sát ảnh hưởng của chiều cao và độ cong bề mặt mẫu lên lớp màng DLC mạ theo công nghệ PECVD	*Mai Thị Kiều Trang, Nguyễn Minh Huệ, Phan Nguyên Nhuệ, Dương Chí Dũng, Bùi Đình Bảo, Hoàng Trung Hữu, Nguyễn Minh Tuấn*	482
58.	Khảo sát ảnh hưởng của kết cấu loa phụt đến hoạt động súng chống tăng B-41	*Dương Quốc Việt, Nguyễn Thanh Hải*	488
59.	Về một phương pháp xác định tọa độ điểm bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu	*Hoàng Văn Đáng, Nguyễn Thái Dũng Nguyễn Nam Quý*	497
60.	Bài toán thuật phóng ngoài của đạn M14-ОФ phóng trên hệ thống pháo phản lực phóng loạt WM-18	*Nguyễn Văn Xã, Nguyễn Thế Lực, Đào Duy Việt*	508
61.	Ứng dụng công nghệ PECVD mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ cho chi tiết quang học hồng ngoại vật liệu Ge và Si	*Mai Thị Kiều Trang, Nguyễn Minh Huệ, Phan Nguyên Nhuệ, Dương Chí Dũng, Bùi Đình Bảo, Lê Duy Hoàn*	516
62.	Xây dựng quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển	*Nguyễn Văn Tuyến*	522
63.	Nghiên cứu ảnh hưởng của loại thuốc nổ đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình	*Phạm Hồng Quân, Đỗ Văn Minh, Trần Đình Thành, Tô Đức Thọ, Nguyễn Duy Hồng, Nguyễn Hữu Bình, Đặng Đình Tuấn, Phạm Thành Vinh*	529
64.	Nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc đầu đạn đến hệ số lực cản chính diện của đầu đạn 105 mm nổ phá sát thương kiểu M1 bằng phương pháp mô phỏng số	*Trần Ngọc Đức, Lê Đình Anh, Đỗ Văn Minh*	538

ISBN: 978-604-495-840-8

65.	Nghiên cứu xây dựng nguyên lý kết cấu và làm việc của ngòi đạn dùng cho UAV tự sát	*Trần Anh Hoàn, Phạm Đức Hùng, Hoàng Hải Sơn*	546
66.	Nghiên cứu một số đặc tính khí động đạn chống tăng PG-9 bằng phương pháp mô phỏng số	*Phạm Nhật Linh, Hoàng Văn Cường, Trần Thế Hùng, Nguyễn Tuyển Vũ*	556
67.	Nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9	*Phạm Nhật Linh, Đỗ Văn Minh, Trần Thế Hùng, Nguyễn Tuyển Vũ*	565
68.	Tính toán các thông số kết cấu của động cơ phản lực xung	*Nguyễn Văn Quân, Phạm Xuân Quyền, Võ Hùng Kết*	577
69.	Khảo sát quá trình va chạm của ống quán tính với bệ trong pha lún xuống của ngòi V-429 cải tiến bằng phương pháp phần tử hữu hạn	*Võ Dũng Sơn, Hoàng Văn Cường, Phan Văn Tuấn, Nguyễn Quốc Đạt*	588
70.	Nghiên cứu mô phỏng tính toán uy lực sát thương của đầu đạn 100mm ОФ-412	*Bùi Văn Thân, Hoàng Văn Cường, Nguyễn Quang Dũng, Hoàng Hải Sơn*	597
71.	Khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi sau đến uy lực xuyên của đạn có lõi liên hợp	*Võ Duy Thông, Đỗ Văn Minh, Trần Văn Doanh, Bùi Minh Tuân, Hoàng Hải Sơn*	608
72.	Xác định các hệ số trong mô hình tăng bền Johnson-Cook bằng phương pháp thực nghiệm trên thiết bị Hopkinson	*Võ Duy Thông, Nguyễn Văn Quân, Hoàng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Văn Hường, Nguyễn Phúc Linh*	616
73.	Đánh giá ảnh hưởng của quy luật gia tốc khi va chạm đến quá trình làm việc của cơ cấu va đập toàn phương sử dụng cho ngòi lựu đạn	*Võ Duy Thông, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Bùi Minh Tuân, Đỗ Văn Giôn, KongsaThit*	625
74.	Nghiên cứu chuyển động rơi của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp số	*Nguyễn Tuyển Vũ, Phan Văn Tuấn, Hoàng Kim Thành, Nguyễn Công Minh, Dương Văn Mạnh*	634
75.	Phân tích yêu cầu chiến - kỹ thuật ngòi hẹn giờ, hướng đến sử dụng trong đạn phóng lựu chống UAV tầm thấp	*Hoàng Xuân Thanh, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Nguyễn Hải Minh*	641
76.	Determination of the solubility of organic compounds using a laser monitoring observation technique	*Cao Van Vu, Hoang Trung Huu*	650
77.	A study on the laser attenuation and obscurant efficiency of screening smoke	*Thang Pham Dinh, Nhan Phan Duc, Toan Nguyen Trung*	658
78.	Nghiên cứu kết cấu chính của lượng nổ nhỏ hợp lý phục vụ thí nghiệm đập vỡ trên mô hình thu nhỏ của mẫu đất đá	*Lê Sỹ Thượng, Vũ Tùng Lâm*	667
79.	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số thiết kế phễu lót đạn xuyên lõm quay 122 mm đến chiều sâu xuyên bằng phương pháp giải tích	*Phùng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, Hoàng Văn Cường*	679
80.	Xây dựng mô hình bài toán tính toán lực bẻ đầu đạn pháo lắp chặt	*Trần Văn Hoàng, Nguyễn Hoàng Hải*	686
81.	Nghiên cứu tính toán lý thuyết độ nhạy cảm biến ГМД-1 của ngòi nổ 9Э249 lắp cho tên lửa Igla	*Phan Viết Dũng, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Đỗ Xuân Tươi*	696

ISBN: 978-604-495-840-8

82.	Nghiên cứu ảnh hưởng của rỗ khí trong khối thuốc nổ đến đặc tính dòng xuyên lõm của đạn BK-13 bằng phương pháp mô phỏng số	*Phan Viết Dũng, Hoàng Văn Cường, Bùi Xuân Sơn, Phan Văn Tuấn*	705
83.	Nghiên cứu, tính toán quá trình xuyên lõm của đạn lõm BK-13 khi phễu lót lắp lệch tâm, lệch trục bằng phương pháp mô phỏng số	*Phan Viết Dũng, Hoàng Văn Cường, Bùi Xuân Sơn, Phan Văn Tuấn*	714
84.	Tìm hiểu, tính toán số lượng và xác định vị trí kích hoạt cho micro - động cơ xung trong điều khiển đạn phản lực có điều khiển PAC-3	*Võ Hùng Kết, Phạm Xuân Quyền*	722
85.	Khảo sát ảnh hưởng kích thước, vật liệu chế tạo vỏ động cơ đến tầm bắn đạn B41M	*Võ Hùng Kết, Đỗ Văn Minh*	734
86.	Nghiên cứu giải pháp kết cấu tăng xuyên cho đạn 9x19mm Luger	*Trần Văn Pháp, Bùi Xuân Sơn, Trần Văn Doanh, Bùi Minh Tuân*	743
87.	Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến Hall trong ngòi đạn	*Trần Văn Pháp, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Bùi Minh Tuân*	751
88.	Ảnh hưởng của tham số kết cấu đến thông số khí động lực học của đạn phóng lựu sử dụng 1 lần RPO	*Nguyễn Văn Quân, Đỗ Văn Minh, Nguyễn Đình Hùng, Đỗ Quốc Vì*	760
89.	Giải pháp kết cấu ngòi chạm nổ điện - cơ dùng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử	*Đào Văn Toàn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Võ Duy Thông, Nguyễn Thế Mạnh*	773
90.	Nghiên cứu phương án chế tạo hạt áp điện đảm bảo an toàn khi bắn của ngòi đạn pháo xuyên lõm	*Trần Anh Tuấn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn*	782
91.	Phân tích tìm hiểu các phương án bảo hiểm trong ngòi đáy dùng cho đạn xuyên	*Bùi Thanh Trí, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn*	788
92.	Khảo sát quá trình thoát vỏ của đạn xuyên vượt tốc thoát vỏ thoát vỏ ổn định quay 100mm bằng phương pháp số	*Bùi Thanh Trí, Trần Thế Hùng, Đỗ Văn Minh, Hoàng Văn Cường, Hoàng Hải Sơn*	797
93.	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	*Bùi Thanh Trí, Trần Thế Hùng, Đỗ Văn Minh, Trần Văn Doanh*	810
94.	Nghiên cứu thiết kế, chế tạo bộ điều khiển buồng sấy chân không nhằm đảm bảo chỉ tiêu cách điện cho máy biến áp phân phối điện áp đến 35KV	*Nguyễn Đức Anh*	820
95.	Xây dựng bộ điều khiển cho robot di động 2 bánh vi sai dẫn đường bằng camera	*Lê Bá Chung, Nguyễn Đức Duy, Nguyễn Việt Tiến, Lương Đức Thành*	830
96.	Xây dựng mô hình mạng nơ ron nhân tạo tính toán tham số hàn cho robot hàn đường cong và vận tốc thay đổi	*Vũ Minh Đức, Nguyễn Đức Anh*	844
97.	Nghiên cứu xây dựng mô hình toán tích hợp cho khung máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời	*Tạ Đức Hải, Phạm Minh Đoàn, Phùng Văn Bình*	852
98.	Rigid-flexible coupling dynamics simulation of a 3D concrete printer frame	*Duc Khoi Trieu, Van Binh Phung, Hai Nam Nguyen*	860

ISBN: 978-604-495-840-8

99.	Nghiên cứu, xây dựng chương trình tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong kho hàng	*Nguyễn Chí Linh, Đỗ Thanh Bình Trần Anh Vàng, Vũ Đức Quyến, Nguyễn Lê Hùng*	868
100.	Xây dựng mô hình động lực học và khảo sát, đánh giá năng lượng tiêu thụ của xe ô tô dạng Hybrid	*Trần Xuân Trung, Trịnh Anh Toan, Nguyễn Hữu Nam*	876
101.	Thiết kế bộ định hướng ánh sáng mặt trời hỗ trợ dẫn đường cho máy bay không người lái	*Lê Hồng Phương*	885
102.	Tính toán cụm kết cấu thân tên lửa IGLA	*Hà Thành Đạt, Phạm Hữu Huấn, Mai Đức Mạnh, Nguyễn Anh Tuấn, Dương Văn Quang*	894
103.	Nghiên cứu mô phỏng ứng suất biến dạng của vỏ trụ chịu tác động của tải trọng nổ tĩnh dưới nước	*Phan Văn Hùng, Phạm Thành Đồng, Đỗ Quang Khải, Vũ Quốc Trụ*	903
104.	Mô hình hóa và giảm thiểu ảnh hưởng của đặc tính đàn nhớt gây ra trên cơ cấu chấp hành điện môi đàn hồi hình trụ	*Nguyễn Tuấn Dũng*	916
105.	Nghiên cứu tổng quan và định hướng phát triển hệ thống đẩy FEEP cho vệ tinh cỡ nhỏ phục vụ các ứng dụng quốc gia	*Nguyễn Thế Dũng, Lê Quang Quyền, Đặng Ngọc Thanh, Trịnh Văn Khang*	924
106.	Nghiên cứu ảnh hưởng của dòng xả đáy tới lực cản và dòng chảy quanh thân sau của mô hình đối xứng trục	*Trần Thế Hùng, Trần Văn An, Phạm Chung, Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Trung Dũng*	934
107.	Đặc điểm giao thoa khí động của cánh hai tầng dạng busemann có cánh tà trong dòng chảy tốc độ thấp	*Nguyễn Thái Dương*	948
108.	Nghiên cứu xác định hình dạng kích thước lỗ gió của thiết bị thổi lá cờ đáp ứng cường độ âm cho trước	*Vũ Bá Duy, Phạm Thành Đồng, Nguyễn Phú Tuấn*	957
109.	Ảnh hưởng của tải cơ nhiệt điện lên trạng thái ứng suất biến dạng của vỏ trụ composite lớp	*Nguyễn Lê Hùng, Đỗ Thanh Bình*	963
110.	Ảnh hưởng của mài mòn đến tần số dao động riêng của các lá công tác máy nén động cơ tua bin khí trực thăng	*Nguyễn Việt Hưng, Hoàng Minh Đức, Ngô Quốc Tiến, Trần Bá Tuấn*	974
111.	Xây dựng thuật toán không dừng và tính toán đặc trưng khí động cho mô hình đuôi vát tròn xoay	*Trần Thế Hùng, Nguyễn Đình Quang, Phạm Văn Khiêm, Lê Đình Sơn, Trần Ngọc Hưởng*	981
112.	Tính toán độ bền cụm kết cấu cánh UAV cỡ nhỏ	*Đặng Công Hướng, Nguyễn Thế Dũng, Dương Văn Quang*	993
113.	Nghiên cứu tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi trực thăng	*Lê Quang Quyền, Phạm Thành Đồng, Vũ Quốc Trụ, Lê Hải, Ngô Đại Phong*	1001
114.	Nghiên cứu ảnh hưởng của mô-men cảm ứng liệng tới động lực học của tên lửa thăm dò	*Nguyễn Văn Thắng, Nguyễn Anh Tuấn, Vũ Quốc Trụ, Nguyễn Ngọc Hòa*	1008
115.	Xây dựng mô hình động lực học ba bậc tự do mô phỏng thiết bị bay không người lái dạng cánh bằng	*Lê Vũ Đan Thanh, Lương Trường Vũ, Nguyễn Đình Hiếu*	1018

ISBN: 978-604-495-840-8

116.	Nghiên cứu sự ảnh hưởng biên dạng của đạn tới tham số khí động của đạn súng ngắn bằng phần mềm Ansys Fluent	*Hồ Thanh Tịnh, Đinh Hoàng Quân*	1025
117.	Phân loại drone từ dấu vết tín hiệu vô tuyến sử dụng mạng học sâu	*Nguyễn Văn Bắc, Hoàng Văn Phúc, Đoàn Văn Sáng*	1034
118.	Nghiên cứu, thiết kế bộ khuếch đại OTA dựa trên kỹ thuật số	*Lê Phú Cường, Hoàng Văn Phúc, Nguyễn Văn Trung*	1045
119.	Cải thiện độ chính xác trong việc xác định các khu vực mưa to tại miền Trung Việt Nam bằng các phương pháp học máy	*Vũ Duy Đông, Nguyễn Hùng An, Nguyễn Tiến Phát, Nguyễn Thị Huyền*	1055
120.	Hiệu suất chống nhiễu của hệ thống truyền tin ở chế độ FFH/NC-DBPSK	*Hoàng Văn Dũng, Nguyễn Hữu Thọ*	1067
121.	Ứng dụng Rate Splitting Multiple Access (RSMA) trong hệ thống chuyển tiếp bước sóng millimeter-wave: Giải pháp tối ưu cho truyền thông tốc độ cao	*Đinh Công Hùng*	1076
122.	Đánh giá tốc độ dữ liệu của hệ thống truyền thông đa truy nhập phân chia theo tỉ lệ sử dụng bề mặt thông minh có khả năng tái cấu hình	*Vương Nhật Minh*	1091
123.	Evaluating the Impacts of Gradient Compression on Gradient Attacks in Federated Learning on MNIST and Cifar-10 Datasets	*Dao Thi Nga*	1099
124.	Nghiên cứu giải mã và mô phỏng tay điều khiển hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 sử dụng LabVIEW	*Đặng Hoàng Pháp, Nguyễn Huy Hoàng, Phan Nguyên Nhuệ, Nguyễn Minh Huệ*	1105
125.	Mở rộng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho bài toán định hướng (DOA) với mảng anten lồng ghép (Nested) trong sonar thụ động	*Nguyễn Văn Sơn, Nguyễn Ngọc Đông, Vũ Văn Vương*	1112
126.	Nghiên cứu sử dụng giải pháp mặt đất không hoàn hảo (DGS) thiết kế anten ba băng tần cho các ứng dụng BLE, Wi-Fi, 5G	*Nguyễn Thanh Tâm*	1125
127.	Nghiên cứu thiết kế chế tạo bộ lọc dải thông siêu rộng băng tần S sử dụng thanh cộng hưởng chữ nhật cho hệ thống ra đa thụ động	*Vũ Minh Thành, Nguyễn Đình Tĩnh, Vũ Chí Thanh, Lương Văn Trình*	1130
128.	Nghiên cứu cải thiện tỷ lệ hệ thống sử dụng mã tích SPC đột lỗ	*Khương Bảo Trung, Phạm Xuân Nghĩa, Hoàng Văn Dũng*	1139
129.	Nghiên cứu đánh giá rò rỉ bảo mật qua kênh bên công suất tiêu thụ của kiến trúc CGRA ứng dụng cho mật mã	*Lưu Văn Tuấn, Hoàng Văn Phúc, Nguyễn Văn Trung, Nguyễn Văn Tình*	1148
130.	Phương pháp xác định vị trí bắn của pháo binh trong ra đa phản pháo kết hợp thuật toán tối ưu hóa bầy đàn và thuật toán Levenberg – Marquardt	*Nguyễn Đình Văn , Dương Quang Huy, Vũ Văn Đáng*	1160

ISBN: 978-604-495-840-8

Nghiên cứu chế tạo nano lưỡng kim Fe-Co trên nền sợi cacbon felt ứng dụng xử lý chất hữu cơ độc hại trong nước

Vũ Đức Anh[1] Nguyễn Văn Hoàng[2] Vũ Đình Thảo[3*]

[1]Học viên Cao học, Lớp KTHH 235D, Hệ QLHVSĐH, HVKTQS

[2]Bộ môn VL&CNVL, Khoa Cơ khí, HVKTQS

[3]Bộ môn KTMT, Khoa Hoá - Lý kỹ thuật, HVKTQS

** Email: anhmta08031995@gmail.com, Số điện thoại: 0973164115*

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, nano lưỡng kim Fe-Co trên nền sợi cacbon felt (CF) được điều chế bằng phương pháp điện phân và ứng dụng làm điện cực catốt cho fenton điện hoá xử lý methylene da cam (MO) trong nước. Các đặc trưng tính chất của vật liệu được nghiên cứu bằng các phương pháp hoá – lý hiện đại như XRD, FT-IR, EDX, SEM. Kết quả cho thấy cho thấy nano lưỡng kim Co-Fe ở dạng hiđroxit vô định hình có dạng mảng, dày đặc với đường kính hạt từ 50 ÷ 100 nm phân bố tương đối đồng đều trên bề mặt sợi CF. Ảnh hưởng các yếu tố như thời gian điện phân, pH dung dịch, thời gian xử lý đến hiệu suất xử lý MO được nghiên cứu, kết quả chỉ ra vật liệu Co-Fe/CF điện phân mật độ dòng 10 mA/cm², điện áp 3V trong 30 phút có hiệu suất phân huỷ MO cao nhất là 95,68% sau 120 phút ở pH = 3. Nghiên cứu hiện tại mở ra một hướng phương pháp mới trong việc chế tạo vật liệu điện cực catốt cho fenton điện hoá ứng dụng xử lý hiệu quả chất ô nhiễm hữu cơ trong nước.

Từ khoá: *Carbon felt, metyl da cam, phản ứng Fenton, oxy hoá tiên tiến*

1. Đặt vấn đề

Metyl da cam là một chất gây ô nhiễm môi trường nguy hiểm vì nó có độc tính cao đối với sinh vật và có thể ảnh hưởng nghiêm trọng đến sức khỏe con người. Metyl da cam thường gây ô nhiễm môi trường đất, nước và không khí do khả năng bền vững trong tự nhiên và khó phân hủy sinh học. Đây là một chất ô nhiễm khó xử lý, được sử dụng rộng rãi trong ngành công nghiệp dệt may, hóa chất và làm chất chỉ thị pH trong các ứng dụng phòng thí nghiệm. Metyl da cam làm tăng nhu cầu oxy hóa học và sinh học (COD và BOD) trong nguồn nước, dẫn đến suy giảm chất lượng môi trường nước [1]. Nó có thể gây cản trở quá trình quang hợp, ức chế sự phát triển của thực vật thủy sinh, xâm nhập vào chuỗi thức ăn và tích lũy sinh học. Ngoài ra, Metyl da cam còn có khả năng gây độc tính, đột biến gen và tiềm ẩn nguy cơ gây ung thư ở người [2]. Do những tác động nguy hiểm này, việc phát triển các phương pháp xử lý hiệu quả để loại bỏ metyl da cam trong nước thải trở thành một yêu cầu cấp bách. Đến nay, nhiều giải pháp đã được nghiên cứu và ứng dụng, bao gồm: Đông tụ, keo tụ, hấp phụ bằng than hoạt tính, công nghệ màng, các quá trình oxy hóa tiên tiến (AOPs): Phân hủy metyl da cam bằng các chất oxy hóa mạnh như hệ Fenton, ozon hóa, hoặc tia UV [3].

Trong số đó, AOPs dựa trên quá trình Fenton điện hóa được coi là một phương pháp tiềm năng để xử lý các chất hữu cơ ô nhiễm trong nước nhờ khả năng oxy hóa mạnh mẽ. Phương pháp này sử dụng sự kết hợp giữa phản ứng Fenton truyền thống và quá trình điện hóa để tạo ra các gốc tự do hydroxyl (·OH) với khả năng oxy hóa cao, từ đó phân hủy hiệu quả các hợp chất hữu cơ phức tạp[4 -7].Trong số các phương pháp oxy hóa nâng cao để xử lý thuốc nhuộm, quá trình Fenton điện hóa có nhiều ưu điểm vượt trội, bao gồm: Hiệu quả xử lý cao, Quy trình thiết bị đơn giản, Oxy hóa không chọn lọc, Tiết kiệm chi phí vận hành, Thân thiện với môi trường. Với những ưu điểm nổi bật trên, AOPs dựa trên quá trình Fenton điện hóa được xem là

một giải pháp xử lý hiệu quả và bền vững đối với các chất ô nhiễm hữu cơ, đặc biệt là các loại thuốc nhuộm khó phân hủy trong nước thải [8].

Đã có nhiều vật liệu xúc tác được nghiên cứu và sử dụng để xử lý thuốc nhuộm trong nước, trong số đó carbon felt là một vật liệu tiềm năng nhờ tính chất độc đáo như độ dẫn điện cao, bề mặt lớn và khả năng tái sử dụng. Tuy nhiên, khả năng xúc tác của cacbon felt còn hạn chế như: Hoạt tính xúc tác thấp, tính kỵ nước cao, khả năng oxy hóa hạn chế [9]. Để tăng hiệu quả xúc tác CF trong quá trình fenton, có thể pha tạp vào nền bán dẫn các kim loại như Fe, Cr, Ce, W, V, M, Co... Để cải thiện hiệu quả xúc tác của CF, việc kết hợp với các kim loại như Fe và Co đã được nghiên cứu và chứng minh là một hướng đi đầy triển vọng. Khi carbon felt (CF) được kết hợp với các kim loại như Fe và Co, hiệu quả xúc tác của hệ vật liệu được tăng cường đáng kể. CF đóng vai trò là nền dẫn điện, hỗ trợ phân bố các kim loại Fe và Co, trong khi các kim loại này hoạt động như các tâm xúc tác chính [10].

Fe là một chất xúc tác quan trọng trong phản ứng Fenton, nơi các ion Fe (II) tương tác với hydrogen peroxide (H_2O_2) để tạo ra các gốc hydroxyl (·OH), một chất oxy hóa mạnh mẽ có khả năng phân hủy các chất hữu cơ phức tạp, thuốc nhuộm, và các chất ô nhiễm khó xử lý.

$$Fe^{2+} + H_2O_2 \rightarrow Fe^{3+} + \cdot OH + OH^-$$

$$Fe^{3+} + H_2O_2 \rightarrow Fe^{2+} + \cdot HO_2 + H^+$$

Co cải thiện hiệu suất của phản ứng Fenton bằng cách tăng tốc độ tạo gốc hydroxyl thông qua sự phối hợp với Fe trong quá trình xúc tác. Co có thể tham gia phản ứng như một chất xúc tác riêng biệt hoặc hỗ trợ Fe:

$$Co^{2+} + H_2O_2 \rightarrow Co^{3+} + \cdot OH + OH^-$$

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Sắt (III) nitrat nonahydrate ($Fe(NO_3)_3.9H_2O$), cobalt nitrate hexahydrate ($CoNO_3.6H_2O$), axetic acid (CH_3COOH), tấm carbon felt 2x3cm, metyl da cam (MO).

2.2. Chuẩn bị vật liệu

Phương pháp điện phân dung dịch đã được áp dụng để tổng hợp vật liệu Fe-Co/CF. Dung dịch điện phân chứa ion Fe^{3+} và Co^{2+} được sử dụng để tạo ra lớp phủ hợp kim Fe-Co trên sợi carbon. Các ion kim loại được cung cấp từ muối $Fe(NO_3)_3 \cdot 9H_2O$ và $Co(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$. Để cải thiện độ dẫn điện và kiểm soát pH của dung dịch, axit axetic CH_3COOH được bổ sung.

Quy trình thực hiện như sau: Hoà tan 0,1 mol $Fe(NO_3)_3 \cdot 9H_2O$, 0,1 mol $Co(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$, 0,01 mol CH_3COOH trong 150 ml nước cất nước cất để tạo dung dịch điện phân. Tiến hành điện phân với sợi carbon (CF) làm catốt và thanh platin làm anot. Quá trình được thực hiện ở mật độ dòng 10 mA/cm², điện áp 3V trong 30, 35, 40 phút ở nhiệt độ 27°C.

Sau khi điện phân, các sợi carbon phủ Fe-Co được rửa sạch bằng nước cất và sấy khô ở 80°C trong 12 giờ, thu được vật liệu Fe-Co/CF cho các nghiên cứu tiếp theo.

2.3. Đặc trưng 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 điện tử quét SEM, phổ phát xạ năng lượng EDX.

Hiệu suất xử lý metyl da cam của vật liệu Fe-Co/CF đã được đánh giá thông qua phản ứng Fenton dị thể. Các thí nghiệm được thực hiện trong điều kiện khuấy liên tục trong điện áp 45mA để đánh giá hiệu quả xử lý MO trong nước.

Dung dịch thử nghiệm được chuẩn bị bằng cách hòa tan 250 mg/L MO trong 250mL nước cất, điều chỉnh pH về giá trị mong muốn (thường là 7,0) bằng dung dịch Na_2SO_4. Vật liệu Fe-Co/CF được sử dụng làm chất xúc tác với khối lượng 0,2 g/L. Để tăng cường hiệu quả phản ứng, sử dụng thêm thiết bị sục khí O_2 được bổ sung làm chất oxy hóa.

Quy trình thực hiện như sau: Hỗn hợp được đặt trong điện áp 220V, dung dịch được khuấy liên tục ở tốc độ 500 rpm và nhiệt độ duy trì ở 25°C. Sau các khoảng thời gian 15 phút, mẫu thử nghiệm được lấy ra, nồng độ MO còn lại được xác định bằng phổ hấp thụ UV-Vis tại bước sóng 465 nm.

Hiệu suất xử lý MO được tính theo công thức:

$$\eta=\frac{C_0-C_t}{C_0} \text{ x}100\%$$

C_0: Nồng độ MO ban đầu (mg/L).

Ct: Nồng độ MO tại thời điểm t (mg/L).

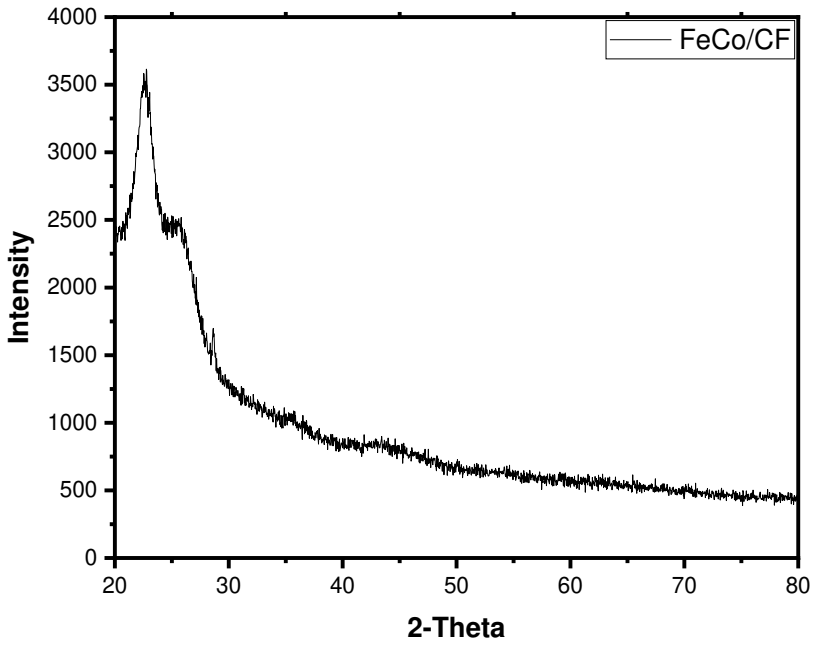
Sau phản ứng, vật liệu Fe-Co/CF được tái sử dụng bằng cách rửa sạch với nước cất và sấy ở 80°C trong 12 giờ. Kết quả thí nghiệm cho thấy vật liệu Fe-Co/CF có hiệu quả xử lý MO trên 90% sau 120 phút trong điều kiện tối ưu.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc trưng của vật liệu

3.1.1. Cấu trúc tinh thể

Phổ XRD của các vật liệu Fe-Co/CF được thể hiện trên hình 1.

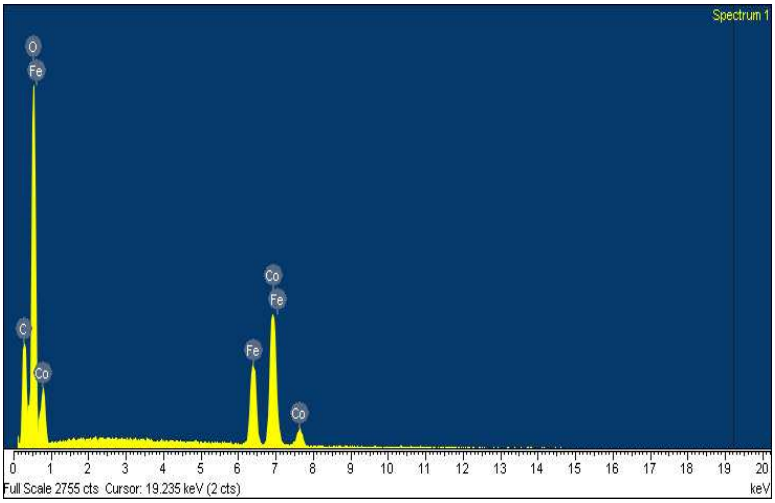


Hình 1. Phổ XRD của Fe-Co/CF

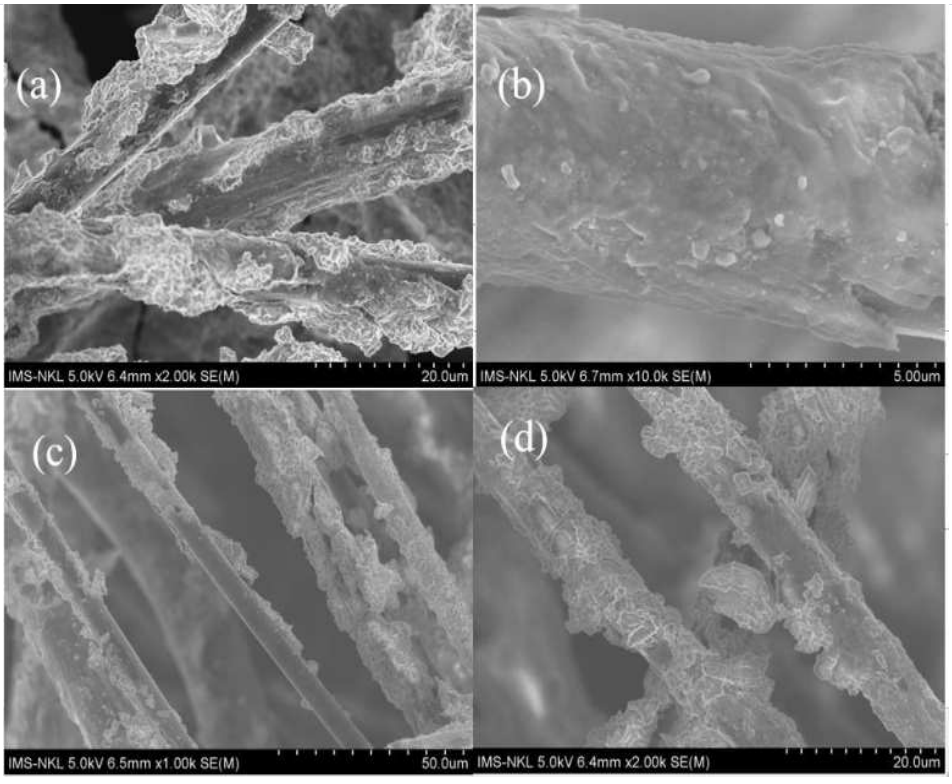
Trên giản đồ hình 1 xuất hiện các píc rõ nét, cường độ cao ở vị trí 2θ = 24°, tương ứng với mặt (002) của cacbon [10]. Lưỡng kim FeCo được hình thành trên bề mặt cabon felt có thể ở dạng hiđroxit lớp kép vô định hình do trong điều kiện điện phân, tốc độ chuyển ion kim loại thành hợp chất thường xảy ra rất nhanh. Sự lắng đọng nhanh chóng không đủ thời gian cho các nguyên tử sắp xếp thành cấu trúc tinh thể, tạo ra trạng thái vô định hình. Do đó không xuất hiện rõ pic đặc trưng của tinh thể.

Ở trạng trạng thái vô định hình, vật liệu sẽ có hoạt tính xúc tác cao**:** trạng thái vô định hình có nhiều khuyết tật và bề mặt hoạt động hơn so với cấu trúc tinh thể, giúp tăng cường hiệu quả xúc tác. Ngoài ra, sự phân bố ngẫu nhiên của nguyên tử kim loại trong trạng thái vô định hình làm tăng khả năng chống ăn mòn và sự ổn định trong các phản ứng hóa học.

3.1.2 Hình thái vật liệu



Hình 2. Phổ EDX của Fe-Co/CF



Hình 3. Ảnh SEM của vật liệu điều chế được ở các độ phóng đại khác nhau

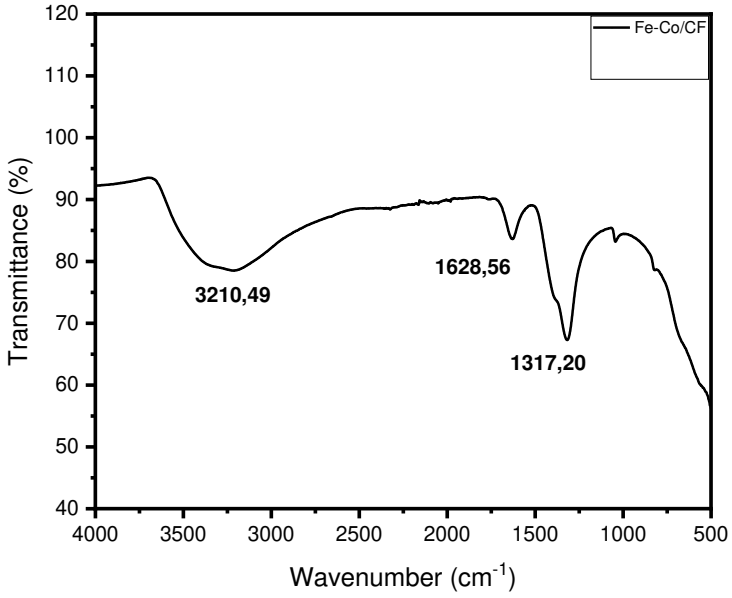
Quan sát trên Hình 2 ta thấy xuất hiện các píc đặc trưng cuả các nguyên tố C, Fe, Co cho ta thấy thành phần của vật liệu là tinh khiết.. Đối với phổ EDX của Fe-Co/CF (hình 2), ta có thể quan sát thấy rõ ràng sự xuất hiện của C (0,28 keV), Fe-Co (7keV và 0,6 keV) và một pic nhỏ Co (7,6 keV và 0,8 keV). Cùng với các kết quả phân tích phổ hồng ngoại, chứng minh được sự có mặt của Fe, Co trong thành phần của vật liệu điều chế được.

Kết quả phổ tán xạ năng lượng EDX cho thấy tỷ lệ nguyên tố Co:Fe = 1,97:1 sấp xỉ 2:1, đúng theo tỷ lệ tổng hợp thực tế. Do đó, vật liệu đã tổng hợp thành công trên nền cacbon felt.

Quan sát Hình 3, ta thấy bề mặt các sợi gồ ghề với đường kính trung bình 55µm. Trên bề mặt CF có các hạt Co-Fe ở dạng mảng với đường kính hạt từ 50 ÷ 100 nm phân bố tương đối đồng đều trên bề mặt sợi CF.

3.1.3 Đánh giá nhóm chức vật liệu

Hình 4 là phổ hấp thụ hồng ngoại (FTIR) của vật liệu khác Fe-Co/CF. Tại píc ở 3210.49 cm^{-1} là dao động kéo dài O-H, thường là nhóm hydroxyl (có thể từ nước hoặc các nhóm -OH tự do). Tại 1628.56 cm^{-1} có thể là dao động liên quan đến nhóm C=O, ở píc 1317.20 cm^{-1} liên quan đến dao động C-H hoặc C-O trong cấu trúc hữu cơ. Sự có mặt các nhóm chức này giúp Co-Fe được gắn chặt trên bề mặt CF.



Hình 4. Phổ FT-IR của vật liệu Co-Fe/CF

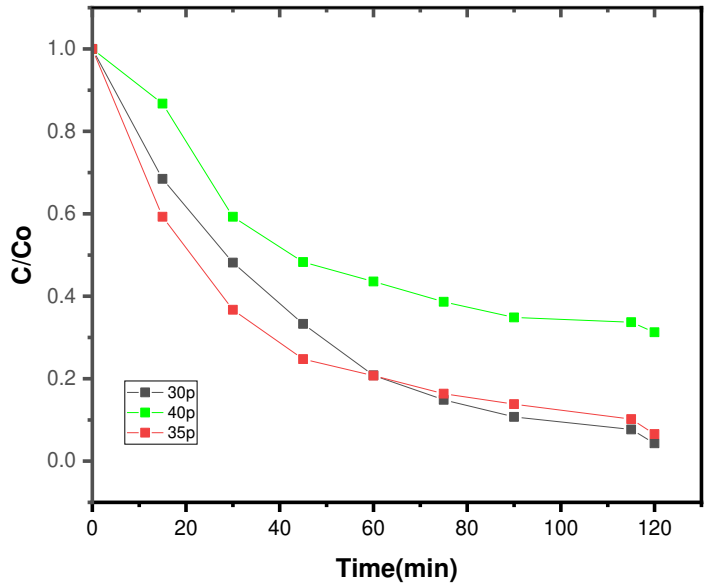
3.2. Nghiên cứu khả năng xử lý MO trong nước của vật liệu

3.2.1 Ảnh hưởng của thời gian tổng hợp vật liệu

Chúng tôi tiến hành đánh giá hiệu quả xử lý của các vật liệu tổng hợp được đối với 03 vật liệu Co-Fe/CF được tổng hợp với thời gian khác nhau. Các hệ bao gồm: vật liệu được tổng hợp trong thời gian 30 phút, 35 phút, 40 phút với các điều kiện phản ứng [MO] = 10 mg/L; pH = 7; T = 25 ^oC; thời gian xử lý 120 phút. Kết quả được thể hiện trên Hình 5.

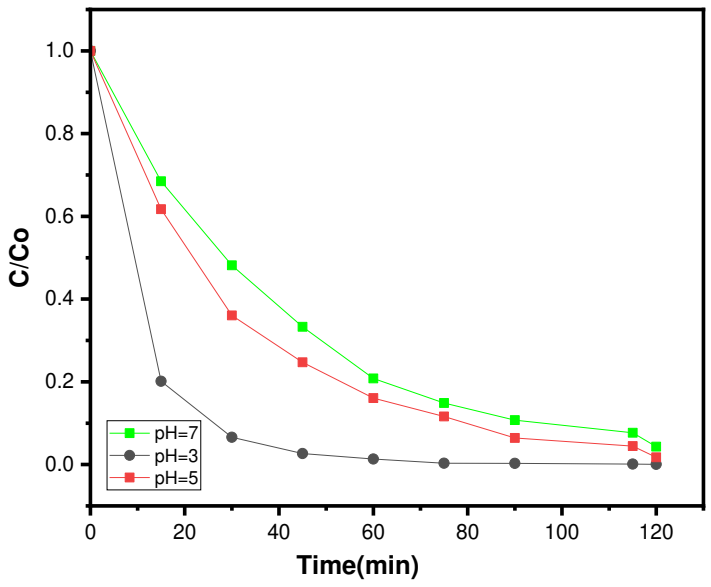
Kết quả ở Hình 5 cho thấy: Trong cùng một điều kiện, hiệu suất phân hủy metyl da cam của các vật liệu Co-Fe/CF là khác nhau. Cụ thể, khi thời gian tổng hợp là 30 phút, 35 phút, 40 phút, hiệu suất phân hủy metyl da cam của 3 hệ lần lượt là 95.68 %; 46.72 %; 68.75 %. Điều

này được giải thích là do khi thời gian điện phân để tổng hợp vật liệu càng dài, các lớp hidroxit của Fe và Co được hình thành xếp chồng lên nhau thành các mảng lớn, dẫn đến giảm diện tích bề mặt, do đó giảm hiệu suất xử lý. Ngoài ra, Cacbon felt có cấu trúc xốp, nhưng theo thời gian, các lỗ xốp có thể bị bị lấp đầy bởi các kim loại được hình thành trong thời gian điện phân. Điều này làm giảm khả năng hấp phụ giữa MO và vật liệu xúc tác, dẫn đến hiệu quả xử lý kém hơn. Từ kết quả thí nghiệm, hiệu suất phân huỷ MO của vật liệu Co-Fe/CF (30 phút) là cao nhất, do đó được lựa chọn cho các nghiên cứu tiếp theo.



Hình 5. Hiệu quả phân hủy metyl da cam bởi các vật liệu Co-Fe/CF được tổng hợp trong các thời gian 30, 35, 40 phút.

3.2.1 Ảnh hưởng của pH



Hình 6. Ảnh hưởng pH đến hiệu suất xử lý MO của vật liệu Co-Fe/CF.

Ảnh hưởng của giá trị pH trong dung dịch liên quan đến điện tích trên bề mặt của vật liệu, đến dạng tồn tại của các ion kim loại và MO, từ đó ảnh hưởng đến dạng hình thành của các loại oxi hoạt động hay tác động một các trực tiếp vào sự phân hủy metyl da cam. Chúng tôi tiến hành khảo sát ảnh hưởng của pH trong khoảng 3-7 (sử dụng dung dịch HCl 0,01 M để điều chỉnh pH).

Kết quả từ Hình 6 cho thấy, ở giá trị pH =3, hiệu suất xử lý MO là cao nhất. Điều này hoàn toàn phù hợp với giá trị pH tối ưu của quá trình Fenton (hoạt động hiệu quả nhất ở pH ~2.5–3.5). Trong khoảng này, ion Fe^{2+} hòa tan tốt và dễ dàng xúc tác với H_2O_2 để sinh ra ·OH

$$Fe^{2+} + H_2O_2 \rightarrow Fe^{3+} + \cdot OH + OH^-$$

Khi pH tăng trên 3.5, tạo kết tủa ($Fe(OH)_3$), làm giảm nồng độ Fe^{2+}trong dung dịch.

$$Fe^{3+} + 3OH^- \rightarrow Fe(OH)_3\downarrow$$

Khi không có đủ ion Fe^{2+}, quá trình Fenton không thể diễn ra hiệu quả, và lượng ·OH tạo ra bị hạn chế, khiến hiệu quả xử lý metyl da cam giảm.

4. Kết luận

Hệ vật liệu Fe-Co/CF đã được tổng hợp thành công bằng phương pháp điện phân với điện áp 3V trong thời gian 30 phút. Kết quả nghiên cứu cho thấy, điều kiện tổng hợp này tạo ra các hạt lưỡng kim trên cơ sở Fe và Co phân bố đồng tương đối đồng đều trên bề mặt CF. Hệ Fe-Co/CF thể hiện hiệu suất cao trong quá trình xử lý MO đạt 95.68 % tại pH = 3. Đây là điều kiện thích hợp để duy trì sự hòa tan và hoạt động xúc tác của các ion kim loại, đồng thời tạo ra gốc hydroxyl (·OH) mạnh mẽ trong quá trình Fenton điện hóa. Các gốc ·OH có khả năng phá vỡ cấu trúc hóa học bền vững của MO, dẫn đến sự phân hủy hiệu quả chất ô nhiễm này trong nước. Vật liệu Fe-Co/CF có tiềm năng cao trong ứng dụng xử lý nước thải, đặc biệt là các loại thuốc nhuộm khó phân hủy như MO. Hệ vật liệu này không chỉ mang lại hiệu quả xử lý vượt trội mà còn thân thiện với môi trường, đáp ứng nhu cầu thực tiễn về các giải pháp xử lý nước thải hiện nay.

Tài liệu tham khảo

[1] Bui Minh Quy, (2022). Adsorption of methyl orange in water by composite chitosan - magnetite: isotherm, kinetic, and thermodynamic studies, *TNU journal of science and technology*. http://doi.org/10.34238/tnu-jst.5702

[2] Thom Thi Dang, (2019). Study on ozonation process for removing methyl orange dye in the textile wastewater. http:// 10.15625/vap.2019.000194

[3] Hồ Phương Hiền, (2017). Nghiên cứu khả năng hấp phụ metyl da cam trong nước bằng vật liệu diatomite phủ chitosan, *Tạp chí KHOA HỌC & CÔNG NGHỆ - Đại học Công nghiệp Hà Nội số 42 (10/2017): 97-101*

[4] J. M. Poyatos, M. M. Munxio, *M. C.* Almecija, J. C. Torres, E. Hontoria and F. Osorio, (2010). Advanced Oxidation Processes for Wastewater Treatment: State of the Art. Water, Air, and Soil Pollution, Vol. 205, *Water Air Soil Pollut* , pp. 11-18. https://doi.org/10.1007/s11270-009-0065-1

[5] H. Zhou and D.W. Smith, (2002). Advanced technologies in water and wastewater treatment, *Journal of Environmental Engineering and Science, Vol. 1,* pp. 254. https://doi.org/10.1139/s02-020

[6] Yang Deng, (2009). Advanced Oxidation Processes (AOPs) for reduction of organic pollutants in landfi ll leachate: a review, *International Journal of Environment and Waste Management, Vol. 4,* pp. 53-58. https://doi.org/10.24036/sainstek/vol3-iss01/37

[7] Topudurti, K., S. Tay, AND E. Monschein, Handbook on advanced photochemical oxidation processes, *EPA l625/R-981004, December 1998.*

[8] Luu Tuan Duong, Vu Van Tung (2023*),* study on the treatment of direct blue 86 in water by electro fenton process, *TNU Journal of Science and Technology*, pp. 193-195 . https://doi.org/10.34238/tnu-jst.7753

[9] Thi Xuan Huong Le (2017). Advances in Carbon Felt Material for Electro-Fenton Process, *Spinger nature link*, pp. 145-173 . http:// 10.1007/698_2017_55

[10] Liang Liang, Fangke Yu, (2017), Preparation of transition metal composite graphite felt cathode for efficient heterogeneous electro-Fenton process, *Spinger nature link*. pp. 20-22 . https://doi.org/10.1007/698_2017_58

[11] Xiaoyan Deng , Chengwen Qiang (2013*),* Magnetic properties and microwave absorption properties of carbon fibers coated with FeCo alloy, *International Journal of Materials Research (formerly Zeitschrift fuer Metallkunde)*, pp. 157-159, http:// 10.3139/146.110840

Research on fabrication of Fe-Co bimetallic nano on carbon felt fiber base for application in treating toxic organic substances in water

Abstract: *In this study, Fe-Co bimetallic nanoparticles on carbon felt (CF) were prepared by electrolysis and used as cathode electrodes for electro-fenton to treat methylene orange (MO) in water. The characteristics are measured by modern chemical and physical methods such as XRD, FT-IR, EDX, SEM. The results showed that Co-Fe bimetallic nanoparticles in the form of amorphous hydroxide with a diameter of 50 ÷ 100 nm distributed relatively evenly on the surface of CF fibers. The effects of factors such as electrolysis time, solution pH, and treatment time on MO treatment efficiency are investigated. The results showed that the Co-Fe/CF material electrolyzed at a current density of 10 mA/cm² and a voltage of 3V for 30 minutes had the highest MO degradation efficiency of 95.68% after 120 minutes at pH = 3. The current study may be lead to a new method in the fabrication of cathode electrode materials for electro-fenton to effectively removal organic pollutants in water.*

Keywords: Carbon felt, methyl orange, Fenton reaction, advanced oxidation.

Synthesis of tree-like ZnO nanostructures by one-step chemical vapor deposition process

Nguyen Van Cuong[1], Phung Dinh Hoat[1], Nguyen Van Tien[1], Pham Tien Hung[1]

[1]*Department of Physics, Le Quy Don Technical University*

hung.phamtien@lqdtu.edu.vn

Abstract

In this work, we introduced a simple one-step chemical vapor deposition (CVD) process for synthesizing tree-like ZnO nanostructures using SnO, ZnO, and C powders as source materials in a quartz tube furnace system at 950 ◦C. The X-ray diffraction (XRD) and Scanning electron microscopy (SEM) measurements confirmed that the tree-like ZnO nanostructures were successfully synthesized, with the dimensions of the tree, the branch, and the head of a typical wire being 89.1, 46.5, and 79.2 nm, respectively.

1. Introduction

Zinc oxide (ZnO) nanostructures have garnered significant interest in various fields due to their unique properties and versatile applications [1-5]. ZnO nanostructures can take various forms, including nanoparticles, nanorods, nanowires, nanodisks, and nanosheets, depending on the synthesis methods and conditions used.

Besides the traditional nanostructures mentioned above, tree-like ZnO nanostructures are a fascinating area of nanotechnology that involves the formation of ZnO in a highly branched, tree-like morphology. These structures can possess unique optical, electrical, and catalytic properties, making them promising for various applications, including photonics, sensors, and biomedical devices [6-10]. In the last decades, tree-like ZnO nanostructures have been intensively investigated. However, due to the complexity of the structures, the growth process of the tree-like ZnO nanostructures typically involves several key factors, including the choice of synthesis method, and reaction conditions, and takes several steps.

For example, Facao et al. have successfully fabricated a tree-like ZnO/CuO nanostructure on Cu foam through a two-step process [6]. Firstly, the CuO nanowires were grown on the Cu foam by thermal oxidation, and the branched ZnO nanorods were then grown on the body CuO nanowire by the hydrothermal method. The nanocomposites Ag/ZnO tree-like structure was also fabricated through a simple two-step process. Firstly, uniform hexagonal one-demension ZnO nanostructures were synthesized by electrodeposition. And then the self-assembly Ag nanocrystals were selectively modified on top of arrays [9]. The tree-like ZnO nanostructure was also fabricated by the CVD method and its LPG sensor application [7]. First, a 40 nm thick ZnO seed layer was deposited on the Si substrate by DC magnetron sputtering, and then dense branched tree-like nanostrucutures were fabricated by a simple CVD method.

In this work, we reported a simple one-step chemical vapor deposition process for the synthesis of tree-like ZnO nanostructures using SnO, ZnO, and C powders as source materials in a quartz tube furnace system.

2. Experimental

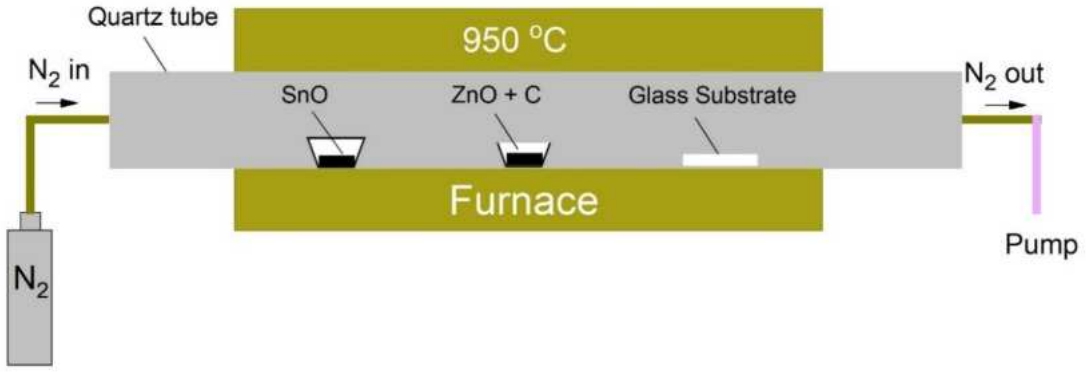


Fig. 1. Schematic diagram of chemical vapor deposition system

The tree-like ZnO nanostructures were synthesized using a CVD system through a one-step process with the schematic diagram shown in Fig. 1. The ZnO+C powder source (1 g) on an alumina boat in a 1:1 weight ratio was put at the furnace's center. The other boat was loaded with a SnO powder source (Sigma-Aldrich, 99.99%, 0.1 g) at a distance of 120 mm from the furnace's center, where the evaporation temperature is 700 ◦C. The glass substrate (2×2 cm^2) was placed downstream at the sampling point at a temperature of 400 ◦C. The furnace was heated and maintained at 950 ◦C for 1 h. During the reaction, no gas was injected into the tube. The working pressure in the tube was controlled at 5.0×10^{-3} Torr. After the reaction, the furnace was naturally cooled to room temperature, and the white film was found on the glass substrate.

3. Results and Discussion

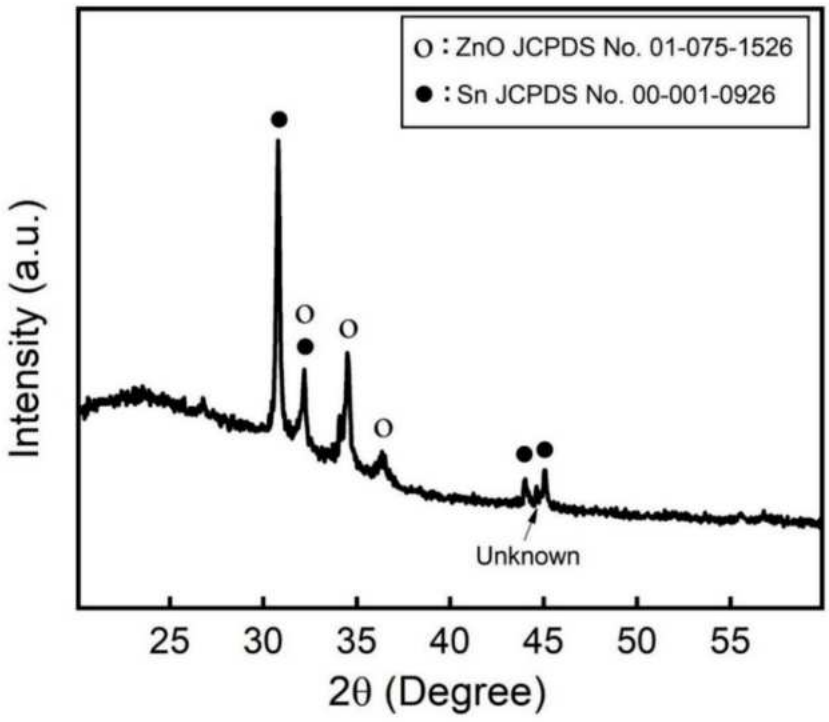


Fig. 2. The X-ray diffraction pattern of ZnO nanostructures

The XRD spectrum of the synthesized sample was shown in Fig. 2. The XRD pattern of the as-synthesized sample was shown in Fig. 2. These peaks, which occur at 2θ of 32.2°, 34.5°, and 36.4° can be indexed to ZnO (JCPDS, No. 01-075-1526). It can also be found extra diffraction peaks at 2θ of 30.8°, 32.2°, 44.0, and 45,1° corresponding to the (200), (101), and (211) planes, respectively, of Sn (JCPDS, No. 00-001-0926).

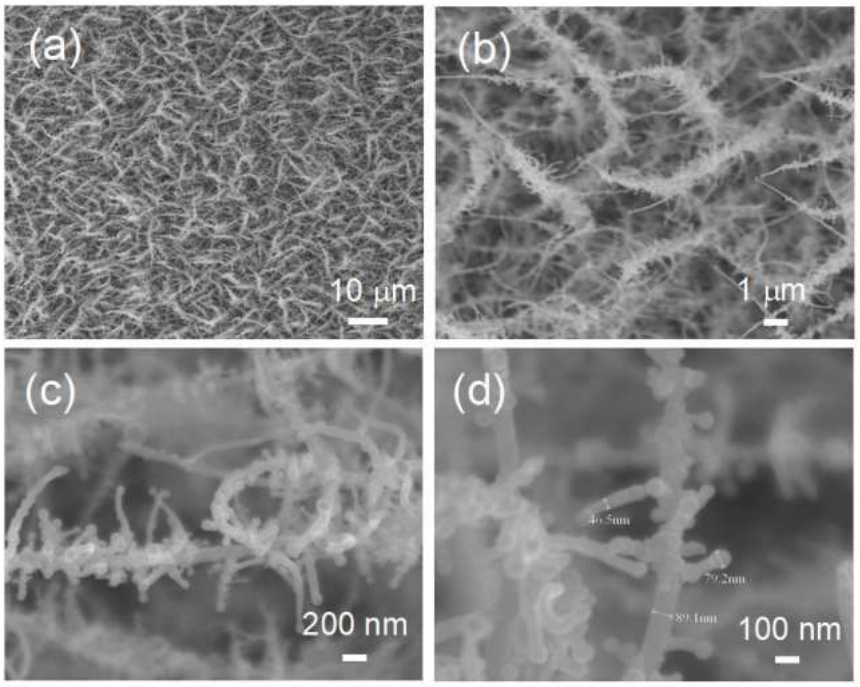


Fig. 3. Typical SEM images of the ZnO nanostructures at different magnifications.

The typical SEM images of the as-synthesized sample were shown in Fig. 3. In the large scale of a hundred micrometers (Fig. 3a), the uniform ZnO tree-like nanostructures was clearly seen. However, the branches did not have a uniform diameter along their axes, but become thinner toward the tips (Fig. 3b and 3c). As shown in Fig. 3d, the dimensions of the tree, the branch and the head of a typical wire were 89.1, 46.5, and 79.2 nm, respectively. The XRD pattern and the SEM images confirmed that we successfully synthesized the tree-like ZnO nanostructures through a one-step chemical vapor deposition process.

Also, we proposed the mechanism that explained the formation of tree-like ZnO structures (Fig. 4). Accordingly, the ZnO tree-like structures are grown in 3 stages. Firstly, Sn (g) is formed from the decomposition of the SnO powder source (reactions 1-3):

$$4SnO(s) \longrightarrow Sn_3O_4(s) + Sn(l) \quad (1)$$

$$Sn_3O_4(s) \longrightarrow 2SnO_2(s) + Sn(l) \quad (2)$$

$$Sn(l) \rightarrow Sn \quad (3)$$

and Zn is formed from the reduction reaction (reaction 4)[11-12]:

$$ZnO + C \rightarrow Zn + CO_2 \quad (4)$$

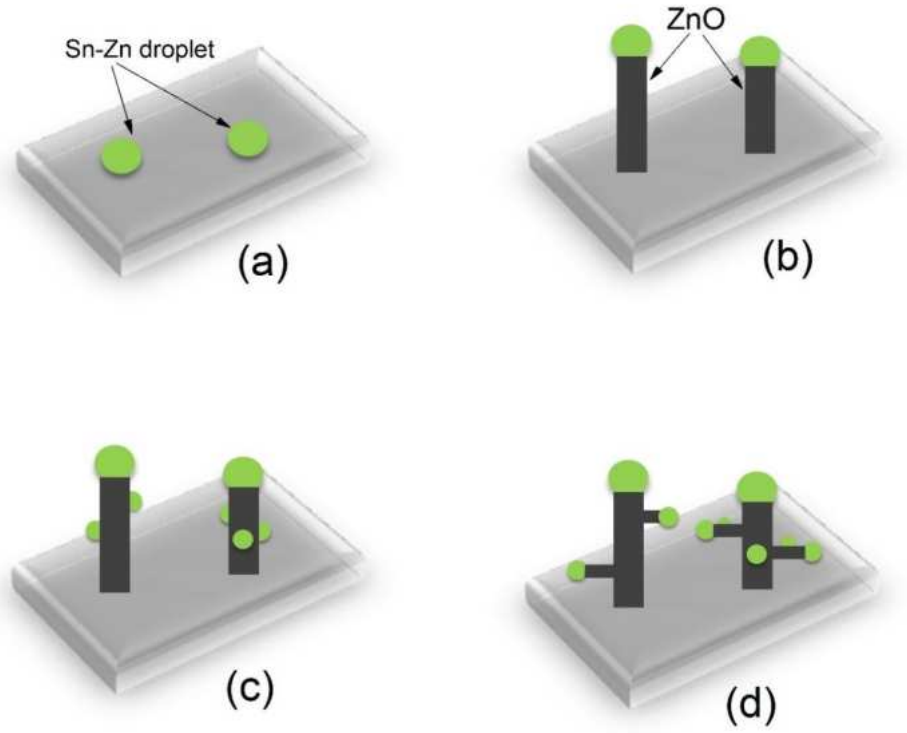


Fig. 4. Schematic showing the growth process of ZnO tree-like structure.

Then, the Sn vapor flows and combines with Zn vapor (reaction 4) and is deposited on the glass substrate such as a catalyst for growth body and branch ZnO nanowires as shown in Fig. 4a. Subsequently, Zn from Sn-Zn alloyed droplets become oxidized for the growth of the ZnO body nanowire, which is also the template of deposition of Zn-Sn droplets (Fig. 4(b-d). In the third stage the ZnO branch nanowire grows on the body of the ZnO nanowire via the vapor-liquid-solid (VLS) process to form ZnO tree-like structures (Fig. 4d). The oxygen source can come from the defect reaction of SnO_2 (from reaction 2), given below, may take place at low temperature, leading to formed oxygen and tin source [12]:

$$SnO_2(s) \rightarrow Sn_{Sn}^{4+} + O_O^{2-} + V_O^{2-} + \frac{1}{2}O_2 \tag{5}$$

or:

$$SnO_2(s) \rightarrow Sn_i^{4+} + O_2(g) \tag{6}$$

4. Conclusion

We succesfully synthesized the tree-like ZnO nanostructures by a simple one step chemical vapor deposition process in a quartz tube furnace system. The formation of tree-like ZnO nanostructures was also discussed.

References

1. Wang, Z. L. (2004). Zinc oxide nanostructures: growth, properties and applications. *Journal of Physics: Condensed Matter*, *16*(25), R829–R858. https://doi.org/10.1088/0953-8984/16/25/R01

2. Kumar, R., Al-Dossary, O., Kumar, G., & Umar, A. (2015). Zinc Oxide Nanostructures for NO2 Gas–Sensor Applications: A Review. *Nano-Micro Letters*, *7*(2), 97–120. https://doi.org/10.1007/s40820-014-0023-3
3. Willander, M., Zhao, Q. X., Hu, Q.-H., Klason, P., Kuzmin, V., Al-Hilli, S. M., Nur, O., & Lozovik, Y. E. (2008). Fundamentals and properties of zinc oxide nanostructures: Optical and sensing applications. *Superlattices and Microstructures*, *43*(4), 352–361. https://doi.org/10.1016/j.spmi.2007.12.021
4. Ischenko, V., Polarz, S., Grote, D., Stavarache, V., Fink, K., & Driess, M. (2005). Zinc Oxide Nanoparticles with Defects. *Advanced Functional Materials*, *15*(12), 1945–1954. https://doi.org/10.1002/adfm.200500087
5. Hirschwald, W. H. (1985). Zinc oxide: an outstanding example of a binary compound semiconductor. *Accounts of Chemical Research*, *18*(8), 228–234. https://doi.org/10.1021/ar00116a001
6. Cao, F., Wang, T., & Ji, X. (2019). Enhanced visible photocatalytic activity of tree-like ZnO/CuO nanostructure on Cu foam. *Applied Surface Science*, *471*, 417–424. https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2018.12.034
7. Sarkar, S., & Basak, D. (2013). Synthesis of dense intersecting branched tree-like ZnO nanostructures and its superior LPG sensing property. *Sensors and Actuators B: Chemical*, *176*, 374–378. https://doi.org/10.1016/j.snb.2012.10.095
8. Zhao, F., Zheng, J.-G., Yang, X., Li, X., Wang, J., Zhao, F., Wong, K. S., Liang, C., & Wu, M. (2010). Complex ZnO nanotree arrays with tunable top, stem and branch structures. *Nanoscale*, *2*(9), 1674. https://doi.org/10.1039/c0nr00076k
9. Jiao, J., Xia, J., Qiu, W., Tang, J., Li, G., Kuang, D., Tong, Y., & Chen, L. (2014). Hierarchical tree-like heterostructure arrays for enhanced photoeletrochemical activity. *Electrochimica Acta*, *136*, 217–222. https://doi.org/10.1016/j.electacta.2014.05.083
10. Ghosh, M., & Mohan Rao, G. (2018). Synthesis of vertically aligned and tree-like carbon nanostructures. *Carbon*, *133*, 239–248. https://doi.org/10.1016/j.carbon.2018.03.030
11. Hung, P. T., Hoat, P. D., Hien, V. X., Lee, H.-Y., Lee, S., Lee, J.-H., Kim, J.-J., & Heo, Y.-W. (2020). Growth and NO_2 -Sensing Properties of Biaxial p-SnO/n-ZnO Heterostructured Nanowires. *ACS Applied Materials & Interfaces*, *12*(30), 34274–34282. https://doi.org/10.1021/acsami.0c04974
12. Hung, P. T., Hien, V. X., Lee, J.-H., Kim, J.-J., & Heo, Y.-W. (2017). Fabrication of SnO2 Nanowire Networks on a Spherical Sn Surface by Thermal Oxidation. *Journal of Electronic Materials*, *46*(10), 6070–6077. https://doi.org/10.1007/s11664-017-5558-x

Tóm tắt: Trong công trình này, chúng tôi đã tổng hợp các cấu trúc nano ZnO dạng cây bằng cách sử dụng bột SnO, ZnO và C làm vật liệu nguồn trong hệ thống lò ống thạch anh ở nhiệt độ 950 ◦C bằng quy trình lắng đọng hơi hóa học một bước. Các phép đo nhiễu xạ tia X (XRD) và kính hiển vi điện tử quét (SEM) đã xác nhận rằng các cấu trúc nano ZnO dạng cây đã được tổng hợp thành công, với kích thước của cây, nhánh và đầu của một sợi dây điển hình lần lượt là 89,1, 46,5 và 79,2 nm.

***Từ khóa*:** *one-step chemical vapor deposition process, tree-like ZnO nanostructures*

Optimization of the synthesis of HBIW (Hexabenzylhexaisowurtzitane) precursor in the synthesis of CL-20 explosive

Le Minh Dong[1], Doan Van Viet[1], Vu Huu Manh[1], Cao Hai Thuong[1]

[1]Le Quy Don Technical University

Abstract

In this study, the HBIW precursor was successfully synthesized from the condensation reaction of benzylamine and glyoxal under room temperature conditions. The structural characteristics of the product were determined using modern analytical methods: IR, NMR. Factors influencing the yield of the HBIW synthesis reaction were examined, including catalysts, catalyst amounts, solvents, and reaction time. The results show that using formic acid as a catalyst at 8% mol of glyoxal, conducted in acetonitrile solvent with stirring for 30 hours, yields an optimal yield of 69.86% under these conditions.

Keywords: Hexabenzylhexaazaisowurtzitane, CL-20 explosive precursor, Hexanitrohexaazaiso-wurtzitane, CL-20, condensation reaction.

1. Introduction

The development of defense technology is directly related to the advancement of new high-energy materials with superior energy characteristics and performance compared to existing materials [1]. One of the most interesting energy molecules developed in recent years is polycyclic nitramine 2,4,6,8,10,12-hexanitro-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclo [5,5,0,03.11,05.9]dodecane, or hexanitrohexaazaisowurtzitane, HNIW (or CL-20). HNIW was first successfully synthesized by Nielsen et al. (1990) at the Naval Air Warfare Center, China Lake, CA, USA, with a structure consisting of a single molecule formed from carbon-nitrogen bonds of two five-membered rings and one six-membered ring, with six nitro groups connected by carbon-carbon bonds (Figure 1)[2-3].

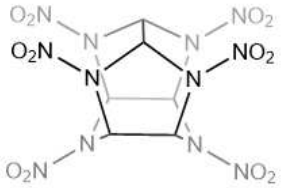


Figure 1. Molecular structure of HNIW (CL-20)

HNIW has many advantages over traditional energy materials such as HMX, RDX, PETN, etc., in terms of density, detonation velocity, detonation pressure, and formation enthalpy. With its unique cage ring structure, CL-20 exists in four stable crystalline polymorphs: α, β, γ, and ε. Among them, ε-CL-20 is the most optimal polymorph, having a higher energy content, higher molecular density ($\rho > 2$ g/cm3), positive formation enthalpy ($\Delta Hf = 100$ kcal/mol), high detonation velocity (9.4 m/s), oxygen balance (−11.0), and optimal detonation pressure (420 kbar) [3-6]. In addition, HNIW has a detonation performance higher than HMX (the "king of explosives") by 14-20% and is considered an environmentally friendly explosive [7]. These outstanding properties make it a suitable candidate for replacing traditional explosives in the future.

The synthesis process of HNIW has received significant attention in recent decades. Early efforts focused on optimizing reaction parameters to synthesize HBIW, the precursor for HNIW,

and later on the synthesis of various hexaazaisowurtzitane derivatives based on heterocyclic amines, naphthalinic, allylic, and propargyl groups. Despite considerable efforts, HBIW is still considered the best precursor for synthesizing HNIW [8]. The HBIW molecule is created through the condensation reaction of glyoxal with benzylamine to achieve the basic cage structure with high strain. Nielsen et al. (1998) first reported the process of synthesizing HNIW through the HBIW precursor (Figure 2) [9].

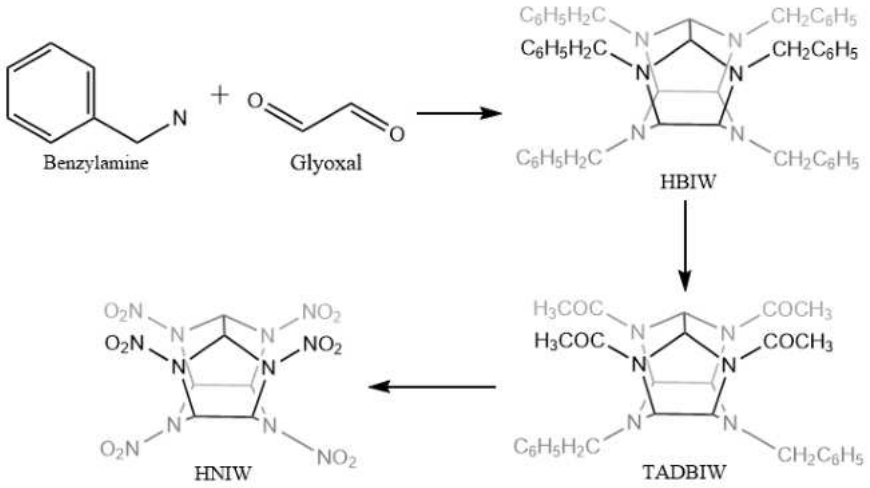


Figure 2. Synthesis process diagram of HNIW through HBIW precursor

HBIW is a key component for synthesizing HNIW. The synthesis of HBIW involves creating a 12-membered polycyclic cage compound in a one-pot reaction with three glyoxal molecules and six benzylamine molecules in the presence of formic acid as a catalyst in acetonitrile solvent [3]. This process yields approximately 80% with 95% purity [8, 10]. Some solvents, such as acetonitrile, methanol, ethanol, and isopropyl alcohol, have been tested for the condensation reaction with acid catalysts. However, acetonitrile is considered the best solvent. The reaction can take place at temperatures ranging from 0-25°C [11]. In addition, the synthesis of HBIW can be carried out with various organic and inorganic acid catalysts such as formic acid, acetic acid, sulfuric acid, and nitric acid.

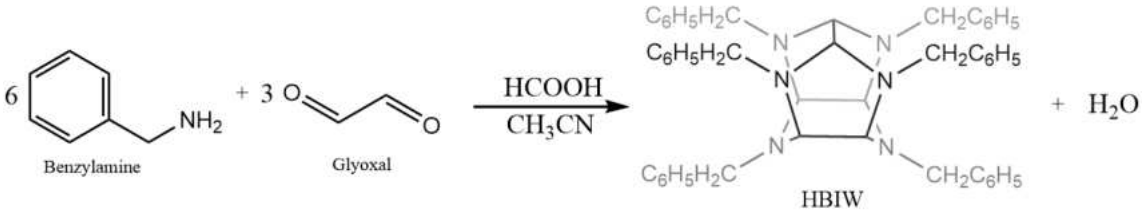


Figure 3. Benzylamine and glyoxal condensation reaction to synthesize HBIW

This paper presents the results demonstrating the use of modern analytical methods: IR, NMR to analyze the product and investigate various factors influencing the yield of HBIW synthesis through the condensation reaction of benzylamine and glyoxal, with different catalysts, catalyst amounts, solvents, and times, under room temperature conditions.

2. Experimental

2.1 Chemicals and Equipment

The chemicals used in the study include: benzylamine, glyoxal, formic acid, acetic acid, nitric acid, sulfuric acid, hydrochloric acid, acetonitrile, ethanol, methanol, chloroform, and tetrahydrofuran, purchased from Macklin, China. The chemicals used for product preparation do not require further purification. The solvents were distilled before experimentation. The structure of the product was determined using FT-IR spectroscopy measured by a Perkin Elmer Spectrum Two spectrometer at the Chemistry Department, Military Technical Academy; ^{1}H-NMR (600 MHz) and ^{13}C-NMR (151 MHz) spectra recorded on a Bruker Advance XL-500 MHz NMR machine using $CDCl_3$ as the standard, at the Institute of Chemistry, Vietnam Academy of Science and Technology.

2.2 HBIW Synthesis Procedure

To a 100 mL round-bottom flask with a stir bar, add 6 mL benzylamine, 5 mL distilled water, 0.4 mL 88% formic acid, and 50 mL acetonitrile. The mixture was stirred and cooled in an ice bath, obtaining a homogeneous transparent solution. Slowly add 2.9 mL of 40% glyoxal to the flask over 10 minutes. Rinse the glyoxal container with 1 mL distilled water and add it to the reaction system. After adding glyoxal, the reaction system was brought to room temperature and allowed to react for 16-18 hours, yielding a yellow-white solid precipitate.

At the end of the reaction, the precipitate was filtered and washed several times with cold acetonitrile, obtaining 3.85 g of white solid product with a yield of 65.25%. Crystallization from acetonitrile yielded white needle-like crystals.

3. Results and Discussion

3.1 Product Analysis

The results of the FT-IR, 1H-NMR, and 13C-NMR spectra of HBIW are shown in Figures 4, 5, and 6, respectively.

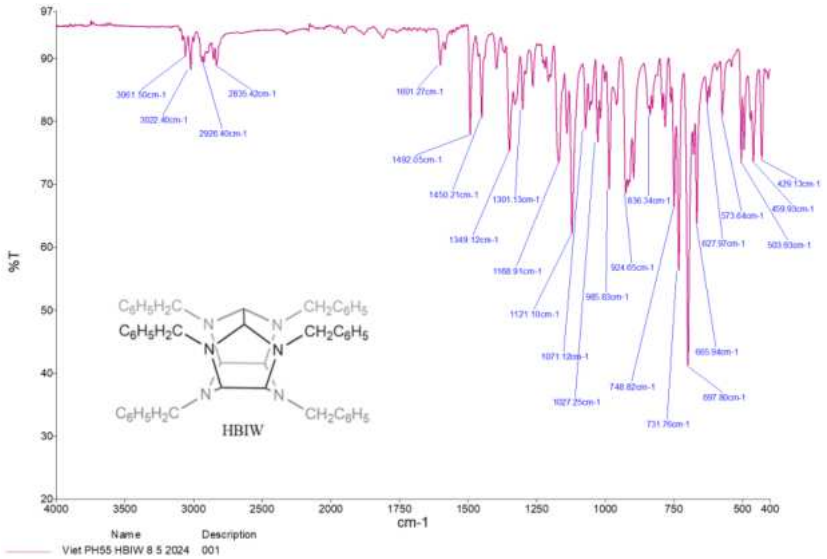


Figure 4. FT-IR Spectrum of HBIW

The structural characteristics of HBIW were identified using FT-IR spectroscopy (Figure 4). The FT-IR spectrum shows several characteristic peaks corresponding to the vibrations of various functional groups in the HBIW molecule. Notably, there is no appearance of vibrations for N-H bonds (3700–3000 cm^{-1}) and C=O (1850–1640 cm^{-1}), but the spectrum does show vibrations at the following wave numbers: 3061, 2835 (CH, s), 1601 (C=C), 1492-1450 (CH2 bend), 1349-1168 (C-C), 1120-985 (C-N), 698 (C-H bend).

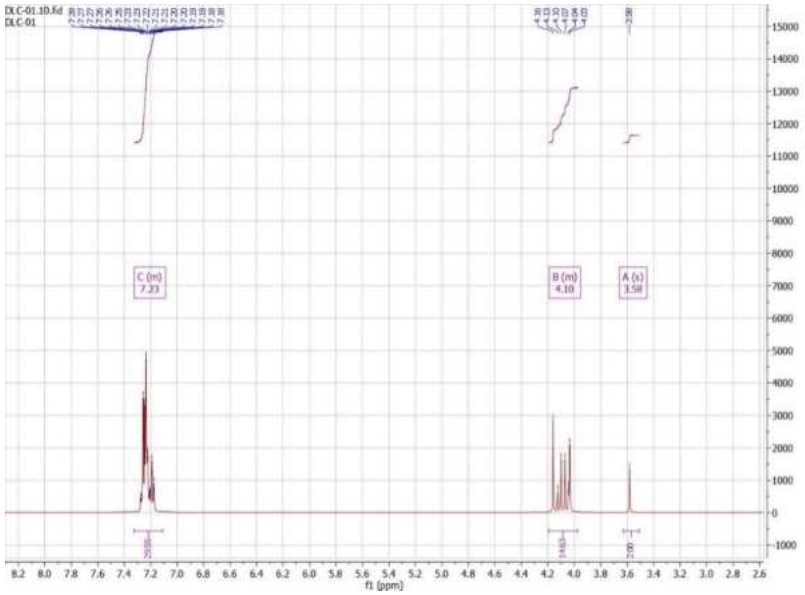


Figure 5. ^{1}H-NMR Spectrum of HBIW

The ^{1}H-NMR spectrum (Figure 5) shows signals at δ (ppm) = 7.23 (m, 30H, phenyl), δ = 4.10 (m, 12H, CH2), δ = 3.58 (s, 6H, CH), and there is no signal at around δ ≈ 1.5 ppm for the proton in the -NH2 group (from the benzylamine molecule) or δ ≈ 5.0 ppm for the proton in the -CH=O group (from the glyoxal molecule).

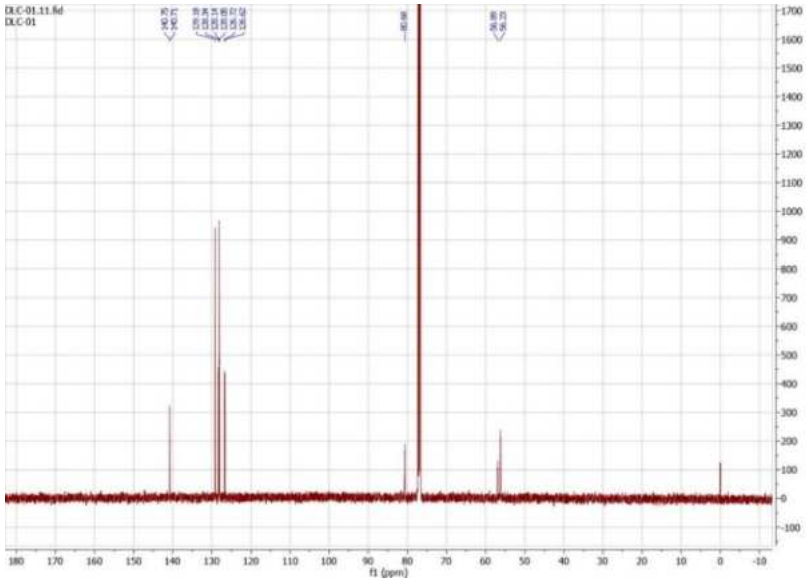


Figure 6. 13C-NMR Spectrum of HBIW

The ^{13}C-NMR spectrum (Figure 6) confirms the presence of 48 carbon atoms with δ (ppm) = 56.23–56.89 (6C, CH2 from the benzyl group), δ = 80.68 (6C, CH from the cage structure), δ = 126.62–140.75 (36C, phenyl). Based on the FT-IR, NMR spectra, and the melting temperature data, and comparing with published studies [14-16], it can be concluded that the cage structure of the HBIW molecule has been successfully synthesized.

3.2 Effect of Catalysts on Reaction Efficiency

Firstly, we investigated the effect of different acid catalysts on the synthesis efficiency of HBIW. The results of the investigation are shown in Table 1.

Table 1. Effect of Catalyst on HBIW Synthesis Efficiency

Entry	Catalyst	Mass (g)	Yield (%)
1	-	0,15	17,18
2	Formic acid	0,56	64,13
3	Acetic acid	0,52	59,55
4	Hydrochloric acid	0,46	52,68
5	Sulfuric acid	0,38	43,52
6	Nitric acid	0,43	49,24

***Reaction Conditions**: Benzylamine (0.0085 mol, 0.937 mL), Glyoxal (0.0037 mol, 0.427 mL), CH3CN (7.75 mL), H2O (0.775 mL), and acid catalyst (5% mol relative to glyoxal). The product yield was measured after stirring at room temperature for 24 hours.*

From the results in Table 1, it is clear that the reaction yield for synthesizing HBIW depends on the acid catalyst used. Without a catalyst, the reaction proceeds slowly, and the product is a yellow gum with low yield compared to when a catalyst is present. This is because in the presence of H+ ions, the carbonyl group of glyoxal becomes protonated, making it a stronger electrophile, which increases its reactivity with the nucleophile (the -NH2 group of benzylamine), promoting the formation and stabilization of the imine intermediate and facilitating the formation of the HBIW cage structure. When HCl, H2SO4, HNO3, or HCOOH are added to the reaction system under cooling, white fumes are observed on the solution surface due to the strong evaporation of the concentrated acids. However, no such phenomenon occurs with acetic acid, which is soluble in the solvent and less acidic, thus providing a milder reaction. Our experimental findings suggest that organic acids are more effective as catalysts than strong inorganic acids, likely because strong acids may cause side reactions or excessive catalysis, hindering the formation of HBIW. To maintain the required H^+ concentration, we chose formic acid as the catalyst because it gave the highest yield.

3.3 Effect of Formic Acid Catalyst Amount on Reaction Efficiency

To study the effect of the formic acid catalyst on the product yield, experiments were conducted using different amounts of catalyst. The experimental results are shown in Table 2.

Table 2. Effect of Formic Acid Catalyst Amount on HBIW Synthesis Efficiency

Entry	Catalyst (% mol)	Mass (g)	Yield (%)
1	Formic acid (3%)	0.51	58.41
2	Formic acid (5%)	0.56	64.13
3	Formic acid (8%)	0.59	67.21
4	Formic acid (10%)	0.54	61.84

***Reaction Conditions**: Benzylamine (0.0085 mol, 0.937 mL), Glyoxal (0.0037 mol, 0.427 mL), CH3CN (7.75 mL), H2O (0.775 mL), and formic acid (x% mol relative to glyoxal). The product yield was measured after stirring at room temperature for 24 hours.*

From the results in Table 2, it is evident that the product yield increases as the amount of formic acid catalysis rises to 8% mol of glyoxal. However, when the formic acid amount exceeds 8%, the yield decreases. This suggests that excess formic acid may begin to hinder the reaction by promoting side reactions, destabilizing intermediates, or affecting the stability of reactants, which reduces the overall reaction yield. Therefore, we chose 8% mol of formic acid as the optimal catalyst for subsequent investigations.

3.4 Effect of Solvent on Reaction Efficiency

We investigated the effect of different solvents on reaction efficiency using six solvents: Acetonitrile, Methanol, Ethanol, Chloroform, Ethyl acetate, and Tetrahydrofuran. These solvents were chosen based on their ability to dissolve HBIW, their common usage, and their cost. The effect of solvents on reaction efficiency is shown in Table 3.

Table 3. Effect of Solvent on HBIW Synthesis Efficiency

Entry	Solvent	Mass (g)	Yield (%)
1	Acetonitrile	0.59	69.86
2	Methanol	0.41	46.95
3	Ethanol	0.45	51.53
4	Chloroform	0	0
5	Ethyl acetate	0	0
6	Tetrahydrofuran	0	0
7	n-Hexane	-	-

***Reaction Conditions**: Benzylamine (0.0085 mol, 0.937 mL), Glyoxal (0.0037 mol, 0.427 mL), Solvent (7.75 mL), H2O (0.775 mL), and formic acid (8% mol relative to glyoxal). The product yield was measured after stirring at room temperature for 24 hours.*

Based on the results in Table 3, the HBIW synthesis process is highly dependent on the solvent used. When solvents like chloroform, ethyl acetate, and tetrahydrofuran are used, no precipitation occurs, and the solution separates into layers, eventually turning dark brown. This may be due to the good solubility of HBIW in these solvents. With n-Hexane, the glyoxal causes

immediate yellow colloidal precipitation that sticks to the container walls but does not disperse into the solvent. For acetonitrile, ethanol, and methanol, relatively high yields are obtained, with the best result (69.86%) when using acetonitrile as the solvent. The combination of acetonitrile and water provides an optimal environment for the reaction to occur with moderate polarity, helping to dissolve the reagents efficiently and control the reaction rate. Therefore, acetonitrile was selected as the solvent for further investigations.

4. Conclusion

The successful synthesis of the HBIW precursor, a key material for CL-20 explosive production, was demonstrated. Structural characteristics were verified using FT-IR, NMR. The study on factors affecting HBIW synthesis efficiency showed that using formic acid as a catalyst (8% mol relative to glyoxal), acetonitrile as a solvent, and stirring for 30 hours resulted in the highest yield of 69.86%. With further optimization of reaction conditions, HBIW is fully suitable for use in subsequent stages of CL-20 production at a large scale, contributing to the development of defense technologies and enhancing future weapons capabilities.

References

1. Paromov, A., et al., Acid-Catalyzed Condensation of Benzamide with Glyoxal, and Reaction Features. 2022. **27**(3), 1094.
2. Nielsen, A.T., et al., Polyazapolycyclics by condensation of aldehydes with amines. 2. Formation of 2,4,6,8,10,12-hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-hexaazatetracyclo[5.5.0.05.9.03,11] dodecanes from glyoxal and benzylamines. The Journal of Organic Chemistry, 1990. **55**(5): p. 1459-1466.
3. Sider, A., et al., Hexanitrohexaazaisowurtzitane or CL-20 in India: Synthesis and Characterisation. Defence Science Journal, 2002. **52**.
4. Paromov, A.E. Condensation of Benzyl Carbamate with Glyoxal in Polar Protic and Aprotic Solvents. Molecules, 2023. **28**.
5. Viswanath, D., T. Ghosh, and V. Boddu, Hexanitrohexaazaisowurtzitane (HNIW, CL-20). 2018. p. 59-100.
6. Sysolyatin, S., et al., Methods of Synthesis and Properties of Hexanitrohexaazaisowurtzitane. Russian Chemical Reviews, 2007. **74**: p. 757.
7. Tang, X., et al. Research Progress and Key Issues of Hydrodebenzylation of Hexabenzylhexaazaisowurtzitane (HBIW) in the Synthesis of High Energy Density Material Hexanitrohexaazaisowurtzitane (HNIW). Materials, 2022. **15.**
8. Dong, K., et al., Condensation mechanism of cage hexabenzylhexaazaisowurtzitane from glyoxal and benzylamine: a computational study. New Journal of Chemistry, 2017. **41**(21): p. 12694-12699.
9. Nielsen, A.T., et al., Synthesis of polyazapolycyclic caged polynitramines. Tetrahedron, 1998. **54**(39): p. 11793-11812.
10. Venkata Viswanath, J., et al., An overview on importance, synthetic strategies and studies of 2,4,6,8,10,12-hexanitro-2,4,6,8,10,12-hexaazaisowurtzitane (HNIW). Defence Technology, 2016. **12**(5): p. 401-418.
11. Viswanath, D.S., T.K. Ghosh, and V.M. Boddu, Hexanitrohexaazaisowurtzitane (HNIW, CL-20), in Emerging Energetic Materials: Synthesis, Physicochemical, and Detonation Properties,

D.S. Viswanath, T.K. Ghosh, and V.M. Boddu, Editors. 2018, Springer Netherlands: Dordrecht. p. 59-100.
12. Bellamy, A.J., Reductive debenzylation of hexabenzylhexaazaisowurtzitane. Tetrahedron, 1995. **51**(16): p. 4711-4722.
13. Gołofit, T. and P. Maksimowski, Purification of Hexabenzylhexaazaisowurtzitane. Central European Journal of Energetic Materials, 2016. **13**: p. 1038-1050.
14. Shokrollahi, S., et al., Citric acid as an efficient and green catalyst for the synthesis of hexabenzyl hexaazaisowurtzitane (HBIW). Iranian Journal Of Catalysis, 2015. **6**: p. 65-68.
15. Ly, Q.V., et al., Investigate some factors affecting the synthesis yield of 2,6,8,12-tetraacetyl-4,10-dibenzyl -2,4,6,8,10,12-hexaazaisowurtzitane (TADBIW) used to make CL-20 explosive. Journal of Military Science and Technology, 2023. **86**(86): p. 63-70.
16. Azizkhani, V., et al., Magnetically Recyclable Cufe2o4 Nanoparticles as an Efficient and Reusable Catalyst for the Green Synthesis of 2,4,6,8,10,12-Hexabenzyl-2,4,6,8,10,12-hexaazaisowurtzitane as CL-20 Explosive Precursor. Journal of Energetic Materials, 2017. **35**(3): p. 314-320.

Tóm tắt: Trong nghiên cứu này, tiền chất HBIW được tổng hợp thành công từ phản ứng ngưng tụ benzylamine và glyoxal trong điều kiện nhiệt độ phòng. Đặc trưng về cấu trúc sản phẩm được xác định bằng các phương pháp phân tích hiện đại: IR, DSC, NMR, HPLC. Các yếu tố ảnh hưởng tới hiệu suất phản ứng tổng hợp HBIW được khảo sát bao gồm: chất xúc tác, lượng chất xúc tác, dung môi và thời gian phản ứng. Kết quả nghiên cứu cho thấy phản ứng sử dụng chất xúc tác axit HCOOH với lượng 8% số mol glyoxal, thực hiện trong dung môi acetonitrile được khuấy đều trong 30 giờ thu được hiệu suất tối ưu trong điều kiện này là 69,86%.

***Từ khóa**: Hexabenzylhexaazaisowurtzitane, tiền chất thuốc nổ CL-20, Hexanitrohexaazaisowurtzitane, CL-20, phản ứng ngưng tụ*

Rheological characteristics of bimodal grades of high-density polyethylene

Quang Dung Pham[1,*], P.V. Surikov[2]

[1]*Faculty of Physics and Chemical Engineering, Le Quy Don Technical University*

[2]*MIREA - Russian Technological University*

[*]*Email: phamquangdungmta@gmail.com, Contact number: 0342960086*

Abstract

This article presents the results of a study on the rheological properties of high-density polyethylene melts exhibited during shear flow. The dependences of shear stress on the shear rate are constructed, and models for describing the viscosity property and flow of materials in short channels are presented.

Keywords: *bimodal polyethylene, PE100, PE-RT, rheological behavior, models.*

1. Introduction

In the modern polymer industry, bimodal polyethylenes (PE) occupy about 30% of the volume of high-density polyethylenes (HDPE) in the world market [1]. The name of these materials reflects their molecular structure, which consists of two clearly distinct groups of macromolecules - short-chain and long-chain. The presence of short-chain macromolecules in the structure plays a major role in the formation of a crystalline structure that provides high density and a high modulus of elasticity. In addition, due to their small size, short-chain macromolecules work as lubricants during flow of PE, i.e., they reduce its viscosity and provide high processability. The group of branched long-chain macromolecules plays a major role in the formation of through chains and, therefore, increases the polymer's stress crack resistance. Thus, due to its structure, bimodal PE acquires a unique complex of chemical, physical-mechanical and technological properties.

In this article the rheological behavior of two common groups of bimodal PE – PE100 and PE-RT is clarified. PE100 is an ethylene copolymer with the highest strength of the three HDPE types in the pipe industry (PE63, PE80 and PE100). The numerical value of 100 denotes the minimum long-term strength, equal to 10 MPa according to ISO/TR 9080. Due to the structural characteristics and bimodal molecular weight distribution, this PE has an optimal combination of rigidity and resistance to crack propagation, which allows the production of high-quality pressure pipes [2].

PE-RT (polyethylene of raised temperature resistance) it is an ethylene copolymer with a controlled amount of octene [3]. The presence of a second monomer makes it possible to obtain a material with an optimal supramolecular structure, characterized by an raised content of intercrystalline through chains and, consequently, to increase the ability to absorb and dissipate energy and increase long-term strength at high working temperatures.

Due to feature of the rheological behavior of bimodal PE melts in different deformation modes is defined by viscoelasticity, the processes occurring during their processing are much more complicated and, therefore, good knowledge is required, especially about the rheological behavior of materials based on the experiments conducted. According to the study of bimodal PE in laboratories using various specialized rheological instruments, it is

possible to predict their behavior in processing and select the correct equipment and conditions for the production of products with a given set of properties.

2. Objects and methods of research

2.1. Objects of research

In this work, brands PE2NT11-9 and Borsafe HE3492-LS-H were used as PE100. PE brand of PE2NT11-9 is black granules produced by Kazanorgsintez PJSC, Russia. This material has an average molecular weight of 377,861 and a solid state density of 956-962 kg/m^3. Its melt flow index (MFI), measured at a temperature of 190°C and a load of 5.0 kg, was 0.10 g/10 min. HDPE brand of Borsafe HE3492-LS-H is a yellow material produced by BOREALIS AG, Austria. This material has an average molecular weight of 461,210. Its density at room temperature is 951 kg/m^3 and MFI, defined at a temperature of 190°C and a load of 5.0 kg, was 0.27 g/10 min.

As PE-RT, the following HDPE brands were used: Dowlex 2388 and LUCENE SP988. PE brand Dowlex 2388 is white granules produced by The Dow Chemical Company, USA. This material has an average molecular weight of 128,932 and a solid state density of 941 kg/m^3. Its MFI, measured at a temperature of 190°C and a load of 5.0 kg, was 1.90 g/10 min. HDPE brand LUCENE SP988 is a white material produced by LG Chem, South Korea. Its density at room temperature is 941 kg/m^3 and MFI, defined at a temperature of 190°C and a load of 2.16 kg, was 0.60 g/10 min.

As shown in Figure 1, the two peaks of the PE2NT11-9 brand clearly differ in height with a differential mass function of ρ_w = 0.53 and 0.31 and correspond to positions lgM_w = 4.3 and 5.8. For the Borsafe HE3492-LS-H brand, the peaks have positions with lgM_w = 4.6 and 5.9 and are of equal height, which means that the mass fraction of the two fractions of macromolecules in the material is almost the same. Unlike PE100, on the $\rho_w - lgM_w$ curve of the Dowlex 2388 brand, the peaks are very close to each other and form one large peak.

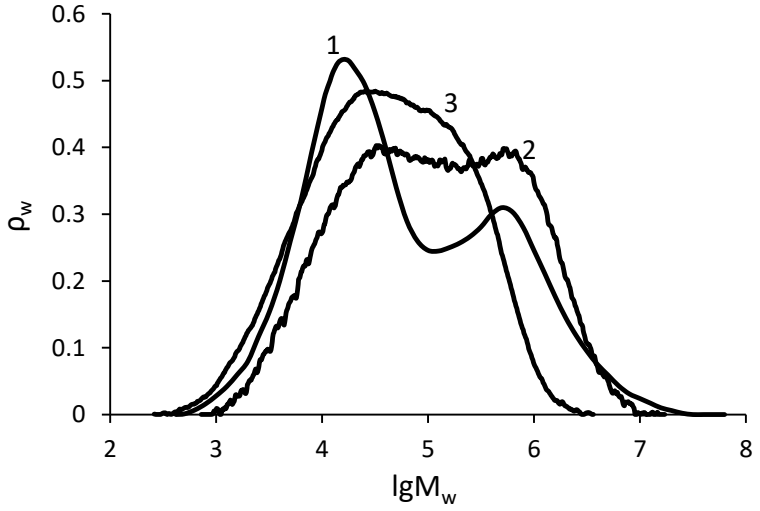


Figure 1. Differential curves of molecular weight distribution.
1 – PE2NT11-9; 2 – Borsafe HE3492-LS-H; 3 – Dowlex 2388 [1]

2.2. Instruments and methods of research

The rheological behavior in shear flow of two types PE100 and PE-RT was researched using a capillary viscometer MV-3M, which ensured measurement of the volumetric flow rate

of the materials melt in the constant stress mode. In order to obtain more complete data on the rheological properties of the used polymers, experiments were carried out using capillaries with a diameter of 1 and 2 mm, having different ratios of the length to the diameter of the opening l/d in order to study the entrance effect. In addition, to study the influence of the geometric characteristics of the channel on the melt flow, a set of capillaries with the same diameter and different entrance angles α was used.

3. Results and discussion

During the flow in conventional capillaries, the PE melt passes through the entrance region with a sudden decrease in the cross-section size. In this case, the flow of material loses some energy due to the restructuring of the melt velocity profile, the formation and maintenance of vortices in the stagnation zone of the chamber and due to the accumulation of reversible deformation. Therefore, when constructing flow curves for polymer materials, it is necessary to first take into account the entrance pressure losses (ΔP_{los}) as one of the most important corrections. ΔP_{los} is defined by extrapolating data on the dependence of the pressure in the entrance region (P_{en}) into the capillary on the ratio of its length to diameter l/d at a constant shear rate $\dot{\gamma}_o$.

Figure 2 shows graphs of the dependence of the entrance pressure of the polyethylene melt on the l/d ratio at a temperature of 190°C and a shear rate of 2.6 s^{-1}. Entrance pressure losses are defined by the values of P_{en} at the intersection points of the these graphs with the ordinate axis.

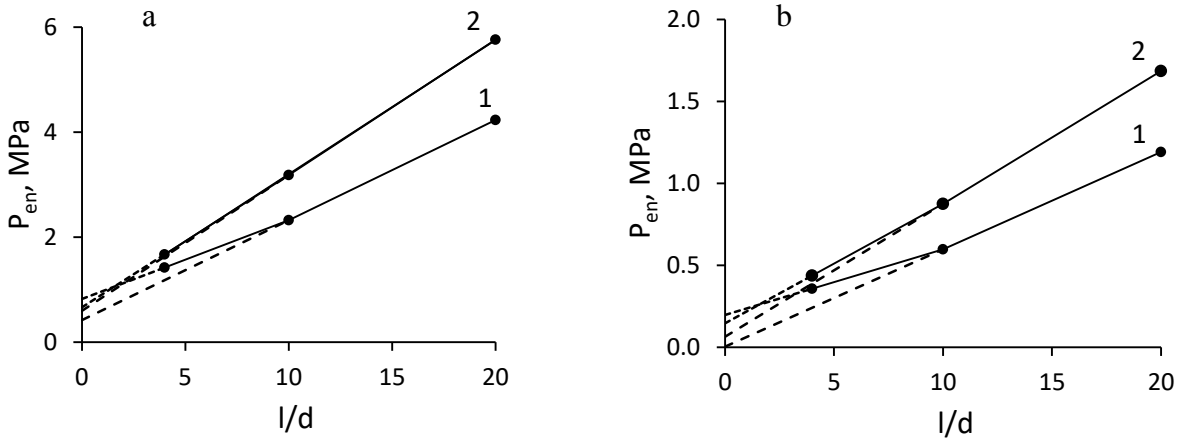


Figure 2. Dependence of entrance pressure on l/d at d = 1 mm (1) and d = 2 mm (2)
a – PE2NT11-9; b – Dowlex 2388

As can be seen from the figures, the graphs of both materials show breakpoints, and the degree of break at d = 2 mm is less than at d = 1 mm. This phenomenon is related to the stability of the PE melt flow, which means that a decrease in the capillary length leads to a decrease in its stability. In the case of d = 2 mm, the difference between ΔP_{los} in the long and short capillaries for PE2NT11-9 is 0.01 MPa, while for Dowlex 2388 it is 0.07 MPa. When d = 1 mm, this difference becomes several times greater, for PE2NT11-9 ΔP_{los} = 0.40 MPa, while for Dowlex 2388 ΔP_{los} = 0.19 MPa.

As is known, to reduce energy losses in the entrance area, flow channels with a smooth decrease in diameter, forming a conical shape of the channel entrance, are often used. In order to study the influence of the geometric parameter of the flow channel on the entrance

effect, capillaries with different entrance angles (α = 30, 60, 90 and 180 degrees) and the length and diameter of the cylindrical channel equal to 10 mm and 0.8 mm were used. Figure 3 shows the curves of the $\Delta P_{los} - \alpha$ dependence of PE100 and PE-RT at a constant shear rate and temperature of 190°C.

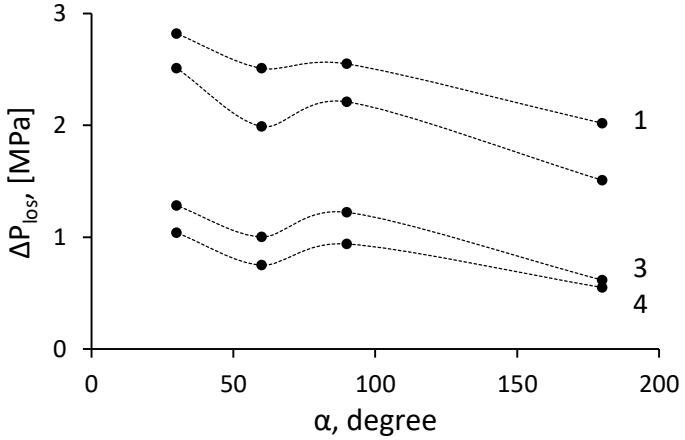


Figure 3. Dependences of entrance pressure losses on the capillary entrance angle
1 – PE2NT11-9; 2 – Borsafe HE3492-LS-H; 3 – Dowlex 2388; 4 – LUCENE SP988

From these graphs it is evident that the curves $\Delta P_{los} - \alpha$ are non-monotonic dependencies passing through extremes. Such a pattern of change in ΔP_{los} by α is related two factors. When α decreases from 180 to 30 degrees, the length of the transition zone increases and leads to an increase in ΔP_{los}. On the other side, when α reaches a certain value, ΔP_{los} becomes smaller due to the restructuring of the vortex flow.

When comparing the $\dot{\gamma}_o - \tau_w$ curves for each material, obtained using capillaries with different diameters, it is shown that with the same stress, the shear rate at d = 2 mm is lower than at d = 1 mm. This shows the possibility of the appearence of the sliding effect of the polymer melt on the channel wall. Therefore, the effective slip rates were defined using the Mooney method, taking into account that the flow of the materials under study is laminar and the slip is uniformly distributed on the capillary wall and the slip rate is the same at constant stress and different diameters:

$$v_{sl} = \frac{tg\,\omega}{4} \tag{1}$$

where ω – the angle of inclination of the straight line $\dot{\gamma}_o - 1/R$ at a constant stress; R – radius of the capillary.

Figure 4 shows the dependences of the effective sliding velocity on the shear stress of different brands of HDPEs at 190°C. The flow rate of the PE melt in the capillary can be divided into 2 components: Q_{sl}, caused by sliding, and the flow rate Q_{fl}. According to experimental data, the ratio of the flow of the sliding melt in the total flow rate φ_{sk} for PE100 has values ≥ 82%, and for PE-RT φ_{sk} ≥ 60%. From these results, we can conclude that the effect that occurs here is not sliding but in fact a boundary layer flow. This effect is caused by a sharp increase in the speed of movement of the PE melt in the near-wall region in the direction perpendicular to the flow of the material. Consequently, in the experiments, we obtained data similar to the appearance of the sliding effect.

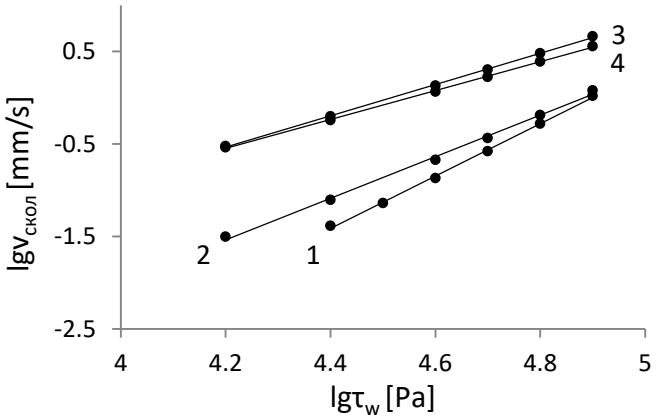


Figure 4. Effective sliding rates at a temperature of 190°C
1 - PE2NT11-9; 2 - Borsafe HE3492-LS-H; 3 - Dowlex 2388; 4 - LUCENE SP988

Experimental data obtained on the MV-3M viscometer using short capillaries clearly showed the instability of the shear flow with PE100. It is obvious that a large amount of highly elastic deformation accumulated during the flow, and this lead to the stress in the polyethylene melt, which is the main reason for the distortion of the shape of the extrudate coming out of the capillary. In the experiments, this phenomenon is expressed in the form of spiral extrudates, and the degree of distortion of the extrudate shape increases with increasing shear rate. Figure 5 shows the curves of the logarithmic dependence $\dot{\gamma}_o$ – τ_w for brand PE2NT11-9 at l/d = 4 and 10 and a temperature of 190°C.

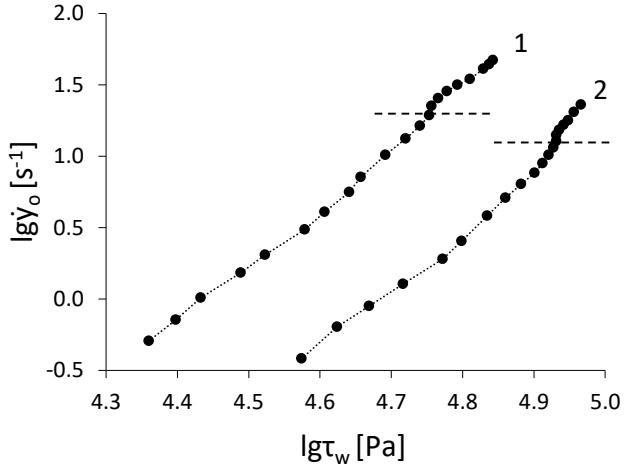


Figure 5. Dependence curves lg$\dot{\gamma}_o$ – lgτ_w of brand PE2NT11-9
1 – d = 1 mm; 2 – d = 2 mm

As can be seen from Figure 5, the lg$\dot{\gamma}_o$ – lgτ_w curves have break points presenting the manifestation of an unstable PE melt flow. These points correspond to the values lg$\dot{\gamma}_o$ = 1.3 on curve 1 and lg$\dot{\gamma}_o$ = 1.1 for curve 2. These lg$\dot{\gamma}_o$ values can be considered as critical shear rates during processing of the materials under the corresponding conditions. For the brand Borsafe HE3492-LS-H, the critical values were also defined at d = 1 mm lg$\dot{\gamma}_o$ = 1.4 and in the case of d = 2 mm lg$\dot{\gamma}_o$ = 1.3. Unlike PE100, the PE-RT melt flow presents a stable shear flow.

With the entrance pressure losses, the wall slip effect and the Rabinowitsch-Mooney correction, the flow curves of the HDPEs were constructed under the experimental conditions (Figure 6). It is obvious that within the framework of the experiments (τ_w = 2 ÷ 126 kPa) the

flow curves of the brands LUCENE SP988 and Dowlex 2388 are straight lines standed close to each other. On the other side, only parts of the flow curves of the PE2NT11-9 and Borsafe HE3492-LS-H brands in the range of τ_w = 4 ÷ 63 kPa and τ_w = 10 ÷ 63 kPa, respectively, are straight lines, as shown in Figure 6. At τ_w > 63 kPa, the stability of the PE100 melt flow decreases and the shape of the extrudate at the outlet of the capillary begins to distort. Due to the fact that the flow curves have the form of straight lines, it is clear that they can be adequately described by a power law:

$$\tau = K \cdot \dot{\gamma}^{n} \tag{2}$$

where K – the flow consistency index; n – the flow behavior index; $\dot{\gamma}$ – the effective shear rate of the material, calculated taking into account its pseudoplasticity. The calculation of the effective shear rate is presented in [5].

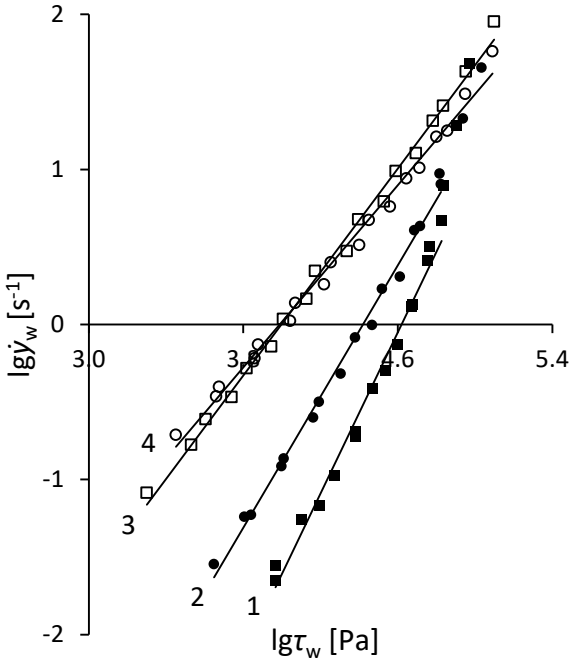


Figure 6. Flow curves of different PE brands at 190°C
1 – PE2NT11-9; 2 – Borsafe HE3492-LS-H; 3 – Dowlex 2388; 4 – LUCENE SP988

According to experimental data, it was established that the viscosity property of the HDPEs is adequately described using the three-parameter Carreau model:

$$\eta = \eta_o \left[1 + \left(\lambda \dot{\gamma}\right)^2\right]^{\frac{n-1}{2}} \tag{3}$$

где η_o – the Newtonian viscosity as $\dot{\gamma}$ tends to 0; λ – the relaxation time.

As is known, at sufficiently low shear rates, polyethylene melts behave as Newtonian fluids and their viscosity is constant ($\eta = \eta_o$). With increasing stress or shear rate, their viscosity decreases and at that time they are called pseudoplastic fluids. The values of ηo of the Carreau model in this work are defined by the method of interpolation of the lgη – τ_w dependencies with τ_w tending to 0. In Figure 7, the experimental data are compared with the corresponding calculation models for describing the viscosity properties of the PE100 and PE-RT types.

Thus, the study of the rheological behavior of different types of HDPE with shear flow allowed to compare their rheological properties. Table 1 shows the main indexes and coefficients of HDPEs at a temperature of 190°C. Apparently, the values of the flow index n of the materials show that PE2NT11-9 differs from the Newtonian fluid more than the others. The reason for this can be explained by the composition of HDPE brands. Figure 1 presented that other HDPEs have macromolecules with a mass $M_w < 10^7$ while PE2NT11-9 has a number of macromolecules with a mass $M_w > 10^7$. Although the proportion of these macromolecules is relatively small, due to their very large size, they have a significant influence on the viscoelastic properties of the material. They hinder flow and increase elasticity, and make the molten material behave very differently from Newtonian fluids. In the work [6] the coefficients K and n of different batches of polyethylene brand PE2NT11-9 were obtained as n = 0.273÷0.314 and K = 50,100÷56,200.

Similarly, the flow index of brand Borsafe HE3492-LS-H n = 0.47 is smaller than the brand Dowlex 2388 (n = 0.60) and LUCENE SP988 (n = 0.68). This is also clearly reflected on the molecular weight distribution (Figure 1).

Table 1. Coefficients of the descriptive models and the activation energy of the HDPEs

	ПЭ2НТ11-9	**Borsafe HE3492-LS-H**	**Dowlex 2388**	**LUCENE SP988**
K	41,400	26,180	9,942	9,729
n	0.38	0.47	0.60	0.68
E_a, kJ/mol	41.34	34.38	29.55	34.80
η_o, kPa·s	482.30	221.60	31.38	18.05
λ, s	43.16	49.02	16.27	6.00

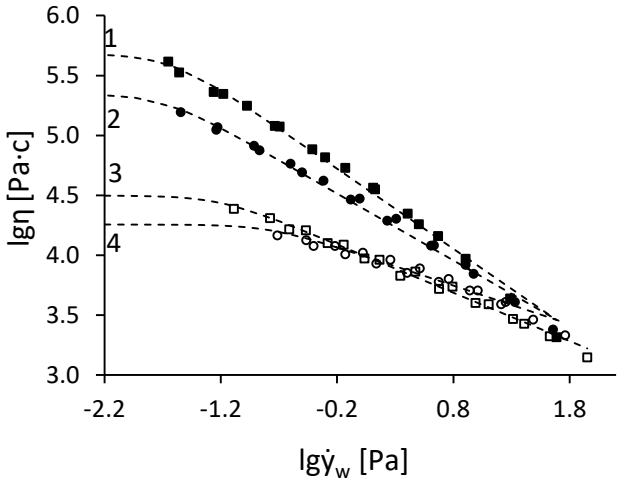


Figure 7. Dependence lgη – lg $\dot{\gamma}_w$: experimental data and Carreau model curves
1 – PE2NT11-9; 2 – Borsafe HE3492-LS-H; 3 – Dowlex 2388; 4 – LUCENE SP988

In capillary viscometry experiments small length of the flow channel is the reason of instability of the flow of polymeric liquids, which leads to difficulties in assessing entrance pressure losses and constructing flow curves of materials. To solve this problem, an alternative method for calculating the resistance of short channels is proposed in the work [4]. According to this method, the total pressure drop is defined through the average time of

deformation during the passage of the polymeric liquid (t_{pas}) and the linear viscoelastic property of the material. Figure 8 shows the graphs of the $\tau_w - t_{pas}$ dependence of different types of HDPE in logarithmic coordinates.

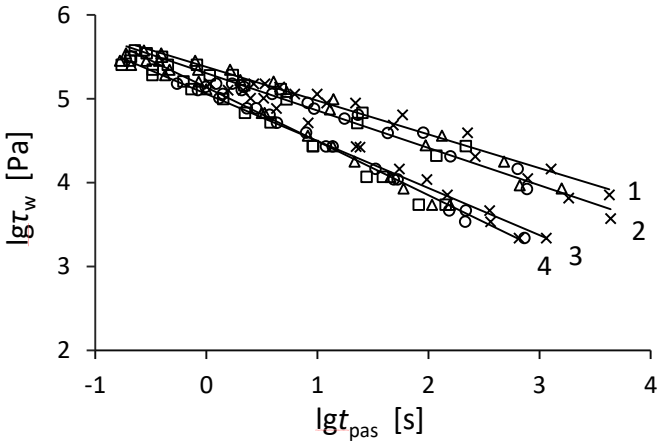


Figure 8. Dependence of τ_w on t_{pas} of HDPEs at 190°C
1 – PE2NT11-9; 2 – Borsafe HE3492-LS-H; 3 – Dowlex 2388; 4 – LUCENE SP988
□ – l/d = 4/1; ○ – l/d = 10/1; Δ – l/d = 8/2; x – l/d = 20/2

As shown in figure 8, the graphs of the $\tau_w - t_{pas}$ dependence have the form of straight lines and can be adequately described by the empirical equation $\tau_w = a \cdot t_{pas}^b$. The coefficients of this equation are presented in Table 2.

Table 2. Coefficients a and b of the HDPEs at T = 190°C

	PE2NT11-9	**Borsafe HE3492-LS-H**	**Dowlex 2388**	**LUCENE SP988**
a	240,400	203,200	115,100	137,100
b	-0.40	-0.45	-0.56	-0.64

4. Conclusion

Based on the studies of the rheological behavior of the PE100 and PE-RT types in shear flow, the laws of change in the entrance effect depending on the geometric parameters of the flow channels were established, the manifestation of layer flow and unstable flow was indicated and, with these effects, the flow curves of the HDPE materials were constructed.

The dependence of viscosity on the shear rate is described by the Carreau model with high adequacy.

The flow of melts of the PE100 and PE-RT types in short capillaries with different diameters is adequately described by a single dependence of the shear stress on the time of passage of the material through the capillaries.

References

[1] Ryzhov, V., Kalugina, E., Biserova, N., & Kazakov, Y. (2011). Полиэтилены трубных марок. Структура и свойства [Pipe-grade polyethylenes: Structure and properties]. * Plastic-pipes *, 4 (34), 56-60. Retrieved from http://journal.plastic-pipes.ru/sites/default/files/journal/2011/12/journal_pp_2011-4_56-60.pdf

[2] Pyrenkova, M. A., Maryanina, E. V., Bobrov, B. N., & Safarov, R. A. (2016). Commercial Production of Bimodal Polyethylene (Type PE-100) in PJSC «Kazanorgsintez».

Kataliz v promyshlennosti, 16(4), 77-85. https://doi.org/10.18412/1816-0387-2016-4-77-85

[3] Schramm, D. (2006, January). PE-RT: A new class of polyethylene for industrial pipes. In International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (Vol. 47489, pp. 513-521). https://doi.org/10.1115/OMAE2006-92266

[4] Malkin, A., Ilyin, S., Vasilyev, G., Arinina, M., & Kulichikhin, V. (2014). Pressure losses in flow of viscoelastic polymeric fluids through short channels. Journal of Rheology, 58(2), 433-448. https://doi.org/10.1122/1.4866181

[5] Bitt, V. V., Volkov, I. V., Mysyak, R. S., Kalugina, E. V., Kryuchkov, A. N., & Kimel'Blat, V. I. (2015). Rheological Properties of Modern Grades of Extrusion-Type Polyethylene. Industrial laboratory. Diagnostics of materials, 81(6), 46-51. Retrieved from https://www.zldm.ru/jour/article/view/86?locale=en_US

[6] Volkov, I.V., Bitt, V.V., Kalugina, E.V., Kryuchkov, A.N., & Kimel'Blat V.I. (2014). Реология полиэтиленов и экструзия труб [Rheology of polyethylene and pipe extrusion]. * Plastic-pipes *, 4(46), 46-50. Retrieved from http://journal.plastic-pipes.ru/sites/default/files/journal/2014/11/journal_pp_2014-4_46-50.pdf

Đặc tính lưu biến của các loại bimodal polyethylene mật độ cao

Tóm tắt: Bài báo này trình bày kết quả của nghiên cứu về tính chất lưu biến của bimodal polyethylene mật độ cao nóng chảy trong dòng chảy trượt. Các mối quan hệ giữa ứng suất cắt và tốc độ cắt được thiết lập, đồng thời các mô hình mô tả tính chất độ nhớt và dòng chảy của vật liệu trong các kênh ngắn được đề xuất.

Từ khóa: bimodal polyethylene, PE100, PE-RT, hành vi lưu biến, mô hình.

Tổng hợp vật liệu đa cation có cấu trúc lớp spinel FeCoNiMnZn và khảo sát tính chất điện hóa ứng dụng làm vật liệu tích trữ năng lượng

Lê Xuân Dương, Chu Tuấn Hùng, Trương Minh Trọng, Trần Viết Thứ

Học viện Kỹ thuật quân sự

Lexuanduong88@gmail.com; Tel: 0812922988

Tóm tắt

Trong nghiên cứu này chúng tôi đã tổng hợp thành công vật liệu đa cation cấu trúc lớp spinel FeCoNiMnZn bằng phương pháp đồng kết tủa. Các đặc trưng hình thái cấu trúc vật liệu FeCoNiMnZn đã được phân tích bằng các phương pháp hiện đại như: nhiễu xạ tia X (XRD), kính hiển vi điện tử quét SEM, Quang phổ hồng ngoại (FT-IR). Vật liệu thể tính chất điện hóa tốt khi ứng dụng làm siêu tụ, có thể thấy vật liệu này có tiềm năng lớn cho ứng dụng trong các siêu tụ điện hoặc thiết bị lưu trữ năng lượng.

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

1. Mở đầu

Vật liệu oxit lớp kép (Layered double oxides - LDO) là một nhóm vật liệu vô cơ độc đáo, thu hút được nhiều sự quan tâm trong các lĩnh vực khoa học và công nghệ nhờ cấu trúc lớp đặc trưng và khả năng tích hợp linh hoạt các ion hoá học. Có thể biến đổi dễ dàng giữa trạng thái lớp và các ion trong cấu trúc của LDO đã khiến vật liệu này trở thành ứng viên lý tưởng cho nhiều ứng dụng [1-4].

Cấu trúc của LDO có thể được hình dung như các lớp ion kim loại dương, thường là Mg^{2+} , Al^{3+} , Fe^{3+}, Co^{2+}, Ni^{2+} hoặc Zn^{2+} được sắp xếp trong một cấu trúc mạng tinh thể. Các ion này đóng vai trò là trung tâm hoạt hóa, tạo điều kiện thuận lợi cho các phản ứng điện hóa và cải thiện khả năng lưu trữ năng lượng. Lớp xen kẽ anion nằm giữa các lớp mạng kim loại, chứa các anion hoặc phân tử giúp cân bằng điện tích và tăng tính linh hoạt trong việc trao đổi ion. Lớp xen kẽ này cũng hỗ trợ cải thiện tính chất dẫn điện và khả năng khuếch tán của ion trong quá trình hoạt động. Đặc biệt, khả năng trao đổi ion của LDO là nền tảng cho nhiều ứng dụng quan trọng, từ xúc tác, hấp phụ đến lưu trữ năng lượng [5-7].

Tổng quan các nghiên cứu gần đây đã chỉ ra rằng LDO đang được ứng dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực. Một số nghiên cứu đã tập trung vào việc sử dụng LDO trong lĩnh vực xúc tác quang hóa, như xử lý nước thải hoặc sản xuất hydro từ quá trình tách nước. Ngoài ra, các nghiên cứu về việc tối ưu hóa cấu trúc và thành phần của LDO đã mở ra cơ hội cải thiện tính dẫn điện, độ bền nhiệt và khả năng hoạt động quang học [8-11].

Trong lĩnh vực năng lượng siêu tụ điện là các thiết bị lưu trữ năng lượng với mật độ năng lượng cao và khả năng phóng nạp nhanh, phù hợp cho các ứng dụng yêu cầu hiệu suất cao như xe điện, thiết bị di động và hệ thống năng lượng tái tạo. Các lớp LDO, nhờ diện tích bề mặt lớn và cấu trúc phân lớp, có khả năng lưu trữ lượng lớn ion trên bề mặt và trong khe giữa các lớp. Điều này giúp tăng cường khả năng lưu trữ năng lượng và nâng cao hiệu suất siêu tụ điện [12-16]. Với những khả năng tiềm tàng đã được đề cập, nghiên cứu này tiến hành tổng hợp vật liệu đa cation oxit lớp kép (FeCoNiMnZn-LDO) và khảo sát tính chất điện hóa của vật liệu.

2. Thực nghiệm

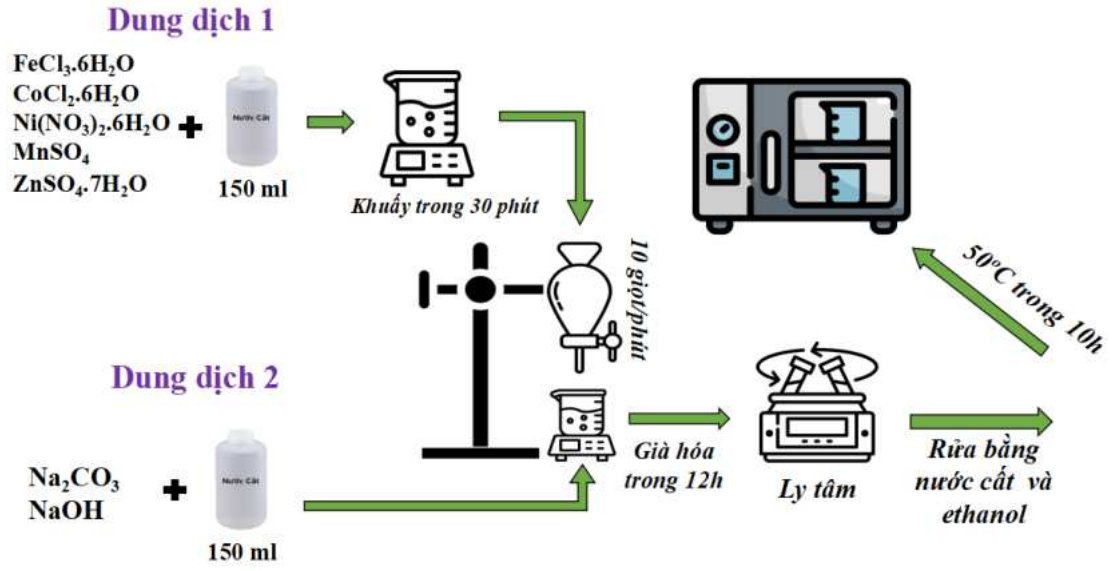
2.1 Hóa chất

Coban(II) chloride hexahydrate, Nickel(II) nitrate hexahydrate, Manganese sulfate, Zinc sulfate heptahydrate, Iron(III) chloride hexahydrate, Sodium carbonate anhydrous,

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.

2.2 Tổng hợp vật liệu

FeCoNiMnZn-LDO được tổng hợp bằng phương pháp đồng kết tủa, quy trình tổng hợp như hình 1. Dung dịch 1 bao gồm 5 muối: $Ni(NO_3)_2.6H_2O$ (0.872g, 0.003 mol), $FeCl_3.6H_2O$ (1.622g, 0,006 mol), $CoCl_2.6H_2O$ (0.714g, 0.003 mol), $MnSO_4$ (0.453g, 0.003 mol), $ZnSO_4.7H_2O$ (0.863g, 0.003 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 (1.908g, 0.018 mol), NaOH (3.36g, 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 các nhiệt độ 25°C và 70°C trong khoảng 12 giờ. Sau đó mang đi ly tâm thu được mẫu, mẫu ly tâm thu được mang đi sấy ở 50^0C trong thời gian 12h.



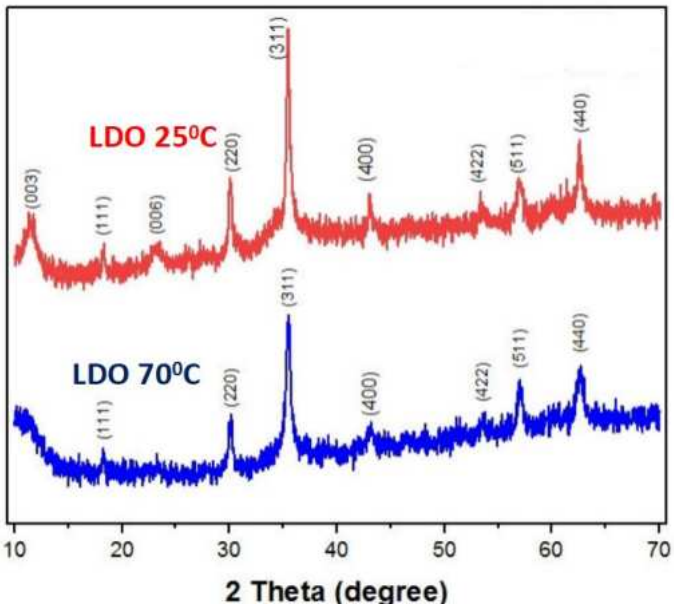
Hình 1. Quy trình tổng hợp vật liệu FeCoNiMnZn-LDO

3. Kết quả và thảo luận

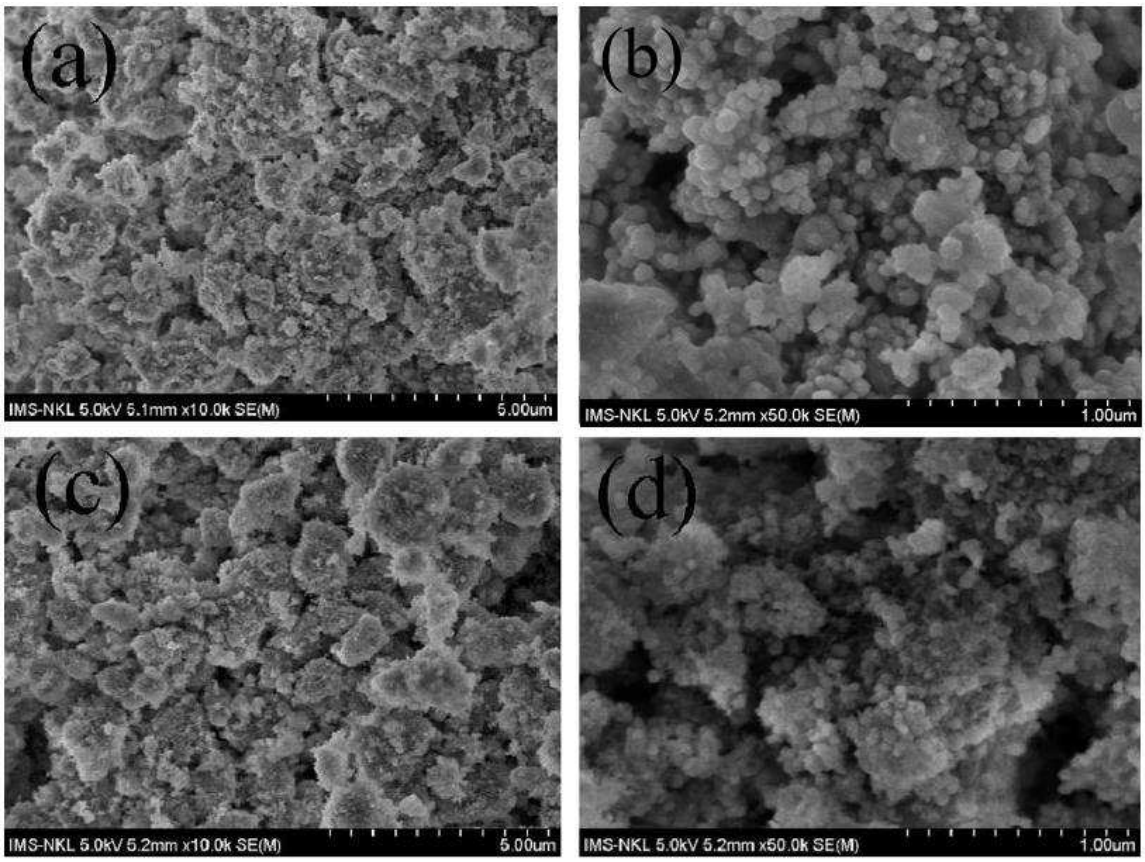
3.1 Phân tích tính chất đặc trưng của vật liệu

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. Như thể hiện trong hình, XRD của mẫu FeCoNiMnZn-LDO tổng hợp ở 25°C và ở 70°C lần lượt được gán cho LDO-25°C và LDO-70°C. Trên phổ XRD quan sát được các đỉnh nhiễu xạ của các mặt mạng tinh thể (111), (220), (311), (400), (422), (511), (440). Đặc biệt, các đỉnh nhiễu xạ quan sát được ở vật liệu LDO-25°C/LDO-70°C tại 30.07/30.16, 35.44/35.54, 57.34/57.89, 62.53/62.66 lần lượt tương ứng với các mặt mạng tinh thể (220), (311), (511), (440) là các mặt mạng đặc trưng cho pha spinel.[13] Có thể thấy các vị trí các đỉnh nhiễu xạ của vật liệu LDO-25°C/LDO-70°C gần giống nhau. Tuy nhiên các đỉnh nhiễu xạ quan sát được của vật liệu ở 25°C có xuất hiện ở 11.34, 23.45 tương ứng với các mặt mạng tinh thể (003), (006) tượng trưng cho pha LDH. Phổ XRD của LDO-25°C sản phẩm là hỗn hợp 2 pha LDH và pha spinel. Phổ XRD của LDO-70°C sản phẩm cho 1 pha là pha spinel. Các mẫu XRD của các vật liệu trên đều không xuất hiện các đỉnh nhiễu

xạ của tạp chất, chứng tỏ vật liệu tổng hợp được có độ tinh khiết cao. Kết quả phân tích XRD cho thấy sản phẩm tổng hợp tại nhiệt độ 70^0C cho độ đồng nhất pha tốt hơn và cho pha spinel đặc trưng của vật liệu LDO.



Hình 2. Phổ nhiễu xạ tia X của vật liệu FeCoNiMnZn-LDO ở 25^{o}C, 70^{o}C

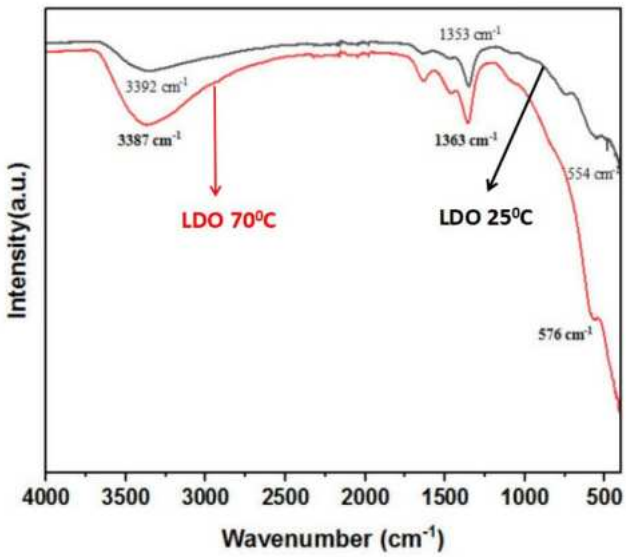


Hình 3. Ảnh SEM của FeCoNiMnZn-LDO ở 25^{o}C (a -b), ở 70^{o}C (c - d)

Vật liệu tổng hợp được đã được phân tích phương pháp kính hiển vi điện tử quét (SEM) hình 3. Ảnh SEM của mẫu LDO-25^{0}C, LDO-70^{o}C tại độ phóng đại thấp và cao cho thấy mẫu

LDO chủ yếu ở trạng thái các đám kết tụ tạo nên từ lượng lớn các hạt có kích thước thay đổi trong khoảng rộng từ 40 nm đến 60 nm. Với mẫu LDO-70^{o}C cho thấy có cấu trúc lớp rõ hơn. Phân tích SEM cho thấy nhiệt độ tổng hợp khác nhau có ảnh hưởng đến hình thái mẫu, hình thái có xuất hiện các hạt nano làm cho bề mặt phân chia pha giữa các hạt, có bề mặt tiếp xúc lớn hỗ trợ cho các phản ứng oxy hóa khử xảy ra thuận lợi hơn và có lợi cho việc lưu trữ điện tích trong các siêu tụ điện.

Phổ hồng ngoại của vật liệu LDO-25^{0}C và LDO-70^{o}C (hình 4). Đối với LDO-25^{0}C quan sát thấy 2 đỉnh tín hiệu chính. Một dải hấp thụ rộng và mạnh tập trung ở vị trí 3400cm^{-1} chỉ rõ sự tồn tại của nhóm OH của các nhóm hydroxyl và các phân tử nước xen kẽ giữa các lớp. Và một dải khác khoảng 1365 cm^{-1} có thể gán cho sự biến dạng của các phân tử nước và dao động kéo dài không đối xứng của anion cacbonat trong lớp xen kẽ. Hơn nữa, quan sát thấy các cực đại hấp thụ trong khoảng 400-1000 cm^{-1} được quy chi liên kết kim loại-oxy (M-O) và kim loại-nhóm hydroxyl (M-OH).



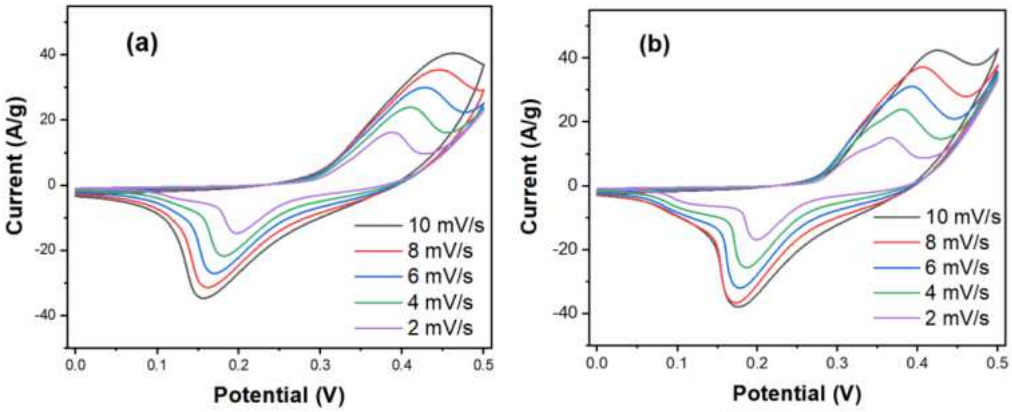
Hình 4. Phổ hồng ngoại của FeCoNiMnZn-LDO, LDO-25^{o}C và LDO-70^{o}C.

Đối với LDO-70^{o}C quan sát thấy 2 đỉnh tín hiệu chính. Một dải hấp thụ rộng và mạnh tập trung ở vị trí 3400cm^{-1} chỉ rõ sự tồn tại của nhóm OH của các nhóm hydroxyl và các phân tử nước xen kẽ giữa các lớp. Và một dải khác khoảng 1365 cm^{-1} có thể gán cho sự biến dạng của các phân tử nước và dao động kéo dài không đối xứng của anion cacbonat trong lớp xen kẽ. Hơn nữa, quan sát thấy các cực đại hấp thụ trong khoảng 400-1000 cm^{-1} được quy chi liên kết kim loại-oxy (M-O) và kim loại-nhóm hydroxyl (M-OH). Kết hợp phân tích SEM, XRD, FT-IR cho thấy đã tổng hợp vật liệu tại điều kiện 70^{o}C đã tạo ra được vật liệu LDO.

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 tất cả các vật liệu được thể hiện trong Hình 5. Hình 5 (a) và (b) lần lượt là đường cong CV của vật liệu FeCoNiMnZn LDO-25^{o}C và FeCoNiMnZn LDO-70^{o}C. Các điện cực được chuẩn bị bằng cách phết vữa huyền phù vừa là hỗn hợp chứa vật liệu FeCoNiMnZn-LDO, phụ gia dẫn

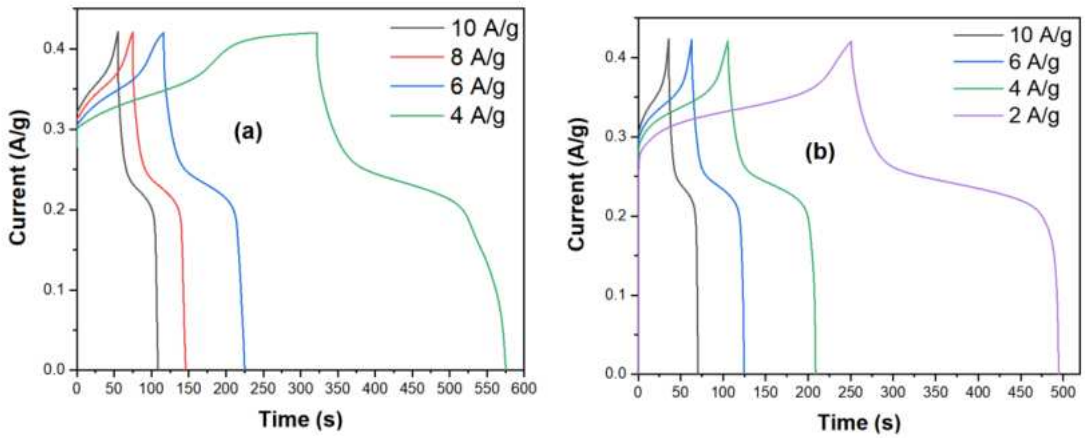
điện và phụ gia kết dính lên tấm Ni xốp và sấy. Cả hai đồ thị đều cho thấy các đường cong có đặc điểm điển hình của vật liệu có khả năng tích trữ năng lượng điện hóa, thể hiện qua sự hiện diện của các cặp oxi hóa - khử xuất hiện, và được xác định tương ứng với phản ứng Fraday giữa M-OH (trong đó M là Fe, Ni, Co, Mn, Zn). Dạng đối xứng của đường cong chứng minh sự thuận nghịch tốt của các quá trình oxi hóa và khử trên bề mặt vật liệu. Quan sát này cho thấy, tất cả các vật liệu khảo sát thể hiện cơ chế giả tụ điện, chính vì thế cơ chế lưu trữ năng lượng dựa trên các phản ứng oxy hóa khử.



Hình 5. Đường CV của các vật liệu tại các tốc độ quét khác nhau (a) và (b).

Khi tốc độ quét tăng từ 2 mV/s đến 10 mV/s, cường độ dòng điện (A/g) tăng lên rõ rệt. Điều này cho thấy sự gia tăng của phản ứng điện hóa tại các thế điện khác nhau khi tốc độ quét lớn hơn. Với tốc độ quét cao hơn, sự phân cực cũng tăng lên, dẫn đến độ rộng của đường CV lớn hơn. Thông qua phương pháp quét thế tuần hoàn CV cho thấy vật liệu có tính chất điện hóa tốt với các đặc điểm thuận lợi cho các ứng dụng tích trữ năng lượng.

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 6.



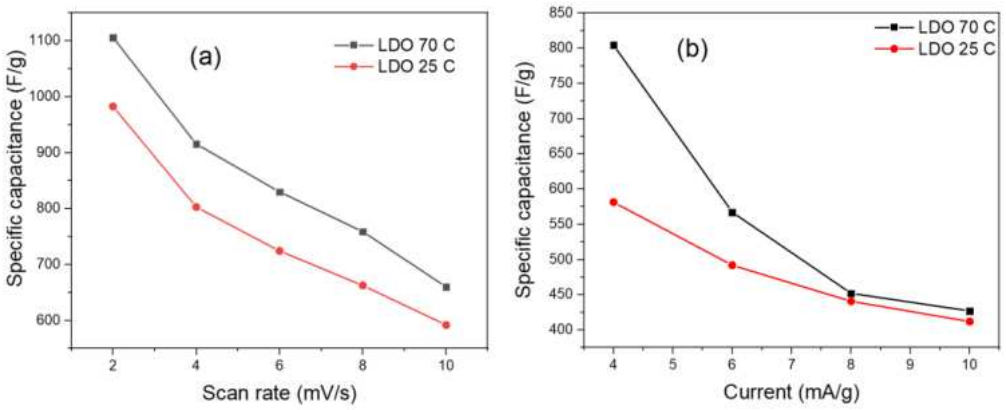
Hình 1. Đường GCD của vật liệu tại các mật độ dòng khác nhau (a) Vật liệu tổng hợp ở 25^0C, (b) Vật liệu tổng hợp ở 70^0C.

Như được hiển thị trong Hình 6. (a, b), các đường nạp xả đều thể hiện các khoảng cao nguyên điện áp và phù hợp với thế oxy hóa khử được quan sát trong phân tích CV, chỉ ra rằng cơ chế lưu trữ năng lượng của tất cả các vật liệu là dựa trên các phản ứng oxy hóa khử là chủ yếu. Vật liệu FeCoNiMnZn-LDO cho thấy khả năng tích trữ năng lượng cao, dung lượng tốt,

và khả năng phản ứng nhanh tại các mật độ dòng khác nhau. Điều này chứng minh rằng vật liệu này có thể ứng dụng tốt trong các siêu tụ điện hoặc thiết bị lưu trữ năng lượng bền vững.

Dung lượng riêng (C_s) 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 7a. Đối với tất cả các vật liệu, khi tốc độ quét giảm dung lượng riêng tương ứng tăng.

Dung lượng riêng của các vật liệu được tính toán dựa trên GCD cấu hình điện áp và được thể hiện trong hình 7b. Trong tất cả các mẫu vật liệu, giá trị C_s giảm khi mật độ dòng tăng. So sánh với kết quả của phương pháp quét thế vòng tuần hoàn CV.



Hình 7. Dung lượng tính theo CV ở các tốc độ quét khác nhau của các vật liệu (a); Dung lượng tính theo GCD của vật liệu ở các mật độ dòng khác nhau (b).

Có thể thấy rằng tất cả các đường GCD đều có tính đối xứng cao, cho thấy các điện cực có nội trở nhỏ và đặc tính điện dung tốt. So sánh C_s của các vật liệu của mẫu LDO-70^{o}C cao hơn so với các mẫu của LDO-25^{0}C. Điều này có thể giải thích rằng tổng hợp vật liệu ở nhiệt độ 70°C tạo ra được pha tinh thể đồng nhất giúp tăng hiệu suất lưu trữ điện hóa.

4. Kết luận

Chúng tôi đã tổng hợp thành công vật liệu đa cation có cấu trúc lớp FeCoNiMnZn-LDO, vật liệu có tính chất điện hóa tốt với các đặc điểm thuận lợi cho các ứng dụng tích trữ năng lượng. Là vật liệu có nhiều ứng dụng tiềm năng trong lĩnh vực lưu trữ năng lượng nhờ sự kết hợp của đa cation kim loại.

Tài liệu tham khảo

[1] T.X. Nguyen, C.-C. Tsai, V.T. Nguyen, Y.-J. Huang, Y.-H. Su, S.-Y. Li, R.-K. Xie, Y.-J. Lin, J.-F. Lee, J.-M. Ting, Chemical Engineering Journal 466 (2023) 143352. https://doi.org/10.1016/j.cej.2023.143352.

[2] X. Yu, B. Wang, C. Wang, C. Zhuang, Y. Yao, Z. Li, C. Wu, J. Feng, Z. Zou, Small 17 (2021) 2103412. https://doi.org/10.1002/smll.202103412.

[3] Y. Cui, Y. Zhang, Z. Cao, J. Gu, Z. Du, B. Li, S. Yang, SusMat 2 (2022) 65-75. https://doi.org/10.1002/sus2.47

[4] S.S. Aamlid, M. Oudah, J.r. Rottler, A.M. Hallas, J. Am. Chem. Soc 145 (2023) 5991-6006. https://doi.org/10.1021/jacs.2c11608

[5] Q. Wang, D. O'Hare, Chem. Rev. 112 (2012) 4124-4155. https://doi.org/10.1021/cr200434v

[6] H. Li, H. Zhu, S. Zhang, N. Zhang, M. Du, Y. Chai, Small Structures 1 (2020) 2000033. https://doi.org/10.1002/sstr.202000033

[7] M. Fu, X. Ma, K. Zhao, X. Li, D. Su, Iscience 24 (2021) 102177. https://doi.org/10.1016/j.isci.2021.102177

[8] Y. Ding, Z. Wang, Z. Liang, X. Sun, Z. Sun, Y. Zhao, J. Liu, C. Wang, Z. Zeng, L. Fu, Advanced Materials (2023) 2302860. https://doi.org/10.1002/adma.202302860

[9] C. Deng, R. Liu, P. Wu, T. Wang, S. Xi, D. Tao, Q. He, Y. Chao, W. Zhu, S. Dai, Small (2024) 2406685. https://doi.org/10.1002/smll.202406685.

[10] F. Wang, P. Zou, Y. Zhang, W. Pan, Y. Li, L. Liang, C. Chen, H. Liu, S. Zheng, Nature Communications 14 (2023) 6019. https://doi.org/10.1038/s41467-023-41706-8

[11] N. Karthik, T.N.J.I. Edison, R. Atchudan, D. Xiong, Y.R. Lee, Journal of Electroanalytical Chemistry 833 (2019) 105-112. https://doi.org/10.1016/j.jelechem.2018.11.028

[12] Z. Zhu, Y. Zhang, D. Kong, N. He, Q. Chen, Small 20 (2024) 2307754. https://doi.org/10.1002/smll.202307754.

[13] M.U. González-Rivas, S.S. Aamlid, M.R. Rutherford, J. Freese, R. Sutarto, N. Chen, E.E. Villalobos-Portillo, H. Castillo-Michel, M. Kim, H. Takagi, R.J. Green, A.M. Hallas, J. Am. Chem. Soc (2024). https://doi.org/10.1021/jacs.4c05951

[14] A. Sarkar, Q. Wang, A. Schiele, M.R. Chellali, S.S. Bhattacharya, D. Wang, T. Brezesinski, H. Hahn, L. Velasco, B. Breitung, Advanced Materials 31 (2019) 1806236. https://doi.org/10.1002/adma.201806236

[15] S.H. Albedwawi, A. AlJaberi, G.N. Haidemenopoulos, K. Polychronopoulou, Materials & Design 202 (2021) 109534. https://doi.org/10.1002/adma.201806236

[16] A. Sarkar, L. Velasco, D. Wang, Q. Wang, G. Talasila, L. de Biasi, C. Kübel, T. Brezesinski, S.S. Bhattacharya, H. Hahn, Nature communications 9 (2018) 3400. https://doi.org/10.1038/s41467-018-06634-2.

Synthesis of Multi-Cation Layered Spinel FeCoNiMnZn Material and Investigation of Its Electrochemical Properties for Energy Storage Applications

Abstract: *In this study, we successfully synthesized a multi-cation layered spinel FeCoNiMnZn material using the co-precipitation method. The structure and morphology of the material were analyzed using advanced techniques such as X-ray diffraction (XRD), scanning electron microscopy (SEM), and Fourier-transform infrared spectroscopy (FT-IR). The results indicate that the material exhibits excellent electrochemical properties when applied as a supercapacitor, demonstrating great potential for energy storage devices.*

Keywords: Layered oxide material, electrochemistry, supercapacitor.

Nghiên cứu tổng hợp vật liệu vermiculite giãn nở biến tính hấp phụ chất độc hại da 2-chloroethyl ethyl sulfide (2-CEES)

Hà Huy Hưng[1*], Vũ Ngọc Doãn[1], Trần Văn Chinh[2], Lã Đức Dương[2], Nguyễn Ngọc Độ[3]

[1]Khoa Hóa Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự
[2]Viện Hoá học - Vật liệu, Viện Khoa học và Công nghệ quân sự.
[2]Viện Hóa học môi trường, Binh chủng Hóa học.
Email: hahuyhung.mta@gmail.com. Tel: 0965 808 895.

Tóm tắt

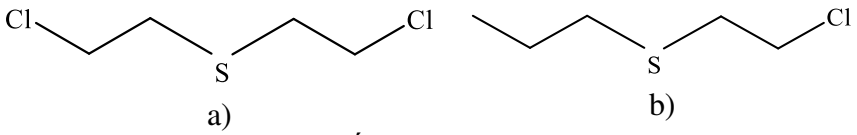
Vermiculite là một loại vật liệu hấp phụ nổi bật ngày càng được quan tâm vì có trữ lượng tự nhiên phong phú, hiệu quả hấp phụ cao, chi phí thấp và thân thiện với môi trường. Trong nghiên cứu này, vermiculite được giãn nở bằng H_2O_2 kết hợp vi sóng và biến tính bề mặt bằng chitosan, sau đó được carbon hóa để hấp phụ chất độc hại da **2-chloroethyl ethyl sulfide**. Các yếu tố ảnh hưởng đến quá trình biến tính, bao gồm nồng độ chitosan và nhiệt độ carbon hóa đã được tối ưu hóa. Kết quả cho thấy vật liệu sau khi được ngâm tẩm trong dung dịch chitosan 1 % và carbon hóa ở 800^{o}C có khả năng hấp phụ tốt chất độc dạng lỏng, dung lượng hấp phụ lên đến 14,71 (g/g), lớn hơn rất nhiều so với dung lượng hấp phụ của vermiculite ban đầu (1,1 g/g) và than hoạt tính được sử dụng trong mặt nạ phòng độc là (1,2 g/g), khẳng định tiềm năng ứng dụng lớn trong các thiết bị thu hồi mẫu độc và hộp lọc phòng độc cá nhân và tập thể.

Từ khóa: *Vermiculite; 2-chloroethyl ethyl sulfide; adsorption; chitosan.*

1. Mở đầu

Chất độc quân sự (CWAs) hay còn được gọi là vũ khí hóa học là các hóa chất cực kỳ độc hại nhanh chóng gây tử vong hoặc làm mất khả năng hoạt động của con người khi tiếp xúc, được đặc trưng bởi độ độc cao, không thể nhận biết bằng các giác quan và khả năng tác động nhanh sau khi phát tán. Chúng được liệt kê là các hóa chất có trong danh mục của Công ước Vũ khí Hóa học (1993) về cấm phát triển, sản xuất, lưu giữ, tích trữ, chuyển giao và sử dụng làm vũ khí hóa học [1]. Để đảm bảo an toàn, khi nghiên cứu đánh giá tiềm năng và hiệu quả của các vật liệu mới, các chất mô phỏng CWAs được sử dụng để thử nghiệm. Chúng thường có cấu trúc phân tử hoặc tính chất lý hóa tương tự với các tác nhân thực tế nhưng có độc tính thấp hơn nhiều.

Chất độc hại da 2-chloroethyl ethyl sulfide (2-CEES) thường được sử dụng làm chất mô phỏng cho di-(2-chloroethyl) sulfide (khí mù tạt – chất độc HD) do sự tương đồng về cấu trúc, hóa học và các tính chất vật lý, các nghiên cứu cũng chỉ ra rằng 2-CEES và khí mù tạt có cấu trúc tinh thể rất giống nhau [2, 3]. 2-CEES ở điều kiện thường là một chất lỏng không màu hoặc hơi vàng, có mùi nồng giống như tỏi hoặc hành. Giống như khí mù tạt, 2-CEES gây tổn thương cho da và các mô, gây phồng rộp, loét da, tạo ra các vết bỏng hóa học nghiêm trọng thậm chí với liều lượng nhỏ. Khi tiếp xúc với mắt, 2-CEES có thể gây kích ứng mắt và hệ hô hấp, dẫn đến đỏ mắt, chảy nước mắt, viêm kết mạc và các triệu chứng hô hấp như ho, khó thở [1, 4].



Hình 1. Công thức cấu tạo của HD (a) và 2-CEES (b)

Nghiên cứu hấp phụ và xử lý các chất CWAs vẫn là một vấn đề lớn cần giải quyết. Các vật liệu truyền thống có tính chất xốp, khả năng hấp phụ đa dạng nhiều loại chất CWAs như carbon hoạt tính, oxit kim loại và zeolit tự nhiên đã và đang được sử dụng rộng rãi để hấp phụ và loại bỏ CWAs khỏi môi trường trong các thiết bị phòng độc cá nhân và tập thể. Than hoạt tính cũng là vật liệu được nghiên cứu và sản xuất chủ yếu trong các mặt nạ và khí tài phòng hóa ở Việt Nam. Trên thế giới, đã có các nghiên cứu tổng hợp các vật liệu MOFs, POFs có dung lượng hấp phụ lớn và chọn lọc các chất CWAs, trong đó có HD và 2-CEES như nghiên cứu tổng hợp vật liệu MOF ZIF-8 có dung lượng hấp phụ khí lên đến 460 mg/g [2], nghiên cứu biến tính carbon fiber dùng làm sợi vải bảo hộ phòng độc (CT) có khả năng hấp phụ 2-CEES với dung lượng hấp phụ khí lên đến 489 mg/g đối với CT được nung trong khí amoni [5]. Tuy nhiên, những vật liệu hấp phụ truyền thống thường có nhược điểm chung đó là dung lượng hấp phụ thấp, dễ giải hấp và hoạt tính thấp [4, 6]. Trong khi đó các vật liệu tổng hợp có dung lượng hấp phụ lớn lại rất đắt đỏ, quy trình sản xuất phức tạp và khó ứng dụng quy mô công nghiệp. Việc nghiên cứu các vật liệu mới có tính hoạt hóa cao, phổ rộng, dễ dàng tổng hợp, có sẵn trong tự nhiên và quan trọng có dung lượng hấp phụ lớn hơn vật liệu truyền thống hiện tại đang rất được quan tâm. Các loại khoáng sét tự nhiên là nhóm vật liệu tiêu biểu bởi khả năng hấp phụ đa dạng chất lỏng và khí với dung lượng lớn [7-9].

Vermiculite (VER) là một loại khoáng sét tự nhiên thuộc nhóm phyllosilicate có cấu trúc lớp 2:1 đặc trưng với hai lớp tứ diện kẹp một lớp bát diện ở giữa. Bộ 3 lớp này có điện tích bề mặt âm được liên kết với nhau bởi lực hút tĩnh điện thông qua các cation kim loại trong lớp giữa [7]. Cấu trúc này giúp VER có khả năng giãn nở do sự hiện diện của nước trong các lớp xen kẽ. Khi được nung nóng hoặc xúc tác hóa học, các lớp nước này bay hơi, làm cho VER giãn nở nhiều lần so với thể tích ban đầu, tạo ra một vật liệu nhẹ và xốp với các đặc tính cách nhiệt, cách âm, và chống cháy tốt [10].

Các lớp của VER có thể giãn nở hoặc bị tách rời bằng các phương pháp chính như sử dụng nhiệt, vi sóng và xử lý hóa học [9, 11]. VER giãn nở có cấu trúc xốp, kích thước lỗ rỗng lớn và nhẹ, đã được chứng minh là một vật liệu hấp phụ triển vọng để loại bỏ thuốc nhuộm, cation kim loại trong nước, cũng như dầu và các chất lỏng độc hại khác [7, 9, 10]. Để tăng cường khả năng hấp phụ các chất hữu cơ độc hại, các lớp VER có thể biến tính bằng cách trao đổi ion: thay thế các cation vô cơ trong không gian giữa các lớp bằng các cation hữu cơ [12-14] hoặc chèn xen giữa các lớp bằng phương pháp ngâm tẩm hoặc carbon hóa nhiều các loại polymer [15] điển hình như polystyrene, epoxy [16, 17], polyglycerol [18, 19] hoặc chitosan [13, 15, 20].

Trong nghiên cứu này, VER được giãn nở bằng phương pháp sử dụng H_2O_2 kết hợp vi sóng, tạo ra vật liệu có cấu trúc xốp và giàu mao quản. Vật liệu sau đó được biến tính bề mặt thông qua quá trình ngâm tẩm với dung dịch chitosan ở nhiệt độ phòng, hình thành lớp polymer bao phủ bên trong cấu trúc của VER, tiếp theo được carbon hóa ở nhiệt độ cao. Quá trình này tạo ra vật liệu hấp phụ hiệu quả đối với các chất lỏng hữu cơ độc hại như 2-CEES nhờ lớp carbon có tính kỵ nước trên bề mặt, đồng thời bảo toàn cấu trúc mao quản phức tạp vốn có của VER.

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Khoáng VER (4-8 mm), chitosan, nước cất 2 lần (Việt Nam); H_2O_2 (30 %), axit axetic (99 %), isopropanol (97 %), 2-CEES (97 %) (Trung Quốc); than hoạt tính (AC) được lấy trên mặt nạ phòng độc MV-5 (nhà máy X61-Binh chủng Hóa học).

2.2. Phương pháp tổng hợp vật liệu và nghiên cứu

Tổng hợp VER giãn nở

Phương pháp tổng hợp VER giãn nở tối ưu được thực hiện theo các nghiên cứu trước đó [8, 21, 22]. Khoáng VER được sàng lọc để giữ lại hạt có kích thước 4-6mm (Vật liệu sau sàng lọc được kí hiệu là RV). Cho 1g RV vào đĩa petri (d=120 mm) rồi ngâm trong 6 mL dung dịch H_2O_2 30% trong 60 phút. Sau đó, đĩa petri được đậy nắp và ủ trong tủ sấy ở 60^oC trong 90 phút. Tiếp theo, đĩa petri được mở nắp và chuyển vào lò vi sóng (Sharp R-21A1SVN, 800W, Nhật Bản) để gia nhiệt bởi bức xạ vi sóng trong 60 giây, nhiệt độ trong lò được điều chỉnh không vượt quá 100^oC. Tiếp đến, mẫu được lấy ra môi trường không khí để làm mát và cho bay hơi dung dịch. Chu trình làm nóng-mát này được thực hiện lặp lại 5 lần cho đến khi dung dịch gần như bay hơi hoàn toàn. Cuối cùng, vermiculite giãn nở được sấy ở 120^oC trong 60 phút và bảo quản trong bình hút ẩm để sử dụng trong các thí nghiệm sau đó. Vật liệu sau giãn nở được kí hiệu là EV.

Biến tính EV

EV được biến tính theo phương pháp phủ polymer hữu cơ lên bề mặt EV. Trước tiên, chuẩn bị dung dịch axit axetic 1 %. Cân 1g chitosan và khuấy liên tục 5 giờ trong 100 ml dung dịch axit được chuẩn bị để hòa tan hoàn toàn thành dung dịch chitosan 1%. Thực hiện tương tự với các dung dịch chitosan 0,5 %; 0,75 %; 1,25 % và 1,5 %.

1g EV được ngâm tẩm trong 100ml dung dịch chitosan. EV được đặt trong lồng kim loại và ngâm chìm hoàn toàn trong cốc đựng dung dịch chitosan để được chuẩn bị trước đó trong 6-12 giờ cho đến khi hết bọt khí thoát ra để chitosan bám đều vào trong bề mặt EV. Vật liệu sau ngâm tẩm chitosan được kí hiệu là EV-CTS (tương ứng với các dung dịch chitosan đã được chuẩn bị kí hiệu lần lượt là EV-CTS0,5; EV-CTS0,75, EV-CTS1, EV-CTS1,25, EV-CTS1,5). EV-CTS sau đó được nung trong môi trường khí N_2 với tốc độ dòng khí 40 cm^3/phút ở lần lượt các nhiệt độ 700^oC, 800^oC và 900^oC (tốc độ gia nhiệt là 10^oC/phút) trong vòng 1 giờ để khảo sát khả năng carbon hóa vật liệu (đối với khảo sát ảnh hưởng của nồng độ chitosan nung ở 800^oC). Vật liệu sau carbon hóa được kí hiệu là EV-C (tương ứng với các nhiệt độ nung kí hiệu lần lượt là EV-C700, EV-C800, EV-C900).

2.3. Nghiên cứu khả năng hấp phụ của vật liệu

Để đánh giá khả năng hấp phụ 2-CEES dạng lỏng của vật liệu ta sử dụng phương pháp hấp phụ tĩnh để tính dung lượng hấp phụ tốt đa được sử dụng đối với các chất CWAs và chất lỏng hữu cơ độc hại [14, 18, 23].

Trước tiên, cần chuẩn bị dung dịch 2-CEES với các nồng độ khác nhau trong dung môi isopropanol. Sử dụng micropipet để chiết lần lượt 0; 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1 ml 2-CEES nguyên chất (97 %) ở dạng lỏng vào các ống thủy tinh 1ml đã chiết sẵn 1; 0,8; 0,4; 0,6; 0,2 ml isopropanol (97 %) để được các dung dịch 2-CEES có nồng độ 0, 20, 40, 60, 80 và 100 %.

Quy trình thí nghiệm đánh giá khả năng hấp phụ như sau: vật liệu hấp phụ được chuẩn bị bằng cách sấy khô hoàn toàn ở 120^{o}C trong 60 phút. Cân khoảng 0,01 g vật liệu, khối lượng vật liệu khô ban đầu (M_o) được ghi lại. Sau đó ngâm hoàn toàn vật liệu trong ống thuỷ tinh 1 ml có chứa hoá chất đã được chuẩn bị để hấp phụ trong 24 giờ. Ngay sau đó, chiết toàn bộ chất lỏng dư thừa trong ống thủy tinh; khối lượng của các mẫu sau hấp phụ (M) được đem đi cân. Khả năng hấp phụ được tính theo công thức sau:

$$\text{Dung lượng hấp phụ (g/g)} = (M-M_o) / M_o$$

Thí nghiệm hấp phụ được thực hiện lặp lại 3 lần đối với mỗi quy trình khảo sát để tính giá trị dung lượng hấp phụ trung bình.

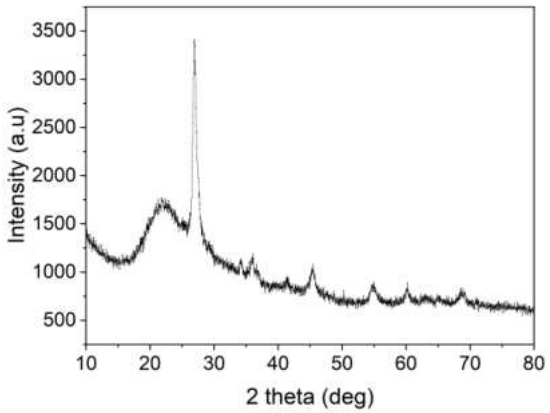
2.4. Xác định đặc tính vật liệu

Hình thái, cấu trúc của vật liệu được quan sát bằng kính hiển vi điện tử quét (SEM) trên thiết bị Hitachi S-4600, cấu trúc tinh thể của vật liệu được phân tích bằng phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD) trên thiết bị D8-advance Bruker, kích thước lỗ và diện tích bề mặt được xác định bởi hấp thụ N_2 (BET) trên thiết bị NOVA Touch 2LX/Quantachrome.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc tính vật liệu

Kết quả phân tích XRD

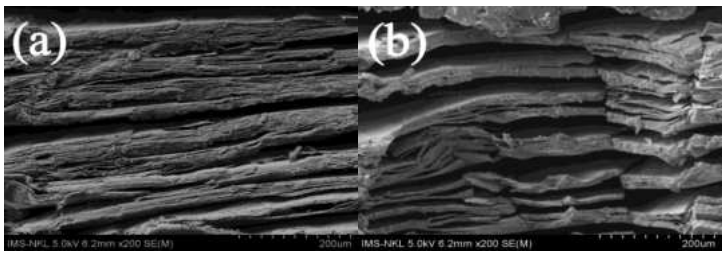


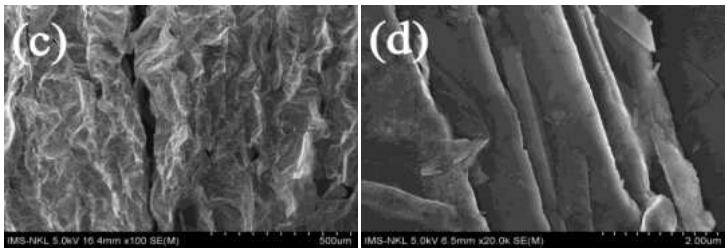
Hình 2. Giản đồ nhiễu xạ tia X của EV-C800

Kết quả phân tích XRD của vật liệu ở hình 2 cho thấy, tín hiệu nhiễu xạ đặc trưng của VER vẫn xuất hiện ở 2θ = 27,2° và 2θ = 34,32° [8] trong cấu trúc của EV-C800, bên cạnh đó có một số đỉnh nhiễu xạ yếu khác mô tả cho các lượng nhỏ tạp chất khác trong khoáng VER, đáng chú ý đỉnh 2θ = 26,5° cho tín hiệu C dạng tinh thể hexagonal rất cao, khẳng định có sự bao phủ của lớp carbon trên bề mặt.

Kết quả phân tích SEM

Vật liệu được đánh giá hình thái thông qua phương pháp đo kính hiển vi điện tử quét (SEM).





Hình 3. Ảnh phân tích SEM của RV (a), EV (b), EV-CTS1 (c) và EV-C800 (d)

Kết quả phân tích SEM được thể hiện ở hình 3. Cấu trúc của RV đặc trưng bởi các lớp phẳng xếp chặt với nhau (hình 3a), sau quá trình giãn nở, khoảng cách giữa các lớp tăng lên, xuất hiện khoảng trống nhiều hơn (hình 3b). Tác dụng của giãn nở các lớp của RV của H_2O_2 kết hợp với vi sóng được thể hiện rõ ràng ở đây. Khi phân tử H_2O_2 đi vào lớp xen giữa của RV, dưới tác dụng với các cation hydrat, đặc biệt là Fe^{2+}, chúng phân hủy thành nước và khí O_2 [24]. Đồng thời, vi sóng làm gia tăng nhiệt độ nhanh chóng cũng làm nước hóa hơi đột ngột [25]. Các điều kiện nói trên đều tạo khí và hơi nước có áp suất cao làm giãn nở nhanh chóng các lớp vật liệu. Tác dụng của H_2O_2 và nhiệt độ cao cũng khiến cạnh của EV bị vỡ một phần và bề mặt bị cắt xẻ mạnh.

Khi EV được ngâm tẩm chitosan, bề mặt và giữa các lớp được bao phủ hoàn toàn bằng lớp polymer bám vào (hình 3c), bề mặt vật liệu tương đối sần sùi, gồ ghề chitosan bám vào các lớp vật liệu bị oxi hóa trước đó. Sau carbon hóa, cấu trúc màng bám bị phá vỡ hoàn toàn, trên bề mặt và giữa các lớp của EV-C800 xuất hiện các cấu trúc dạng tấm, tinh thể rải rác (hình 3d). Đây là carbon ở trạng thái graphit là sản phẩm của các lớp chitosan sau khi carbon hóa hoàn toàn.

Phân tích BET

Bảng 1. Đặc tính độ xốp của vật liệu hấp phụ

Vật liệu	Diện tích bề mặt riêng (m^2/g)	Thể tích mao quản (cm^3/g)	Bán kính mao quản (nm)
RV	5,943	0,008	1,908
EV	36,970	0,036	1,900
EV-CTS1	66,429	0,050	1.900
EV-C700	90,666	0,082	1,898
EV-C800	129,844	0,100	1,899
EV-C900	64,746	0,063	1,709
AC	535,527	0,042	1,903

Diện tích bề mặt và thông số mao quản của vật liệu hấp phụ được thể hiện như trên bảng 1. Các nghiên cứu thực nghiệm cho thấy kích thước mao quản của vật liệu hấp phụ nằm trong khoảng 1,5-2,5 nm là tối ưu nhất [26, 27]. Kích thước mao quản của các vật liệu hấp phụ được sử dụng đều đạt yêu cầu này.

Các mẫu EV-CTS1, EV-C700 và EV-C800 được tổng hợp đều có diện tích bề mặt và thể tích mao quản vượt trội so với RV và EV. Quá trình giãn nở đã mở rộng các lớp RV bị dính chặt vào nhau, làm tăng diện tích bề mặt hấp phụ và diện tích mao quản của vật liệu. Khi phủ chitosan lên EV, lớp màng polymer bổ sung thêm diện tích bề mặt cho vật liệu. Quá trình carbon hóa ở nhiệt độ cao khiến lớp phủ polymer này bị phân hủy mạnh, bề mặt hình thành các tấm,

tinh thể rải rác tăng diện tích tiếp xúc. Nhiệt độ càng cao quá trình hình thành các tấm carbon trên bề mặt EV càng hiệu quả, diện tích bề mặt và diện tích mao quản càng tăng lên. Tuy nhiên, khi nung đến nhiệt độ 900^{o}C, đây được coi là nhiệt độ khoáng VER bị tách lớp và vỡ vụn [11], vật liệu không còn giữ được cấu trúc ban đầu, diện tích bề mặt và diện tích mao quản bị giảm mạnh.

Quá trình giãn nở và biến tính RV thành EV và EV-C không tạo được vật liệu có diện tích bề mặt riêng lớn như AC truyền thống. Tuy nhiên, diện tích mao quản của EV-CTS1 và các mẫu EV-C đều có giá trị cao hơn nhiều AC. Hệ thống giàu mao quản có kích thước phù hợp của vật liệu sau biến tính là điều kiện tốt để tăng khả năng hấp phụ 2-CEES.

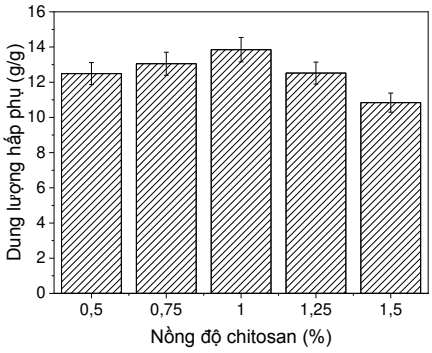
3.2. Đánh giá khả năng hấp phụ

Khả năng hấp thụ của VER sau giãn nở và biến tính được đánh giá theo nồng độ dung dịch chitosan và nhiệt độ nung khác nhau để xác định thông số tối ưu. Thực hiện hấp phụ tương tự với RV và AC so sánh. Khảo sát hấp phụ của vật liệu để chọn thông số tối ưu được thực hiện đối với 2-CEES nguyên chất. Do trong thực tế chất độc loét da sẽ được pha với dung môi là một số loại alcohol để dùng cho các mục đích khác nhau, vật liệu sau khi được đánh giá tối ưu các thông số cũng được hấp phụ với dung dịch 2-CEES trong dung môi isopropanol ở các nồng độ khác nhau.

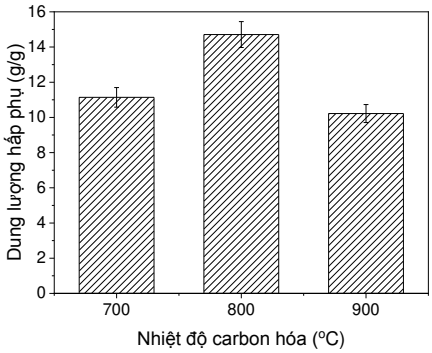
EV sau khi được ngâm tẩm bằng chitosan ở các nồng độ khác nhau và carbon hóa đều cho thấy khả năng hấp phụ tốt 2-CEES nguyên chất từ 10,84 – 13,85 (g/g) (hình 4b). Khả năng hấp phụ cực đại đạt ở nồng độ chitosan 1 % sau đó giảm nhiều. Nồng độ chitosan lớn hơn khiến cấu trúc mao dẫn vốn có của EV bị bao phủ nhiều hơn, giảm khả năng hấp phụ.

Ảnh hưởng của nhiệt độ cũng rất quan trọng. Như trên hình 4b, khảo sát khoảng nhiệt độ từ 700 – 900^{o}C, khả năng hấp phụ của vật liệu có mỗi quan hệ chặt chẽ với diện tích bề mặt riêng và diện tích mao quản. Từ 700-800^{o}C, dung lượng hấp phụ tăng lên cùng với sự tăng lên của diện tích bề mặt và hệ thống mao quản, đến 900^{o}C, VER sẽ bị tách lớp và cấu trúc mao dẫn không còn, diện tích bề mặt giảm làm dung lượng hấp phụ tụt xuống. Điều này phù hợp với các nghiên cứu về ảnh hưởng của nhiệt độ đến tính chất của VER [11, 28].

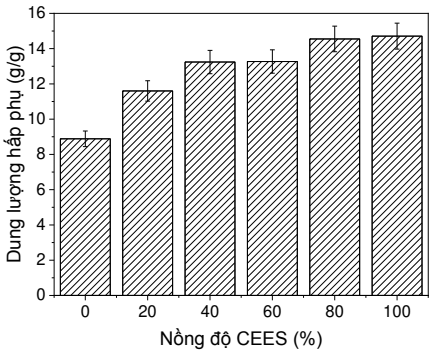
Khi nghiên cứu ảnh hưởng của nồng độ 2-CEES (hình 4c), vật liệu tổng hợp sau khi được tối ưu hóa đều thể hiện khả năng hấp phụ tốt với dung lượng đạt 8,89 – 14,71(g/g). Ở nồng độ 2-CEES 80% trở lên, dung lượng hấp phụ đạt cân bằng và cực đại.



a)

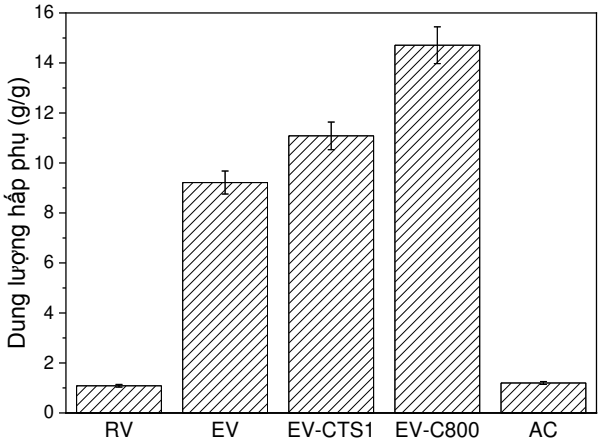


b)



c)

Hình 4. Khảo sát ảnh hưởng của nồng độ chitosan (a), nhiệt độ carbon hóa (b) và nồng độ 2-CEES (c) đến khả năng hấp phụ.



Hình 5. Khảo sát khả năng hấp phụ 2-CEES lỏng của các loại vật liệu.

VER sau biến tính đều cho thấy khả năng hấp phụ tốt hơn so với RV và EV (hình 5). So với EV, dung lượng hấp phụ của EV-CTS1 tăng 120 % và EV-C800 tăng gần 150 %. VER sau giãn nở và biến tính đều cho thấy khả năng hấp phụ vượt trội so với RV và AC. Rõ ràng, hệ thống các lớp có diện thích mao quản lớn và bề mặt được carbon hóa đã tạo điều kiện thuận lợi để hấp phụ và giữ lại tốt chất độc hữu cơ. Điều này đã chứng minh sự kết hợp giữa tính chất mao dẫn và bề mặt được bao phủ bằng nền carbon không phân cực đã cho thấy khả năng hấp phụ tốt với chất độc.

4. Kết luận

Vật liệu VER giãn nở bằng H_2O_2 kết hợp với vi sóng và biến tính bề mặt bằng chitosan sau đó carbon hóa tạo lớp phủ kỵ nước trên bề mặt hấp phụ tốt chất độc hại da 2-CEES. Các thông số biến tính bề mặt được tối ưu hóa là ngâm tẩm dung dịch chitosan 1 %, nhiệt độ carbon hóa ở 800^{o}C. VER sau ngâm tẩm có dung lượng hấp phụ 2-CEES lỏng gấp 1,2 lần và sau carbon hóa gấp 1,5 lần so với VER giãn nở. Khả năng hấp phụ của vật liệu cao hơn rất nhiều lần sao với khoáng VER ban đầu và AC có trong mặt nạ phòng độc. Những kết quả này chỉ ra rằng VER sau giãn nở và biến tính sẽ là một chất hấp phụ hiệu quả và đầy tiềm năng trong phòng chống vũ khí hóa học trên quy mô lớn do sử dụng nguyên liệu có nguồn gốc sẵn có trong tự nhiên, chi phí sản xuất thấp, vật liệu sau tổng hợp ổn định nhiệt, trơ hóa học và độ bền cơ học.

Lời cảm ơn

Nhóm tác giả xin trân trọng cảm ơn sự tài trợ kinh phí từ đề tài cấp Bộ TNMT mã số TNMT.2024.05.09.

Tài liệu tham khảo

[1] R. Gupta, (2015), *Handbook Of Toxicology Of Chemical Warfare Agents*. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-374484-5.X0001-6.

[2] S. Oh, S. Lee, G. Lee, and M. Oh, (2023), "Enhanced adsorption capacity of ZIF-8 for chemical warfare agent simulants caused by its morphology and surface charge," *Scientific Reports,* vol. 13, no. 1, pp. 12250, 2023/07/28. https://doi.org/10.1038/s41598-023-39507-6.

[3] Y.-R. Son, S. G. Ryu, and H. S. Kim, (2020), "Rapid adsorption and removal of sulfur mustard with zeolitic imidazolate frameworks ZIF-8 and ZIF-67," *Microporous and Mesoporous Materials,* vol. 293, pp. 109819, 2020/02/01/. https://doi.org/10.1016/j.micromeso.2019.109819.

[4] D. Tušek, D. Asperger, I. Bačić, L. Ćurković, and J. Macan, (2017), "Environmentally acceptable sorbents of chemical warfare agent simulants," *Journal of Materials Science,* vol. 52, pp. 1-14, 03/01. https://doi.org/10.1007/s10853-016-0552-x.

[5] P. S. Pauletto, D. A. Giannakoudakis, M. Florent, and T. J. Bandosz, (2024), "The role of carbon textile surface functionalities in reactive adsorption of vapor and liquid 2-chloroethyl ethyl sulfide: Evaluating interactions at the interface," *Carbon,* vol. 230, pp. 119673, 2024/11/01/. https://doi.org/10.1016/j.carbon.2024.119673.

[6] H. Zhao, Y.-H. Li, S. Han, H. Zhao, Y. Wang, J. Long, R. Sun, H. Ji, and H. Xi, (2024), "In-situ adsorption and detoxification of chemical warfare agent simulants by biocompatible Zr-MOFs immobilized ionic liquids composites: Mechanisms, degradation pathways and DFT calculations," *Separation and Purification Technology,* vol. 341, pp. 126871, 2024/08/09/. https://doi.org/10.1016/j.seppur.2024.126871.

[7] P. C. Assis Neto, L. P. Sales, P. K. Oliveira, I. C. Silva, I. M. Barros, A. F. Nóbrega, and A. M. Carneiro, (2023), "Expanded Vermiculite: A Short Review about Its Production, Characteristics, and Effects on the Properties of Lightweight Mortars," *Buildings,* vol. 13, no. 3. https://doi.org/10.3390/buildings13030823.

[8] P. A. C. Hoai Phuong Nguyen Thi, Duy Linh Han, (2024), "Cost-effective approach for fabrication of high-quality expanded vermiculite for Alizarin red S removal from aqueous media," *Research Square* https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-4342815/v1.

[9] D. C. Nguyen, T. T. Bui, Y. B. Cho, and Y. S. Kim, (2021), "Preparation of a Highly Porous Clay-Based Absorbent for Hazard Spillage Mitigation via Two-Step Expansion of Vermiculite," *Minerals,* vol. 11, no. 12. https://doi.org/10.3390/min11121371.

[10] M. Bugarčić, Z. Lopičić, T. Šoštarić, A. Marinković, J. D. Rusmirovic, D. Milošević, and M. Milivojević, (2021), "Vermiculite enriched by Fe(III) oxides as a novel adsorbent for toxic metals removal," *Journal of Environmental Chemical Engineering,* vol. 9, no. 5, pp. 106020, 2021/10/01/. https://doi.org/10.1016/j.jece.2021.106020.

[11] M. Li, Y. Zhao, Z. Ai, H. Bai, T. Zhang, and S. Song, (2021), "Preparation and application of expanded and exfoliated vermiculite: A critical review," *Chemical Physics,* vol. 550, pp. 111313, 2021/10/01/. https://doi.org/10.1016/j.chemphys.2021.111313.

[12] D. Plachá, K. Rosenbergová, J. Slabotínský, K. M. Kutláková, S. Študentová, and G. S. Martynková, (2014), "Modified clay minerals efficiency against chemical and biological warfare agents for civil human protection," *Journal of Hazardous Materials,* vol. 271, pp. 65-72, 2014/04/30/. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2014.01.059.

[13] W. Wang, and A. Wang, (2019), "Vermiculite Nanomaterials: Structure, Properties, and Potential Applications," pp. 415-484. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-814533-3.00009-0.

[14] D. Plachá, P. Kovář, J. Vaněk, M. Mikeska, K. Škrlová, O. Dutko, L. Řeháčková, and J. Slabotínský, (2020), "Adsorption of nerve agent simulants onto vermiculite structure: Experiments and modelling," *Journal of Hazardous Materials,* vol. 382, pp. 121001, 2020/01/15/. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2019.121001.

[15] M. S. C. Ozan Toprakci, Hatice Aylin Karahan Toprakci, (2020), "Vermiculite filled polymer composites," *Theory and Research in Engineering II*, D. D. M. Kalkancı, ed., p. 152, Ankara, TR: Gece Kitaplığı. http://dx.doi.org/10.13005/msri/190303.

[16] L. C. R. Machado, F. W. J. Lima, R. Paniago, J. D. Ardisson, K. Sapag, and R. M. Lago, (2006), "Polymer coated vermiculite–iron composites: Novel floatable magnetic adsorbents for water spilled contaminants," *Applied Clay Science,* vol. 31, no. 3, pp. 207-215, 2006/03/01/. https://doi.org/10.1016/j.clay.2005.07.004.

[17] F. Koksal, E. Mutluay, and O. Gencel, (2020), "Characteristics of isolation mortars produced with expanded vermiculite and waste expanded polystyrene," *Construction and Building Materials,* vol. 236, pp. 117789, 03/01. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117789.

[18] M. de Araújo Medeiros, M. T. C. Sansiviero, M. H. Araújo, and R. M. Lago, (2009), "Modification of vermiculite by polymerization and carbonization of glycerol to produce highly efficient materials for oil removal," *Applied Clay Science,* vol. 45, no. 4, pp. 213-219, 2009/08/01/. https://doi.org/10.1016/j.clay.2009.06.008.

[19] M. de Araújo Medeiros, D. L. de Oliveira, M. T. C. Sansiviero, M. H. Araújo, and R. M. Lago, (2010), "Use of the glycerol by-product of biodiesel to modify the surface of expanded vermiculite to produce an efficient oil absorbent," *Journal of Chemical Technology & Biotechnology,* vol. 85, no. 4, pp. 447-452, 2010/04/01. https://doi.org/10.1002/jctb.2309.

[20] E. Padilla-Ortega, M. Darder, P. Aranda, R. Figueredo Gouveia, R. Leyva-Ramos, and E. Ruiz-Hitzky, (2016), "Ultrasound assisted preparation of chitosan–vermiculite bionanocomposite foams for cadmium uptake," *Applied Clay Science,* vol. 130, pp. 40-49, 2016/09/01/. https://doi.org/10.1016/j.clay.2015.11.024.

[21] N. V. Huy, K. H. Bình, N. M. Việt, T. V. Chinh, V. T. Thiện, and L. Đ. Dương, (2024), "Fabrication of expanded vermiculite using the mixed methods of microwave and H2O2 and their application for adsorption," *Vietnam Journal of Catalysis and Adsorption,* vol. 12, no. 2, pp. 95-99, 06/30. https://doi.org/10.62239/jca.2024.038.

[22] D. C. Nguyen, T. T. Bui, Y. B. Cho, and Y. S. Kim, (2021), "Preparation of a Highly Porous Clay-Based Absorbent for Hazard Spillage Mitigation via Two-Step Expansion of Vermiculite," *Minerals,* vol. 11, no. 12, pp. 1371. https://doi.org/10.1180/clm.2019.34.

[23] D. C. Nguyen, T. T. Bui, Y. B. Cho, and Y. S. Kim, (2021), "Highly Hydrophobic Polydimethylsiloxane-Coated Expanded Vermiculite Sorbents for Selective Oil Removal from Water," *Nanomaterials,* vol. 11, no. 2, pp. 367. https://doi.org/10.3390/nano11020367.

[24] O. Udoudo, O. Folorunso, C. Dodds, S. Kingman, and A. Ure, (2015), "Understanding the performance of a pilot vermiculite exfoliation system through process mineralogy," *Minerals Engineering,* vol. 82, pp. 84-91, 2015/10/15/. https://doi.org/10.1016/j.mineng.2015.03.023.

[25] C. Marcos, and I. Rodríguez, (2014), "Exfoliation of vermiculites with chemical treatment using hydrogen peroxide and thermal treatment using microwaves," *Applied Clay Science,* vol. 87, pp. 219-227, 2014/01/01/. https://doi.org/10.1016/j.clay.2013.11.008.

[26] H.-M. Lee, B.-H. Lee, J.-H. Kim, K.-H. An, S.-J. Park, and B.-J. Kim, (2019), "Determination of the optimum porosity for 2-CEES adsorption by activated carbon fiber from various precursors," *Carbon Letters,* vol. 29, no. 6, pp. 649-654, 2019/12/01. https://doi.org/10.1007/s42823-019-00080-6.

[27] N. Couzon, J. Dhainaut, C. Campagne, S. Royer, T. Loiseau, and C. Volkringer, (2022), "Porous textile composites (PTCs) for the removal and the decomposition of chemical warfare agents (CWAs) – A review," *Coordination Chemistry Reviews,* vol. 467, pp. 214598, 2022/09/15/. https://doi.org/10.1016/j.ccr.2022.214598.

[28] S. Hillier, E. Marwa, and C. Rice, (2013), "On the mechanism of exfoliation of 'Vermiculite'," *Clay Minerals,* vol. 48, 09/01. https://doi.org/10.1180/claymin.2013.048.4.01.

Synthesis of modified expanded vermiculite for adsorption of the dermal toxicant 2-chloroethyl ethyl sulfide (2-CEES)

Abstract: *Chemical warfare agents and chemical weapons remain a significant threat to humanity. Various materials have been studied and proven effective in adsorbing military toxins, among which vermiculite stands out as a clay mineral with abundant reserves, high adsorption capacity, low cost, and environmental friendliness. In this study, vermiculite was expanded using H_2O_2 combined with microwave treatment and surface-modified with chitosan, followed by carbonization for the adsorption of the vesicant toxin 2-chloroethyl ethyl sulfide. The factors influencing the modification process, including chitosan concentration and carbonization temperature, were optimized. The results demonstrated that the material synthesized by impregnation in a 1 % chitosan solution and carbonization at 800°C exhibited excellent adsorption capacity for the liquid toxin, achieving an adsorption capacity of up to 14.71 g/g. This value is significantly higher than that of raw vermiculite (1.1 g/g) and activated carbon used in gas masks (1.2 g/g), confirming its great potential for application in toxic sample recovery devices and filtration units for personal and collective protective equipment.*

Keywords: Vermiculite; 2-chloroethyl ethyl sulfide; adsorption; chitosan.

Nghiên cứu đặc tính điện hoá của vật liệu cực dương natri mangan oxít được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel ứng dụng cho pin natri-ion

Nguyễn Văn Kỳ[1,2], Đoàn Tiến Phát[1], Phùng Đình Hoạt[1], Lương Trung Sơn[1], Vũ Đình Thảo[1], Ngô Quý Quyền[1], Tô Văn Nguyện[1], Vũ Đình Lãm[2], Nguyễn Văn Nghĩa[3,*]

[1] Khoa Hoá -Lý kỹ thuật, Học viện Học viện Kỹ thuật quân sự

[2] Học viện Khoa học và Công nghệ, Viện Hàn Lâm Khoa học và Công nghệ Việt Nam

[3] Trung tâm nghiên cứu vật liệu tiên tiến và ứng dụng, Viện Kiến trúc, Xây dựng, Đô thị và Công nghệ, Đại học Kiến trúc Hà Nội,

Email: kyanh@lqdtu.edu.vn, SĐT: 0986334138

Tóm tắt

Bài báo này, trình bày kết quả nghiên cứu đặc tính điện hoá của vật liệu cực dương Na_xMnO_2 (x = 0,5÷1,0) được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel. Vật liệu cực dương Na_xMnO_2 được nghiên cứu đặc trưng cấu trúc bằng phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD), hình thái học bằng kính hiển vi điện tử (SEM), thành phần vật liệu bằng phương pháp tán xạ năng lượng tia X (EDX). Để chuẩn bị mẫu cho nghiên cứu đặc tính điện hoá, vật liệu cực dương Na_xMnO_2 được tạo lớp phủ lên lá nhôm sau đó cắt và ghép thành pin tiêu chuẩn CR232 với cực âm là natri kim loại, các thao tác được tiến hành với môi trường khí argon trong glovebox. Pin hoàn thiện được nạp, xả (GCD) trên thiết bị Battery Testing System (BTS). Dung lượng nạp xả của vật liệu cực dương Na_xMnO_2 ở tốc độ nạp xả 0,1 C đạt được cao nhất khi x = 1,0 lần lượt là 165 $mAh.g^{-1}$ và 162 $mAh.g^{-1}$ ở chu kỳ đầu tiên. Tuy nhiên, dung lượng giảm mạnh sau 10 chu kỳ chỉ đạt khoảng 50% dung lượng ban đầu, và chỉ còn lại khoảng 30% sau 50 chu kỳ. Vật liệu có tính ổn định chu kỳ cao nhất là $Na_{0,8}MnO_2$ (x = 0,8), dung lượng vẫn duy trì được khoảng 50% sau 50 chu kỳ. Tổng trở điện hóa của pin (EIS) và quét thế vòng tuần hoàn (CV) được đo trên thiết bị đo điện hoá đa năng Ivium để khảo sát các tính chất điện hóa của vật liệu đã tổng hợp được. Vật liệu Na_xMnO_2 có tiềm năng lớn để ứng dụng làm điện cực dương trong pin Natri-ion.

Từ khóa: natri mangan dioxit; pin natri-ion; vật liệu cực dương

1. Mở đầu

Với sự bùng nổ của xe điện, một phương tiện thân thiện với môi trường, giảm phát thải cho các thành phố lớn thì nhu cầu về pin là rất cao. Các xe điện và các thiết bị di động ngày nay đang sử dụng chủ yếu là pin liti-ion. Do đó, nguồn nguyên liệu cho sản xuất pin liti-ion ngày càng cạn kiệt, khan hiếm và trở lên đắt đỏ. Vì vậy, các nhà khoa học đã không ngừng nghiên cứu các nguồn điện mới nhằm đáp ứng nhu cầu sử dụng. Pin natri-ion được rất nhiều nhà khoa học quan tâm nghiên cứu và là một ứng cử viên sáng giá có thể thay thế pin liti-ion trong tương lai. Pin natri-ion với nhiều ưu điển như là: nguồn nguyên liệu natri dồi dào từ nước biển, các mỏ muối và có thể tinh chế với giá rẻ hơn liti rất nhiều; có thế ôxi hóa khử tiêu chuẩn thấp $E^o_{Na+/Na}$ = -2,71V so với điện cực hyđrô tiêu chuẩn trong dung môi nước; độc tính thấp và dễ tổng hợp. Tuy nhiên, ion natri có bán kính lớn hơn ion liti làm cho khả năng xen cài của ion natri vào các ô mạng trong quá trình nạp-xả sẽ kém hơn ion liti. Do đó, cần phải nghiên cứu các vật liệu có cấu trúc ô mạng tinh thể có khả năng xen cài ion natri để đảm bảo cho pin có thể hoạt động tốt [1-5].

Vật liệu natri-mangan oxít có khả năng đáp ứng khả năng xen cài cho ion natri, chúng là vật liệu có nhiều triển vọng để ứng dụng làm cực dương cho pin natri-ion. Tuy nhiên, natri-mangan oxít có nhiều dạng thù hình khác nhau, nó phụ thuộc tỷ lệ mol nguyên tử Na : Mn ban đầu và nhiệt độ tổng hợp: Tỷ lệ Na : Mn = (0 ÷ 0,4) : 1 và nhiệt độ nhỏ hơn 750 ^oC sẽ hình

thành pha $Na_{0,4}MnO_2$ và Mn_2O_3; Tỷ lệ Na : Mn = (0,4 ÷ 0,44) : 1 và nhiệt độ nhỏ hơn 750 ^oC thì có sự hình thành hai pha $Na_{0,4}MnO_2$ và $Na_{0,44}MnO_2$; Tỷ lệ Na : Mn = (0 ÷ 0,44) : 1 và nhiệt độ trên 750 ^oC sẽ hình thành pha $Na_{0,44}MnO_2$ ($Na_4Mn_9O_{18}$) và Mn_2O_3; Tỷ lệ Na : Mn = (0,44 ÷ 0,70) : 1 và nhiệt độ nhỏ hơn 630 ^oC thì có sự hình thành $Na_{0,44}MnO_2$ và α-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$ ($y \leq 0,05$), còn ở nhiệt độ trên 630 ^oC thì sẽ hình thành pha $Na_{0,44}MnO_2$ và β-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$; Tỷ lệ Na: Mn = (0,70 ÷ 1,00) : 1 và nhiệt độ trên 850 ^oC thì có sự hình thành pha β-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$ và β-$NaMnO_2$, còn nhiệt độ khoảng 630 ^oC đến 850 ^oC thì có sự hình thành các pha β-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$ và α-$NaMnO_2$, và nhiệt độ khoảng dưới 600 ^oC và tỷ lệ Na : Mn > 0,70 thì có sự xuất hiện các pha α-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$ và Na_3MnO_4; Tỷ lệ Na : Mn > 1,00 và nhiệt độ từ khoảng 630 ^oC đến 850 ^oC sẽ hình thành các pha α-$NaMnO_2$ và Na_3MnO_4, còn nhiệt độ trên 850 ^oC sẽ hình thành các pha β-$NaMnO_2$ và Na_3MnO_4 [6]. Trong nghiên cứu này, nhiệt độ tổng hợp là 950 ^oC để có thể hình thành chủ yếu các pha β của Na_xMnO_2.

Các dạng thù hình của natri mangan oxít có khả năng xen cài ion natri là rất khác nhau, vì vậy cho sự ổn định về tính chu kỳ và dung lượng đạt được cũng rất khác nhau. Ví dụ, vật liệu $Na_{0,44}MnO_2$ ($Na_4Mn_9O_{18}$) có cấu trúc đường hầm, mạng tinh thể thuộc hệ trực thoi (orthorhombic) và thuộc nhóm không gian Pbam, tương ứng với thẻ phổ chuẩn JCPDS #27-0750 đã được công bố là một vật liệu cực dương với dung lượng nạp-xả đạt được từ khoảng 80 $mAh.g^{-1}$ đến 121 $mAh.g^{-1}$ [7-12]. Một ví dụ khác, vật liệu $Na_{0,70}MnO_2$ tuỳ vào điều kiện tổng hợp mà có thể có cấu trúc mạng thuộc hệ trục thoi (β-$Na_{0,70}MnO_2$ ứng với thẻ phổ chuẩn JCPDS #27-0752) hay dạng lăng trụ lục giác (α-$Na_{0,70}MnO_{2+y}$ ($y \leq 0,05$) ứng với thẻ phổ chuẩn JCPDS #27-0751) và có thể cho dung lượng nạp xả đạt từ khoảng 100 $mAh.g^{-1}$ đến 160 $mAh.g^{-1}$ [13-20]. Thêm một ví dụ khác nữa là vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ cũng tuỳ thuộc vào điều kiện tổng hợp mà có thể cho các dạng mạng tinh thể khác nhau và có thể đạt được dung lượng từ khoảng 120 $mAh.g^{-1}$ đến 190 $mAh.g^{-1}$ [21-26].

Ngoài ra, trong quá trình nạp xả cũng còn có sự chuyển đổi cấu trúc giữa các dạng thu hình của natri mangan oxít dẫn tới sự dẫn tới sự ổn định về tính chu kỳ là khác nhau nó phụ vào tỉ lệ Na : Mn. Ví dụ, tỉ lệ Na : Mn > 0,44 và natri mangan oxít ở dạng cấu trúc lớp thì có sự dịch chuyển giữa các dạng Pn và On. Cụ thể Pn, On (n = 2,3) với P và O chỉ vị trí trong khối của lăng trụ tam giác và vị trí trong khối bát diện đều được các ion natri chiễm giữ và có thể di chuyển sang các bát diện bên cạnh hoặc dọc khối lăng trụ. Hay nói cách khác, các vật liệu Na_xMnO_2 có cấu trúc lớp kiểu P2, O3 có khả năng cài vào và tách các ion Natri ra khỏi cấu trúc mạng trong quá trình nạp-xả [17, 24-26]. Để có cái nhìn toàn diện hơn và chọn được tỉ lệ Na: Mn ban đầu hợp lý chúng tôi đã tiến hành tổng hợp vật liệu Na_xMnO_2 ($x = 0,5 \div 1,0$) bằng phương pháp sol-gel và khảo sát các đặc tính của vật liệu, kết quả được trình bày ở các phần tiếp theo.

2. Thực nghiệm

2.1. Tổng hợp vật liệu

Vật liệu Na_xMnO_2 ($x = 0,5 \div 1,0$) được tổng hợp theo phương pháp sol-gel qua hai bước xử lý nhiệt ở 550 $^{\circ}C$ và 950 $^{\circ}C$. Các hóa chất được dùng là CH_3COONa (Sigma-Aldrich), $Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$ (Sigma-Aldrich), axít citric (Sigma-Aldrich). Vật liệu Na_xMnO_2 được tổng hợp theo các bước sau: Bước đầu tiên là, các hóa chất được cân trên cân phân tích 3 số sao cho theo tỉ lệ số mol của Na : Mn : axít citric = x : 1: 1 và dư 5% Na so với tính toán để sau khi tổng hợp thu được công thức Na_xMnO_2 ($x = 0,5 \div 1,0$); Bước hai là, hoà tan CH_3COONa vào

nước cất để được dung dịch CH_3COONa 1 mol/L và hoà tan $Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$ cùng với axít citric vào nước cất để đạt được dung dịch $Mn(CH_3COO)_2$ 1 mol/L; Bước ba là, cho từ từ dung dịch CH_3COONa vào dung dịch $Mn(CH_3COO)_2$ và axít citric; Bước bốn là, khuấy hỗn hợp dung dịch thu được trên máy khuấy từ gia nhiệt ở 90 ^oC trong 24 giờ để thu được sol-gel của tiền chất cần tổng hợp; Bước năm là, nung ở 550 ^oC hỗn hợp sol-gel thu được trong 3 giờ; Bước sáu là, nghiền trộn đều hỗn hợp sau nung ở 550 ^oC trên cối mã não; Bước bảy là, nung hỗn hợp trên ở 950 ^oC trong 20 giờ để thu được vật liệu Na_xMnO_2 cần tổng hợp; Cuối cùng, vật liệu thu được bảo quản trong tủ hút ẩm để thực hiện các công đoạn tiếp theo như: phân tích cấu trúc, hình thái, thành phần và ghép thành pin để khảo sát các đặc tính điện hóa. Phương trình phản ứng tổng quát của quá trình tổng hợp vật liệu như sau:

$$xNaCH_3COO + Mn(CH_3COO)_2 + (7x/4+11/2)O_2 \rightarrow Na_xMnO_2 + 2(x+2)CO_2 + 3(x/2+1)H_2O \quad (1)$$

2.2. Chuẩn bị mẫu cho phân tích đặc tính điện hóa

Vật liệu Na_xMnO_2 sau khi tổng hợp được chế tạo thành điện cực theo tỉ lệ 80% khối lượng Na_xMnO_2 với 20% Cacbon black và 10% poly vinyldene fluoride (PVDF). Các bước chuẩn bị điện cực được tiến hành như sau: Thứ nhất là, cân 0,05 g PVDF hoàn tan vào 5g dung môi 1-methyl-2-py-rolidione; Thứ hai là, cân 0,35 g vật liệu Na_xMnO_2 và 0,1 g cacbon black được nghiền trộn đều trên cối mã não; Thứ ba là, cho hai hỗn hợp trên vào cốc thuỷ tinh 50 mL và khuấy trên máy khuấy từ một 1 h. Thứ tư là, phủ hỗn hợp vật liệu điện cực lên lá nhôm bằng máy phủ điện cực TOB, điều chỉnh bộ tạo lớp phủ sao cho lớp vật liệu trên lá nhôm dày 20 ± 5 μm; Thứ năm là, sấy lớp phủ vật liệu trên lá nhôm trong tủ sấy chân không ở 80 ^oC, áp suất khoảng 200 mmHg trong 24 giờ; Thứ sáu là, lớp vật liệu điện cực trên lá nhôm được cán ép trên máy cán để đảm bảo độ dày điện cực vào khoảng 20 μm; Cuối cùng là, chúng được cắt trên máy cắt thành các tấm cực dương có đường kính 16 mm và được đưa vào Glovebox để chuẩn bị cho ghép thành pin.

Để khảo sát các đặc tính điện hoá của vật liệu làm cực dương, các tấm cực dương được ghép thành pin trong Glovebox với vỏ pin tiêu chuẩn dạng cúc áo R232, với độ ẩm và nồng độ ôxi dưới 0,1 ppm. Pin có thành phần gồm cực dương được chuẩn bị ở trên, cực âm là natri kim loại và lá cách là màng Nafion, chất điện ly là $NaPF_6$ 1M được pha trong dung môi ethylene carbonate/diethylene carbonate (EC/DEC) với tỷ lệ thể tích là 1:1. Các mẫu pin được kiểm tra các tính chất điện hóa bằng phương pháp nạp –xả trên thiết bị Battery testing system (BTS), quét thế vòng tuần hoàn (CV) và đo tổng trở điện hóa (EIS) trên máy đo điện hóa đa năng Ivium 5476 tại phòng thí nghiệm Nguồn điện, Bộ môn Kỹ thuật môi trường, Khoa Hoá -Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự.

Vật liệu Na_xMnO_2 sau khi tổng hợp được phân tích cấu trúc tinh thể bằng phương pháp nhiễu xạ tia X trên máy XRD Siemens D5005 trong khoảng góc quét 2 theta từ 10° ÷70° với bước sóng Cu-Kα (λ = 1,54 Å), hình thái học bằng phương pháp chụp ảnh SEM trên máy JEOL JSM-6490, và thành phần vật liệu bằng phương pháp EDX tại Viện Hoá học và Viện Kỹ thuật nhiệt đới thuộc Viện Hàn lâm Khoa học và Công nghệ Việt Nam.

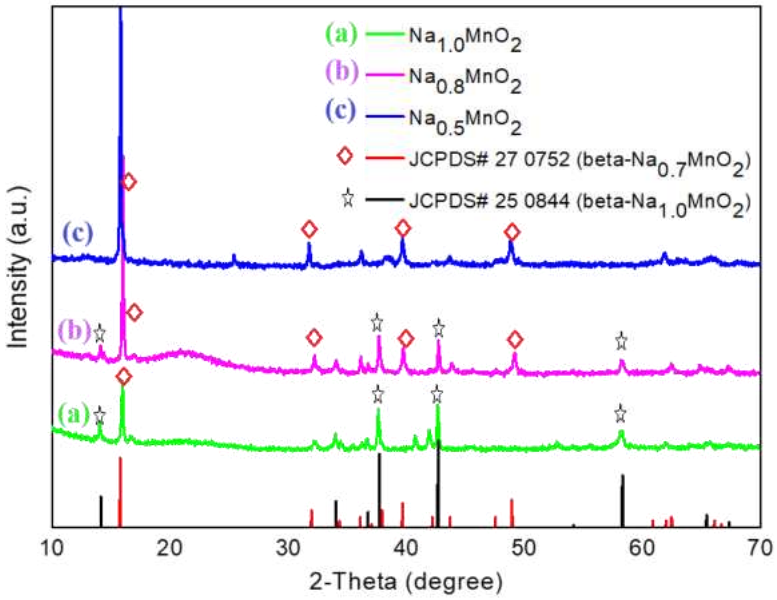
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Các đặc trương tính chất của vật liệu

Hình 1 trình bày giản đồ nhiễu xạ tia X của các mẫu vật liệu tổng hợp được: (a) là $Na_{1,0}MnO_2$ (b) là $Na_{0,8}MnO_2$, và (c) là $Na_{0,5}MnO_2$. Hình 1a cho thấy vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ tổng

hợp được có các đỉnh nhiễu xạ khá rõ nét và có thể so sánh với thẻ phổ chuẩn JCPDS# 25 0844 của β-$NaMnO_2$, thuộc hệ mạng trực thoi, nhóm không gian Pmmn, dạng cấu trúc lớp O3 [17, 25] được đặc trưng bởi các đỉnh nhiễu xạ gắn dấu hình sao tương ứng với các vị trí 14,11°; 37,70°; 42,68°; và 58,28° của các mặt (001); (200); (012); và (212). Ngoài ra, tại vị trí 15,76°; và 31,95° được đánh dấu bằng hình thoi trên đồ thị là các đỉnh nhiễu xạ thuộc về pha β-$Na_{0,70}MnO_2$ ứng với các mặt (002); và (004). Như vậy vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ tổng hợp được có thành phần pha chủ yếu là β-$NaMnO_2$, và có thêm β-$Na_{0,70}MnO_2$, chúng phù hợp với giản đồ pha của Na_xMnO_2 ở vùng nhiệt độ tổng hợp 950 °C [6].

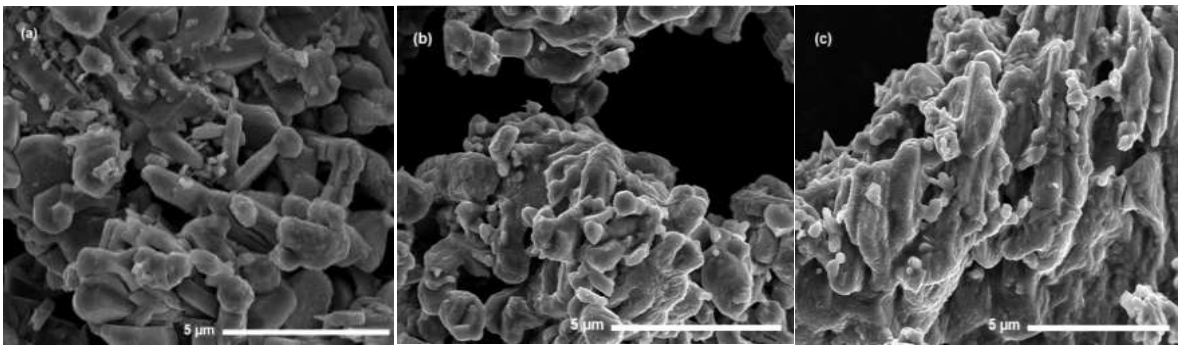
Trên hình 1c là giản đồ pha của mẫu vật liệu $Na_{0,5}MnO_2$ tổng hợp được. Các đỉnh nhiễu xạ trên giản đồ nhiễu xạ tia X của $Na_{0,5}MnO_2$ là rõ nét và có thể so sánh với thẻ phổ chuẩn JCPDS# 27 0752 của β-$Na_{0,70}MnO_2$, thuộc hệ mạng trực thoi, nhóm không gian Cmca, cấu trúc lớp P2 [17] được đặc trưng bởi các đỉnh nhiễu xạ đánh dấu hình thoi trên đồ thị tương ứng với các vị trí 15,76°; 31,95°; 39,66°; và 48,93° của các mặt (002); (004); (112); và (114).



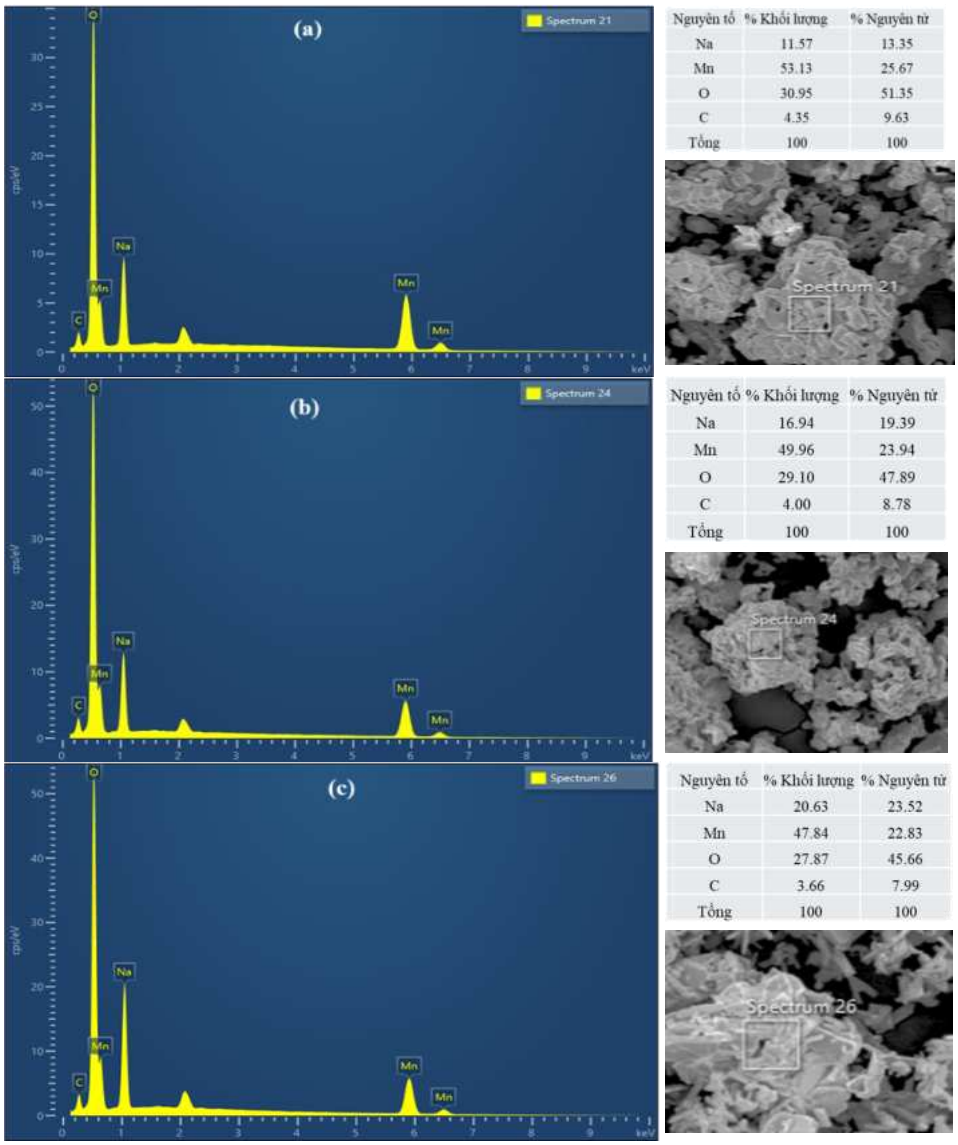
Hình 1. Giản đồ nhiễu xạ tia X của vật liệu: (a) $Na_{1,0}MnO_2$; (b) $Na_{0,8}MnO_2$; (c) $Na_{0.5}MnO_2$.

Giản đồ nhiễu xạ của mẫu vật liêu $Na_{0,8}MnO_2$ hình 1b cho thấy vật liệu tổng hợp được gồm hai pha β-$Na_{0,7}MnO_2$ được đánh dấu bằng hình thoi ở các đỉnh nhiễu xạ đặc trương, và β-$NaMnO_2$ gắn cách dấu sao ở vị trí các pích đặc trương tương ướng. Trên giản đồ hình 1 cũng cho thấy khi thay đổi tỉ lệ Na: Mn ban đầu từ 0,5 lên 1,0 thì các đỉnh nhiễu xạ của pha β-$Na_{0,7}MnO_2$ thấp dần ở các vị trí 15,76° (002); 31,95° (004); và hầu như mất hẳn ở các vị trí 39,66° (112); và 48,93° (114). Đồng thời các đỉnh nhiễu xạ của pha β-$NaMnO_2$ hầu như không có ở tỉ lệ Na : Mn = 0,5; thấy rõ ở tỉ lệ Na: Mn = 0,8 (các vị trí gắn dấu sao) và rõ nét hơn nhiều ở tỉ lệ Na : Mn = 1,0. Quy luật trên hoàn toàn phù hợp với giản đổ pha của Na_xMnO_2 được tổng hợp ở vùng nhiệt độ trên 850 °C [6].

Kết quả phân tích hình thái tinh thể của vật liệu Na_xMnO_2 (SEM) được thể hiện trên hình 2a, 2b, và 2c**.** Từ hình 2, đo ở độ phóng đại 10000 lần cho thấy các hạt tình thể của các mẫu $Na_{0.5}MnO_2$ (hình 2a), $Na_{0.8}MnO_2$ (hình 2b), và $NaMnO_2$ (hình 2c) có hình vảy với kích thước hạt đạt được cỡ 1 µm ÷ 3 µm và tương đối đồng đều.



Hình 2. Ảnh SEM của vật liệu tổng hợp được: (a) $Na_{0.5}MnO_2$; (b) $Na_{0.8}MnO_2$; (c) $Na_{1.0}MnO_2$.



Nguyên tố	% Khối lượng	% Nguyên tử
Na	11.57	13.35
Mn	53.13	25.67
O	30.95	51.35
C	4.35	9.63
Tổng	100	100

Nguyên tố	% Khối lượng	% Nguyên tử
Na	16.94	19.39
Mn	49.96	23.94
O	29.10	47.89
C	4.00	8.78
Tổng	100	100

Nguyên tố	% Khối lượng	% Nguyên tử
Na	20.63	23.52
Mn	47.84	22.83
O	27.87	45.66
C	3.66	7.99
Tổng	100	100

Hình 3. Kết phân tích phổ tán xạ tia X (EDX)
của vật liệu tổng hợp được: (a) $Na_{0,5}MnO_2$;(b) $Na_{0,8}MnO_2$; (c) $Na_{1,0}MnO2$.

Vật liệu Na_xMnO_2 sau khi tổng hợp được phân tích thành phần bằng phương pháp phổ tán sắc năng lượng tia X (EDX). Kết quả EDX được thể hiện trên hình 3a ($Na_{0.5}MnO_2$)**,** hình 3b ($Na_{0.8}MnO_2$)**,** và hình 3c ($Na_{1.0}MnO_2$)**.** Từ kết quả trên hình 3, cho thấy vật liệu tổng hợp được có một lượng nhỏ của carbon, sự có mặt của carbon là do trong quá trình nung một phần axít citric bị carbon hoá. Từ bảng kết quả thành phần nguyên tố của phổ EDX thu được phần trăm khối lượng và phần trăm nguyên tử và tính toán lại công thức của các tổ hợp vật liệu

Na_xMnO_2 cho ra được công thức của các tổ hợp lần lượt là: $Na_{0,52}MnO_2$; $Na_{0,81}MnO_2$; $Na_{1.03}MnO_2$. Kết quả này cho thấy sự sai lệch không nhiều so với công thức dự tính ban đầu, điều này có thể được giải thích là trong trình tổng hợp đã cho dư 5 % CH_3COONa và trong quá trình nung có thể một phần CH_3COONa phân huỷ và thăng hoa và khuếch tán ra môi trường xung quanh làm cho tỉ lệ natri sai lệch nhỏ so với tính toán ban đầu.

3.2. Đặc tính điện hóa của vật liệu

Các mẫu vật liệu được chế tạo thành các tấm cực dương và lắp ráp với cực âm natri để được pin mẫu. Pin mẫu sau khi lắp ráp được đo dung lượng bằng phương pháp nạp-xả với dòng không đổi (GCD) ở tốc độ nạp-xả 15 $mA.g^{-1}$ (0,1 C) trong khoảng điện thế từ 1,5 V đến 4 V so với Na^+/Na, kết quả được trình bày trên hình 4a ($Na_{0,5}MnO_2$); hình 4b ($Na_{0,8}MnO_2$); hình 4c ($Na_{1.0}MnO_2$); và hình 4d là kết quả nạp-xả 50 chu kỳ đầu của các mẫu vật liệu.

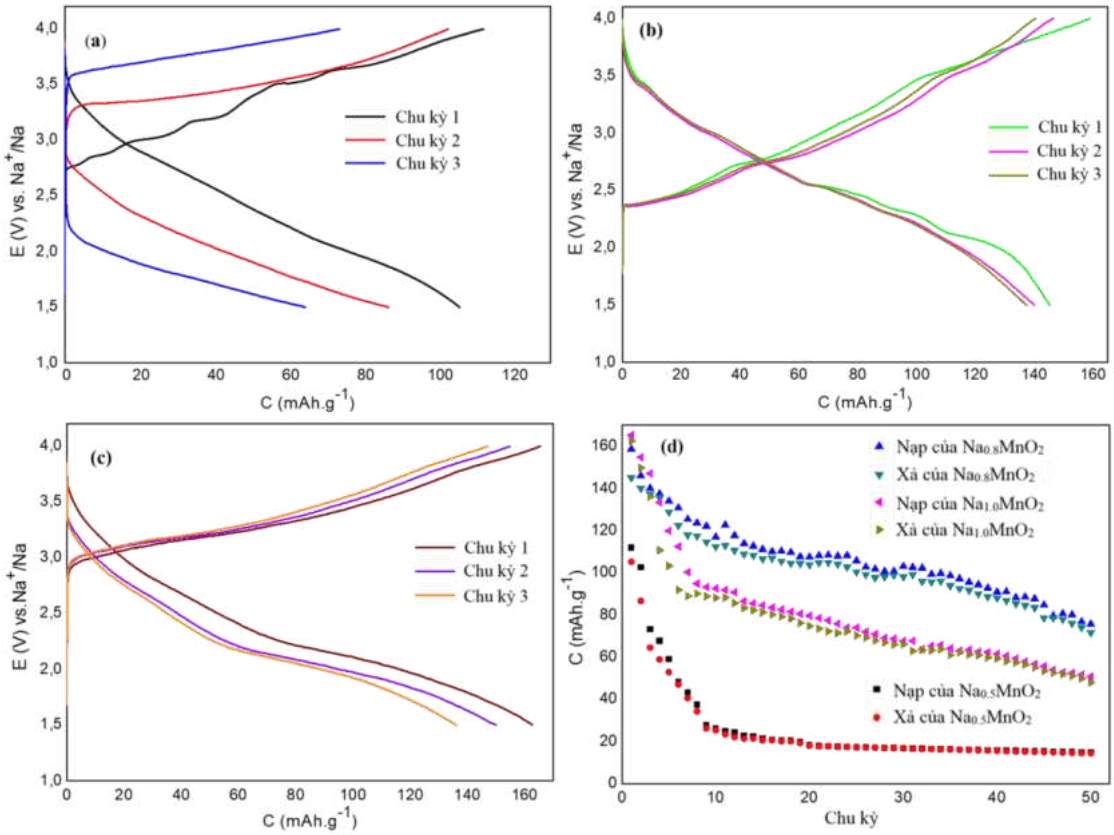
Hình 4a thể hiện kết quả nạp xả ở 3 chu kỳ đầu với tốc độ nạp xả 0,1 C trong khoảng điện thế từ 1,5 V đến 4 V của vật liệu $Na_{0,5}MnO_2$. Kết quả đo dung lượng đạt 112 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 105 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả tại chu kỳ đầu tiên. Ở chu kỳ 3, dung lượng đạt 73 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 64 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả. Dung lượng giảm nhanh trong khoảng 10 chu kỳ đầu, chỉ đạt 26 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 24 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả ở chu kỳ 10. Đến chu kỳ thứ 50, dung lượng chỉ còn đạt khoảng 15 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 14 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả (hình 4d). Như vậy độ ổn định về tính chu kỳ của vật liệu $Na_{0,5}MnO_2$ là không cao.

Kết quả nạp xả ở 3 chu kỳ đầu với tốc độ nạp xả 0,1 C trong khoảng điện thế từ 1,5 V đến 4 V của vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$ được trình bày trên hình 4b. Vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$ đạt được dung lượng khoảng 158 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 145 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả tại chu kỳ đầu tiên. Đến chu kỳ 3, dung lượng đạt khoảng 140 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 137 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả. Dung lượng giảm dần qua các chu kỳ, tại chu kỳ thứ 10, dung lượng đạt khoảng 117 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 112 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả. Đến chu kỳ thứ 50, dung lượng đạt khoảng 76 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 72 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả (hình 4d). Như vậy sau 50 chu kỳ vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$ vẫn duy trì được khoảng 50 % dung lượng so với ban đầu, vật liêu có độ ổn định về tính chu kỳ là tương đối cao.

Trên hình 4c trình bày kết quả nạp xả ở 3 chu kỳ đầu với tốc độ nạp xả 0,1 C trong khoảng điện thế từ 1,5 V đến 4 V của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$. Dung lượng của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ đạt khoảng 165 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 162 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả ở chu kỳ đầu tiên. Tại chu kỳ 3, dung lượng đạt khoảng 147 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 136 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả. Dung lượng giảm tương đối nhanh trong khoảng 10 chu kỳ đầu, chỉ đạt khoảng 92 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 88 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả ở chu kỳ 10. Đến chu kỳ thứ 50, dung lượng chỉ còn đạt khoảng 51 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình nạp, và khoảng 48 $mAh.g^{-1}$ trong quá trình xả (hình 4d). Như vậy dung lượng của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ chỉ đạt khoảng 55% sau 10 chu kỳ và chỉ còn khoảng trên 30 % sau 50 chu kỳ so với ban đầu.

Kết quả nạp xả 50 chu kỳ đầu với tốc độ nạp xả 0,1 C trong khoảng điện thế từ 1,5 V đến 4 V của các mẫu vật liệu Na_xMnO_2 được trình bày trên hình 4d. Trên hình 4d, cho thấy dung lượng ban đầu của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ là cao nhất đạt 165 $mAh.g^{-1}$, tiếp theo là 158 $mAh.g^{-}$

^{1} của vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$, và 112 mAh.g^{-1} của vật liệu $Na_{0,5}MnO_2$ trong quá trình nạp. Tương tự trong quá trình xả thì dung lượng của $Na_{1,0}MnO_2$ cũng cao nhất đạt 162 mAh.g^{-1}, và lần lượt là của các vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$, $Na_{0,5}MnO_2$ tương ứng là 145 mAh.g^{-1} và 105 mAh.g^{-1}. Tuy nhiên, độ ổn định về tính chu kỳ thuộc về vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$ khi duy trì được khoảng 50 % dung lượng ban đầu sau 50 chu kỳ, trong khi của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ chỉ duy trì khoảng trên 30 %, và $Na_{0,5}MnO_2$ là dưới 15 % sau 50 chu kỳ.

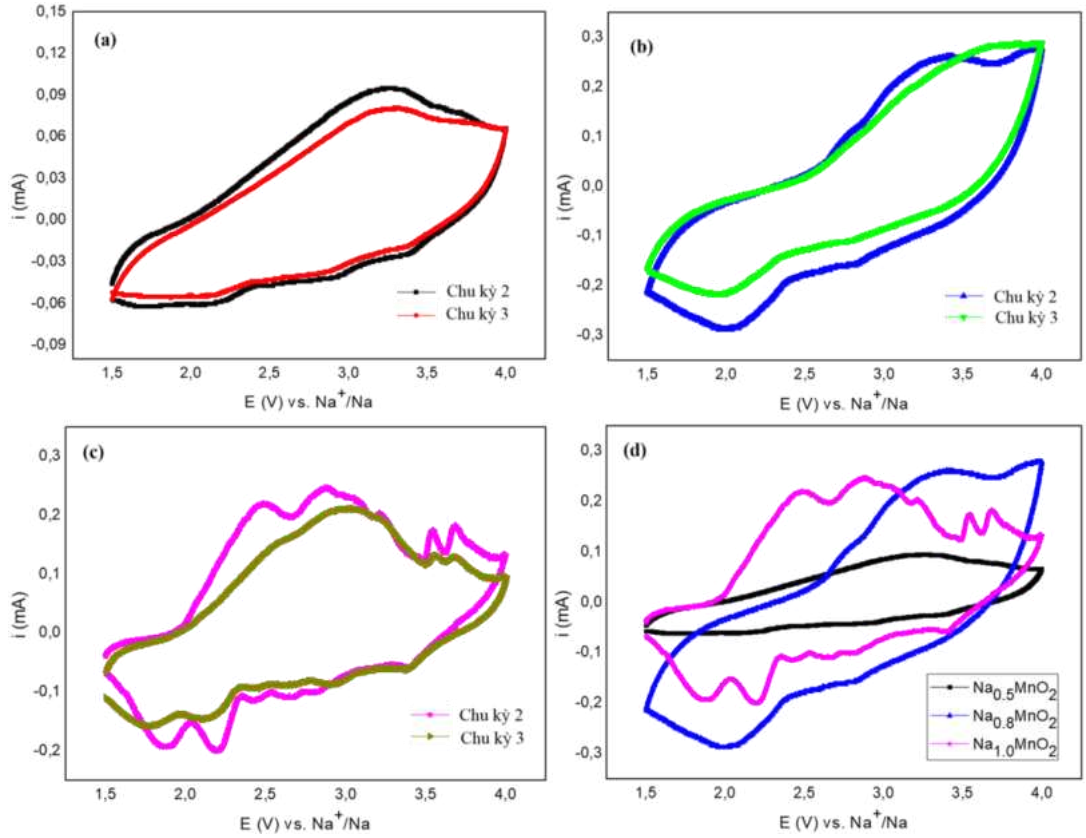


Hình 4. Kết quả nạp-xả của pin mẫu được chế tạo từ các vật liệu: (a) $Na_{0,5}MnO_2$; (b) $Na_{0,8}MnO_2$; (c) $Na_{1,0}MnO_2$; (d) kết quả nạp-xả 50 chu kỳ đầu của các mẫu vật liệu.

Kết quả quét thế vòng tuần hoàn (CV) của các mẫu vật liệu Na_xMnO_2 được thể hiện trên Hình 5. Phương pháp quét thế vòng tuần hoàn (CV) được tiến hành trong khoảng thế từ 1,5 V đến 4 V so với Na^+/Na, tốc độ quét là 0,1 mV.s^{-1} trên máy đo điện hóa đa năng Ivium, với điện cực làm việc được kết nối với cực dương của pin, điện cực đối và điện cực so sánh được kết nối với cực âm của pin. Hình 5a thể hiện phổ quét thế vòng tuần hoàn ở chu kỳ 2, và 3 của vật liệu $Na_{0,5}MnO_2$ cho thấy các cặp pích xuất hiện tín hiệu không sắc nét tại các điện thế khoảng 2,2 V; 2,9 V; và 3,4 V ứng với quá trình khử, quá trình oxi hoá xuất hiện các pích ở vị trí khoảng 3,2 V và 3,7 V. Trên hình 5b là phổ CV của vật liệu $Na_{0,8}MnO_2$ ở chu kỳ 2 và 3. Các phổ này xuất hiện hai cặp pích tương đối rõ ràng tại các vị trí: cặp thứ nhất là khoảng 2,1 V và 3,4 V; cặp thứ hai không rõ ràng ở vị trí 2,8 V và 3,85 V tương ứng với các quá trình cài và tách ion Na^+ vào mạng tinh thể. Hình 5c là phổ CV của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ có xuất hiện nhiều cặp pích khác nhau nó có thể tương ứng với các quá trình biến đổi thù hình của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$.

Khi so sánh các phổ CV ở chu kỳ hai của các vật liệu Na_xMnO_2 trên hình 5d cho thấy độ rộng phổ của $Na_{1,0}MnO_2$ là lớn nhất và của $Na_{0,5}MnO_2$ là nhỏ nhất, đồng nghĩa với dung lượng ở các chu kỳ ban đầu của $Na_{1,0}MnO_2$ làm lớn nhất và của $Na_{0,5}MnO_2$ là nhỏ nhất. Tuy

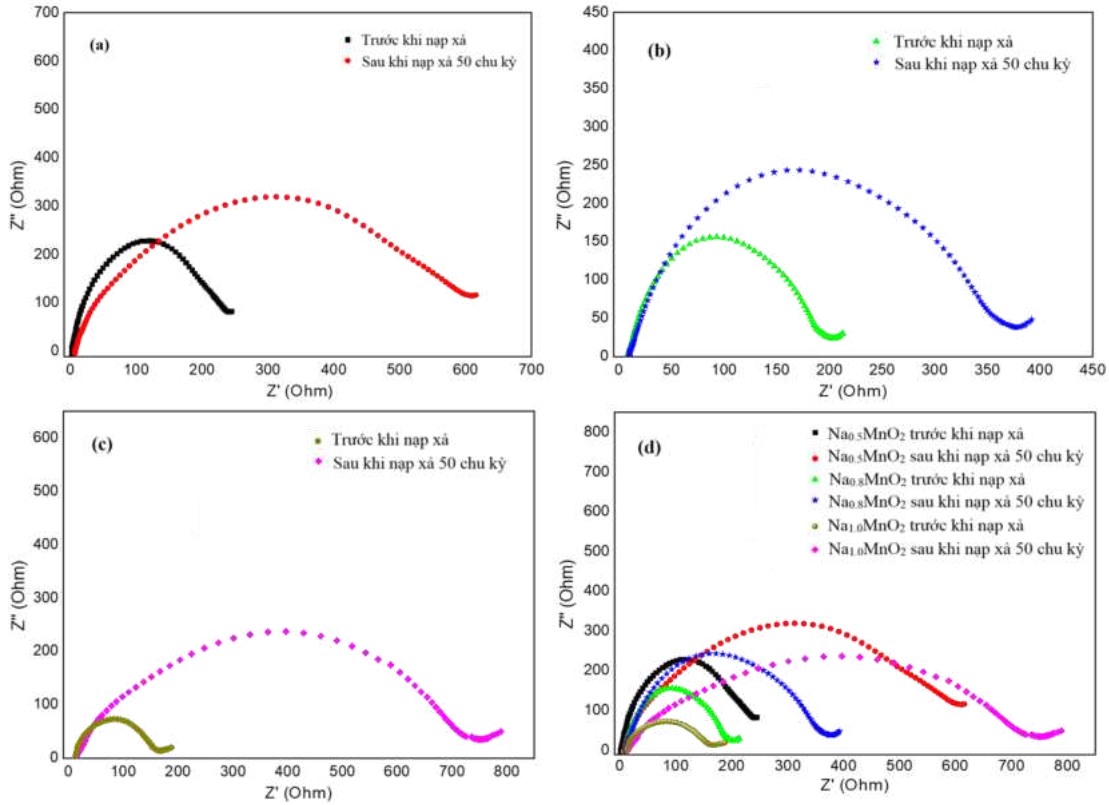
nhiên, phổ CV của vật liệu $Na_{1,0}MnO_2$ xuất hiện nhiều cặp pích cho thấy nó phải trải qua nhiều trạng thái khác nhau trong quá trình nạp xả dẫn đến ảnh hưởng tới khả năng nạp xả của vật liệu và dung lượng giảm nhanh ở các chu kỳ sau. Các nhận đinh này hoàn toàn phù hợp với kết quả nạp xả ở phần trên.



Hình 5. Kết quả quét thế vòng tuần hoàn (CV) của các mẫu: (a) $Na_{0.5}MnO_2$; (b) $Na_{0.8}MnO_2$; (c) $Na_{1.0}MnO_2$; (d) so sánh phổ CV giữa các mẫu ở chu kỳ 2.

Phổ Nyquist của các pin mẫu được đo trên máy đo điện hóa đa năng Ivium, phạm vi khảo sát là từ 10^6 Hz đến 0,1Hz, mẫu được đo ở điện thế cân bằng với biên độ dòng xoay chiều áp vào là 50mV. Kết quả đo phổ tổng trở điện hóa của pin trước khi nạp-xả và sau khi nạp-xả 50 chu kỳ ở 0,1 C được thể hiện trên hình 6. Nhìn chung phổ tổng trở của các mẫu đều có một cung tròn tương ứng với quá trình chuyển điện tích của sự cài và tách ion Na^+ vào mạng tinh thể của vật liệu Na_xMnO_2. Trên các phổ tổng trở cũng hầu nhưng không thể hiện vùng khuếch tán, chúng được thể hiện bằng đường xiên chéo hướng lên bên phải cung tròn khi đo ở vùng tần số thấp. Từ đồ thị hình 6a, 6b, và 6c cho thấy phổ tổng trở sau khi nạp-xả 50 chu kỳ của các mẫu vật liệu có tổng trở tăng lên khá cao so với trước khi nạp xả. Điều đó chứng tỏ nội trở của các pin mẫu tăng lên sau các chu kỳ nạp-xả dẫn tới sụt áp mạch ngoài nhanh khi xả và tăng cao khi nạp làm cho dung lượng đạt được ngày càng giảm.

Trên hình 6d so sánh phổ tổng trở của các vật liệu trước và sau khi nạp-xả 50 chu kỳ, cho thấy tổng trở của pin được chế tạo từ vật liệu $Na_{1.0}MnO_2$ là thấp nhất (Z' khoảng 180 Ohm) và của $Na_{0,5}MnO_2$ là cao nhất (Z' khoảng 240 Ohm). Sau khi nạp xả 50 chu kỳ thì tổng trở của $Na_{0.8}MnO_2$ lại thấp nhất (Z' khoảng 380 Ohm) và của $Na_{1,0}MnO_2$ là cao nhất (Z' khoảng 750 Ohm). Kết quả này cho thấy sự ổn định của vật liêu $Na_{0,8}MnO_2$ là cao hơn $Na_{1,0}MnO_2$ trong quá trình nạp xả. Kết quả nạp xả ở phần trên cũng theo quy luật này.



Hình 6. Kết quả đo phổ tổng trở điện hóa (EIS) của các mẫu: (a) $Na_{0.5}MnO_2$; (b) $Na_{0.8}MnO_2$; (c) $Na_{1.0}MnO_2$; (d) so sánh phổ tổng trở giữa các mẫu.

4. Kết luận

Vật liệu natri mangan oxít tổng hợp bằng phường pháp sol-gel và xử lý nhiệt ở 950 ºC có cấu trúc mạng thay đổi tuỳ thuộc và tỉ lệ Na: Mn ban đầu. Khi tỉ lệ Na: Mn thay đổi từ 0,5 đến 1,0 thì cấu trúc mạng cũng chuyển dần từ β-$Na_{0,70}MnO_2$ (JCPDS# 27 0752) thuộc hệ mạng trực thoi, nhóm không gian Cmca, cấu trúc lớp P2 sang β-$Na_{1,0}MnO_2$ (JCPDS# 25 0844), thuộc hệ mạng trực thoi, nhóm không gian Pmmn, cấu trúc lớp O3. Tỉ lệ Na: Mn tăng từ 0,5 đến 1,0 dung lượng nạp xả ban đầu cũng tăng, tuy nhiên chúng đều giảm tương đối nhanh ở 10 chu kỳ đầu. Sau 50 chu kỳ $Na_{0,5}MnO_2$ chỉ duy trì được dưới 15 % dung lượng ban đầu, $Na_{1,0}MnO_2$ cũng chỉ duy trì được trên 30 % dung lượng ban đầu. Vật liệu có khả năng ổn định về tính chu kỳ nhất là $Na_{0,8}MnO_2$ có thể duy trì được 50% dung lượng (khoảng 76 $mAh.g^{-1}$) sau 50 chu kỳ.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ nghiên cứu khoa học của Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn với mã số đề tài 2023.QHT.01.

Tài liệu tham khảo

[1] Thi Thu Hoa Nguyen, et al., Synthesis and Electrochemical Characteristics of Zinc-doped Sodium Manganese Oxide as a Cathode Material for Sodium-ion Batteries, Vol. 1 No. 01 (2023) 30-39, https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v1.n01.623.pce

[2] Van Ky Nguyen, et al., Studying the Electrochemical Properties of Potassium-doped Sodium-Manganese Oxide Cathode Materials for Sodium-ion Batteries , Journal of Science and Technique - Section on Physics and Chemical Engineering, Vol. 2 No. 02 (2024), 77-89, https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v2.n02.862.pce

[3] Nguyen Van Nghia, et al., Synthesis and Application of $NaNi_{0.5}Ti_{0.5}O_2$ as Electrode Material for Sodium Ion Batteries, VNU Journal of Science: Natural Sciences and Technology, Vol. 38, No. 3 (2022) 37-44, https://doi.org/10.25073/2588-1140/vnunst.5186

[4] Stanton Ching, et al., Sol-Gel Synthesis of Layered Birnessite-Type Manganese Oxides, Inorganic Chemistry, Vol. 36, No. 5, (1997) 883-890, https://doi.org/10.1021/ic961088d

[5] Tien Phat Doan, Development of Sodium-Lithium-Manganese-Cobalt Oxide with B Doping or B/F Dual Doping as Cathode Electrode Materials for Sodium-Ion Batteries, ACS Omega, Vol 9, 47 (2024) a-m, https://doi.org/10.1021/acsomega.4c06248

[6] Jean-Paul Parant, et al., Sur Quelques Nouvelles Phasesde Formule Na_xMnO_2, ($x \leq 1$), Journal of solid state chemistry 3, (1971) 1-11, https://doi.org/10.1016/0022-4596(71)90001-6

[7] E. Hosono, T. Saito, J. Hoshino, M. Okubo, Y. Saito, D.N. Hamane, T. Kudo, H. Zhou, High power Na-ion rechargeable battery with single-crystalline $Na_{0.44}MnO_2$ nanowire electrode, Journal of Power Sources 217 (2012) 43–46, https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2012.05.100

[8] F. Sauvage, L. Laffont, J.M. Tarascon, E. Baudrin, Study of the Insertion/ Deinsertion Mechanism of Sodium into $Na_{0.44}MnO_2$, Inorganic Chemistry 46 (2007) 3289–3294, https://doi.org/10.1021/ic0700250

[9] Riccardo Ruffo, et al., Impedance analysis of $Na_{0.44}MnO_2$ positive electrode for reversible sodium batteries in organic electrolyte, Electrochimica Acta 108 (2013) 575–582, http://dx.doi.org/10.1016/j.electacta.2013.07.009

[10] Xuan Zhou, et al., Synthesis and characterization of $Na_{0.44}MnO_2$ from solution precursors, Journal of Materials Chemistry A, 1 (2013) 2757–2761, https://doi.org/10.1039/c3ta01134h

[11] Xin He, et al., Durable high-rate capability $Na_{0.44}MnO_2$ cathode material for sodium-ion batteries, Nano Energy 27 (2016) 602–610, http://dx.doi.org/10.1016/j.nanoen. 2016.07.021

[12] Fuxing Yin, et al., $Na_4Mn_9O_{18}$/Carbon Nanotube Composite as a High Electrochemical Performance Material for Aqueous Sodium-Ion Batteries, Nanoscale Research Letters (2017) 12:569, https://link.springer.com/article/10.1186/s11671-017-2340-1

[13] J.-Y. Li, et al., P2-type $Na_{0.53}MnO_2$ nanorods with superior rate capabilities as advanced cathode material for sodium ion batteries, Chem. Eng. J. (2017) 316, https://doi.org/10.1016/j.cej.2017.01.109

[14] K. Tang, et al., High-performance P2-type Fe/Mn-based oxide cathode materials for sodium-ion batteries, Electrochim. Acta 312 (2019), https://doi.org/10.1016/j.electacta. 2019.04.183

[15] Nguyen Van Nghia, Pao-Wei Ou, I-Ming Hung, Synthesis and Electrochemical Properties of Sodium Manganese-based Oxide Cathode Material for Sodium-ion Batteries, Electrochimica Acta 161 (2015) 63–71, https://doi.org/10.1016/j.electacta. 2015.02.043

[16] Han Yu, et al., Improving the Comprehensive Performance of $Na_{0.7}MnO_2$ Based Sodium Ion Batteries by ZrO_2 Atomic Layer Deposition, ACS Applied Materials & Interfaces, (2021), 13-46, https://doi.org/10.1021/acsami.1c13543

[17] M. Alam Khan, et al., P2/O3 phase-integrated $Na_{0.7}MnO_2$ cathode materials for sodium-ion rechargeable batteries, Journal of Alloys and Compounds, 771 (2019) 987-993 https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.09.033

[18] Jiaolong Zhang, et al., Stabilizing $Na_{0.7}MnO_2$ cathode for Na-ion battery via a single-step surface coating and doping process, Journal of Power Sources 391 (2018) 106–112, https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2018.04.077

[19] Tianjiao Sun, et al., Micron-sized $Na_{0.7}MnO_{2.05}$ as cathode materials for aqueous rechargeable magnesium-ion batteries, International Journal of Ionics, Vol 25, (2019) 4805–4815, https://doi.org/10.1007/s11581-019-03057-7

[20] DongRak Sohn, et al., Fabrication of $Na_{0.7}MnO_2$/C Composite Cathode Material by Simple Heat Treatment for High-Power Na-Ion Batteries, Electron. Mater. Lett., Vol. 14, No. 1 (2018), pp. 30-36, https://doi.org/10.1007/s13391-017-7085-6

[21] Debasis Nayak, et al., Aluminium substituted β–type $NaMn_{1-x}Al_xO_2$: A stable and enhanced electrochemical kinetic sodium-ion battery cathode, Journal of Power Sources 438 (2019) 227025, https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2019.227025

[22] Liming Zhang, et al., Synthesis and Electrochemical Characterization of α-$NaMnO_2$ as a Cathode Material for Hybrid Na/Li-Ion Batteries, International Journal of Electrochemical Science, 14 (2019) 2422 – 2429, https://doi.org/10.20964/2019.03.82

[23] Juliette Billaud, et al., β-$NaMnO_2$: A High-Performance Cathode for Sodium-Ion Batteries, Journal of the American Chemical Society, 36 (49), (2014) 17243-17248, https://doi.org/10.1021/ja509704t

[24] Jessica Manzi, et al., Monoclinic and Orthorhombic $NaMnO_2$ for Secondary Batteries: A Comparative Study, Energies, 14, (2021) 1230, https://doi.org/ 10.3390/en14051230

[25] Kei Kubota, et al., Structural change induced by electrochemical sodium extraction from layered O'3-$NaMnO_2$, J. Mater. Chem. A, 9, (2021) 26810-26819, https://doi.org/ 10.1039/D1TA05390F

[26] Raphaele J, et al., Insights into the Nature and Evolution upon Electrochemical Cycling of Planar Defects in the β-$NaMnO_2$ Na-Ion Battery Cathode: An NMR and First-Principles Density Functional Theory Approach, Journal of the American Chemical Society, 28, (2016) 8228-8239, https://doi.org/10.1021/acs.chemmater.6b03074

Studying the Electrochemical Characteristics of Sodium Manganese Oxide Cathode Materials Synthesized by the Sol-Gel Method for Sodium-Ion Batteries

Abstract: This article presents the research results on the electrochemical properties of the cathode material Na_xMnO_2 (x = 0.5÷1.0) synthesized by the sol-gel method. The cathode material Na_xMnO_2 was characterized by X-ray diffraction (XRD), morphology by scanning electron microscopy (SEM), and composition by energy-dispersive X-ray spectroscopy (EDX). To prepare samples for electrochemical characterization, the cathode material Na_xMnO_2 was coated onto aluminum foil, then cut and assembled into CR232 standard cells with the anode being metallic sodium. The operations were carried out in an argon gas environment in a glovebox. The completed cells were charged and discharged (GCD) on the Battery Testing System (BTS). The charge-discharge capacity of the cathode material Na_xMnO_2 at a charge-discharge rate of 0.1 C reaches its highest when x = 1.0, with values of 165 $mAh.g^{-1}$ and 162 $mAh.g^{-1}$ in the first cycle, respectively. However, the capacity dropped sharply after 10 cycles, only reaching about 50 % of the initial capacity and only about 30 % after 50 cycles. The material with the highest cycle stability was $Na_{0.8}MnO_2$ (x = 0.8), maintaining about 50 % capacity after 50 cycles. The electrochemical impedance spectroscopy (EIS) and cyclic voltammetry (CV) of the cell were measured on the Ivium to investigate the electrochemical properties of the synthesized material. The Na_xMnO_2 material has great potential for application as a cathode in sodium-ion batteries.

Keywords: *Sodium-ion battery; sodium manganese oxide; cathode materials*

Laser ngẫu nhiên từ cấu trúc vi cầu xốp

Nguyễn Văn Tiến[1*], Ngô Thị Liên[1,2], Tạ Văn Dương[3]

[1]Bộ môn Vật lý, Khoa Hóa – Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vật lý, Học viện Khoa học và Công nghệ, Viện Hàn lâm KH và CN Việt Nam

[3]Bộ môn Khí tài quang học, Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: nguyenvantien1201@lqdtu.edu.vn, Tel: 0963785850

Tóm tắt

Laser ngẫu nhiên được quan tâm nghiên cứu rộng rãi từ cộng đồng khoa học nhờ các tính chất vật lý độc đáo và tiềm năng ứng dụng trong nhiều lĩnh vực bao gồm mã vạch quang học, cảm biến và chụp ảnh sinh học. Đặc biệt, các laser ngẫu nhiên có kích thước micromet có thể được tích hợp trong các mạch quang tử để truyền tin và xử lý dữ liệu. Trong nghiên cứu này, các vi cầu xốp với đường kính từ 30 đến 220 µm từ vật liệu polyvinyl alcohol (PVA) pha tạp chất màu Rhodamine B đã được chế tạo bằng phương pháp nhũ tương kết hợp ăn mòn hóa học chọn lọc. Khi được kích thích bởi laser xung, các vi cầu này phát ra bức xạ laser ngẫu nhiên với ngưỡng phát tương đối thấp. Cụ thể, vi cầu với đường kính 186 µm có ngưỡng phát laser khoảng 23 µJ/mm², bước sóng đỉnh tại 587 nm và độ rộng phổ của bức xạ laser vào khoảng 5 nm.

Từ khóa: *Laser ngẫu nhiên, vi laser, vi cầu, nhũ tương, xốp.*

1. Giới thiệu

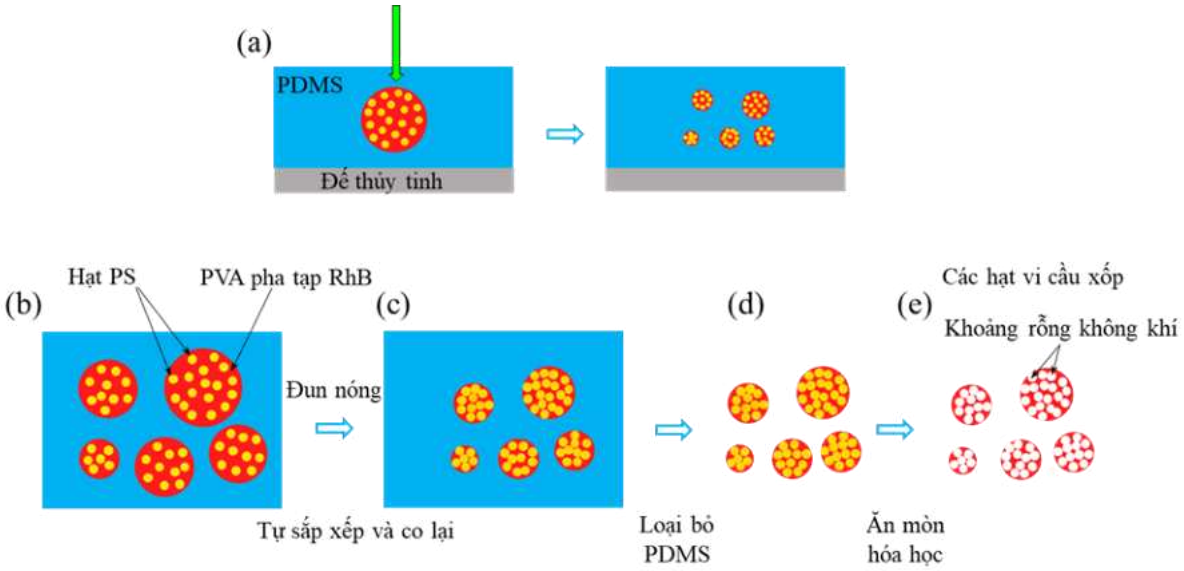
Laser ngẫu nhiên là một hướng nghiên cứu thú vị vì đây là loại laser mới, có tính chất vật lý khác biệt so với laser truyền thống và tiềm năng ứng dụng trong mã vạch quang học, chụp ảnh không nhiễu đốm và cảm biến sinh học [1-3]. Đặc biệt, laser ngẫu nhiên kích thước micromet đang rất được quan tâm do có thể dùng để tích hợp trên chip giúp xử lý dữ liệu. Tuy nhiên, việc chế tạo các vi cấu trúc này vẫn gặp nhiều thách thức [4-6]. Đến nay, vi laser ngẫu nhiên chủ yếu dựa trên vật liệu bán dẫn nhưng có nhược điểm là khó chế tạo. Ngược lại, vi laser ngẫu nhiên từ vật liệu hữu cơ có nhiều ưu điểm như chi phí chế tạo thấp, tính linh hoạt cao và trọng lượng nhẹ [7, 8].

Trong nghiên cứu này, quy trình nhũ tương kết hợp với ăn mòn hoá học chọn lọc đã được sử dụng để tạo ra các vi cầu xốp từ vật liệu polyvinyl alcohol (PVA) pha tạp Rhodamine B (RhB) có đường kính từ 30 đến 220 µm. Dưới tác động kích thích của laser xung các vi cầu này phát ra bức xạ laser ngẫu nhiên với ngưỡng phát khá thấp. Cụ thể, vi cầu có đường kính 186 µm cho thấy ngưỡng phát laser ở khoảng 23 µJ/mm², bước sóng đỉnh tại 587 nm và độ rộng phổ của bức xạ laser khoảng 5 nm.

2. Thực nghiệm

Để chế tạo các vi cầu xốp PVA pha tạp RhB, một hỗn hợp gồm PVA, RhB và vi hạt polystyrene (PS) được chuẩn bị. Đầu tiên, dung dịch PVA 4 % theo khối lượng được chuẩn bị bằng cách pha 0,8 g bột PVA (Sigma-Aldrich) vào 20 mL nước khử ion ở 80 °C và khuấy từ liên tục trong 4 giờ. Sau đó, 1 mL dung dịch PVA 4 % được lấy và trộn với 0,4 mL vi hạt PS dạng huyền phù trong nước có nồng độ 10 % theo khối lượng (vi hạt PS đơn phân tán có đường kính 1,28 µm với độ lệch chuẩn là 0,04 µm được mua từ Particles GmbH). Cuối cùng, 0,1 mL dung dịch RhB nồng độ 1 % theo khối lượng được thêm vào hỗn hợp PVA và vi hạt PS tạo thành hỗn hợp chế tạo mẫu.

Hình 1a–e minh họa quy trình chế tạo các vi cầu xốp PVA pha tạp chất màu RhB. Ban đầu, một giọt dung dịch chứa PVA pha RhB và các vi hạt PS được bơm vào chất nền polydimethylsiloxane (PDMS) (Sylgard 184 Silicon Elastomer từ Dow Corning) (Hình 1a). Sau đó, dùng một cây kim phân tán giọt thành các giọt nhỏ hơn. Các giọt này có dạng cầu nhờ sức căng bề mặt, do nước không tan trong PDMS (Hình 1b). Tiếp theo, các vi giọt được đun nóng giúp làm bay hơi nước để chuyển các vi giọt thành các vi cầu rắn (Hình 1c). Sau đó, dung môi ethyl acetate được dùng để hòa tan PDMS (Hình 1d). Cuối cùng, quá trình ăn mòn hóa học chọn lọc được thực hiện bằng cách ngâm các vi cầu trong dung dịch ethyl acetate trong thời gian từ 1 đến 2 ngày. Dung môi ethyl acetate giúp loại bỏ các hạt PS và không ảnh hưởng đến chất nền PVA, từ đó tạo ra các vi cầu xốp PVA pha tạp chất màu RhB (Hình 1e).



Hình 1. Sơ đồ quy trình chế tạo vi cầu xốp PVA pha tạp chất màu RhB

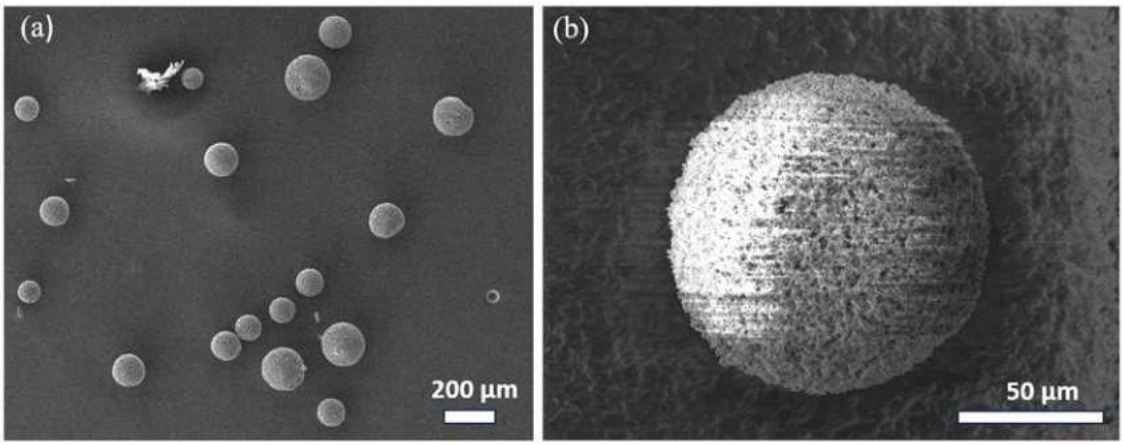
Các vi cầu xốp được tách ra riêng lẻ và được nghiên cứu bằng hệ huỳnh quang kết hợp với kính hiển vi quang học (hệ μ-PL). Nguồn bơm là laser Nd:YAG (hãng Teem Photonics) có bước sóng 532 nm và độ rộng xung là 400 ps. Trong hệ này, không chỉ phổ phát mà cả hình ảnh huỳnh quang của vi cầu đều được ghi lại.

3. Kết quả và thảo luận

Sử dụng quy trình chế tạo trên, các vi cầu xốp PVA pha tạp chất màu RhB với nhiều kích cỡ khác nhau đã được tạo ra. Hình 2a là hình ảnh kính hiển vi điện tử quét (SEM) của các vi cầu có đường kính khoảng từ 50 đến 170 μm. Để quan sát rõ hơn cấu trúc của vi cầu, hình ảnh SEM phóng đại cao của một vi cầu được trình bày ở Hình 2b. Kết quả cho thấy vi cầu có đường kính khoảng 110 μm có cấu trúc xốp rõ ràng với các lỗ rỗng không khí trong nền vật liệu PVA.

Tính chất quang học của các vi cầu xốp đã được nghiên cứu thông qua hệ vi huỳnh quang. Hình 3a cho thấy sự chuyển đổi từ phát xạ huỳnh quang sang phát xạ laser của vi cầu xốp có đường kính 186 μm. Ở cường độ bơm dưới 15 μJ/mm^2, vi cầu phát ra ánh sáng tự phát với cường độ thấp và phổ rộng. Ở cường độ bơm 27 μJ/mm^2, phổ phát xạ thu hẹp và cường độ tăng mạnh cho thấy dấu hiệu của phát xạ kích thích. Ở mức bơm từ 58 tới 90 μJ/mm^2 phổ rất hẹp có các gai và cường độ cao chỉ ra rằng phát xạ laser là chủ đạo. Hai hình ảnh nhỏ góc trên

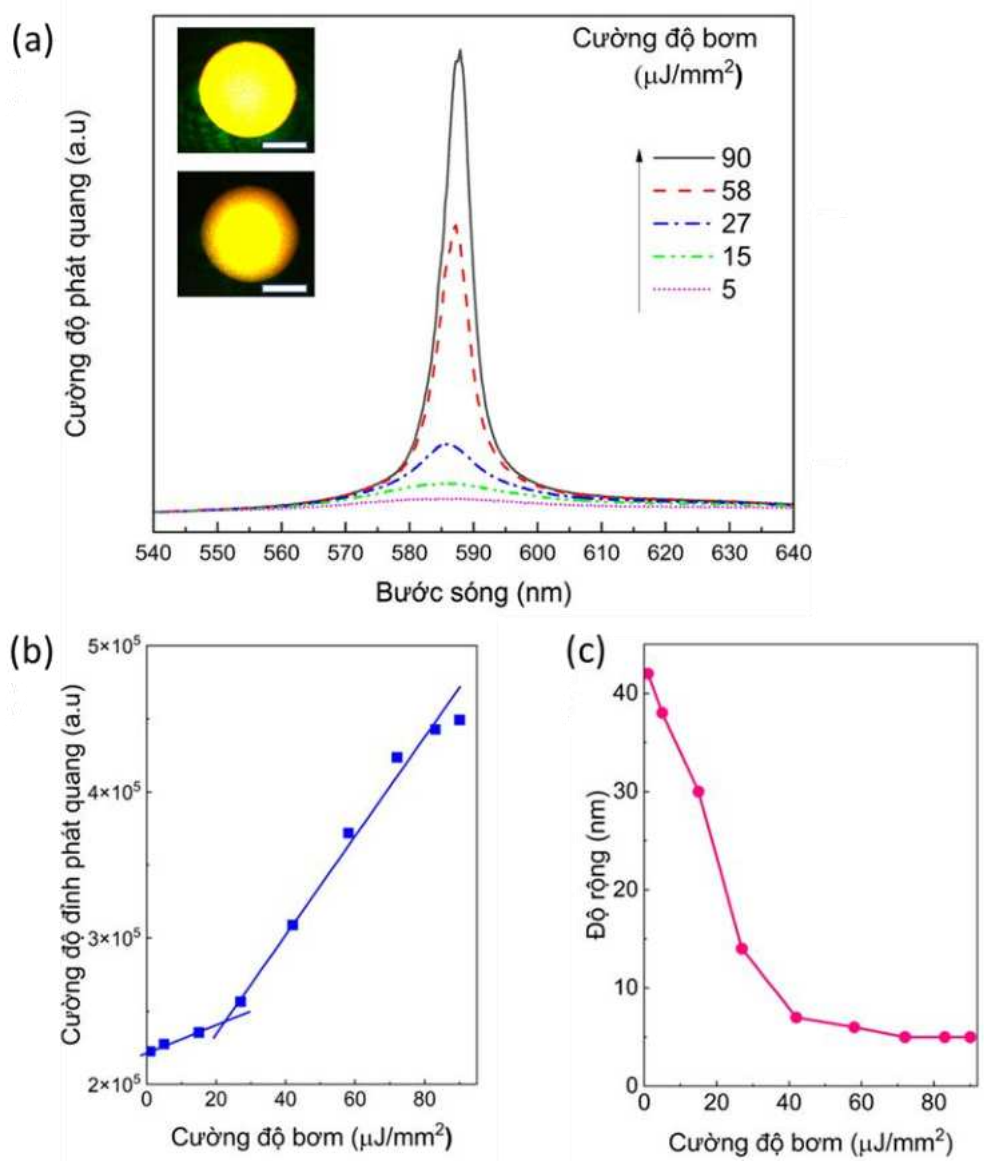
bên trái là hình ảnh huỳnh quang của vi cầu. Hình phía dưới cho thấy quả cầu phát sáng khi được kích thích bởi laser xung nhưng cường độ yếu, bức xạ chủ yếu là huỳnh quang. Ngược lại, hình bên trên thể hiện cường độ sáng của quả cầu tăng mạnh khi cường độ bơm vượt ngưỡng phát laser.



Hình 2. a) Ảnh SEM của các vi cầu xốp có đường kính khoảng từ 50 đến 170 µm; b) Ảnh SEM của một vi cầu xốp có đường kính 110 µm.

Để xác định ngưỡng phát laser, đồ thị biểu diễn sự phụ thuộc của cường độ đỉnh phát xạ vào cường độ bơm được trình bày trong Hình 3b. Đồ thị cho thấy cường độ đỉnh phát xạ tăng tuyến tính theo cường độ bơm cho đến khi xảy ra sự gia tăng đột ngột (phi tuyến tính) tại mật độ năng lượng bơm khoảng 23 $\mu J/mm^2$. Giá trị này được xác định là ngưỡng phát laser.

Một bằng chứng khác về phát xạ laser là sự thu hẹp độ rộng phổ. Hình 3c cho thấy độ rộng phổ của phát xạ giảm khi cường độ bơm tăng. Ở cường độ bơm thấp nhất (< 5 $\mu J/mm^2$), độ rộng phổ rất rộng khoảng 42 nm, biểu hiện của phát xạ huỳnh quang. Khi tăng cường độ bơm độ rộng phổ giảm dần và xuống còn 14 nm ở mức bơm 27 $\mu J/mm^2$, chứng tỏ sự xuất hiện của bức xạ kích thích. Đối với cường độ bơm cao hơn độ rộng phổ tiếp tục giảm và đạt mức tối thiểu là 5 nm ở 90 $\mu J/mm^2$, thể hiện tính kết hợp của laser ngẫu nhiên tương đối cao.



Hình 3. a) Phổ phát xạ của vi cầu xốp có đường kính 186 μm với cường độ bơm khác nhau và ảnh chụp bằng hệ μ-PL của quả cầu khi được bơm kích thích ở dưới và trên ngưỡng phát laser, các thanh tỷ lệ là 100 μm. b, c) Cường độ đỉnh và độ rộng phổ phát xạ của vi cầu theo cường độ bơm.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã chứng minh các vi laser ngẫu nhiên có thể được chế tạo bằng cách sử dụng quy trình nhũ tương kết hợp ăn mòn hóa học chọn lọc. Các nguồn laser ngẫu nhiên nhỏ này có dạng vi cầu với cấu trúc xốp. Ngưỡng phát laser khoảng 23 μJ/mm^2 đối với vi cầu có đường kính 186 μm, bước sóng đỉnh của laser ở 587 nm và độ rộng phổ khoảng 5 nm. Nhờ vào khả năng tán xạ cao, cấu trúc dạng vi cầu xốp có thể được ứng dụng để chế tạo vi laser ngẫu nhiên từ các hoạt chất laser mới như chấm lượng tử hay vật liệu perovskite, góp phần tạo ra các loại laser mới. Đồng thời, nghiên cứu này mở ra tiềm năng ứng dụng trong các lĩnh vực như mạch tích hợp quang tử, mã vạch quang tử và cảm biến quang học.

Tài liệu tham khảo

[1] Luan, F., Gu, B., Gomes, A. S. L., Yong, K.-T., Wen, S., and Prasad, P., (2015). Lasing in nanocomposite random media, *Nano Today* 10, pp. 168-192. https://doi.org/10.1016/j.nantod.2015.02.006

[2] Redding, B., Choma, M., and Cao, H., (2012). Speckle-free laser imaging using random laser illumination, *Nature Photonics* 6, pp. 355-359. https://doi.org/10.1038/nphoton.2012.90

[3] Gomes, A.S.L., Valente, D., de Oliveira, H.P., Ribeiro, S.J.L., and de Araújo, C.B., (2022). Optical Materials for Flexible and Stretchable Random Lasers, *Optical Materials: X* 16, pp. 100203. https://doi.org/10.1016/j.omx.2022.100203

[4] Wiersma, D., (2000). The smallest random laser, *Nature* 406, pp. 133-135. https://doi.org/10.1038/35018184

[5] Ta, V.D., Saxena, D., Caixeiro, S., and Sapienza, R., (2020). Flexible and tensile microporous polymer fibers for wavelength-tunable random lasing, *Nanoscale* 12, pp. 12357-12363. https://doi.org/10.1039/D0NR02484H

[6] Wu, Y., Ren, Y., Chen, A., Chen Z., Liang, Y., Li, J., Lou, G., Zhu, H., Gui, X., Wang S., and Tang, Z., (2017). A one-dimensional random laser based on artificial high-index contrast scatterers, *Nanoscale* 9, pp. 6959-6964. https://doi.org/10.1039/C7NR00261K

[7] Clark, J., and Lanzani, G., (2010). Organic photonics for communications, *Nature Photonics* 4, pp. 438. https://doi.org/10.1038/nphoton.2010.160

[8] Ta, V. D., Wang, Y., and Sun, H., (2019). Microlasers Enabled by Soft-Matter Technology, *Advanced Optical Materials* 7, pp. 1900057. https://doi.org/10.1002/adom.201900057

Random Lasers from Porous Microsphere Structures

Abstract: *Random lasers have attracted considerable attention from the research community due to their unique physical properties and potential applications in a wide range of fields including optical barcoding, speckle-free biological imaging, and biosensing. In particular, micrometer-sized random lasers are considered promising for their potential applications in on-chip optical communications and data processing. In this study, Rhodamine B-doped polyvinyl alcohol (PVA) porous microspheres with diameters ranging from 30 to 220 μm were fabricated by a simple emulsion method combined with selective chemical etching. Under the action of optical pumping, these microspheres were capable of acting as efficient laser sources. Upon optical excitation, a microsphere with a diameter of 186 μm exhibited a lasing threshold of approximately 23 μJ/mm², a clear laser emission with a peak wavelength at 587 nm and spectral linewidth of 5 nm.*

Keywords: Random lasers; Microlasers; Microspheres; Emulsion; Porosity.

Fabrication of a Low-Cost Spherical Triboelectric Nanogenerator for Environmental Energy Harvesting

Nguyen Tuan Linh[1], Nguyen Thanh Nam[1], Nguyen Xuan Thau[1], Vũ Anh Hùng[1] and Nguyen Van Toan[1,*]

[1]*Department of Physics, Le Quy Don Technical University*

Abstract

Over the past decade, triboelectric nanogenerators (TENGs) have emerged as a novel trend in green energy conversion. Operating based on the principles of triboelectric effect and electrostatic induction, TENGs efficiently convert mechanical energy from natural sources such as wind, ocean waves, or human motion into electrical energy. Recent studies on TENGs have focused on the development of low-cost, commercially viable materials and flexible structures with high durability and optimal performance. In this report, we successfully fabricated spherical TENGs aimed at harvesting and converting mechanical energy from the environment at a low cost. The device was constructed using materials with excellent triboelectric properties and high durability, such as commercial Teflon films and glass spheres. The spherical structure enables the TENG to harvest energy from multiple directions, making it suitable for diverse environmental mechanical energy sources while enhancing its durability. Experimental characterization results demonstrate that the device achieves an average open-circuit voltage of approximately 5.5-8 V, sufficient to power commercial LED lights or charge capacitors. This study aims to contribute to the development of sustainable and environmentally friendly green energy sources, addressing the growing energy demands of micro-sensor networks and IoT devices.

1. Introduction

In recent years, triboelectric nanogenerators (TENGs) have gained significant attention as a highly effective technology for transforming mechanical energy from low-frequency and small-amplitude vibrations in the environment into electrical power [1-5]. The energy harvested by TENGs holds great potential as a power source for sensor networks in the rapidly expanding Internet of Things (IoT) [6, 7], for low-power electronic devices, and for energy storage systems [8-10].

Operating based on the combined effects of triboelectricity and electrostatic induction, TENGs exhibit several key advantages, including high output voltage, excellent energy density, compatibility with a wide range of low-cost materials, simple fabrication processes, and adaptability in device configurations [11, 12]. To date, numerous material systems have been identified as suitable candidates for triboelectric layers in TENG fabrication. These include a broad spectrum of positive and negative triboelectric materials and utilize various fabrication techniques [13, 14].

Among the various investigated designs, spherical TENGs exhibit unique advantages, such as the ability to harvest multidirectional mechanical energy from sources like wind and ocean waves, as well as enhanced protection for triboelectric surfaces against damage or degradation caused by dust and other environmental factors [15, 16]. Recent studies have underscored the potential of spherical TENGs: Zhong Lin Wang and colleagues developed a spherical TENG with a 6 cm diameter, employing a nylon ball rolling on Kapton film with aluminum electrodes [17]. Kwangseok Lee designed spherical hybrid TENGs that combined

*Email: toannvk11@lqdtu.edu.vn

nylon balls, Teflon, and aluminum electrodes [18]. Ping Cheng introduced a soft-contact spherical TENG incorporating a liquid silicone core and copper electrodes [19], while Yuzhou Wang utilized polylactic acid and copper film [20],... These advancements in spherical TENGs have demonstrated promising output characteristics and diverse application potential. However, many of these designs rely on complex fabrication processes and high-cost materials, which pose significant challenges to their commercial viability.

In this study, we present a simplified approach to fabricating a spherical TENG using low-cost materials, including commercial Teflon film and glass spheres. The proposed fabrication process is straightforward, ensuring scalability and cost efficiency. Experimental results indicate that the fabricated TENG efficiently converts mechanical vibration energy into electricity with stable performance, achieving an open circuit voltage of up to 8 V. Moreover, the device successfully powers small electronic devices, such as commercial LEDs and wristwatches, showcasing its potential for mass production as an independent and eco-friendly power source to meet growing energy demands.

2. Experimental

2.1. Fabrication of spherical triboelectric nanogenerator

The main materials used for fabricating the spherical triboelectric nanogenerator (S-TENG) are shown in Fig. (1a). Specifically, a transparent hollow sphere made of acrylic plastic with outer diameter, inner diameter sizes, and total mass are 140 mm, 138 mm, and 144 grams, respectively. These parameters serves as the device's structural framework. This sphere consists of two separable hemispheres to facilitate assembly. Three glass spheres with diameters of 32, 38, and 42 mm act as positive triboelectric layers, with respective masses of 76.6, 126.8, and 171.5 grams. A Teflon film (50 mm wide, 30 μm thick, sourced from Taizhou Guangming Electronic Materials, China) is used as the negative triboelectric layer. Both electrodes are made of aluminum tape (adhesive-backed, 50 mm wide, and 50 μm thick, sourced from Shenzhen Yousan Technology Company). All materials used in this study are commercially available, widely accessible, and suitable for large-scale fabrication at low cost and with ease of replacement.

The overall design of the device is illustrated in Fig. (1b), with the main fabrication steps described as follows: First, the two hemispheres are cleaned with distilled water and thoroughly dried on both their inner and outer surfaces. A thin, even layer of UV adhesive is applied to the inner surface of the hollow sphere. Aluminum electrode films are then adhered to the adhesive layer, with the adhesive-coated side facing upward and the aluminum layer in contact with the adhesive. This process forms the two aluminum electrodes, leaving gaps of approximately 6 mm at the top and bottom. A UV lamp (30 W, 380 - 405 nm wavelength) is used to cure the adhesive and secure the electrodes in place. Next, the release liner from the aluminum tape is removed, and a Teflon film is applied to cover the entire surface of the electrodes. The glass sphere is then placed inside the device, with its position adjusted for balance and centered in the gap below the electrodes. Finally, two signal wires are connected to the electrodes, and the two hemispheres are assembled. The hemispheres feature interlocking

edges and small tabs for secure attachment. Actual images of the two hemispheres before assembly are shown in Fig.(1c and 1d).

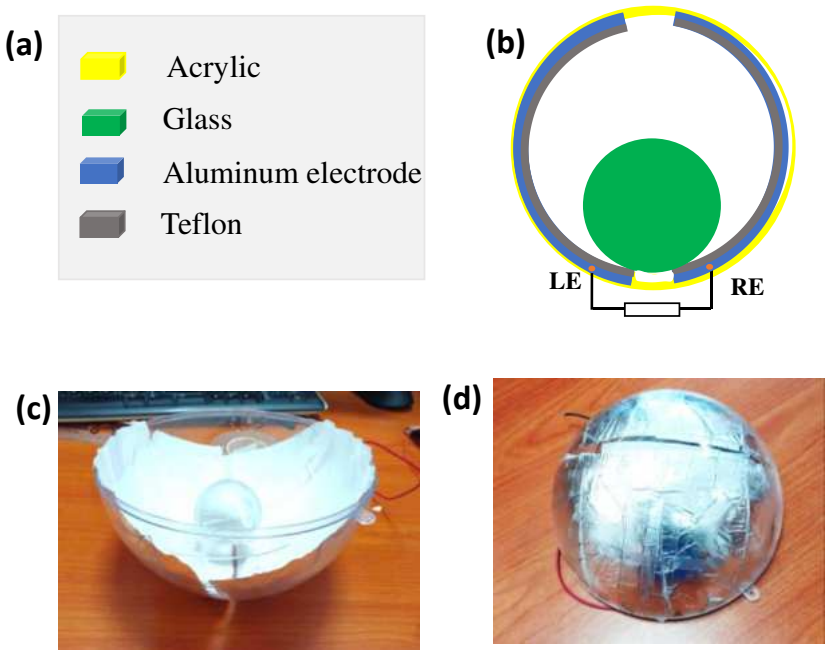


Figure 1. a) Illustration of the material components used in the fabrication of the S-TENG. b) Illustration of the material arrangement structure of the S-TENG. c-d) Actual images of the two hemispheres of the S-TENG.

2.2. Investigation of the output characterization of the spherical-shaped triboelectric nanogenerator

The open-circuit voltage (V_{OC}) of the fabricated S-TENG was monitored in real-time using a digital oscilloscope (GW Instek GDS-1102B, China). V_{OC} was measured by connecting the two leads from the S-TENG to the input terminals of the digital oscilloscope. To simulate mechanical oscillation, the S-TENG was mounted on a stainless steel spring with dimensions of 25 mm in diameter, 80 mm in length, and 2.2 mm wire thickness. The spring and S-TENG were then fixed onto a base made of polyvinyl chloride plastic sheet (100 x 100 x 2 mm) that was securely attached to a flat surface. A horizontal force was applied to induce oscillation in the S-TENG-spring system. All characteristic measurements of the fabricated S-TENG were conducted under stable environmental conditions, maintaining a room temperature of approximately 25°C and relative humidity levels ranging between 60-70%.

3. Results and Discussion

The working mechanism of the fabricated S-TENG can be explained as follows: Under the influence of mechanical oscillation energy, the glass sphere is displaced from its equilibrium position and rolls upward, making contact with the Teflon film (which is attached to the left and right electrodes). The frictional process between the surface of the glass sphere and Teflon generates opposite and equal charges as described in Fig. (2a) (via the triboelectric effect). Specifically, negative charges on the surface of the Teflon layer and positive charges on the surface of the glass sphere (the chemical formula of Teflon: $(-CF_2-)_n$, with highly electronegative fluorine atoms, creating a strong electrostatic attraction to electrons on the

surface of the glass sphere, which is primarily composed of SiO_2). At the left aluminum electrode, which is attached to the negatively charged Teflon film, the electrostatic induction effect leads to a potential difference between this electrode and the right electrode. This causes current to flow from the right electrode to the left. A similar process occurs when the glass sphere rolls back from the equilibrium position to the top of the Teflon film attached to the right electrode, generating current that moves in the opposite direction. If the mechanical oscillation applied to the sphere is maintained, the device can function as an alternating current generator, effectively converting mechanical oscillation energy into electrical energy.

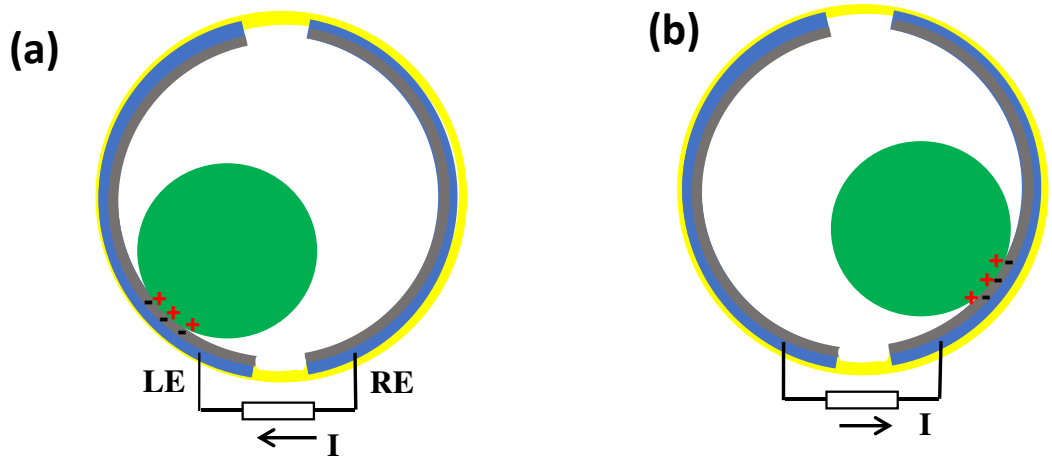


Figure 2. Illustration of the mechanism of converting mechanical energy into electrical energy by the S-TENG.

The open-circuit voltage characteristics of the S-TENG using the glass sphere D1 with a diameter of 32 mm under mechanical oscillation stimulation are shown in Fig.3. The signals with and without oscillation are clearly distinguishable, with the average peak-to-peak V_{OC} reaching approximately 5.5 volts. The results demonstrate that the fabricated device exhibits a clear ability to convert mechanical energy into electrical energy.

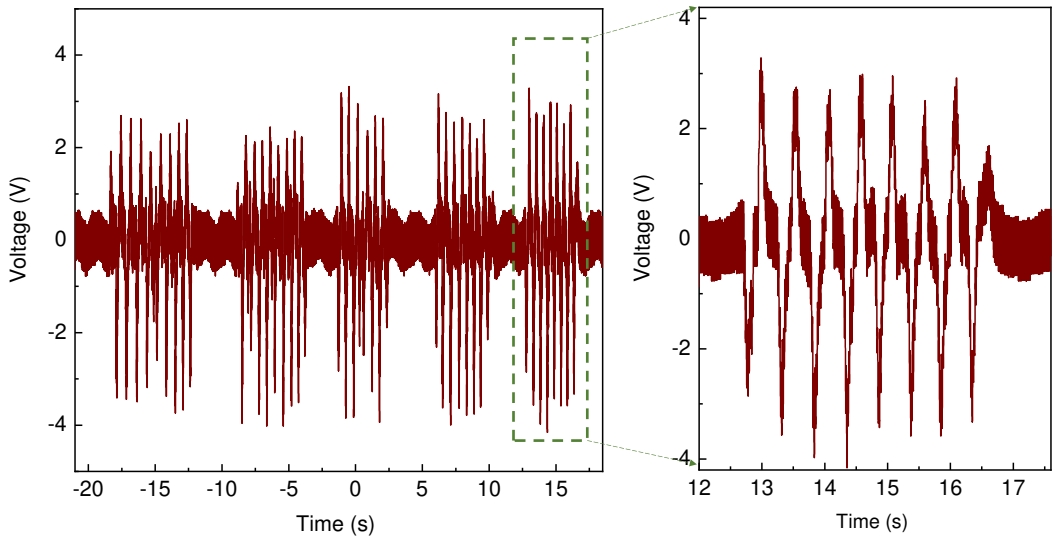


Figure 3. The open-circuit voltage characteristics of the S-TENG using a 32 mm glass sphere under mechanical oscillation stimulation.

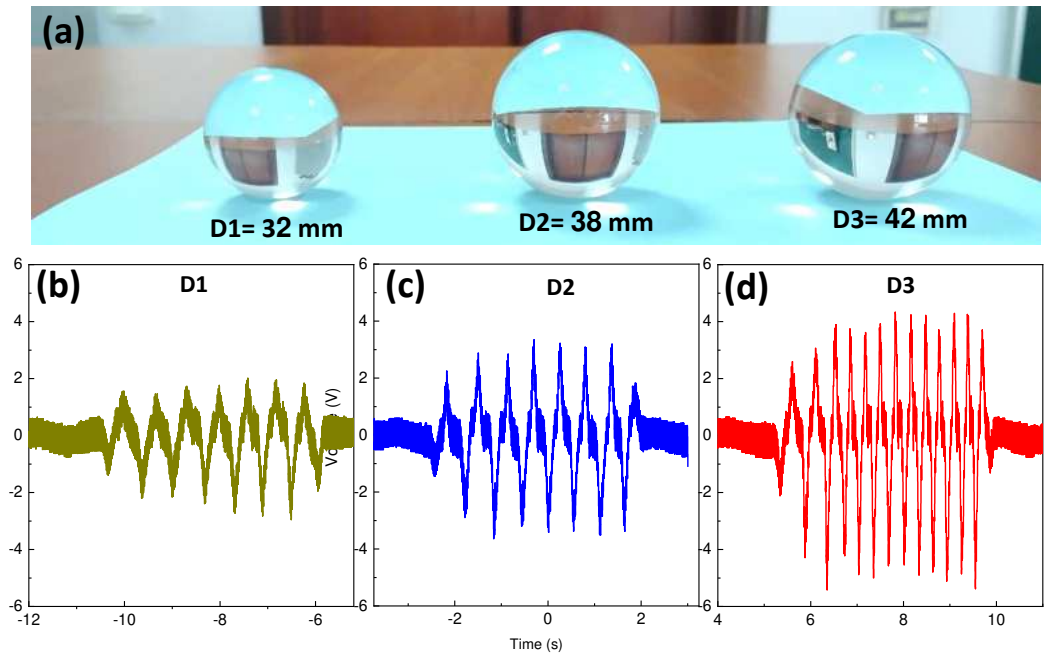


Figure 4. a) Glass spheres with different diameters and masses used in the S-TENG. b-d) Corresponding open-circuit voltage characteristics.

When larger glass spheres with increased size and mass were used (while maintaining the same amplitude and oscillation frequency as above), the results shown in Fig.4 indicate a gradual increase in the average V_{OC}, reaching approximately 6.2 V and 8 V for glass spheres D2 and D3 with diameters of 38 mm and 42 mm, respectively. This can be attributed to two main reasons: (1) larger glass spheres increase the surface contact area, and (2) heavier spheres enhance the triboelectric interaction between the surfaces of Teflon and glass sphere. V_{OC} obtained in this study is relatively low compared to some previously reported works on S-TENG [17, 20-23]. However, this can be explained by the use of commercially available materials, the absence of surface miniaturization techniques, and the fact that only a portion of the spherical structure was utilized. These factors suggest that the output voltage characteristics could be significantly improved in future studies.

The experimental results demonstrating the capability of the S-TENG to power low-power electronic devices are shown in Fig.5. The circuit diagram connecting the S-TENG to a low-power electronic load is described in Fig.(5a), simulated using Proteus software. Through a rectifier bridge composed of four diodes, the alternating current generated by the S-TENG is converted into direct current and stored in a capacitor (C1). The energy stored in C1 is then used to directly power two commercial LEDs (blue LED, 3 mm) by closing the switch K (the actual connection setup is shown in Figure (5b, 5c) illustrates the stored energy in a set of capacitors (10 µF), which can be used to illuminate LEDs or power a digital wristwatch.

These results demonstrate the potential application of the S-TENG in converting ambient vibrational energy into electrical energy to power low-power electronic devices. Furthermore, ongoing research will focus on the stability of the output characteristics, long-term durability of the S-TENG, short-circuit current characteristics, power characteristics, as well as its ability to convert environmental energy sources such as ocean waves and wind.

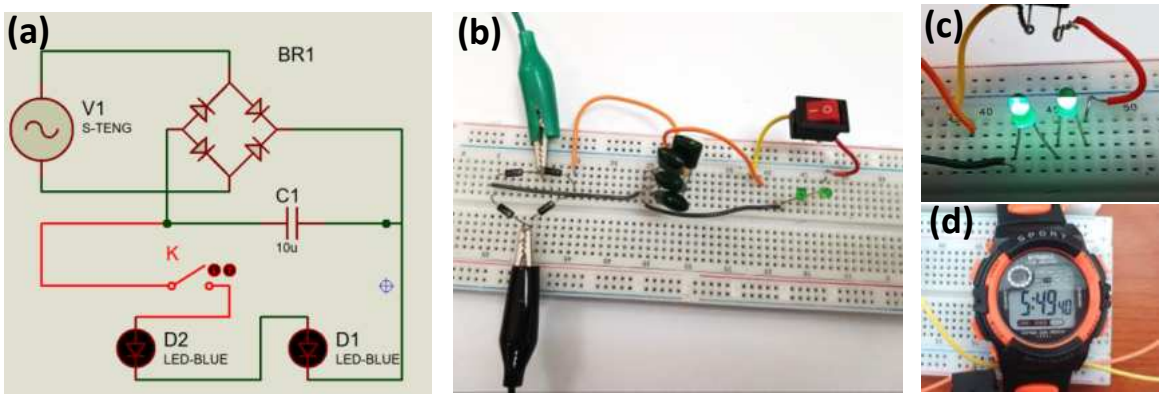


Figure 5. a) The circuit diagram using the S-TENG to charge the capacitor and power an LED or a digital wristwatch. b) The actual image of the circuit. c-d) The electronic devices operating using the power supplied from the S-TENG, which has charged the capacitor.

4. Conclusion

We have successfully demonstrated the fabrication and characterization of a low-cost spherical triboelectric nanogenerator (S-TENG). The device is made from readily available, inexpensive materials, including a hollow acrylic sphere, glass spheres of varying diameters, aluminum electrodes, and Teflon film, using a simple fabrication process. The output characterization results show that the open-circuit voltage is influenced by the size and mass of the glass spheres. Specifically, the peak-to-peak voltage output increased with larger spheres, reaching 5.5 V, 6.2 V, and 8 V for spheres with diameters of 32 mm, 38 mm, and 42 mm, respectively. The device's ability to power low-power electronic devices, such as LEDs and digital wristwatches, underscores its practicality in converting ambient vibrational energy into usable electrical power. These findings provide a simple and effective solution for powering small-scale electronics, highlighting the potential of S-TENG technology for broader applications in sustainable and green energy systems.

References

1. V.-L. Trinh, C.-K. Chung, Advances in Triboelectric Nanogenerators for Sustainable and Renewable Energy: Working Mechanism, Tribo-Surface Structure, Energy Storage-Collection System, and Applications, *processes*, 11 (2023) 2796.
2. D. Choi, Y. Lee, Z.-H. Lin, S. Cho, M. Kim, C.K. Ao, S. Soh, C. Sohn, C.K. Jeong, J. Lee, M. Lee, S. Lee, J. Ryu, P. Parashar, Y. Cho, J. Ahn, I.-D. Kim, F. Jiang, P.S. Lee, G. Khandelwal, S.-J. Kim, H.S. Kim, H.-C. Song, M. Kim, J. Nah, W. Kim, H.G. Menge, Y.T. Park, W. Xu, J. Hao, H. Park, J.-H. Lee, D.-M. Lee, S.-W. Kim, J.Y. Park, H. Zhang, Y. Zi, R. Guo, J. Cheng, Z. Yang, Y. Xie, S. Lee, J. Chung, I.-K. Oh, J.-S. Kim, T. Cheng, Q. Gao, G. Cheng, G. Gu, M. Shim, J. Jung, C. Yun, C. Zhang, G. Liu, Y. Chen, S. Kim, X. Chen, J. Hu, X. Pu, Z.H. Guo, X. Wang, J. Chen, X. Xiao, X. Xie, M. Jarin, H. Zhang, Y.-C. Lai, T. He, H. Kim, I. Park, J. Ahn, N.D. Huynh, Y. Yang, Z.L. Wang, J.M. Baik, D. Choi, Recent Advances in Triboelectric Nanogenerators: From Technological Progress to Commercial Applications, *ACS Nano*, 17 (2023) 11087-11219.
3. R.D.I.G. Dharmasena, S.R.P. Silva, Towards optimized triboelectric nanogenerators, *Nano Energy*, 62 (2019) 530-549.
4. S. Niu, Z.L. Wang, Theoretical systems of triboelectric nanogenerators, *Nano Energy*, 14 (2015) 161-192.

5. F.-R. Fan, Z.-Q. Tian, Z. Lin Wang, Flexible triboelectric generator, *Nano Energy*, 1 (2012) 328-334.
6. J. Li, C. Wu, I. Dharmasena, X. Ni, Z. Wang, H. Shen, S.-L. Huang, W. Ding, Triboelectric nanogenerators enabled internet of things: A survey, *Intelligent and Converged Networks*, 1 (2020) 115-141.
7. A. Ahmed, I. Hassan, M.F. El-Kady, A. Radhi, C.K. Jeong, P.R. Selvaganapathy, J. Zu, S. Ren, Q. Wang, R.B. Kaner, Integrated Triboelectric Nanogenerators in the Era of the Internet of Things, *Advanced science*, 6 (2019) 1802230.
8. D.-L. Vu, Q.-T. Nguyen, P.-S. Chung, K.-K. Ahn, Self-Powered Flow Rate Sensing via a Single-Electrode Flowing Liquid Based Triboelectric Nanogenerator, *micromachines*, 15 (2024) 384.
9. W. Qu, C. Zhong, P. Luan, W. Shi, L. Geng, G. Shi, R. Chen, Self-powered system based on triboelectric nanogenerator in agricultural groundwater pollution monitoring and control, *Frontiers in Energy Research*, 12 (2024).
10. N. Wang, Y. Liu, E. Ye, Z. Li, D. Wang, Innovative Technology for Self-Powered Sensors: Triboelectric Nanogenerators, *Advanced Sensor Research*, 2 (2023) 2200058.
11. W. Li, Y. Guo, K. Wang, S. Zhang, J. Qiu, J. Li, C.H. Suk, C. Wu, X. Zhou, Y. Zhang, T. Guo, T.W. Kim, Research Advances in Triboelectric Nanogenerators Based on Theoretical Simulations, *Nano Energy*, 109724.
12. J. Zhao, Y. Shi, Boosting the Durability of Triboelectric Nanogenerators: A Critical Review and Prospect, *Advanced Functional Materials*, 33 (2023).
13. Y. Yu, H. Li, D. Zhao, Q. Gao, X. Li, J. Wang, Z.L. Wang, T. Cheng, Material's selection rules for high performance triboelectric nanogenerators, *Materials Today*, 64 (2023) 61-71.
14. C.-H. Li, X. Ma, J. Fu, Y. Sun, F. Wang, Z. Huang, J. Li, Advanced materials for triboelectric nanogenerator, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 56 (2023) 394001.
15. X. Liang, S. Liu, H. Yang, T. Jiang, Triboelectric Nanogenerators for Ocean Wave Energy Harvesting: Unit Integration and Network Construction, *Electronics*, 12 (2023) 225.
16. C. Song, X. Zhu, M. Wang, P. Yang, L. Chen, L. Hong, W. Cui, Recent advances in ocean energy harvesting based on triboelectric nanogenerators, *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, 53 (2022) 102767.
17. X. Wang, S. Niu, Y. Yin, F. Yi, Z. You, Z. Wang, Triboelectric Nanogenerator Based on Fully Enclosed Rolling Spherical Structure for Harvesting Low-Frequency Water Wave Energy, *Advanced Energy Materials*, 5 (2015)
18. K. Lee, J.-w. Lee, K. Kim, D. Yoo, D.S. Kim, W. Hwang, I. Song, J.-Y. Sim, A Spherical Hybrid Triboelectric Nanogenerator for Enhanced Water Wave Energy Harvesting, *Micromachines*, 9 (2018) 598.
19. P. Cheng, H. Guo, Z. Wen, C. Zhang, X. Yin, X. Li, D. Liu, W. Song, X. Sun, J. Wang, Z.L. Wang, Largely enhanced triboelectric nanogenerator for efficient harvesting of water wave energy by soft contacted structure, *Nano Energy*, 57 (2019) 432-439.
20. Y. Wang, A. Matin Nazar, J. Wang, K. Xia, D. Wang, X. Ji, P. Jiao, Rolling Spherical Triboelectric Nanogenerators (RS-TENG) under Low-Frequency Ocean Wave Action, *Journal of Marine Science and Engineering*, 10 (2022) 5.
21. Z. Qu, M. Huang, C. Chen, Y. An, H. Liu, Q. Zhang, X. Wang, Y. Liu, W. Yin, X. Li, Spherical Triboelectric Nanogenerator Based on Eccentric Structure for Omnidirectional Low Frequency Water Wave Energy Harvesting, *Advanced Functional Materials*, 32 (2022).
22. J. Feng, H. Zhou, Z. Cao, E. Zhang, S. Xu, W. Li, H. Yao, L. Wan, G. Liu, 0.5 m Triboelectric Nanogenerator for Efficient Blue Energy Harvesting of All-Sea Areas, *Advanced science*, 9 (2022) e2204407.

23. L.M. Zhang, C.B. Han, T. Jiang, T. Zhou, X.H. Li, C. Zhang, Z.L. Wang, Multilayer wavy-structured robust triboelectric nanogenerator for harvesting water wave energy, *Nano Energy*, 22 (2016) 87-94.

Tóm tắt: *Trong thập kỷ qua, các máy phát điện nano ma sát (Triboelectric nanogenerator - TENGs) đã trở thành xu hướng mới trong chuyển đổi năng lượng xanh. Hoạt động dựa trên hiệu ứng ma sát điện và cảm ứng tĩnh điện, TENG có khả năng chuyển đổi hiệu quả năng lượng cơ học từ các nguồn tự nhiên như gió, sóng biển hay chuyển động của con người thành điện năng. Các nghiên cứu hiện nay về TENG tập trung vào phát triển các vật liệu mới, chi phí thấp và có khả năng thương mại hóa, cùng với các cấu trúc TENG linh hoạt có độ bền cao, hiệu suất tối ưu. Trong bài báo này, chúng tôi đã chế tạo thành công các TENG có dạng hình cầu, hướng tới ứng dụng trong thu thập và chuyển đổi năng lượng cơ học từ môi trường với chi phí thấp. Thiết bị được chế tạo dựa trên các vật liệu có đặc tính ma sát điện tốt, độ bền cao như màng Teflon thương mại và cầu thủy tinh. Cấu trúc hình cầu cho phép TENG có thể thu năng lượng từ nhiều hướng, phù hợp với các nguồn năng lượng cơ học đa dạng từ môi trường, đồng thời tăng độ bền. Kết quả thử nghiệm cho thấy thiết bị đạt điện áp mạch hở mạch trung bình khoảng 5.5-8 V, phù hợp cung cấp năng lượng cho các đèn LED thương mại hoặc sạc cho các tụ điện. Nghiên cứu này hướng tới việc phát triển các nguồn năng lượng xanh bền vững, thân thiện với môi trường đáp ứng nhu cầu tiêu thụ điện ngày càng tăng của mạng lưới các vi cảm biến và thiết bị IoT.*

Từ khóa: Spherical Triboelectric nanogenerators; Environmental energy harvesting; Triboelectricity

Nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$

Đoàn Tiến Phát[1], Ngô Thị Lan[1], Nguyễn Văn Nghĩa[2]

[1] *Khoa Hóa - Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Đại học Kiến trúc Hà Nội*

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

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. Trong nghiên cứu này, vật liệu $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$ 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, vật liệu tổng hợp được ở nhiệt độ 950 ^oC có cấu trúc P2, có dung lượng riêng đạt 147,4 mAh/g tại mật độ dòng 10 mA/g; duy trì được 70,9% dung lượng sau 100 chu kỳ nạp xả liên tục tại mật độ dòng 15 mA/g. Với những kết quả này, vật liệu $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$ hứa hẹn là vật liệu tiềm năng để chế tạo điệc cực dương cho pin ion natri.

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

1. Mở đầu

Pin natri-ion (Sodium ion battery - SIB) là một trong những lựa chọn triển vọng nhất để mở rộng số lượng pin sạc hiệu suất cao [1]–[3]. Trong khi pin lithium-ion (Lithium ion battery - LIB) có mật độ năng lượng cao nhất, thì động lực chính để triển khai công nghệ SIB là khả năng giảm chi phí, cũng như cải thiện tính thân thiện với môi trường bằng cách sử dụng nhiều nguyên tố phong phú hơn như Na, Mn hoặc Fe làm vật liệu điện cực dương [4], [5]. Vật liệu điện cực dương cho SIB có thể được phân loại dựa trên cấu trúc của chúng thành bốn loại chính: hợp chất đa anion (polyanionic compounds), vật liệu chuyển đổi (conversion materials), oxit dạng lớp (layered oxides) và vật liệu giàu natri (sodium-rich materials) [5], [6]. Trong số đó, oxit kim loại chuyển tiếp natri dạng lớp Na_xTMO_2 (TM - transition metals) là các ứng viên triển vọng nhất, vì chúng đáp ứng được nhiều tiêu chí quan trọng đối với ứng dụng làm vật liệu cực dương cho SIB, chẳng hạn như tiềm năng oxy hóa khử cao (so với Na^+/Na), mật độ năng lượng cao, và độ ổn định chu kỳ tốt [3], [7], [8]. Na_xTMO_2 được phân loại thành loại P và loại O tùy thuộc vào sự phối trí lăng trụ (prismatic) hoặc bát diện (octahedral) của ion Na^+. Các loại phổ biến nhất là P2 và O3, trong đó các con số biểu thị số lớp oxit kim loại chuyển tiếp (TMO) trên mỗi ô mạng [9], [10].

Xét về sự phong phú của nguyên tố và giá thành, Na_xTMO_2 trên cơ sở Mn được sử dụng nhiều trong SIB [11]–[14]. Mặc dù được báo cáo có dung lượng cao, nhưng hiện tượng suy giảm dung lượng vẫn được ghi nhận trong nhiều trường hợp [15], [16]. Để khắc phục điều này, các nghiên cứu về oxit dạng lớp chứa hai ($Na_xMnTM'O_2$) hoặc ba ($Na_xMnTM'TM''O_2$) kim loại chuyển tiếp đã được thực hiện, cho thấy rằng việc pha tạp cho đến nay là chiến lược hiệu quả nhất để giảm thiểu suy giảm dung lượng trong quá trình chu kỳ [2], [7], [8], [14], [17]. Ngoài các nguyên tố thay thế đã biết như Ni hoặc Co, việc thay thế kim loại chuyển tiếp (TM) bằng Li đã được báo cáo là giúp cải thiện các đặc tính lưu trữ ion, do Li đóng vai trò như một

chất ổn định cấu trúc bằng cách giảm thiểu số lượng các chuyển pha trong quá trình lưu trữ và giải phóng Na [13], [18]–[23].

Trong nghiên cứu này, chúng tôi tiến hành nghiên cứu tổng hợp và tính chất điện hóa của vật liệu $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$ (sau đây kí hiệu là NLMN) 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), phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS) và phổ hấp thụ nguyên tử (AAS). Tính chất điện hóa của vật liệu được phân tích bởi phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD) và quét thế vòng tuần hoàn CV.

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Các hóa chất được sử dụng bao gồm: Sodium carbonate Na_2CO_3 (Sigma-Aldrich), Lithium carbonate Li_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 được chuẩn bị như sau: lấy 2.226 g Na_2CO_3 (21.000 mmol); 0.077 g Li_2CO_3 (1.050 mmol); 22.986 g $Ni(CH_3COO)_2.4H_2O$ (12.000 mmol); 6.372 g $Mn(CH_3COO)_2.4H_2O$ (26.000 mmol) và 31,521 g $C_6H_8O_7.H_2O$ (150 mmol). Khối lượng muối Na_2CO_3 và Li_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. 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 ở nhiệt độ 120 °C cho đến khi tạo xerogel. Xerogel được nung ở 400 °C trong 2 giờ, rồi tiếp tục đem nung ở nhiệt độ 600 °C trong 2 giờ. Hỗn hợp sau đó được nghiền, trộn đều trước khi đem nung ở nhiệt độ 950 °C trong 20 giờ. Quy trình chế tạo vật liệu được trình bày trong hình 1.

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

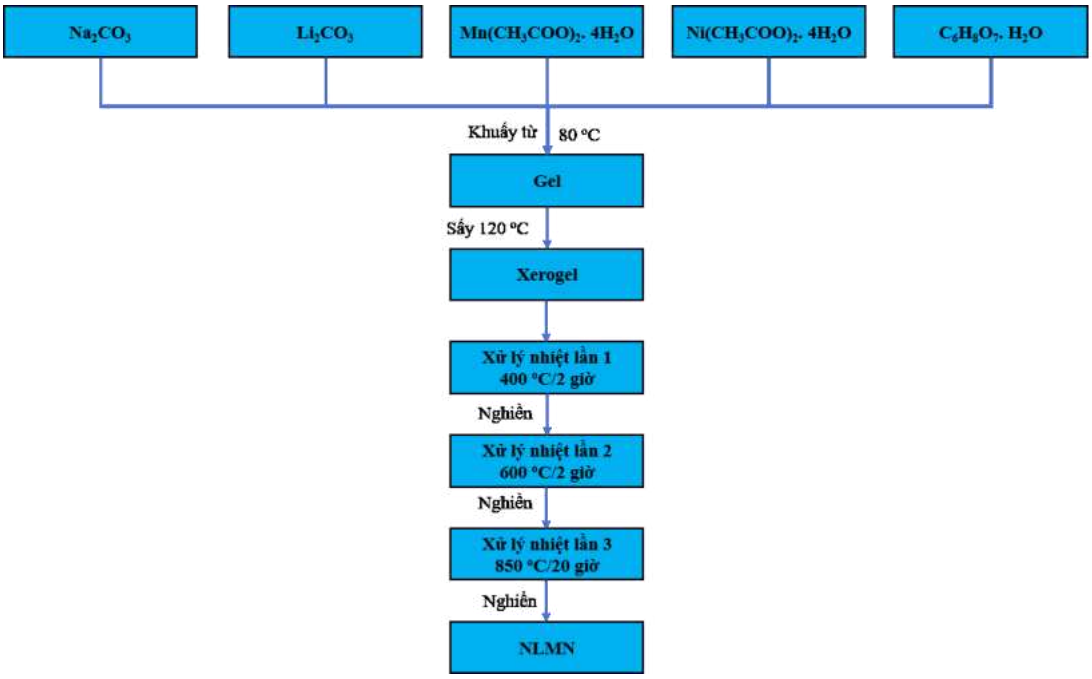
Tính chất đặc trưng:

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 và thành phần của vật liệu được xác định thông qua hiển vi điện tử quét (SEM), 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, phổ hấp thụ nguyên tử (AAS) được thực hiện trên thiết bị PerkinElmer PinAAcle 900T.

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 (Supper 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 nhôm dày 15 µm và được sấy khô ở 100 °C trong tủ sấy chân không trong 12 giờ. Tấm nhôm 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

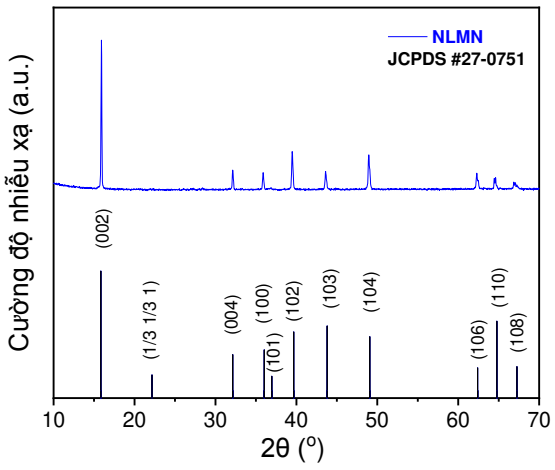
chế tạo trong một hộp găng tay chứa đầy argon (Glove box) với nồng độ O_2 và H_2O nhỏ hơn 0,1 ppm; pin gồm điện cực dương được chế tạo từ vật liệu NLMN, điện cực âm là Natri kim loại, màng polypropylene (PP) được sử dụng là lớp phân cách giữa hai điện cực, chất điện ly là dung dịch $NaClO_4$ 1M trong 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 và quét thế vòng tuần hoàn CV trên thiết bị Autolab.



Hình 1. Quy trình tổng hợp vật liệu NLMN.

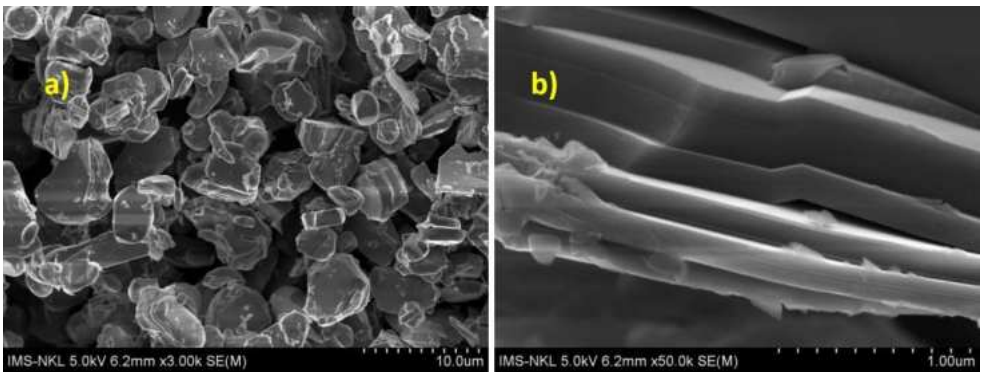
3. Kết quả và thảo luận

Hình 2 là phổ XRD của vật liệu NLMN tổng hợp được. Với các đỉnh nhiễu xạ xuất hiện tại các góc nhiễu xạ 2θ 15.9; 32.2; 35.9; 39,5; 43.6; 48.9; 62.3; 64.4; 67.2.



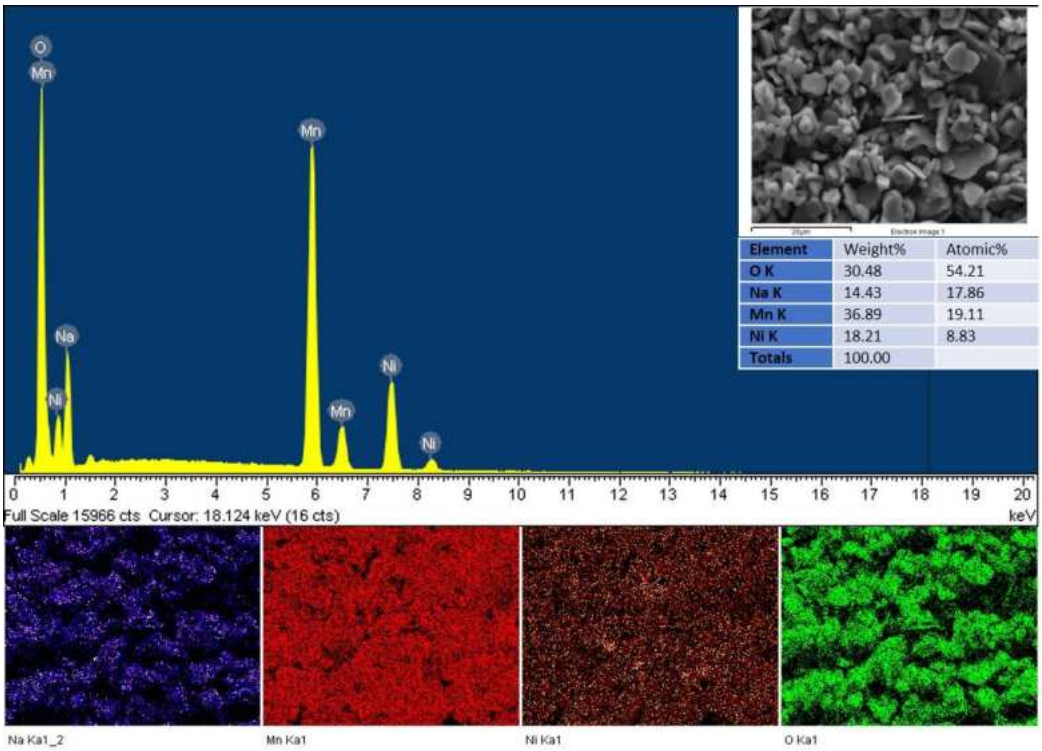
Hình 2. Phổ nhiễu xạ tia X của vật liệu NLMN

Các đỉnh nhiễu xạ trùng khớp với thẻ phổ JCPDS #27-0751 với cấu trúc lăng trụ tam giác P2, nhóm không gian P63/mmc và các báo cáo trước đây [16], [19], [24]–[27]. Các peak nhiễu xạ hoàn toàn sắc nét, cường độ cao, thể hiện vật liệu tổng hợp được có độ kết tinh tốt, không có bất kỳ pha tạp chất nào. 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 [28].



Hình 3. Ảnh SEM vật liệu NLMN

Hình ảnh SEM của vật liệu NLMN được thể hiện trong Hình 3. Vật liệu NLMN có hình thái dạng tấm với kích thước đa số các tấm là 2–5 µm. Hình thái này tương tự như hình thái của vật liệu P2-$Na_{1.0}Li_{0.2}Mn_{0.7}Ti_{0.1}O_2$ [24] và P2- $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.6}Ni_{0.3}Al_{0.05}O_2$ [29] đã được báo cáo trong các nghiên cứu trước đây. Quan sát ảnh SEM ở độ phân giải cao (Hình 3b) cho thấy vật liệu có hình thái dạng lớp khá rõ ràng.



Hình 4. Kết quả EDS - mapping của vật liệu NLMN.

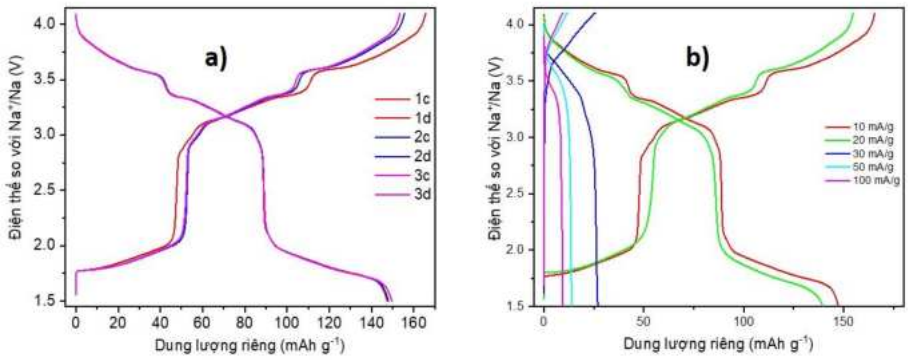
Kết quả EDS (Hình 4) xác nhận sự hiện diện của các nguyên tử Na, Mn, Ni, O trong vật liệu NLMN. Nguyên tố Li không xuất hiện trong phổ EDS là do bản chất của phép đo không xác định được. Tỷ lệ đo được giữa các nguyên tử Na, Mn và Ni là 17.86/19.11/8.83, tương

đương với 0.61/0.65/0.3. Tỉ lệ giữa Mn và Ni hoàn toàn trùng khớp với tỷ lệ thành phần hóa chất đầu vào của các nguyên tố theo công thức $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$. Sai số về tỷ lệ thành phần Na có thể được giải thích bởi độ nhạy thấp của EDS thấp với Na và nhiệt độ tổng hợp cao khiến cho một phần Na bị bay hơi. Kết quả EDS mapping trên hình 4 còn cho thấy sự phân bố đồng đều của các nguyên tố trong vật liệu.

Để xác định sự có mặt của Li trong vật liệu tổng hợp được, chúng tôi tiến hành phân tích phổ hấp thụ nguyên tử AAS. Kết quả được thể hiện trong bảng 1. Theo kết quả phân tích được có thể thấy tỉ lệ về khối lượng giữa Li là 0,41 %. So sánh với tỉ lệ của về khối lượng của nguyên tố Li trong hợp chất $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$ khoảng 0.32%. Tỉ lệ này hoàn toàn phù hợp vì trong quá trình tổng hợp ở nhiệt độ cao, Na và Li có thể bay hơi, lượng bay hơi không được xác định một cách chính xác.

Từ kết quả phân tích XRD, SEM, EDS và AAS xác nhận rằng vật liệu $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$ được tổng hợp thành công với độ tinh khiết cao.

Tính chất điện hóa của vật liệu NLMN được đánh giá bằng phương pháp nạp xả dòng không đổi (GCD). Hình 5a là đường nạp xả trong 3 chu kỳ đầu tiên tại mật độ dòng 10 mA g^{-1}. Dung lượng riêng của 3 chu kỳ đầu tiên lần lượt là 147.4; 147.9 và 149.5 mAh g^{-1}. Hiện tượng dung lượng tăng dần trong các chu kỳ đầu nạp/xả là do cấu trúc vật liệu ổn định dần, khiến cho quá trình khuếch tán của ion Na^+ diễn ra dễ dàng hơn, từ đó dung lượng có xu hướng tăng trong những chu kỳ đầu của quá trình nạp/xả liên tục. So sánh với một số vật liệu tương tự như vật liệu P2- $Na_{0.75}Li_{0.05}Ni_{0.3}Mn_{0.65}O_2$ có dung lượng 138 mAh g^{-1} với mật độ dòng 0.1C trong khoảng thế 1.5-4.5 V [30], P2- $Na_{0.67}Mn_{0.6}Ni_{0.2}Li_{0.2}O_2$ có dung lượng 110 mAh g^{-1} tại mật độ dòng 0.1C trong khoảng thế 2.0-4.5 V [31], P2- $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.6}Ni_{0.3}Al_{0.05}O_2$ có dung lượng 139.6 mAh g^{-1} tại mật độ dòng 10 mA g^{-1} [29]. Điều này vật liệu NLMN tổng hợp được trong nghiên cứu này có dung lượng khá cao khi so sánh với các vật liệu tương tự. Để đánh giá tốc độ nạp xả của vật liệu, chúng tôi thực hiện phép đo GCD tại các mật độ dòng khác nhau (10 mA g^{-1}, 20 mA g^{-1}, 30 mA g^{-1}, 50 mA g^{-1} và 100 mA g^{-1}), kết quả được thể hiện trong Hình 5b. Kết quả cho thấy, khi tăng mật độ dòng thì dung lượng riêng phóng điện của vật liệu cũng giảm. Đặc biệt dung lượng giảm mạnh khi chuyển từ mật độ dòng 20 sang 30 mA g^{-1}. Hiện tượng khi tăng mật độ dòng phóng lên thì dung lượng riêng của vật liệu giảm là do hiệu suất của phản ứng điện hóa trong pin sẽ cao hơn khi phản ứng xảy ra chậm [32].

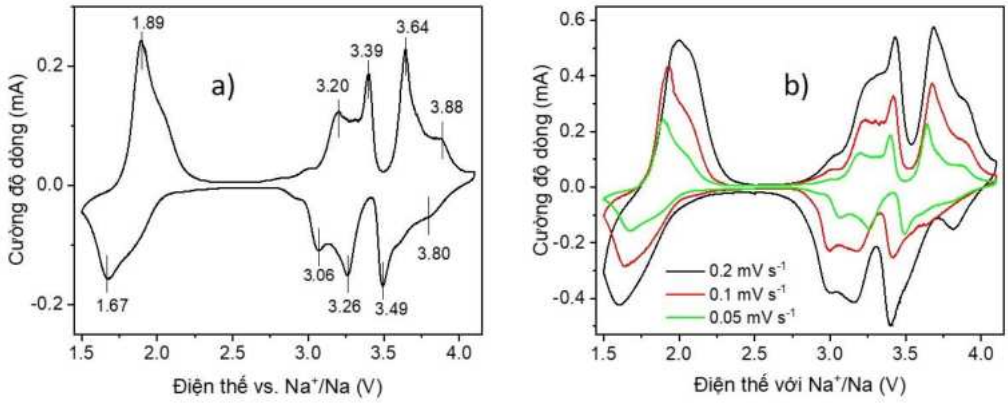


Hình 5. Đường GCD của vật liệu NLMN: a) 3 chu kỳ đầu tại mật độ dòng 10 mA/g, b) tại các mật độ dòng khác nhau

Hình 6a là đường quét thế vòng tuần hoàn (CV) của vật liệu NLMN tại mật độ dòng 0.05 mV s^{-1} trong khoảng thế 1.5-4.1 V. Năm cặp peak oxy hóa khử xuất hiện trên đường cong CV này tương ứng với đường GCD của vật liệu tại hình 5. Cặp peak oxy hóa khử tại 1.89/1.67 V tương ứng với phản ứng của cặp oxy hóa khử của Mn^{2+}/Mn^{3+} đã được thảo luận trong các nghiên cứu trước đây [33]. Các cặp 3.88/3.80 V và 3.64/3.49 V tương ứng với sự chuyển đổi giữa $Ni^{2+}/Ni^{3+}/Ni^{4+}$ [34]. Còn các cặp 3.39/3.49 V và 3.20/3.06 V tương ứng với các quá trình chuyển pha nào đó [29]. Hình 6b cho thấy sự dịch chuyển đỉnh nhẹ về phía điện thế cao hơn cho quá trình anot và về phía điện thế thấp hơn cho quá trình catot khi tốc độ quét tăng lên. Điều này hoàn toàn phù hợp với phương trình Randles – Sevcik [35]:

$$\boldsymbol{I_p = 2.69 \times 10^5 \times n^{\frac{3}{2}} \times A \times D^{\frac{1}{2}} \times C \times \nu^{\frac{1}{2}}}$$

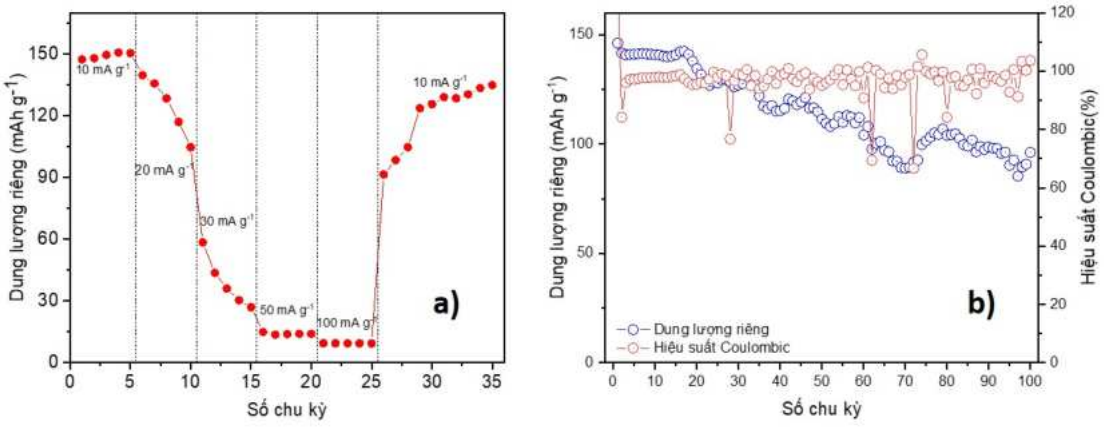
Trong đó Ip là dòng cực đại; n là số electron trao đổi của quá trình oxy hóa khử; A là diện tích bề mặt điện cực; D là hệ số khuếch tán, C là nồng độ ion Na^+; v là tốc độ quét.



Hình 6. Đường CV của vật liệu NLMN: a) Tại tốc độ quét 0.05 mV/s và b) tại các tốc độ quét khác nhau

Để đánh giá ổn định của của vật liệu NLMN, 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. Hình 7a thể hiện dung lượng riêng của vật liệu NLMN khi thực hiện 35 chu kỳ nạp/xả tại các mật độ dòng khác nhau lần lượt là 10, 20, 30, 50, 100 và 10 mA g^{-1}. Từ đồ thị có thể nhận thấy dung lượng riêng của vật liệu giảm khi chuyển từ mật độ dòng thấp sang mật độ dòng cao. Dung lượng riêng của vật liệu đạt được lần lượt là 147.4; 139.7; 58.4; 14.8; 9.4 tại các mật độ dòng 10, 20, 30, 50, 100 mA g^{-1}. Hiện tượng dung lượng giảm mạnh khi tăng mật độ dòng, đặc biệt khi chuyển từ mật độ 20 sang 30 mA g^{-1}, chứng tỏ vật liệu NLMN chưa thực sự ổn định về cấu trúc và chỉ thích hợp nạp xả ở mật độ dòng thấp. Khi so sánh với vật liệu $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.6}Ni_{0.3}Al_{0.05}O_2$ thì độ ổn định tăng lên đáng kể khi vật liệu này có dung lượng riêng đạt được lần lượt là 142.2; 131.6; 130.5; 95.4; 46.4 tại các mật độ dòng 10, 20, 30, 50, 100 mA/g [29]. Sau 25 chu kỳ nạp xả với các mật độ dòng tăng dần và quay về mật độ dòng 10 mA g^{-1}, dung lượng phục hồi về 91.4 mAh g^{-1}. Sau 35 chu kỳ nạp xả liên tục với các mật độ dòng khác nhau, dung lượng riêng của NLMN còn lại là 134.7 mAh g^{-1} tương đương với 91.4 % so với dung lượng riêng của chu kì đầu tiên.

Hình 7b là kết quả đánh giá hiệu suất điện hóa của vật liệu sau 100 chu kỳ nạp/xả tại mật độ dòng cố định 15 mAh g^{-1}. Kết quả cho thấy, sau 100 chu kỳ phóng nạp, dung lượng riêng phóng điện duy trì còn 103,6 mAh g^{-1}, tương ứng với 70,9 % so với chu kỳ đầu tiên. Hiệu suất culong trong 100 chu kỳ dao động trong khoảng giá trị 95 %. Tuy nhiên, có những chu kỳ tăng lên hơn 100% hoặc giảm xuống 70%. Dung lượng xả của vật liệu cũng có thời điểm tăng giảm trong 100 chu kì như thể hiện trên hình 7b. Điều này cho cấu trúc vật liệu chưa thật sự ổn định, dẫn đến hiệu suất nạp xả chưa cao. Ngoài ra sự tăng giảm dung lượng trong quá trình đo có thể do ảnh hưởng của nhiệt độ môi trường, dẫn đến tốc độ của phản ứng điện hóa bị thay đổi giữa các chu kỳ nạp/xả khác nhau. Khi so sánh với các vật liệu tương tự như P2-$Na_{0.95}Li_{0.15}Ni_{0.25}Mn_{0.6}O_2$ duy trì 64.6 % sau 100 chu kỳ tại mật độ dòng 0.5C 1.8 - 4.2 V [30], hoặc P2-$Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.6}Ni_{0.3}Al_{0.05}O_2$ duy trì 89,1% sau 50 chu kỳ và 76.4% sau 100 chu kỳ nạp xả tại mật độ dòng 15 mA g^{-1} trong khoảng thế 1.5-4.1 V [29]; có thể thấy vật liệu NLMN tổng hợp còn cần phải cải thiện để tăng tính độ ổn định về chu kỳ.



Hình 7. Hiệu suất chu kỳ của vật liệu NLMN: (a) tại mật độ dòng khác nhau, (b) tại mật độ dòng 15 mA g^{-1}.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã tổng hợp thành công vật liệu cấu trúc lớp $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$ bằng phương pháp sol-gel kết hợp với nung. Vật liệu tổng hợp được có cấu trúc P2 và có hình thái học dạng lớp với kích thước khoảng 2-5 µm. Vật liệu đạt được dung lượng riêng là 147.4 mAh g^{-1} với mật độ dòng phóng là 10 mA g^{-1} trong khoảng thế 1.5-4.1 V; duy trì được 70.9% sau 100 chu kỳ nạp xả liên tục tại mật độ dòng 15 mA g^{-1} trong khoảng thế 1.5-4.1 V. Những kết quả này cho thấy vật liệu cấu trúc lớp $Na_{1.0}Li_{0.05}Mn_{0.65}Ni_{0.3}O_2$ được tổng hợp bằng phương pháp sol-gel kết hợp với nung còn cần phải cải thiện thêm về đặc tính chu kỳ, tuy nhiên đây cũng hứa hẹn là vật liệu tiềm năng sử dụng làm điện cực dương cho pin ion natri.

Tài liệu tham khảo

[1] Y. Hu, S. Komaba, M. Forsyth, C. Johnson, and T. Rojo, "A new emerging technology: Na- ion batteries," *Small Methods*, vol. 3, no. 4. Wiley Online Library, p. 1900184, 2019. https://doi.org/10.1002/smtd.201900184

[2] N. Yabuuchi, K. Kubota, M. Dahbi, and S. Komaba, "Research development on sodium-ion batteries," *Chem. Rev.*, vol. 114, no. 23, pp. 11636–11682, 2014. https://doi.org/10.1021/cr500192f

[3] M. H. Han, E. Gonzalo, G. Singh, and T. Rojo, "A comprehensive review of sodium layered oxides: powerful cathodes for Na-ion batteries," *Energy Environ. Sci.*, vol. 8, no. 1, pp. 81–102, 2015. https://doi.org/10.1039/C4EE03192J

[4] Y. E. Durmus *et al.*, "Side by side battery technologies with lithium- ion based batteries," *Adv. energy Mater.*, vol. 10, no. 24, p. 2000089, 2020. https://doi.org/10.1002/aenm.202000089

[5] P. K. Nayak, L. Yang, K. Pollok, F. Langenhorst, L. Wondraczek, and P. Adelhelm, "Electrochemical Performance and Ageing Mechanisms of Sol- Gel Synthesized Na2/3 [Mn3/5Fe2/5] O2 for Sodium- Ion Batteries," *Batter. Supercaps*, vol. 2, no. 1, pp. 104–111, 2019. https://doi.org/10.1002/batt.201800034

[6] P. K. Nayak, L. Yang, W. Brehm, and P. Adelhelm, "From lithium- ion to sodium- ion batteries: advantages, challenges, and surprises," *Angew. Chemie Int. Ed.*, vol. 57, no. 1, pp. 102–120, 2018. https://doi.org/10.1002/anie.201703772

[7] N. Sabi *et al.*, "Investigation of 'Na2/3Co2/3Ti1/3O2' as a multi-phase positive electrode material for sodium batteries," *J. Power Sources*, vol. 481, p. 229120, 2021. https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2020.229120

[8] N. Ortiz-Vitoriano, N. E. Drewett, E. Gonzalo, and T. Rojo, "High performance manganese-based layered oxide cathodes: overcoming the challenges of sodium ion batteries," *Energy Environ. Sci.*, vol. 10, no. 5, pp. 1051–1074, 2017. https://doi.org/10.1039/C7EE00566K

[9] T. Wang, D. Su, D. Shanmukaraj, T. Rojo, M. Armand, and G. Wang, "Electrode materials for sodium-ion batteries: considerations on crystal structures and sodium storage mechanisms," *Electrochem. Energy Rev.*, vol. 1, pp. 200–237, 2018. https://doi.org/10.1007/s41918-018-0009-9

[10] C. Delmas, D. Carlier, and M. Guignard, "The layered oxides in lithium and sodium- ion batteries: a solid- state chemistry approach," *Adv. Energy Mater.*, vol. 11, no. 2, p. 2001201, 2021. https://doi.org/10.1002/aenm.202001201

[11] R. J. Clément, P. G. Bruce, and C. P. Grey, "manganese-based P2-type transition metal oxides as sodium-ion battery cathode materials," *J. Electrochem. Soc.*, vol. 162, no. 14, p. A2589, 2015. DOI 10.1149/2.0201514jes

[12] A. Bhandari and J. Bhattacharya, "Manganese dissolution from spinel cathode: few unanswered questions," *J. Electrochem. Soc.*, vol. 164, no. 2, p. A106, 2016. DOI 10.1149/2.0101614jes

[13] E. de la Llave *et al.*, "Improving energy density and structural stability of manganese oxide cathodes for Na-ion batteries by structural lithium substitution," *Chem. Mater.*, vol. 28, no. 24, pp. 9064–9076, 2016. https://doi.org/10.1021/acs.chemmater.6b04078

[14] E. Gonzalo *et al.*, "P2 manganese rich sodium layered oxides: rational stoichiometries for enhanced performance," *J. Power Sources*, vol. 401, pp. 117–125, 2018. https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2018.08.068

[15] M. H. Han *et al.*, "Moisture exposed layered oxide electrodes as Na-ion battery cathodes," *J. Mater. Chem. A*, vol. 4, no. 48, pp. 18963–18975, 2016. DOI https://doi.org/10.1039/C6TA07950D

[16] R. J. Clément *et al.*, "Structurally stable Mg-doped P2-Na 2/3 Mn 1− y Mg y O 2 sodium-ion battery cathodes with high rate performance: insights from electrochemical, NMR and diffraction studies," *Energy Environ. Sci.*, vol. 9, no. 10, pp. 3240–3251, 2016. DOI https://doi.org/10.1039/C6EE01750A

[17] S. Kumakura, Y. Tahara, K. Kubota, K. Chihara, and S. Komaba, "Sodium and manganese stoichiometry of P2- type Na2/3MnO2," *Angew. Chemie Int. Ed.*, vol. 55, no. 41, pp. 12760–12763, 2016. https://doi.org/10.1002/anie.201606415

[18] D. Kim *et al.*, "Enabling sodium batteries using lithium- substituted sodium layered transition metal oxide cathodes," *Adv. Energy Mater.*, vol. 1, no. 3, pp. 333–336, 2011. https://doi.org/10.1002/aenm.201000061

[19] J. Xu *et al.*, "Identifying the critical role of Li substitution in P2–Na x [Li y Ni z Mn1−y–z] O2 (0< x, y, z< 1) intercalation cathode materials for high-energy Na-ion batteries," *Chem. Mater.*, vol. 26, no. 2, pp. 1260–1269, 2014. https://doi.org/10.1021/cm403855t

[20] J. Xu, H. Liu, and Y. S. Meng, "Exploring Li substituted O3-structured layered oxides NaLixNi1/3− xMn1/3+ xCo1/3− xO2 (x= 0.07, 0.13, and 0.2) as promising cathode materials for rechargeable Na batteries," *Electrochem. commun.*, vol. 60, pp. 13–16, 2015.

https://doi.org/10.1016/j.elecom.2015.07.023
[21] X. Rong *et al.*, "Anionic redox reaction-induced high-capacity and low-strain cathode with suppressed phase transition," *Joule*, vol. 3, no. 2, pp. 503–517, 2019. https://doi.org/10.1016/j.joule.2018.10.022
[22] B. Gludovatz *et al.*, "Exceptional damage-tolerance of a medium-entropy alloy CrCoNi at cryogenic temperatures," *Nat. Commun.*, vol. 7, no. 1, p. 10602, 2016. DOI: 10.1038/ncomms10602
[23] H. Liu, J. Xu, C. Ma, and Y. S. Meng, "A new O3-type layered oxide cathode with high energy/power density for rechargeable Na batteries," *Chem. Commun.*, vol. 51, no. 22, pp. 4693–4696, 2015. https://doi.org/10.1039/C4CC09760B
[24] 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. https://doi.org/10.1016/j.jelechem.2020.114834
[25] 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. https://doi.org/10.1002/anie.201911698
[26] X. Wu, J. Guo, D. Wang, G. Zhong, M. J. McDonald, and Y. Yang, "P2-type Na0. 66Ni0. 33–xZnxMn0. 67O2 as new high-voltage cathode materials for sodium-ion batteries," *J. Power Sources*, vol. 281, pp. 18–26, 2015. DOI:10.1016/j.jpowsour.2014.12.083
[27] 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. https://doi.org/10.1021/jacs.9b01855
[28] 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. https://doi.org/10.1002/chem.201301563
[29] 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.
[30] L. Li *et al.*, "Effect of lithium doping in P2-Type layered oxide cathodes on the electrochemical performances of Sodium-Ion batteries," *Chem. Eng. J.*, vol. 446, p. 136923, 2022. https://doi.org/10.1016/j.cej.2022.136923
[31] L. Yang *et al.*, "Structural aspects of P2- type Na0. 67Mn0. 6Ni0. 2Li0. 2O2 (MNL) stabilization by lithium defects as a cathode material for sodium- ion batteries," *Adv. Funct. Mater.*, vol. 31, no. 38, p. 2102939, 2021. https://doi.org/10.1002/adfm.202102939
[32] X. Ma *et al.*, "Structural and electrochemical progress of O3-type layered oxide cathodes for Na-ion batteries," *Nanoscale*, vol. 15, no. 36, pp. 14737–14753, 2023. https://doi.org/10.1039/D3NR02373G
[33] B. Jiang *et al.*, "LiPO2F2 electrolyte additive for high-performance Li-rich cathode material," *J. Energy Chem.*, vol. 60, pp. 564–571, 2021. https://doi.org/10.1016/j.jechem.2021.01.024
[34] L. Yang *et al.*, "Cu-doped layered P2-type Na0. 67Ni0. 33-xCuxMn0. 67O2 cathode electrode material with enhanced electrochemical performance for sodium-ion batteries," *Chem. Eng. J.*, vol. 404, p. 126578, 2021. https://doi.org/10.1016/j.cej.2020.126578
[35] J. Wang and G. M. Koenig, "Comparison of lithium diffusion coefficient measurements in tellurium electrodes via different electrochemical techniques," *J. Electrochem. Soc.*, vol. 170, no. 5, p. 50534, 2023. DOI 10.1149/1945-7111/acd43e

Fabrication and electrochemical properties of material $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$

Abtract: Sodium ion batteries are gradually becoming a potential replacement for lithium ion batteries in the near future. Research on the fabrication of electrode materials for sodium ion batteries is one of the research directions that has received attention recently. In this study, the material $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$ was synthesized by the sol-gel method combined with calcination to be applied as a cathode material for sodium ion batteries. The

results showed that the material synthesized at 950 ºC has a P2 structure, with a specific capacity of 147.4 mAh/g at a current density of 10 mA/g; maintaining 70.9% of the capacity after 100 continuous charge-discharge cycles at a current density of 15 mA/g. With these results, the material $Na_{1,0}Li_{0,05}Mn_{0,65}Ni_{0,3}O_2$ promises to be a potential material for the fabrication of positive electrodes for sodium ion batteries.

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

Nghiên cứu ảnh hưởng của Fe_3O_4 và Graphene Oxide/Polyaniline lên tính chất cơ lý của chất tạo màng trên cơ sở nhựa epoxy

Vũ Văn Tùng[1] Vũ Mạnh Cường[2] Nguyễn Phi Long[3]
Lê Minh Đức[4] Nguyễn Văn Dương[4]
[1]Học viên Cao học, Lớp KTHH 235D, Hệ QLHVSĐH
[2]Bộ môn Phòng hóa, Khoa Hóa lý Kỹ thuật
[3]Trung tâm Nhiệt đới Việt Nga
[4]Học viên Học viện KTQS
Email: Vutungmta1994@gmail.com; SĐT: 0388714159

Tóm tắt

Hạt nano Fe_3O_4 và vật liệu có cấu trúc vỏ lõi Graphene Oxide/Polyaniline (vỏ/lõi GO/PANI) trong đó GO làm chất gia cường cho nhựa epoxy. Hiện nay chưa tìm thấy một công trình nghiên cứu ảnh hưởng tính cơ lý và điện hóa lên vật liệu của đồng thời 2 loại vật liệu này. Hạt Fe_3O_4 được tổng hợp bằng phương pháp đồng kết tủa hóa học. Trong khi đó hạt vỏ lõi nhận được bằng cách phủ lớp mỏng PANI lên bề mặt của GO. Màng phủ epoxy biến tính với hạt nano Fe_3O_4 và vật liệu cấu trúc vỏ/lõi GO/PANI được đóng rắn ở nhiệt độ phòng trên bề mặt tấm thép trên bề mặt tâm thép CT03 trước khi xác định tính chất cơ lý và điện hóa kết quả nghiên cứu cho thấy độ bền bám dính tăng 1,83 lần (tăng khoảng 83%), độ cứng tăng 3,1 lần (tăng khoảng 210%).

Từ khóa: *Nhựa epoxy, hạt nano Fe_3O_4, cấu trúc vỏ/lõi GO@PANI, tính cơ học.*

1. Đặt vấn đề

Vật liệu kim loại được sử dụng trong rất nhiều lĩnh vực bao gồm sản xuất máy móc thiết bị, công nghiệp quốc phòng, giao thông vận tải, xây dựng do tính chất cơ lý tốt, khả năng dẻo dai, và đặc tính gia công dễ dàng. Tuy nhiên các loại vật liệu này bị ảnh hưởng bởi môi trường xung quanh trong quá trình sử dụng đặc biệt trong môi trường không khí, độ ẩm cao khí hậu khắc nghiệt, môi trường nước biển. Ăn mòn kim loại là một vấn đề nghiêm trọng và mang tới sự tổn thất lớn với nền kinh tế quốc gia. Để giảm thiểu sự mất mát này, con người đã phát triển nhiều phương pháp khác nhau để ngăn chặn sự ăn mòn kim loại như xử lí bề mặt, kỹ thuật anodizing, và lớp phủ hữu cơ,…Các lớp phủ hữu cơ được sử dụng rộng rãi như lá chắn để chia tách kim loại với môi trường xung quanh. Nhựa epoxy có tính chất cơ học cao, khả năng ổn định hóa chất, thể hiện tính chất cách điện, có độ co ngót thấp, khả năng bám dính với nhiều loại bề mặt khác nhau được sử dụng rộng rãi làm màng phủ hữu cơ. Trong các năm gần đây, màng phủ epoxy vẫn được các nhà sản xuất, các nhà nghiên cứu, và người sử dụng quan tâm rộng rãi. Nâng cao khả năng bảo vệ của màng phủ epoxy luôn luôn là chủ đề chính cho nghiên cứu và phát triển để đáp ứng các yêu cầu của thiết bị và vận tải. Nhựa epoxy nguyên bản thường không được sử dụng trực tiếp do ứng suất nội được tạo thành trong quá trình đóng rắn nhựa epoxy làm giảm khả năng dẻo dai và ngăn chặn phát triển vết nứt. Ngoài ra các hốc và vết nứt sẽ được hình thành trên bề mặt của màng phủ epoxy do ứng suất nội là tiền đề để các phân tử nước, ion, oxy xâm nhập vào bên trong gây ăn mòn vật liệu [1;2]. Vì vậy nhựa epoxy cần được biến tính vật lý và hóa học để nâng cao tính chất cơ lý và khả năng ngăn chặn sự xâm nhập của tác nhân ăn mòn. Thêm các chất gia cường dạng nano được cho là giải pháp hữu ích nhằm xử lí vấn đề này. Trong các năm gần đây vật liệu gia cường dạng nano nhận được sự quan tâm rộng rãi và là một phương pháp đầy hứa hẹn để nâng cao khả năng chống ăn mòn cho màng phủ epoxy[3;10-15]. Trong đó GO phân tán đồng nhất trong nền sơn epoxy, tăng mật độ nối

ngang, giảm mật độ bọt khí kích thước micro và tăng cường khả năng che chắn của lớp sơn, chống lại tác động của H_2O, O_2 và Cl_2, kéo dài thời gian sử dụng màng sơn. polyaniline là polymer dẫn điện chống ăn mòn tốt nhất nhờ đặc tính oxy hóa-khử của polyaniline, ổn định với môi trường, ngoài ra còn hình thành lớp oxide thụ động giữa kim loại và lớp phủ, ngăn chặn các yếu tố ăn mòn tác động đến kim loại [4-9]. Hạt nano Fe_3O_4 làm tăng cường khả năng kết dính với nhựa, khả năng hấp thụ đặc biệt nhờ tính siêu thuận từ như một lớp màng bảo vệ màng sơn chống khả năng ăn mòn [16].

Trong đề tài này nhóm nghiên cứu tiến hành tổng hợp và sử dụng đồng thời hạt nano Fe_3O_4 và vật liệu có cấu trúc vỏ/lõi GO/PANI làm chất gia cường cho nhựa epoxy đồng thời nghiên cứu ảnh hưởng của chúng lên tính chất cơ lý và điện hóa. Hạt Fe_3O_4 nhận được bằng cách sử dụng phương pháp đồng kết tủa hóa học. Trong khi đó hạt vỏ lõi nhận được bằng cách phủ lớp mỏng PANI lên bề mặt của GO. Cho đến nay, chưa tìm thấy một công trình tương tự nghiên cứu ảnh hưởng đồng thời của 2 loại vật liệu này lên tính chất cơ lý của màng phủ epoxy. Kết quả thể hiện vật liệu mới tạo ra có khả năng tốt hơn so với các vật liệu công bố trước đó.

2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Muối sắt II sunfat ngậm nước ($FeSO_4.7H_2O$) (Quy cách: 500g/ chai, Hãng sản xuất, Hãng XiLong, Xuất xứ: China), axit oleic ($C_{18}H_{34}O_2$) (loại 500ml/chai, Huangpu, China), ammoniac (NH_3) (500ml/chai, Xilong, China) , ethanol (C_2H_5OH) (chai 500ml Xylong CAS 64-17-5 99.5% cồn 99.5%, China), H_2SO_4 đậm đặc (500ml/chai, Xilong, China); than chì graphit (C) (500g/lọ, Xilong, China), Natrinitrat ($NaNO_3$) (500g/chai, Việt Nam), Kali permanganat ($KMnO_4$) (500g/lọ, Việt Nam), Hydro peroxide (H_2O_2) (500ml/chai, Xilong, China), kali peroxydisunfat ($K_2S_2O_8$) (500g/lọ, Xilong, China), Anilin (C_6H_7N) (500ml/chai, Xilong, China), axit clohydric (HCl) (500ml/chai, Xilong, China), epoxy (Trung Quốc), chất đóng rắn polyamit (Trung Quốc), dung môi xylen (500ml/chai, Xilong, China).

2.2. Tổng hợp Fe_3O_4

Các hạt nano Fe_3O_4 được tổng hợp bằng phương pháp đồng kết tủa hóa học. Cân $FeCl_3.6H_2O$ (9 g) và $FeSO4.7H_2O$ (5 g) sau đó hòa tan trong 100 mL nước cất trong môi trường khí trơ (sục khí Argon) đồng thời khuấy cơ học trong bình ba cổ. Sau khi các muối sắt được hòa tan hoàn toàn, 40 mL amoniac (25%) được thêm vào dung dịch. Sau đó, dung dịch được gia nhiệt đến 80 ◦C và giữ ở nhiệt độ này trong 50 phút bằng bể điều nhiệt để thu được Fe_3O_4. Sau đó, thêm nhỏ giọt 4 mL axit oleic và 8 mL etanol được thêm tuần tự vào dung dịch và giữ thêm 1 giờ ở 80 ◦C để thu được các hạt nano biến tính axit oleic. Sản phẩm được lọc rửa 6 lần bằng ethanol tinh khiết để loại bỏ các hóa chất chưa phản ứng và tách ra bằng một nam châm, sau đó sấy khô trong lò chân không ở 45 ◦C trong 24 giờ [16].

2.3. Tổng hợp Graphene oxit (GO)

GO được tổng hợp bằng phương pháp Hummers'. Đầu tiên thêm H_2SO_4 đặc (69 mL) vào hỗn hợp của phiến graphit (3.0 g, 1 đương lượng) và $NaNO_3$ (1.5g, 0.5 đương lượng), và làm lạnh hỗn hợp đến khi đạt 0 ^{0}C (bằng hỗn hợp đá muối). Thêm từ từ $KMnO_4$ (9.0 g, 3 đương lượng) vào hỗn hợp và giữ nhiệt độ của phản ứng dưới 20 ^{o}C (khi thêm $KMnO_4$ sẽ làm nhiệt độ hỗn hợp tăng lên nên phải thêm từ từ). Sau đó làm ấm hỗn hợp đến 35 ^{0}C và khuấy trong 30 phút, sau đó thêm từ từ nước (138 mL) (thực hiện trong tủ hút vì phản ứng tỏa nhiệt rất mạnh

sinh ra rất nhiều khói màu tím), phản ứng tỏa nhiệt mạnh đến 98 ^{0}C. Gia nhiệt bên ngoài để duy trì cho nhiệt độ của phản ứng đạt 98 ^{0}C trong 15 phút, sau đó ngừng đun và làm lạnh phản ứng bằng bể nước lạnh trong 10 phút. Thêm nước 420 mL và 3ml dung dịch H_2O_2 30% vào dung dịch trên (phản ứng tỏa nhiệt). Sau đó làm mát bằng không khí và để lắng 24h, trước khi tiến hành lọc, rửa nhiều lần, ly tâm và gạn, sấy chân không để thu được 1,2 g chất rắn. Sấy 40 độ trong 24h.

2.4 Tổng hợp vật liệu vỏ/lõi PANI@GO

Cân 0,25 g GO và phân tán với 250 mL nước cất trong cốc thủy tinh 500 mL. Điều chỉnh pH của các dung dịch bằng axit sunfuric 1 M đến khi đạt pH=2. Sau đó, thêm 0,125 g anilin vào dung dịch trên và duy trì trong 2h ở nhiệt độ phòng để anilin hấp thụ lên bề mặt GO.

Sau đó, dung dịch amoni persulfat (APS, 0,5 M) được đổ vào dung dịch trên làm chất oxy hóa (với tỷ lệ mol APS/anilin là 1:1) và khuấy đều bằng khuấy từ cho đến khi dung dịch chuyển sang màu xanh lục đậm. Cuối cùng, các sản phẩm được tách ra bằng cách để lắng trong 24h, gạn và rửa cho đến khi đạt pH=7 bằng nước cất và etanol.

2.5 Chế tạo màng sơn epoxy

Thành phần các mẫu màng sơn được thể hiện trong Bảng 1 dưới đây:

Bảng 1. Thành phần hóa học màng sơn epoxy

Tên mẫu	**Epoxy (g)**	**Fe_3O_4 (g)**	**PANI@GO (g)**	**Chất ĐR (g)**	**Xylen (mL)**
TC-00	5	0	0	7,5	7,5
TC-01	5	0,005	0	7,5	7,5
TC-03	5	0,015	0	7,5	7,5
TC-05	5	0,025	0	7,5	7,5
TC-07	5	0,035	0	7,5	7,5
TC-05-1,5	5	0,025	0,0075	7,5	7,5

Cân 5 g epoxy trong cốc thủy tinh, sau đó thêm tiếp 7,5 g chất đóng rắn và 7,5 ml xylen vào và khuấy đều hỗn hợp trong khoảng 1h. Tiếp đó tráng 2 lớp màng sơn lên tấm thép CT03 kích thước 15x20 cm dày 1mm đã được đánh sạch rỉ và lau sạch bằng axeton. Màng sơn được để khô tự nhiên 5 ngày trước khi đem đi đo các tính chất cơ lý và điện hóa. Mẫu được đánh số là TC-00.

Các mẫu TC- 01; TC-03; TC-05; TC-07; TC-05-1,5 được chế tạo theo cách tương tự như trên trong đó Fe_3O_4 và hạt vỏ/lõi PANI@GO được phân tán trước vào nền nhựa epoxy bằng máy khuấy cơ học ở 1000 vòng/phút trong vòng 2h trước khi thêm chất đóng rắn và xylen.

2.6. Đặc trưng tính chất vật liệu

Cấu trúc tinh thể được xác định bằng phương pháp nhiễu xạ tia X (D8 ADVANCE, Bruker AXS, Anh)

Xác định các nhóm chức đặc trưng FT-IR (Nicolet^{TM} iS^{TM}20, Hoa Kỳ).

Hình thái học được xác định bằng kính hiển vi điện tử quét SEM (Kính hiển vi điện tử quét hãng TESCAN, Cộng Hòa Séc), phổ phát xạ năng lượng EDX (EDX) EMSA/MAS Spectral Data File (Nhật Bản), từ tính của Fe_3O_4 (Máy đo từ tính AC/DC LUTRON MG-3002, Taiwan (Đài Loan).

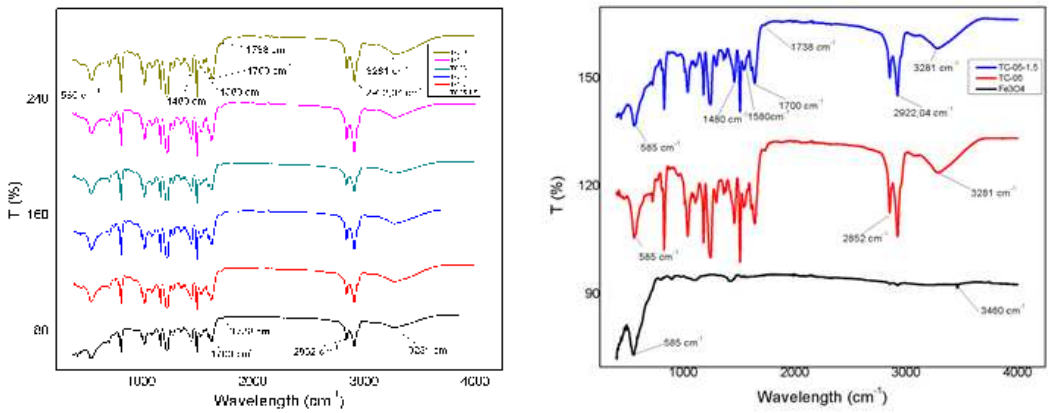
Độ bám dính của màng sơn được thực hiện trên (BGD 500, BIUGED, Trung Quốc).

Độ cứng của màng sơn được thực hiện trên (Máy đo độ cứng Vickers, Matsuzawa - Nhật Bản, VMT X7).

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Phổ FT-IR

Từ hình 2 ta có thể thấy dải đặc trưng của Fe-O ở vùng 585 cm^{-1} vẫn tồn tại. Tuy nhiên, nếu có tương tác giữa Fe_3O_4 và epoxy, dải này có thể bị dịch chuyển. Nhóm C=N và C=C của PANI sẽ xuất hiện ở ~1480 cm^{-1} và ~1580 cm^{-1}, mặc dù cường độ có thể thay đổi do tương tác với epoxy. Dải C=O của GO tại ~1738 cm^{-1} có thể yếu đi hoặc bị dịch chuyển nếu nhóm này tham gia phản ứng với amine hoặc epoxy. Các tương tác giữa Fe_3O_4, PANI@GO, và nền epoxy sẽ tạo ra những biến đổi cường độ hoặc vị trí trong vùng ~1000–1800 cm^{-1}. Sự kết hợp giữa các nhóm hydroxyl, amine, và C=O có thể dẫn đến dải hấp thụ mở rộng ở vùng ~3000–3500 cm^{-1}, phản ánh các liên kết hydro phức tạp trong hệ composite. Cường độ của dải hấp thụ nhóm amin (-NH) giảm đáng kể hoặc biến mất mất nhóm 3300–3500 cm^{-1}. Xuất hiện đỉnh mới trong vùng 1700–1750 cm^{-1} điều nay chứng minh chất đóng rắn polyamide được đóng rắn hoàn toàn. Từ phổ FT-IR có thể thấy vật liệu màng sơn epoxy chất đóng rắn amin kết hợp chất gia cường Fe3O4 và PANI@GO đã được tổng hợp thành công.

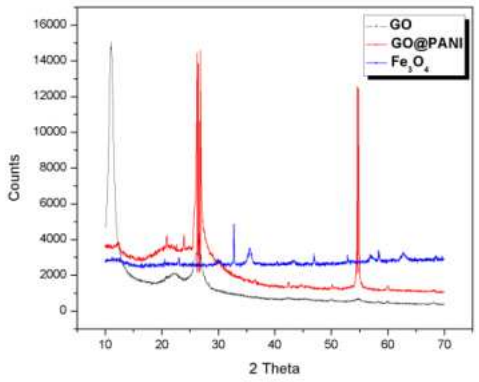


Hình 2. Phổ FT-IR của các vật liệu tổng hợp

3.2. Phổ XRD

Hình 3 thể hiện phổ XRD của vật liệu GO, GO@PANI và Fe_3O_4. Phổ XRD của GO cho thấy Đỉnh tại 2θ=11.2° phản ánh sự sắp xếp lớp trong vật liệu GO đặc trưng cho các nhóm chức oxy hóa. Điều này cho thấy các lớp graphene đã bị oxy hóa, làm tăng khoảng cách giữa các lớp do sự chèn của các nhóm chức như -OH, -COOH, hoặc epoxy. Phổ XRD của GO@PANI cho thấy đỉnh của GO (2θ=10.8°). Đỉnh của PANI λ (2θ=20.2°) Đây là một đỉnh yếu, đại diện cho sự đóng gói không hoàn hảo của các chuỗi PANI. Điều này cho thấy PANI chủ yếu tồn tại ở dạng vô định hình hoặc bán tinh thể. Đỉnh ở 2θ=25.4° đỉnh này có thể do sự tương tác π–π stacking giữa các vòng thơm của PANI và

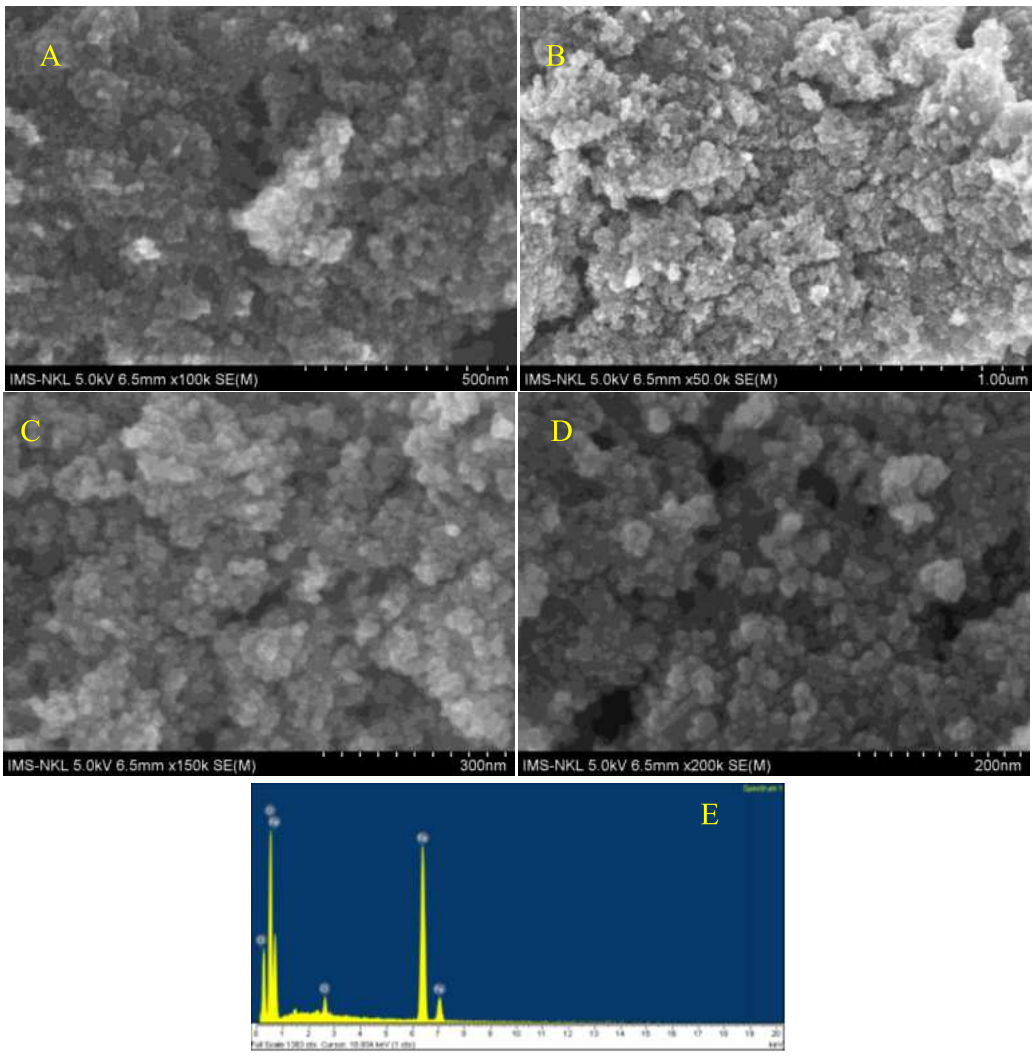
mặt phẳng graphene của GO. Sự tương tác này giúp tăng cường liên kết giữa GO và PANI. Phổ XRD của Fe_3O_4 có các đỉnh 2θ=30.2°,35.6°,43.2°,57.1°,62.6°. Đối chiếu với các vị trí chuẩn ta thấy các đỉnh này xác nhận mẫu thuộc cấu trúc cubic spine.



Hình 3. Phổ XRD của GO, GO@PANI và Fe_3O_4

3.3 Phổ SE, EDX và độ từ thẩm

3.3.1 Phổ SEM, EDX của Fe_3O_4



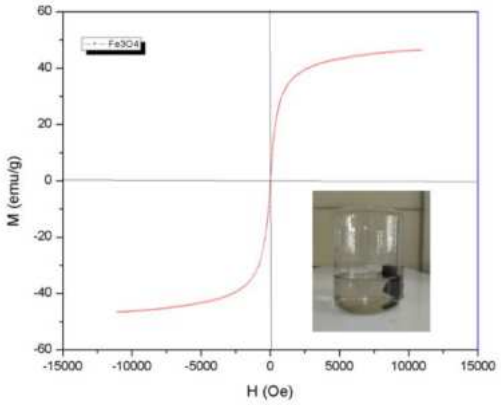
Hình 4. Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) và EDX (E) của Fe_3O_4

Hình 4. Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) của Fe_3O_4 hạt có hình cầu và phân bố đồng đều, hình ảnh SEM để ước lượng kích thước trung bình của hạt Fe_3O_4 khoảng từ 10 –100 nm có kích thước hạt nano. Trên hình có các lỗ rỗng thể hiện độ xốp của vật liệu đã tổng hợp. Phổ SEM hiển thị các hạt kết tụ thể hiện phản ứng tổng hợp Fe_3O_4 đã thành công.

Hình 4E cho ta thấy tỉ lệ khối lượng Fe khoảng 76,16% và O khoảng 15,72% tỉ lệ mol tương ứng Fe:O gần giá trị lý thuyết 3:4. Mặt khác các nguyên tố tạp chất như C, Si có thể do nhiễm bẩn từ quá trình tổng hợp hoặc chất nền.

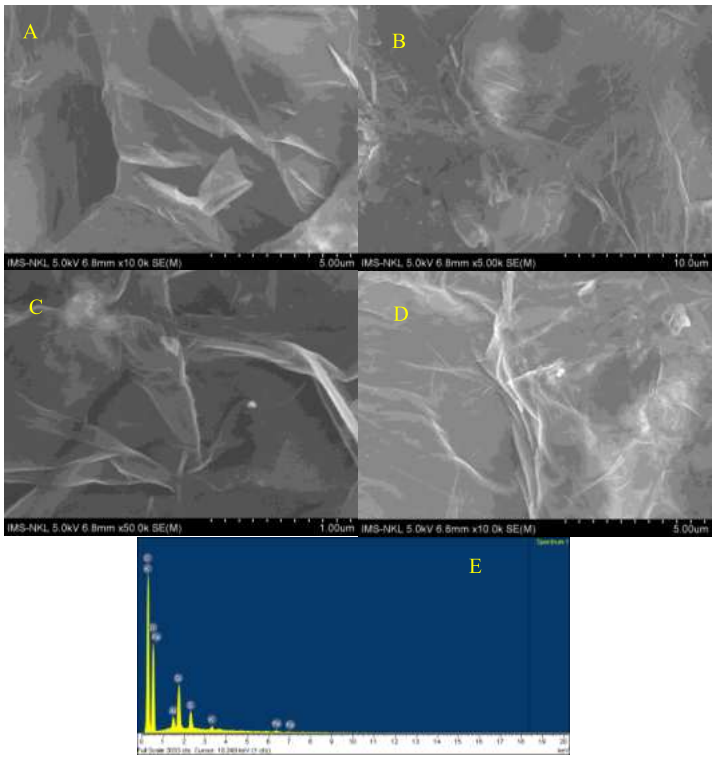
3.3.2 Độ từ thẩm của Fe_3O_4

Từ hình 5 thể hiện các hạt nano Fe_3O_4 có tính chất từ tính ở nhiệt độ phòng. Từ hóa bão hòa của Fe_3O_4 là khoảng 54,6 emu/g độ uốn của đường cong cho thấy từ tính thuật từ của oxit sắt từ. Hình nhỏ trong hình 3a chứng minh hạt nano Fe_3O_4 bị hút bởi cục nam châm vĩnh cửu cho thấy từ tính mạnh trong vật liệu tổng hợp thành công.



Hình 5. Ảnh độ từ thẩm của Fe_3O_4

3.3.3 Phổ SEM, EDX của GO

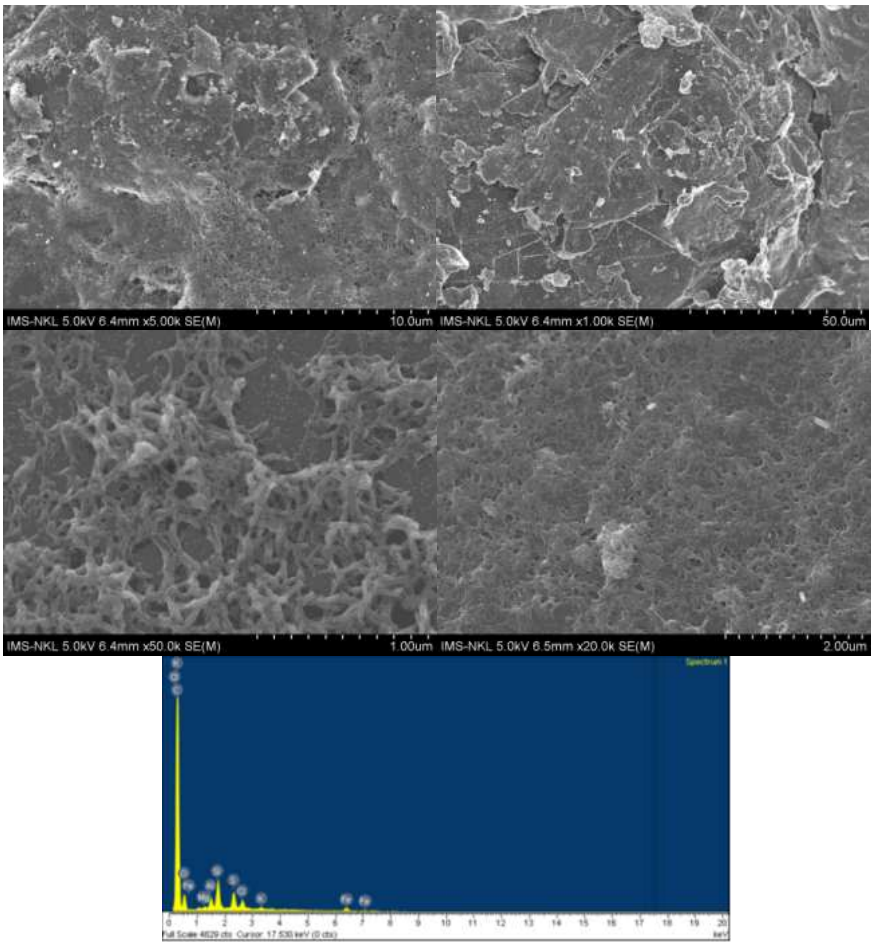


Hình 6. Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) và EDX (E) của GO

Hình 6. Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) của GO cho thấy cấu trúc dạng lớp với các tấm mỏng chồng lên nhau. Các tấm graphene oxide có bề mặt gợn sóng hoặc nhăn nheo, đặc trưng bởi sự biến dạng trong quá trình tổng hợp hoặc oxy hóa. Sự gợn sóng giúp GO duy trì độ ổn định cơ học và diện tích bề mặt lớn. Trên hình ta cũng thấy được độ trong suốt của GO. Trên hình bề mặt không bằng phẳng với các nếp nhăn hoặc lỗ nhỏ do sự oxy hóa tạo ra khuyết tật trong cấu trúc carbon.

Hình 6 EDX (E) của GO cho ta thấy tỉ lệ % khối lượng C là 60,19%; O 37,1%. Tỉ lệ nguyên tử C 67,56% và O là 31,27%. Tỉ lệ phù hợp với khoảng thông thường cho GO cho thấy mẫu đã có được oxy hóa. Sự xuất hiện tỉ lệ O cao (37,1%) cho thấy nhiều nhóm chức oxy hóa -COOH, -OH, -C=O đặc trưng của graphen oxit. Sự xuấ hiện các % nhỏ của các nguyên tố S, Al, Fe, Si… là các tạp chất còn trong quá trình tổng hợp bằng phương pháp Hummers. Tuy nhiên với tỉ lệ khối lượng và nguyên tử như trên cho thấy GO đã được tổng hợp thành công.

3.3.4 Phổ SEM, EDX của PANI@GO



Hình 7. Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) và EDX (E) của PANI@GO

Hình 7 Ảnh SEM ở độ phóng đại khác nhau (A, B, C, D) cho thấy sự hiện diện của lớp phủ PANI trên bề mặt các tấm GO. Lớp PANI có thể xuất hiện dưới dạng màng mỏng, hạt nhỏ hoặc dạng sợi. Sự phủ đều của PANI trên GO cho thấy tính tương thích và tương tác tốt giữa hai vật liệu. Trên hình cũng thể hiện các vết nứt của vật liệu GO đã được các sợi PANI bao phủ đều và bám chắc trên GO thể hiện vật liệu PANI@GO đã được tổng hợp thành công.

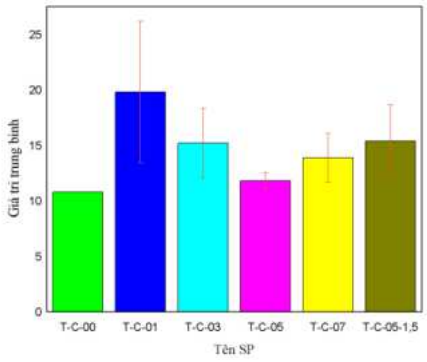
Hình 7E ảnh EDX của PANI@GO của cho ta thấy tỉ lệ % khối lượng C là 84,19=1%; O 11,34%. Tỉ lệ nguyên tử C 89,15% và O là 9,09%. Tỉ lệ phù hợp với khoảng thông thường

cho GO cho thấy mẫu đã có được oxy hóa. Sự xuất hiện tỉ lệ O cao (11,34%) cho thấy nhiều nhóm chức oxy hóa -COOH, -OH, -C=O đặc trưng của graphen oxit. Sự xuất hiện các % nhỏ của các nguyên tố S, Al, Fe, Si.. là các tạp chất còn trong quá trình tổng hợp. Tuy nhiên với tỉ lệ khối lượng và nguyên tử như trên cho thấy PANI@GO đã được tổng hợp thành công.

3.4 Tính chất cơ lý của màng sơn

3.4.1 Độ bám dính

Bảng 1. Số liệu đo độ bám dính của các vật liệu



Hình 8. Độ bám dính của các vật

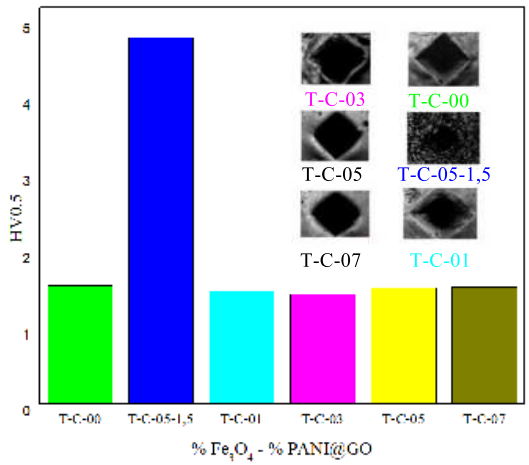
STT	Tên SP	Độ bám dính			TB
		L1	L2	L3	
1	T-C-00	11,31	8,63	12,33	**10,78**
2	T-C-01	23,24	14,43	21,68	**19,78**
3	T-C-03	17,58	14,43	13,56	**15,19**
4	T-C-05	12,37	11,95	11,08	**11,8**
5	T-C-07	13,46	12,73	15,45	**13,88**
6	T-C-05-1,5	17,92	12,31	15,88	**15,37**

Từ hình 8 ta thấy qua 3 lần đo độ bám dính của các vật liệu có sự chênh lệch. Độ bám dính của vật liệu có Fe_3O_4 và GO@PANI tăng lên đáng kể so với vật liệu tổng hợp từ mẫu không ban đầu. Các điểm lần đo của cả 3 lần đều cao hơn so với mẫu khi chưa cho thêm chất gia cường. Điều này chứng tỏ rằng khi vật liệu được them chất gia cường vào độ bám dính của vật liệu tổng hợp được tăng lên. TC-01 (19,78 Mpa); TC-03 (15,19 Mpa); TC-05 (11,8 Mpa); TC-07 (13,88 Mpa); TC-05-1,5 (15,37 Mpa) tăng 83% so với sản phẩm cùng có Fe_3O_4 bài báo đã công bố trước đó là 65,92% (từ 1,79 lên 2,97); tăng lần lượt 1,83 lần; 1,41 lần; 1,1 lần; 1,3 lần; 1,43 lần so với TC-00 (10,78 Mpa). Đối với TC-01 có độ bám dính cao hơn nhiều so với TC-03 và TC-05; TC-07 điều đó cũng giải thích rằng có thể do phủ màng sơn chưa đều giữa các vị trí trên mặt tấm thép có phủ màng sơn dung quét bằng thủ công (bằng tay). Từ số liệu của bảng 1 và hình vẽ biểu diễn các lần đo của vật liệu ta có kết luận độ bám dính khi thêm Fe_3O_4; Fe_3O_4 và GO@PANI độ bám dính đều tăng đặc biệt khi cho kết hợp cả Fe_3O_4 và PANI@GO tăng độ bám dính tăng đáng kể.

3.4.2 Độ cứng của vật liệu

Từ hình 9 trên ta có thể thấy khi đo ở điệu kiện thời gian dừng 10 phút, thang đo HV0.5, máy đo VICKER các vật liệu TC-01 (1,48 HV0.5); TC-03 (1,44 HV0.5); TC-05 (1,52 HV0.5); TC-07 (1,53 HV0.5) đều có độ cứng nhỏ hơn so với vật liệu TC-00 (1,55 HV0.5). Điều này cho chứng minh rằng khi thêm hạt nano Fe_3O_4 vào vật liệu độ cứng không tang lên mà có xu hướng giảm so với vật liệu ban đầu khi chưa cho thêm chất gia cường. Tuy nhiên khi thêm Fe_3O_4 và GO@PANI vào vật liệu độ cứng của vật liệu tăng lên đáng kể từ 4,79 (HV0.5) so với 1,55 (HV0.5) tăng 3.1 lần (tăng 210%) so với mẫu khi chưa cho thêm chất gia cường vào. So sánh với vật liệu đã công bố tăng 12,1% từ 15,7HV lên 17,6HV). Điều này cho thấy sự ưu biệt về độ cứng của vật liệu được tăng lên giúp cho tính cơ lý của vật liệu tốt hơn nhiều so với vật liệu ban đầu. Vật liệu có khả năng chịu va đập mài mòn tốt hơn so với vật liệu ban đầu. Nguyên nhân là

do khi vật liệu được thêm hạt nano Fe_3O_4 có cấu trúc hình cầu, có nhiều các lỗ trống độ xốp của của vật liệu tăng lên làm cho vật liệu có độ cứng có xu hướng giảm đi so với ban đầu số liệu thực nghiệm đã chứng minh điều đó. Khi thêm Fe_3O_4 và GO@PANI vào vật liệu vật liệu được tăng cường độ dày và đươc phủ các lớp sợi GO@PANI bao quanh làm cho vật liệu tang độ cứng lên so với vật liệu mẫu ban đầu.



Hình 9. Độ cứng của các vật liệu

Bảng 2. Số liệu đo độ cứng của các vật

Measurement Index	Result
1 (TC-00)	1.55 HV0.5
2 (TC-05-1,5)	4.79 HV0.5
3 (TC-01)	1.48 HV0.5
4 (TC-03)	1.44 HV0.5
5 (TC-05)	1.52 HV0.5
6 (TC-07)	1.53 HV0.5

4. Kết luận

Nghiên cứu ảnh hưởng tính cơ lý của Fe_3O_4 và GO@PANI để đánh giá những tác động của chất gia cường lên màng sơn được đánh giá qua phân tích độ cứng, độ bám dính nhận thấy tính cơ lý tăng đáng kể so với màng sơn khi chưa thêm chất gia cường. Từ những phổ FT-IR, SEM, EDX, XRD đã chứng minh làm rõ các đặc trưng nhóm chức của các vật liệu tổng hợp thành công. Vật liệu mới tạo ra có tính cơ học tốt hơn sơ với các công bố trước đó như độ bám dính 1,83 lần (tăng khoảng 83% bài báo trước đó tăng 65,92%), độ cứng tăng 3,1 lần (tăng khoảng 210% trong khi đó bài báo công bố trước đó tăng 12,1%), Qua đó mở ra một hướng phát triển mới cho màng sơn bền trong điều kiện môi trường khắc nghiệt.

Tài liệu tham khảo

[1]. B.R. Hou, X.G. Li, X.M. Ma, C.W. Du, D.W. Zhang, M. Zheng, W.C. Xu, D.Z. Lu, F.B. Ma, The cost of corrosion in China, NPJ Mater. Degrad. 1 (1) (2017) 4, https://doi.org/10.1038/s41529-017-0005-2.

[2]. F. Zhang, P.F. Ju, M.Q. Pan, D.W. Zhang, Y. Huang, G.L. Li, X.G. Li, Self-healing mechanisms in smart protective coatings: a review, Corros. Sci. 144 (2018) 74–88, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2018.08.005.

[3]. F. Zhang, P.F. Ju, M.Q. Pan, D.W. Zhang, Y. Huang, G.L. Li, X.G. Li, Self-healingmechanisms in smart protective coatings: a review, Corros. Sci. 144 (2018) 74–88, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2018.08.005.

[4]. F. Galliano, D. Landolt, Evaluation of corrosion protection properties of additivesfor waterborne epoxy coatings on steel, Prog. Org. Coat. 44 (3) (2002) 217–225, https://doi.org/10.1016/S0300-9440(02)00016-4.

[5]. Y. Chen, X.H. Wang, J. Li, J.L. Lu, F.S. Wang, Long-term anticorrosion behaviour ofpolyaniline on mild steel, Corros. Sci. 49 (7) (2007) 3052–3063, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2006.11.007.

[6]. S. Ranade, M. Forsyth, M.Y.J. Tan, The initiation and propagation of coatingmorphological and structural defects under mechanical strain and their effects on the electrochemical behaviour of pipeline coatings, Prog. Org. Coat. 110 (2017)62–77, https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2017.04.047.

[7]. Y.J. Wan, L.C. Tang, L.X. Gong, D. Yan, Y.B. Li, L.B. Wu, J.X. Jiang, G.Q. Lai,Grafting of epoxy chains onto graphene oxide for epoxy composites with improvedmechanical and thermal properties, Carbon 69 (2014) 467–480, https://doi.org/10.1016/j.carbon.2013.12.050.

[8]. T.H. Hsieh, A.J. Kinloch, K. Masania, A.C. Taylor, S. Sprenger, The mechanisms andmechanics of the toughening of epoxy polymers modified with silica nanoparticles,Polymer 51 (26) (2010) 6284–6294, https://doi.org/10.1016/j.polymer.2010.10.048.

[9]. S. Ammar, K. Ramesh, B. Vengadaesvaran, S. Ramesh, A.K. Arof, Amelioration ofanticorrosion and hydrophobic properties of epoxy/PDMS composite coatingscontaining nano ZnO particles, Prog. Org. Coat. 92 (2016) 54–65, https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2015.12.007.

[10]. J.J. Yang, C. Blawert, S.V. Lamaka, D. Snihirova, X.P. Lu, S.C. Di, M.L. Zheludkevich, Corrosion protection properties of inhibitor containing hybridPEO-epoxy coating on magnesium, Corros. Sci. 140 (2018) 99–110, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2018.06.014.

[11]. M.G. Sari, M. Shamshiri, B. Ramezanzadeh, Fabricating an epoxy compositecoating with enhanced corrosion resistance through impregnation of functionalized graphene oxide-co-montmorillonite nanoplatelet, Corros. Sci. 129 (2017) 38–53, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2017.09.024.

[12]. S. Shreepathi, P. Bajaj, B.P. Mallik, Electrochemical impedance spectroscopyinvestigations of epoxy zinc rich coatings: role of zn content on corrosionprotection mechanism, Electrochim. Acta 55 (18) (2010) 5129–5134, https://doi.org/10.1016/j.electacta.2010.04.018.

[13]. X.M. Shi, T.A. Nguyen, Z.Y. Suo, Y.J. Liu, R. Avci, Effect of nanoparticles on theanticorrosion and mechanical properties of epoxy coating, Surf. Coat. Technol. 204(3) (2009) 237–245, https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2009.06.048.

[14]. Z.X. Yu, H.H. Di, Y. Ma, Y. He, L. Liang, L. Lv, X. Ran, Y. Pan, Z. Luo, Preparation ofgraphene oxide modified by titanium dioxide to enhance the anti-corrosionperformance of epoxy coatings, Surf. Coat. Technol. 276 (2015) 471–478, https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2015.06.027.

[15]. M. Rostami, S. Rasouli, B. Ramezanzadeh, A. Askari, Electrochemical investigationof the properties of Co doped ZnO nanoparticle as a corrosion inhibitive pigment for modifying corrosion resistance of the epoxy coating, Corros. Sci. 88 (2014)387–399, https://doi.org/10.1016/j.corsci.2014.07.056.

[16]. Effect mechanism of the Fe3O4 nanoparticles on mechanical properties and anticorrosion performances of epoxy coatings Rongjian Wan a, Shiming Chen a, Xiao Tang a, Zhenliang Feng b,*, Jie Liu b,*, Yan Li a,*, Progress in Organic Coatings, journal homepage: www.elsevier.com/locate/porgcoat, https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2022.107181

Study on the effects of Fe_3O_4 and go/pani on the mechanical and electrochemical properties of epoxy resin-based film-forming agents

Abstract: *The study investigates the mechanical properties of Fe_3O_4 and GO@PANI to evaluate the effects of reinforcement additives on coating films. The assessment, conducted through hardness and adhesion analysis, reveals a significant enhancement in mechanical properties compared to coatings without reinforcement. FT-IR, SEM, EDX, and XRD spectra confirm the successful synthesis and characterization of the functional groups in the composite materials. The newly developed material exhibits superior mechanical performance compared to previous studies, with adhesion increasing by 1.83 times (approximately 83%, whereas the previous study reported a 65.92% increase) and hardness improving by 3.1 times (approximately 210% increase, whereas the previous study reported only a 12.1% increase). These findings open a new direction for the development of durable coatings under harsh environmental conditions.*

Keywords: Epoxy resin, Fe_3O_4 nanoparticles, GO@PANI core/shell structure, mechanical properties.

Nghiên cứu tổng hợp Ni,Co/N-C/BC ứng dụng phân hủy hợp chất nitrophenol trong nước

Trần Tiến Tùng[1+], Nguyễn Trung Dũng[1+], Lê Thế Sơn[1]

[1]Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[*] Email: trantientung090194@gmail.com, Số điện thoại: 0343854883

Tóm tắt

Oxit/hydroxit kim loại chuyển tiếp trên nền than sinh học (Biochar) được sử dụng trong xử lý chất hữu cơ độc hại nhờ các ưu điểm có diện tích bề mặt lớn, tính ổn định hóa học, khả năng xúc tác trong phản ứng oxy hóa nâng cao. Trong khi đó các hợp chất nitrophenol là các hợp chất được thải ra trong các hoạt động công nghiệp và quân sự, có độc tính cao, khó phân hủy sinh học. Phương pháp sử dụng oxit/hydroxit kim loại chuyển tiếp Ni và Co trên nền than sinh học là xúc tác hoạt hóa PMS trong xử lý nước thải chứa nitrophenol đạt hiệu quả xử lý cao. Kết quả cho thấy hiệu quả phân hủy của chất xúc tác Ni,Co/N-C/BC/PMS trên 90% đối với các hợp chất nitrophenol trong vòng 20 phút khi có hệ thống PMS. Ngoài ra, các khảo sát tiến hành trên các hệ xúc tác khác nhau bao gồm: Biochar/PMS, Ni,Co-ZIF/PMS, PMS cho thấy ưu điểm của hệ khảo sát. Trong nghiên cứu mày, vật liệu Ni,Co/N-C/BC được tổng hợp bằng phương pháp nhiệt dung môi ở điều kiện thường rồi nung trong môi trường khí trơ.

Từ khóa: *Ni,Co/N-C/BC; AOP; PMS; nitrophenol.*

1. Đặt vấn đề

Nitrophenol bao gồm một vòng benzen, các nhóm nitro và các nhóm hydroxyl, được ứng dụng rộng rãi trong việc điều chế thuốc trừ sâu, thuốc diệt cỏ, sơn, dược phẩm, thuốc nhuộm và thuốc nổ [1]. Các hợp chất này tồn tại ở ba dạng đồng phân: 2-nitrophenol (ortho-nitrophenol), 3-nitrophenol (meta-nitrophenol) và 4-nitrophenol (para-nitrophenol) [2]. Chúng được sử dụng rộng rãi và sau đó tồn tại trong các mẫu đất, nước và không khí [3]. Các hợp chất nitrophenol ít tan trong nước và cực kỳ độc hại, gây nguy hiểm cho con người và các sinh vật dưới nước do bản chất ức chế và tái tạo sinh học của nitrophenol [4]. Nitrophenol có thể xâm nhập vào cơ thể con người thông qua việc hít phải không khí ô nhiễm, tiêu thụ nước bị ô nhiễm và tiếp xúc với bề mặt đất khô [5]. Các quy trình vật lý và sinh học thông thường thường không hiệu quả vì chúng tốn thời gian, đòi hỏi không gian lớn, nhạy cảm với độ pH và không hiệu quả đối với các chất ô nhiễm độc hại không phân hủy sinh học [6]. Có nhiều phương pháp xử lý nước thải chứa nitrophenol, như ion hóa, hấp phụ vật lý [7], công nghệ màng [8], điện hóa [9], phản ứng Fenton [10] và các quy trình oxy hóa nâng cao (AOP) thông qua quang xúc tác [11]. Trong số các phương pháp xử lý nước thải chứa nitrophenol, AOP là lựa chọn hàng đầu vì chúng phân hủy mạnh các chất ô nhiễm hữu cơ độc hại, khó phân hủy và không phân hủy sinh học [12]. AOP có hiệu quả về mặt kỹ thuật trong việc phân hủy các chất ô nhiễm có hại do có ưu điểm là tạo ra các tác nhân phản ứng như gốc oxit ($O_2^{\bullet-}$), gốc sunfat ($SO_4^{\bullet-}$), gốc hydroperoxyl ($HO_2^{\bullet}$) và gốc hydroxyl ($^{\bullet}OH$) [13].

Hiệu quả của AOP phụ thuộc rất nhiều vào hiệu suất hoạt hóa PMS của chất xúc tác, tốt nhất là có hoạt tính xúc tác cao và độ bền cao [14], tuy nhiên hiệu quả xử lý của chất xúc tác đơn kim loại bị hạn chế bởi chức năng đơn lẻ và độ ổn định kém [15]. Do đó, chất xúc tác lưỡng kim không đồng nhất với các hiệu ứng hiệp đồng độc đáo có thể thể hiện hoạt tính xúc tác và

độ ổn định cao đã trở thành vật liệu xúc tác hiệu quả để xử lý nước bị ô nhiễm hỗn hợp kháng sinh-kim loại nặng [16].

ZIF là một lớp khung hữu cơ kim loại (MOF) đặc biệt được cấu tạo từ các ion kim loại và các phân tử liên kết hữu cơ imidazolate có ứng dụng trong xúc tác [17]. Niken và Coban là các kim loại chuyển tiếp có thể kết hợp với imidazole để tạo thành khung hữu cơ kim loại lưỡng kim, kết hợp với nền Carbon giúp vật liệu có độ ổn định hóa học cao, diện tích bề mặt riêng lớn và khả năng truyền điện tích kim loại-phối tử đặc biệt để thúc đẩy phản ứng của hoạt hoá PMS [18, 19].

Trong nghiên cứu này, phương pháp nhiệt dung môi ở điều kiện thường đã được sử dụng để tổng hợp Ni,Co/ZIF/hydrochar, sau đó nung Ni,Co/ZIF/hydrochar ở 800^{o}C trong môi trường khí trơ thu được vật liệu Ni,Co/N-C/BC làm xúc tác hoạt hoá PMS phân huỷ các hợp chất nitrophenol. Các tính chất đặc trưng của xúc tác đã được khảo sát bằng các phương pháp XRD; FT-IR; SEM; EDX. Tác động của các hệ xúc tác trong xử lý TNR và của hệ Ni,Co/N-C/BC/PMS với các chất MB, RhB, LFX đã được nghiên cứu.

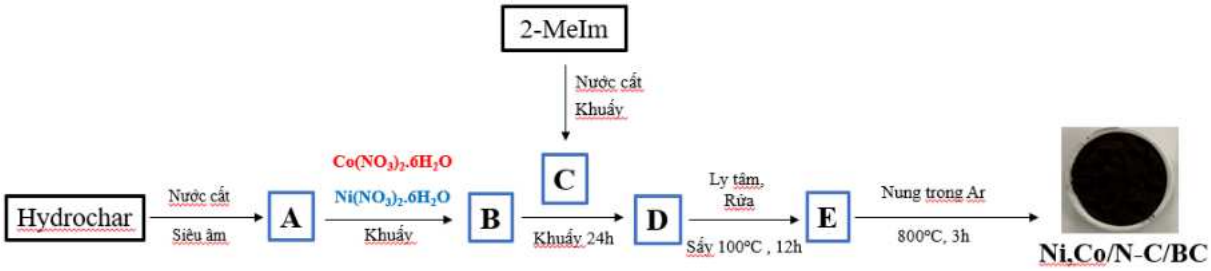
2. Thực nghiệm

2.1. Hóa chất

Các hóa chất dùng cho thí nghiệm đều đạt độ tinh khiết phân tích (độ tinh khiết 98%) và được sử dụng trực tiếp mà không cần qua xử lý. $Ni(NO_3)_2.6H_2O$, $Co(NO_3)_2.6H_2O$, 2-methyl imidazole $C_4H_6N_2$ (2-MeIm), PMS ($H_3K_5O_{18}S_4$), ethanol (EtOH), natri hydroxit (NaOH), 2,4,6 trinitroresorcinol (TNR), methylene blue (MB), Rhodamin B (RhB), Levofloxacin (LFX) được cung cấp bởi hãng Sigma Aldrich (Mỹ).

2.2. Chuẩn bị vật liệu

Lấy 0,415 gam hydrochar vỏ cà phê, thêm 50 ml nước cất 2 lần, siêu âm trong 45 phút thu được dung dịch huyền phù A. Thêm 5 mmol $Co(NO_3)_2.6H_2O$ và 5 mmol $Ni(NO_3)_2.6H_2O$ vào dung dich huyền phù A, khuấy đều trong 30 phút cho tan thu được dung dịch B. 50 mmol 2-methylimidazole (2-MeIm) được thêm vào 150 mL nước cất và khuấy trong 30 phút thu được dung dịch C. Sử dụng pipet paster, cho từ từ dung dịch C vào B, khuấy đều trong 24 giờ thu được huyền phù D. Ly tâm và rửa vật liệu nhiều lần bằng nước và ethanol, sau đó sấy khô ở 100^{o}C trong 12 giờ, thu được chất rắn E. Nung chất rắn E trong khí Argon với điều kiện như sau: Nhiệt độ phòng lên 400^{o}C: 10^{o}C/phút; giữ 400^{o}C trong 30 phút; nâng nhiệt từ 400 lên 800^{o}C: 5^{o}C/phút; giữ 800^{o}C trong 3 giờ; sau đó duy trì Ar về nhiệt độ 200^{o}C thì tắt lò.



2.3. Đặc điểm

Cấu trúc tinh thể được xác định bằng phương pháp nhiễu xạ tia X (XRD) bằng máy nhiễu xạ tia X Ultima IV ở 40 kV/40 mA với bức xạ Cu K (λ= 1,5418 A^{o}) tại Trường Đại học Công nghiệp Việt Trì; phổ hồng ngoại FT-IR bằng thiết bị phân tích phổ hồng ngoại biến đổi

Fourier Spectrum 400 của hãng PerkinElmer (Hoa Kỳ) có tần số 4000 đến 450 cm^{-1} tại phòng thí nghiệm Bộ môn Thuốc phóng thuốc nổ- Học viện Kỹ thuật Quân sự. Độ phân giải là 4 cm^{-1}, số lần quét là 4. Hình thái học được xác định bằng kính hiển vi điện tử quét SEM (JEOL JSM – IT 800, Nhật Bản) ở điện áp tăng tốc 30 kV, phổ phát xạ năng lượng EDX đo bằng hệ thống EDS Ultim Max 65 (Oxford Instruments, Anh) tại Trường Đại học Khoa học và Công nghệ Hà Nội. Hoạt tính xúc tác được phân tích bằng thiết bị UV-Vis ở các bước sóng đặc trưng các chất ô nhiễm (SP60, Biochrome, Anh) tại phòng thí nghiệm Bộ môn Kỹ thuật Môi trường- Học viện Kỹ thuật Quân sự.

2.4. Đánh giá hoạt tính xúc tác quang thông qua phản ứng phân hủy TNR

Thí nghiệm phân hủy Ni,Co/N-C/BC được thực hiện trong bình định mức 5 mL và duy trì ở nhiệt độ phòng và bước sóng 405nm. Lấy 0,4 mL TNR ở 250 mg/L vào bình định mức 5mL; thêm 0,5 ml xúc tác 1000 mg/L; 0,5 ml NaOH 0,1M; 0,5 ml PMS 5000 mg/L và nước cất đến vạch để bắt đầu phản ứng phân hủy chất ô nhiễm. Mẫu so sánh được chuẩn bị tương tự nhưng không có mặt TNR.

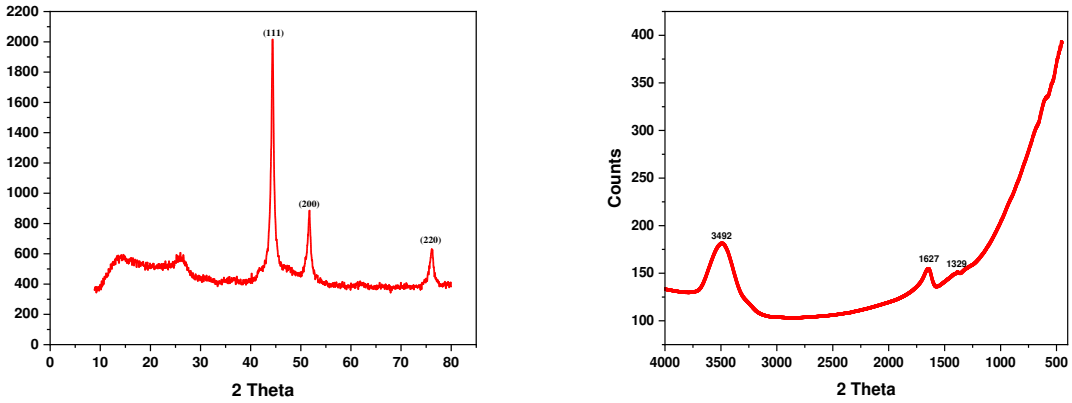
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc trưng cấu trúc và tính chất của vật liệu Ni,Co/N-C/BC

3.1.1. Cấu trúc tinh thể

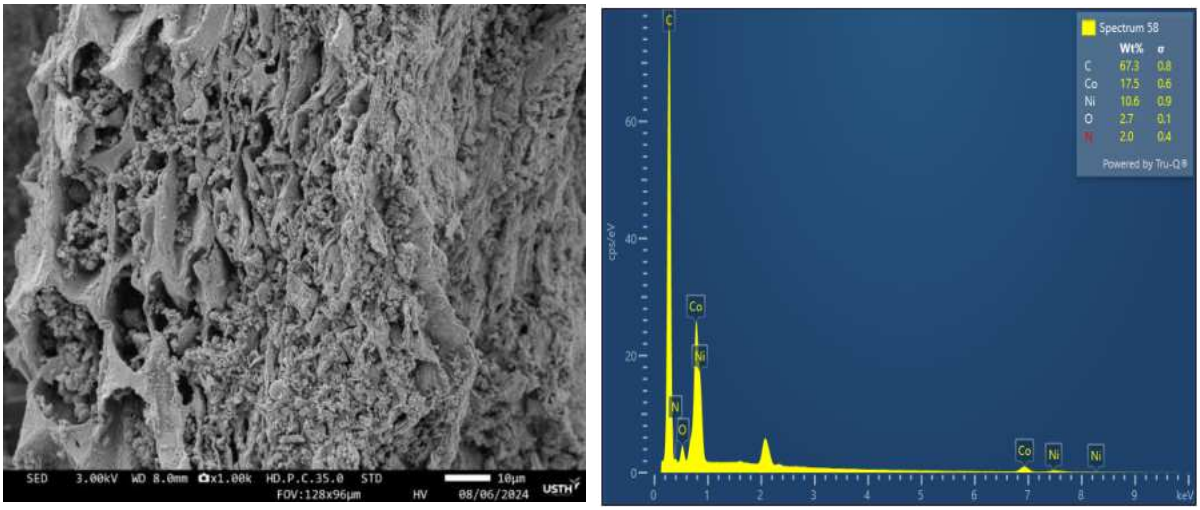
Hình 1a thể hiện phổ XRD của vật liệu Ni,Co/N-C/BC có cấu trúc xốp cao, với các đỉnh 2θ = 44,36; 51,69; 76,12 tương ứng với các mặt phẳng (111), (200), (220) [20].

Hình 1b thể hiện phổ FT-IR của vật liệu Ni,Co/N-C/BC. Vật liệu có các đỉnh hấp thụ tại 3492 cm^{-1} do các dao động của liên kết OH và NH. Ngoài ra, đỉnh tại 1627 cm^{-1} là do dao động kéo giãn của liên kết C=C. Hơn nữa, đỉnh tại 1329 cm^{-1} và 610 cm^{-1} tương ứng với liên kết kéo giãn Ni, Co-N, điều này chứng tỏ rằng các cation Ni^{2+} và Co^{2+} được liên kết với nguyên tử nitơ trong methylimidazole [21].



a) b)

Hình 1. Phổ XRD của Ni,Co/N-C/BC (a) và phổ FT-IR (b) của Ni,Co/N-C/BC



Hình 2. Ảnh SEM (a) và phổ tán sắc năng lượng tia X (EDS)(b) của Ni,Co/N-C/BC

Hình thái của các vật liệu Ni,Co/N-C/BC được thể hiện ở hình 2a-b. Ni,Co/N-C/BC tổng hợp trong dung môi nước có hình thái dạng thoi. Ni,Co/N-C/BC dạng hình lục lăng, có các vi cầu của hydrochar bám xung quanh. Phổ EDX chứng minh rằng Ni,Co/N-C/BC chứa các nguyên tố Ni, Co, N, O và C. Cả 5 nguyên tố này đều phân bố tốt trong vùng của hạt tinh thể này; tỷ lệ Ni:Co=10.6:17.5=1:1.6 gần bằng tỷ lệ theo lý thuyết.

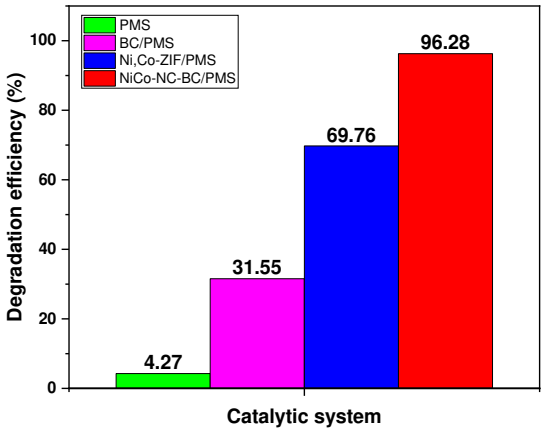
3.1.2. Hoạt tính xúc tác của vật liệu trong phân hủy hợp chất nitrophenol và các hợp chất hữu cơ ô nhiễm khác

Hiệu quả phân hủy TNR bởi hệ Ni,Co/N-C/BC/PMS được xác định thông qua các biểu thức: $H\ (\%) = (1 - C_t/C_o)\times 100\ \% = (1 - A_t/A_o)$.

Trong đó: C_o và A_o là hàm lượng và độ hấp thụ quang của TNR ở thời điểm ban đầu; C_t và A_t là hàm lượng và độ hấp thụ quang của TNR ở thời điểm t xác định.

Hằng số phân hủy TNR bởi hệ Ni,Co/N-C/BC/PMS được tính toán qua mô hình giả bậc 1: $\ln (C_t/C_0) = - k.t$

Trong đó: C_t, C_o là hàm lượng TNR ở thời điểm ban đầu và thời điểm t xác định; k: hằng số tốc độ biểu kiến (phút^{-1}).

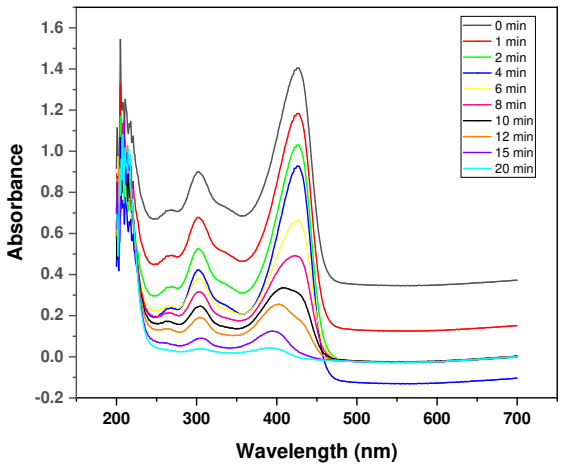


Hình 3. Ảnh hưởng hệ xúc tác đến quá trình phân hủy TNR

Tiến hành đánh giá hiệu quả xúc tác quang trong xử lý TNR của các vật liệu tổng hợp được đối với 04 hệ xúc tác khác nhau: PMS, BC/PMS, Ni,Co-ZIF/PMS, Ni,Co/N-C/BC/ PMS. Kết quả được thể hiện trên hình 3.

Khả năng loại bỏ TNR có thể được xác nhận thêm bằng phổ UV–Vis theo thời gian xử lý được đưa ra ở hình 4. Cường độ của đỉnh hấp thụ của TNR ở bước sóng 405 nm giảm dần theo thời gian, điều đó cho thấy chỉ ra sự phá hủy cấu trúc mang màu và cấu trúc thơm của TNR. Chứng tỏ rằng dưới tác dụng của ánh sáng nhìn thấy, xúc tác Ni,Co/N-C/BC đã hoạt hóa PMS tạo thành các dạng hoạt động góp phần phân hủy TNR.

Hệ thống PMS đơn lẻ không có xúc tác cho thấy sau phút thứ 20 hiệu quả loại bỏ TNR đạt 4,27% sau đó thay đổi không đáng kể. Khi có mặt PMS kết hợp xúc tác, BC/PMS, Ni/Co-ZIF/PMS, Ni,Co/N-C/BC/PMS có hiệu suất phân hủy TNR của 3 hệ lần lượt là 31,5%; 69,76%; 96,28% với hằng số tốc độ biểu kiến lần lượt là 0,0199 phút^{-1} và 0,0613 phút^{-1}; 0,1232 phút^{-1}.



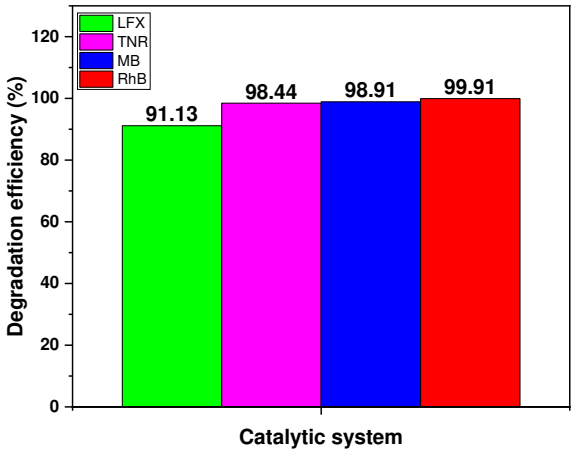
Hình 4. Phổ hấp thụ UV-Vis TNR theo thời gian

Hằng số tốc độ phân huỷ TNR của hệ Ni,Co/N-C/BC/PMS cao hơn 47,38; 6,19 và 2,01 lần so với hệ PMS, BC/PMS, Ni/Co-ZIF/PMS tương ứng, điều đó cho thấy PMS đã được chất xúc tác hoạt hóa để nhanh chóng tạo ra gốc tự do để phân hủy TNR.

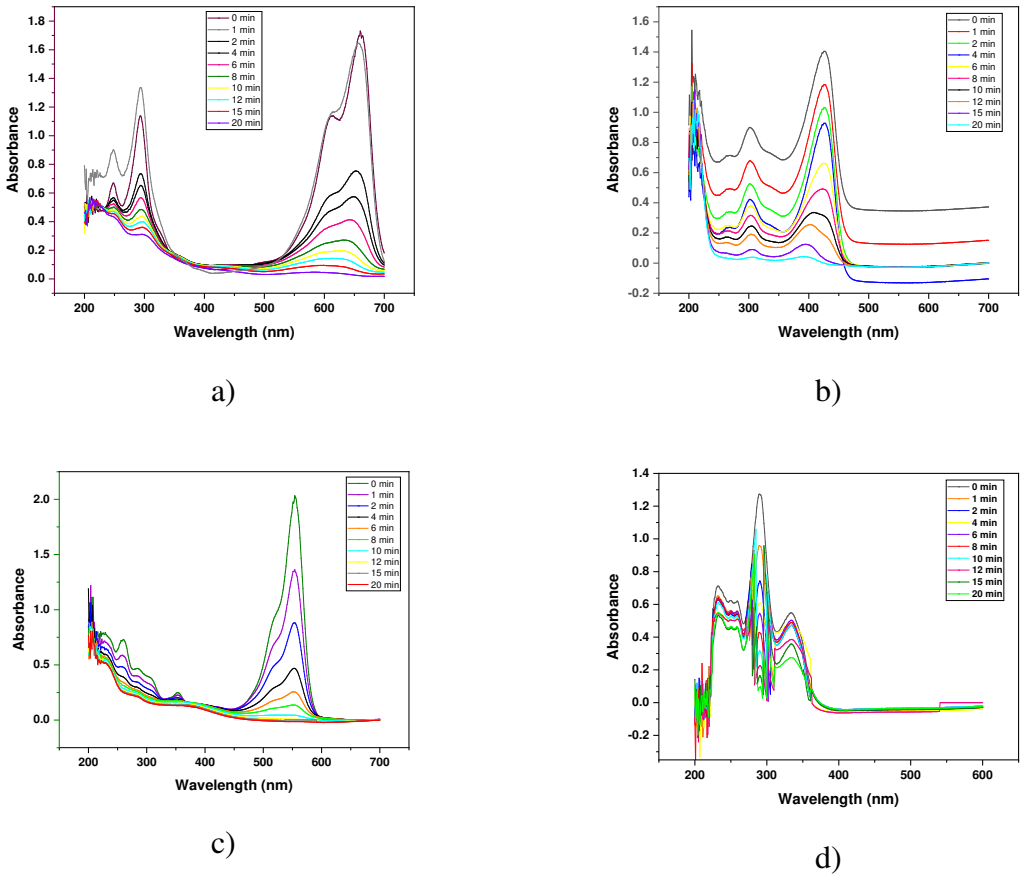
Các chất hữu cơ ô nhiễm khác như RhB, LFX và MB được tiến hành trong điều kiện tương tự và được đo tại bước sóng 554 nm; 295 nm; và 664 nm tương ứng.

Tiến hành đánh giá hiệu quả xúc tác quang trong xử lý các hợp chất nitrophenol của vật liệu tổng hợp được đối với hệ xúc tác Ni,Co/N-C/BC/PMS. Kết quả được thể hiện trên hình 5.

Khả năng loại bỏ các hợp chất hữu cơ ô nhiễm khác có thể được xác nhận thêm bằng phổ UV–Vis theo thời gian xử lý được đưa ra ở hình 6.



Hình 5. Khả năng phân hủy các chất ô nhiễm hữu cơ khác



Hình 6. Phổ hấp thụ UV-Vis phân hủy các chất hữu cơ ô nhiễm theo thời gian

a) MB b) TNR c) RhB d) LFX

Hệ thống Ni,Co/N-C/BC/PMS được thấy là có hoạt tính cao không chỉ đối với việc phân hủy TNR mà còn đối với việc phân hủy các chất hữu cơ ô nhiễm khác bao gồm MB, RhB, LFXvới hiệu suất phân huỷ đạt 91% - 99% trong vòng 20 phút. Qua đó chứng minh tính phù hợp của hệ thống Ni,Co/N-C/BC/PMS đối với nhiều hệ thống xử lý nước thải hữu cơ khác nhau có mục đích thực tế.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, đa kim loại lưỡng kim Ni,Co/N-C/BC trên nền than sinh học café được tổng hợp bằng phương pháp nhiệt dung môi và nung trong môi trường khí trơ. Đặc tính được phân tích bằng các kỹ thuật: SEM, EDX, XRD, FT-IR. Kết quả chỉ ra rằng Ni,Co/N-C/BC có cấu trúc xốp với các ion lưỡng kim phân bố đều trên nền than sinh học và có thể hoạt hóa PMS để oxy hóa nhiều hợp chất hữu cơ độc hại, bao gồm đỏ LFX, TNR, MB, RhB với hiệu suất cao (91%-99%) trong vòng 20 phút.

Tài liệu tham khảo

[1] Rayaroth MP, Aravindakumar CT, Shah NS, Boczkaj G: Advanced oxidation processes (AOPs) based wastewater treatment-unexpected nitration side reactions-a serious environmental issue: A review. *Chemical Engineering Journal* 2022, 430:133002. https://doi.org/10.1016/j.cej.2021.133002

[2] Bailey-Darland S, Krueger TD, Fang C: Ultrafast spectroscopies of nitrophenols and nitrophenolates in solution: From electronic dynamics and vibrational structures to photochemical and environmental implications. Molecules 2023, 28(2):601. https://doi.org/10.3390/molecules28020601

[3] Qian M, Zhang Y, Bian Y, Feng X-s, Zhang Z-b: Nitrophenols in the environment: An update on pretreatment and analysis techniques since 2017. *Ecotoxicology and Environmental Safety* 2024, 281:116611. https://doi.org/10.1016/j.ecoenv.2024.116611

[4] Rahimifard M, Navaei-Nigjeh M, Mahroui N, Mirzaei S, Siahpoosh Z, Nili-Ahmadabadi A, Mohammadirad A, Baeeri M, Hajiaghaie R, Abdollahi M: Improvement in the function of isolated rat pancreatic islets through reduction of oxidative stress using traditional Iranian medicine. *Cell Journal (Yakhteh)* 2014, 16(2):147. https://pmc.ncbi.nlm.nih.gov/articles/PMC4071980/

[5] Abdollahi M, Mohammadirad A: Nitrophenol, 4. 2014. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-824315-2.00052-X

[6] Rayaroth MP, Aravindakumar CT, Shah NS, Boczkaj G: Advanced oxidation processes (AOPs) based wastewater treatment - unexpected nitration side reactions - a serious environmental issue: A review. *Chemical Engineering Journal* 2022, 430:133002. https://doi.org/10.1016/j.cej.2021.133002

[7] Jung W, Jeon B-H, Cho D-W, Roh H-S, Cho Y, Kim S-J, Lee DS: Sorptive removal of heavy metals with nano-sized carbon immobilized alginate beads. *Journal of Industrial and Engineering Chemistry* 2015, 26:364-369. https://doi.org/10.1016/j.jiec.2014.12.010

[8] Chen Y, Wu S-C, Han J-J, Yan X, Guo X-J, Lang W-Z: Catalytic two-dimensional Pd decorated graphene oxide membrane for efficient 4-nitrophenol reduction. *Journal of Membrane Science* 2023, 687:122098. https://doi.org/10.1016/j.memsci.2023.122098

[9] Xie F, Xu Y, Xia K, Jia C, Zhang P: Alternate pulses of ultrasound and electricity enhanced electrochemical process for p-nitrophenol degradation. *Ultrasonics sonochemistry* 2016, 28:199-206. https://doi.org/10.1016/j.ultsonch.2015.07.011

[10] Oturan MA, Peiroten J, Chartrin P, Acher AJ: Complete destruction of p-nitrophenol in aqueous medium by electro-Fenton method. *Environmental Science & Technology* 2000, 34(16):3474-3479. https://doi.org/10.1021/es990901b

[11] Villegas-Guzman P, Silva-Agredo J, Florez O, Giraldo-Aguirre AL, Pulgarin C, Torres-Palma RA: Selecting the best AOP for isoxazolyl penicillins degradation as a function of water characteristics: effects of pH, chemical nature of additives and pollutant concentration. *Journal of environmental management* 2017, 190:72-79. https://doi.org/10.1016/j.jenvman.2016.12.056

[12] Guerra-Rodríguez S, Rodríguez E, Singh DN, Rodríguez-Chueca J: Assessment of sulfate radical-based advanced oxidation processes for water and wastewater treatment: a review. *Water* 2018, 10(12):1828. https://doi.org/10.3390/w10121828

[13] Priyadarshini M, Das I, Ghangrekar MM, Blaney L: Advanced oxidation processes: Performance, advantages, and scale-up of emerging technologies. *Journal of environmental management* 2022, 316:115295. https://doi.org/10.1016/j.jenvman.2022.115295

[14] Zheng X, Niu X, Zhang D, Lv M, Ye X, Ma J, Lin Z, Fu M: Metal-based catalysts for persulfate and peroxymonosulfate activation in heterogeneous ways: A review. *Chemical Engineering Journal* 2022, 429:132323. https://doi.org/10.1016/j.cej.2021.132323

[15] Pei Y, Cheng W, Liu R, Di H, Jiang Y, Zheng C, Jiang Z: Synergistic effect and mechanism of nZVI/LDH composites adsorption coupled reduction of nitrate in micro-polluted water. *Journal of Hazardous Materials* 2024, 464:133023. https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2023.133023
[16] Gong C, Chen F, Yang Q, Luo K, Yao F, Wang S, Wang X, Wu J, Li X, Wang D: Heterogeneous activation of peroxymonosulfate by Fe-Co layered doubled hydroxide for efficient catalytic degradation of Rhoadmine B. *Chemical engineering journal* 2017, 321:222-232. https://doi.org/10.1016/j.cej.2017.03.117
[17] Gao M, Liu G, Gao Y, Chen G, Huang X, Xu X, Wang J, Yang X, Xu D: Recent advances in metal-organic frameworks/membranes for adsorption and removal of metal ions. *TrAC Trends in Analytical Chemistry* 2021, 137:116226. https://doi.org/10.1016/j.trac.2021.116226
[18] Ji X, Huang J-W, Liu W-J, Yu H-Q: Pyrolysis of Biomass Wastes to N-Doped Biochar-Stabilized Co Nanoparticles for Efficient Pollutant Degradation Via Peroxymonosulfate Activation. *ACS ES&T Engineering* 2021, 1(12):1715-1724. https://doi.org/10.1021/acsestengg.1c00327
[19] Ramachandran R, Thangavel S, Minzhang L, Haiquan S, Zong-Xiang X, Wang F: Efficient degradation of organic dye using Ni-MOF derived NiCo-LDH as peroxymonosulfate activator. *Chemosphere* 2021, 271:128509. https://doi.org/10.1016/j.chemosphere.2020.128509
[20] Salehi M, Saidi A, Ahmadian M, Raeissi K: Characterization of nanocrystalline Nickel–Cobalt alloys synthesized by direct and pulse electrodeposition. *International Journal of Modern Physics B* 2014, 28(06):1450043. https://doi.org/10.1142/S021797921450043X
[21] Radhika M, Gopalakrishna B, Chaitra K, Bhatta LKG, Venkatesh K, Kamath MS, Kathyayini N: Electrochemical studies on Ni, Co & Ni/Co-MOFs for high-performance hybrid supercapacitors. *Materials Research Express* 2020, 7(5):054003. **DOI** 10.1088/2053-1591/ab8d5d

Ni,Co/N-C/BC synthetic research application decomposition of nitrophenol compounds in water

Abstract: Transition metal oxides/hydroxides on biochar (Biochar) are used in the treatment of toxic organic substances due to the advantages of large surface area, chemical stability, and catalytic ability in advanced oxidation reactions. Meanwhile, nitrophenol compounds are compounds discharged in industrial and military activities, are highly toxic, and difficult to biodegrade. The method of using Ni and Co transition metal oxides/hydroxides on biochar as PMS activated catalyst in the treatment of wastewater containing nitrophenol achieves high treatment efficiency. The results show that the decomposition efficiency of the Ni,Co/N-C/BC/PMS catalyst is over 90% for nitrophenol compounds within 20 minutes when using the PMS system. In addition, surveys conducted on different catalyst systems including: Biochar/PMS, Ni,Co-ZIF/PMS, PMS show the advantages of the surveyed system. In this study, Ni,Co/N-C/BC materials were synthesized by solvothermal method at room temperature and then calcined in an inert gas.

Keywords: Ni,Co/N-C/BC; AOP; PMS; nitrophenol.

Model for calculating cross - axis coupling stiffness using crab-leg spring in mems accelerometer

Nguyen Van Cuong[1,*], Bui Manh Cuong[1], Nguyen Huu Chien[1] ,Vu Minh Hoan[1] , Phan Van Manh[1] ,Chu Manh Hoang[2]

[1,]*Faculty Of Mechanical Engineering, Military Technical Academy*

[2]*School of Materials Science and Engineering, Hanoi University of Science and Technology*

*Email: vancuonghvktqs1241990@gmail.com, Contact number: 0395637808

Abstract

Reducing cross-axis coupling is crucial for enhancing the performance of MEMS accelerometers. This paper examines the phenomenon of cross-axis coupling in MEMS accelerometers using micro mechanical springs. Based on the stiffness matrix of suspension springs, this paper presents a investigation of stiffness characteristics for crab-leg spring. Design principles for crab-leg spring is proposed for MEMS accelerometers.

Keywords: *Cross-axis coupling, micromechanical spring, suspension spring, crab-leg.*

1. Introduction

MEMS (Micro-Electro-Mechanical Systems) devices have diverse applications across various fields, thanks to their small size, low cost, and high sensitivity [1]. In MEMS device applications, accelerometer sensors are among the most critical and important technologies [2]. Accelerometer sensors have revolutionized various industries with their compact size and high precision. These sensors detect acceleration and tilt changes in devices ranging from smartphones and wearables to automotive systems and industrial machinery. Designing MEMS accelerometers involves addressing several challenges, such as cross-axis sensitivity and non-linearity [3]. Cross-axis sensitivity refers to the sensor's tendency to respond to accelerations in unintended directions, impacting accuracy. Engineers mitigate this by carefully aligning sensor axes and employing compensation algorithms [4]. Non-linearity presents another challenge,

where the sensor's output does not perfectly follow a linear relationship with applied accelerations. This issue can be managed through calibration techniques and using sensor designs that minimize non-linear effects. Overcoming these challenges is crucial to ensure MEMS accelerometers deliver precise and reliable measurements across various applications, from consumer electronics to industrial monitoring systems. Advanced design strategies and rigorous testing are essential to optimize performance and meet demanding operational requirements. Cross-axis sensitivity arises from a mix of unwanted mechanical oscillation modes and imbalanced sensing capacitances. Inherent cross-axis coupling in the suspension springs leads to undesired oscillation modes. To understand and predict cross-axis coupling, models for the springs need to be derived. This paper aims to model the coupling between the principal modes of a suspended structure by deriving linear models for crab-leg spring.

2. Modeling of cross - axis coupling in crab-leg spring

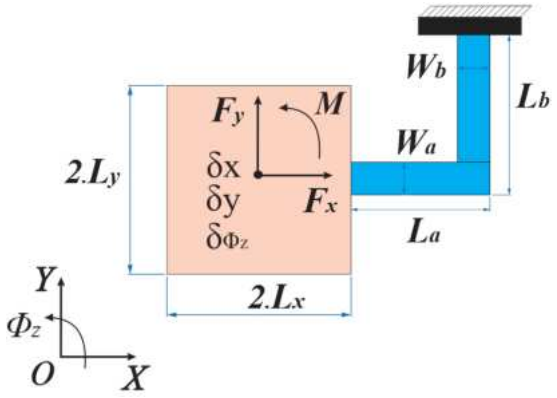


Figure 1. Forces and moments acting on the centroid of a proof mass connected to the free end of Crab-leg Spring

Figure 1 depicts a mass suspended by a single crab-leg spring. The studied mass has dimensions of $2L_x$ and $2L_y$. F_x and F_y are forces acting in the X and Y directions, while M is the moment acting in the XOY plane. Meanwhile, δ_x, δ_y, and δ_{ϕ_z} are the displacements in the X direction, Y direction, and rotational displacement in the XOY plane, respectively. The force and moment components are depicted as shown in the pictures. The dimensions of the crab-leg spring are described in Figure 1, including the horizontal dimension L_a, the vertical

dimension L_b and the width of the spring beam is w. The basic dimensions of the Crab-leg are described in Tables 1 below, including: Thickness of the spring beam (t); the width of beam parallel to the Y-axis (w_b); the width of beam parallel to the X-axis (w_a). Table 2 presents the definitions of stiffness parameters $K_{xy}; K_{x\phi_z}; K_{y\phi_z}$ calculated in the paper.

Table 1. Dimensions of the crab-leg spring

Number	*Parameters* (μm)	*Values* (μm)
1	t	20
2	w_b	15
3	w_a	15

Table 2. Boundary conditions

Number	*Parameters* (N/m)	*Boundary Conditions*	*Force* (N)
1	K_{xy}	$\delta_x = 0;\ \ \delta_{\phi_z} = 0$	F_x
2	$K_{x\phi_z}$	$\delta_x = 0;\ \ \delta_y = 0$	F_x
3	$K_{y\phi_z}$	$\delta_x = 0;\ \ \delta_y = 0$	F_y

In this analysis of micromechanical spring, energy methods are utilized to derive analytical expressions for linear spring constants. The objective is to determine the displacement, δ, caused by an applied force, F, in the relevant direction. The spring constant is given by $k = {}^{F}/_{\delta}$. This study considers only the effects of bending and torsion on displacement, while neglecting deformation due to shear, beam elongation, and shortening. Thus, the stiffness of a single crab-leg spring in the X and Y directions is calculated as follows [5]:

$$K_x = \frac{1}{4}.\frac{E.t.w_b^3.(4.L_b + \alpha L_a)}{L_b^3.(L_b + \alpha L_a)} \;\; ; \;\; K_y = \frac{1}{4}.\frac{E.t.w_a^3.(L_b + 4\alpha L_a)}{L_a^3.(L_b + \alpha L_a)} \quad (1)$$

Where : $\alpha = \left(\frac{w_b}{w_a}\right)^3$; $I_a = \frac{t.w_a^3}{12}$ represents the moment of inertia for a beam with the width w_a , $I_b = \frac{t.w_b^3}{12}$ represents the moment of inertia for a beam with the width w_b. The Young's modulus of Silicon is E.

The process of deriving symbolic linear equations that describe displacements based on applied forces and moments is implemented. Using energy methods, a system of linear equations is formulated to symbolically represent the displacements in relation to these forces and moments. By solving these equations, the stiffness matrix elements are determined. Incorporating the boundary conditions, as illustrated in Table 2, results in a system of linear equations involving applied forces, moments, and the unknown displacement. The corresponding equations for stiffness constants are provided below. For the crab-leg, the analytical models for elastic coupling between x, y and modes for one spring are [6]:

$$K_{xy} = \frac{9E.I_a.I_b}{L_a.L_b(I_a.L_b + I_b.L_a)} \quad (2)$$

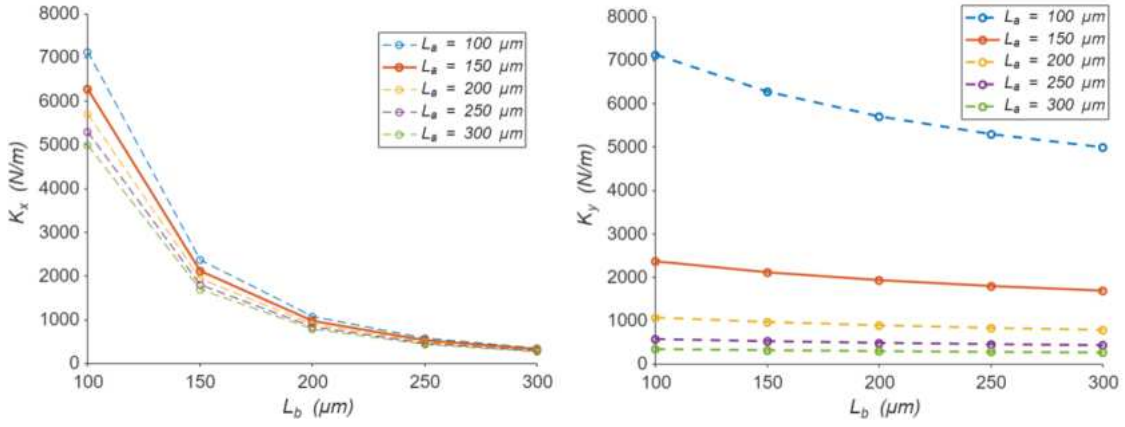
$$K_{x\Phi_z} = \frac{-3E.I_b.\left((I_b.L_a^2 + 4I_a.L_a.L_b).L_y - 3.I_a.L_b^2.L_x - I_a.l_a.L_b^2\right)}{L_a.L_b^3.(I_a.L_b + I_b.L_a)} \quad (3)$$

$$K_{y\Phi_z} = \frac{3E.I_a.\left(-3.I_b.L_a^2.L_y + (I_a.L_b^2 + 4I_b.L_a.L_b).L_x + I_a.L_b^2L_a + 2I_b.L_a^2L_b\right)}{L_b.L_a^3.(I_a.L_b + I_b.L_a)} \quad (4)$$

3. Results and discussion

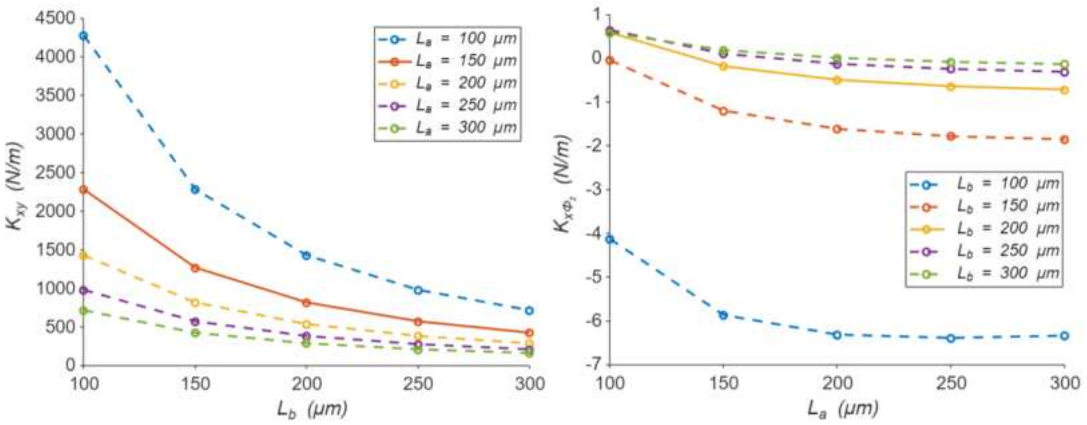
Figure 2. a) describes the relationship between the spring stiffness K_x and the beam lengths L_a and L_b. Looking at the graph, we can see that as L_b increases, the spring stiffness K_x decreases. Furthermore, at the same L_b value, when we reduce the size of L_a, the spring stiffness K_x increases. Thus, it can be concluded that K_x is inversely proportional to both L_a and L_b. At $L_a = 150$ µm, $L_b = 200$ µm, K_x reaches the value of $967\ N/m$. Similarly,

Figure 2. b) shows the relationship between the spring stiffness K_y and the beam lengths L_a and L_b. K_y and L_b are also proportional, like the case of K_x in Figure 2. a), at the same L_b value, when L_a decreases, the value of the stiffness K_y also increases. At $L_a = 150$ µm, $L_b = 200$ µm, K_y reaches the value of $1930\ N/m$.



a) b)

Figure 2.a) Stiffness of one Crab-leg spring in X (K_x) and b) in Y directions (K_y)



a) b)

Figure 3.a) Stiffness K_{xy} and b) $K_{x\Phi_z}$ according to the dimensions of the crab-leg spring beam

The Figure 3. a) illustrates the relationship between K_{xy}, L_b and L_a while the Figure 3. b) depicts the relationship between $K_{x\Phi_z}$, L_b and L_a. Looking at the graph in Figure 3. a), we see that K_{xy} is inversely proportional to L_a and L_b. At the values of $L_a = 150$ µm, $L_b = 200$ µm, K_{xy} equals $814\ N/m$. Meanwhile, the value of $K_{x\Phi_z}$ in Figure 3. b) is

directly proportional to L_b for the same value of L_a. With $L_a = 150$ µm and $L_b = 200$ µm, the value of $K_{x\Phi_z}$is -0,1883 N/m.

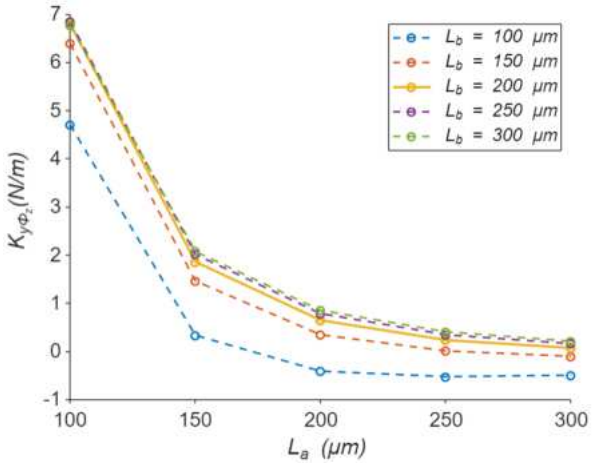


Figure 4. Stiffness $K_{y\Phi_z}$ based on the dimensions of the crab-leg spring beam

It is easy to see that Figure 4 illustrates the relationship between $K_{y\Phi_z}$ and L_a and L_b. The value of $K_{y\Phi_z}$ decreases as L_a increases. With the same value of L_a, when L_b increases, the value of $K_{y\Phi_z}$ also increases at a low rate. $K_{y\Phi_z}$ in the range of L_a from 100 µm to 150 µm decreases quite abruptly, while in other ranges of L_a values, the decrease is gradual. $K_{y\Phi_z}$ has a value of 0,1854 N/m at $L_a = 150$ µm and $L_b = 200$ µm.

4. Conclusion

The study of the cross-axis phenomenon in microelectromechanical systems (MEMS), especially in accelerometers, is crucial. Since the primary cause of cross-axis coupling originates from the operation of the springs, this paper investigates the effect of crab-leg spring dimensions on the cross-axis stiffness components K_{xy}, $K_{x\Phi_z}, K_{y\Phi_z}$. These results serve as a foundation for applying cross-axis sensitivity calculations in accelerometer design. From there, propose a method to minimize the impact of cross-axis effects in MEMS devices by optimizing the spring dimensions. The calculation of the stiffness values K_{xy}, $K_{x\Phi_z}$, and $K_{y\Phi_z}$ is highly significant when studying cross-axis coupling in MEMS devices. Especially in MEMS accelerometers, detailed calculations help accurately determine cross-axis sensitivity and find

ways to eliminate it. For the crab-leg spring, when $L_a = 150$ μm and $L_b = 200$ μm, we obtain the stiffness values $K_x = \frac{967N}{m}$; $K_y = \frac{1930N}{m}$; $K_{xy} = 814\ N/m$; $K_{x\Phi_z} = -0{,}1883$ N/m; $K_{y\Phi_z} = 0{,}1854$ N/m.

References

[1] 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(08).

[2] Li, R., Mohammed, Z., Rasras, M., Elfadel, M., & Choi, D. (2020). Design, modelling and characterization of comb drive MEMS gap-changeable differential capacitive accelerometer. Journal of the International Measurement Confederation (IMEKO).

[3] Chen, C. M., Ruifeng, Z., Youling, L., Zhengqian, Z., & Lufeng, C. (2022). Analysis and compensation for nonlinearity of sandwich MEMS capacitive accelerometer induced by fabrication process error. Microelectronic Engineering.

[4] Morozov, N., Indeitsev, D., Igumnova, V., Lukin, A., Popov, I., & Shtukin, L. (2022). Nonlinear Dynamics of a Mode-Localized MEMS Accelerometer with Beam Sensing Elements. Mechanics, 55, 471-481.

[5] Fedder, K. (1994). Simulation of Microelectromechanical Systems. University of California at Berkeley Doctoral Thesis, 319.

[6] Iyer, S. V. (2003). Modeling and Simulation of Non-idealities in a Z-axis CMOS-MEMS Gyroscope. University of California.

Mô hình tính toán độ cứng chéo trục của lò xo càng cua trong cảm biến gia tốc vi cơ điện tử

Tóm tắt: *Giảm thiểu hiện tượng kết cặp chéo trục đóng vai trò quan trọng trong việc nâng cao hiệu suất của cảm biến gia tốc MEMS. Bài báo này nghiên cứu hiện tượng kết cặp chéo trục trong cảm biến gia tốc MEMS sử dụng lò xo vi cơ. Dựa trên ma trận độ cứng của hệ thống lò xo treo, bài báo tiến hành phân tích đặc tính độ cứng của lò xo crab-leg. Đồng thời, các nguyên tắc thiết kế lò xo crab-leg được đề xuất nhằm tối ưu hóa hiệu suất của cảm biến gia tốc MEMS*

Từ khóa: Kết cặp chéo trục, độ cứng của lò xo vi cơ, lò xo treo, lò xo càng cua.

Nghiên cứu mô phỏng ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến biến dạng tích lũy khi cán không đồng tốc phôi hợp kim đồng M1

Nguyễn Xuân Diệp[1]

[1]*BM Gia công áp lực, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: xuandiep0307@gmail.com; Tel: 0877613189

Tóm tắt:

Bài báo nghiên cứu sự ảnh hưởng của nhiệt độ phôi ban đầu, tốc độ quay của các trục cán và lượng ép tương đối đến biến dạng tích lũy của vật liệu khi cán phôi đồng kỹ thuật M1 bằng phương pháp cán không đồng tốc. Quá trình nghiên cứu được thực hiện dựa trên mô phỏng bằng phần mềm mô phỏng các quá trình gia công kim loại bằng áp lực Qform-3D. Biến dạng tích lũy của vật liệu được nghiên cứu khi cán ở các nhiệt độ phôi ban đầu 500 – 700 – 900 ^{0}C; tỉ số tốc độ quay của các trục cán v_2/v_1 = 1; 3/4; 1/2; 1/4 và lượng ép tương đối thay đổi từ 30 – 70 %. Kết quả nghiên cứu cho thấy so với phương pháp cán thông thường, phương pháp cán không đồng tốc có khả năng tạo ra biến dạng tích lũy lớn hơn khi cán ở cùng một điều kiện lượng ép tương đối. Sự thay đổi của nhiệt độ phôi ban đầu, tốc độ quay của các trục cán và mức độ biến dạng cũng ảnh hưởng đến biến dạng tích lũy của vật liệu. Phương pháp cán này có khả năng tạo ra hạt mịn hơn và cấu trúc hạt đông đều hơn so với phương pháp cán tấm thông thường.

***Từ khóa**: Cán không đồng tốc, biến dạng tích lũy, tỉ số tốc độ quay.*

1. Giới thiệu

Một trong những yếu tố ảnh hưởng đến cơ tính của vật liệu kim loại và hợp kim là kích thước hạt của vật liệu. Vật liệu có kích thước hạt nhỏ thường có độ bền cao, khả năng chống ăn mòn và chống oxy hóa tốt [1-4]. Nhờ các ưu điểm trên, phôi có kích thước hạt nhỏ được ứng dụng nhiều trong các lĩnh vực như hàng không vũ trụ, công nghiệp ô tô, trong lĩnh vực quân sự như các loại vỏ tên lửa, cánh ổn định, vỏ liều các loại đạn, nón đồng trong các loại đạn xuyên lõm,…Để tạo ra vật liệu có kích thước hạt nhỏ hiện nay sử dụng nhiều phương pháp khác nhau, bao gồm: các phương pháp nhiệt luyện, các phương pháp biến dạng dẻo mãnh liệt, hoặc kết hợp biến dạng dẻo và nhiệt luyện [5-9]. Các phương pháp nhiệt luyện tuy dễ thực hiện nhưng không thể tạo ra các loại vật liệu kim loại có cấu trúc hạt rất nhỏ và hạt có kích thước nano, đồng thời đòi hỏi sự kiểm soát nhiệt độ và tốc độ làm nguội nghiêm ngặt. Còn các phương pháp biến dạng dẻo mãnh liệt tuy có thể tạo ra vật liệu có kích thước hạt nhỏ, phôi sau khi biến dạng có độ bền cao, nhưng chủ yếu chỉ dùng trong gia công các chi tiết kích thước nhỏ, số lượng ít, khó cơ khí hóa, tự động hóa.

Một trong những phương pháp tạo hạt nhỏ bằng biến dạng có thể khắc phục được những nhược điểm trên là phương pháp cán không đồng tốc. Các nghiên cứu [10-14] cho thấy phương pháp cán không đồng tốc có khả năng tạo ra vật liệu có cấu trúc hạt nhỏ khi cán các hợp kim nhôm và thép. Nghiên cứu [15] trên hợp kim titan cũng phát hiện ra rằng sự khác biệt về tốc độ cán tạo ra biến dạng trượt, giúp làm nhỏ hạt và tạo ra cấu trúc đồng nhất, giúp nâng cao cơ tính của phôi sau khi cán. Từ các nghiên cứu trên có thể thấy phương pháp cán không đồng tốc có khả năng rất lớn trong việc tạo ra vật liệu có kích thước hạt nhỏ, nâng cao cơ tính của phôi sau khi cán, và cũng như các phương pháp cán thông thường khác [16, 17], phương pháp cán không đồng tốc có khả năng cơ khí hóa, tự động hóa cao, có thể ứng dụng vào sản xuất công nghiệp.

Tuy nhiên việc nghiên cứu quá trình biến dạng khi cán bằng phương pháp cán không đồng tốc vẫn còn nhiều hạn chế do đòi hỏi phải đầu tư thiết bị nghiên cứu phức tạp. Các nghiên cứu mô phỏng quá trình cán không đồng tốc dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn đã được thực hiện, tuy nhiên chủ yếu nghiên cứu ảnh hưởng của kích thước và hình dạng trục cán đến quá trình biến dạng của phôi.

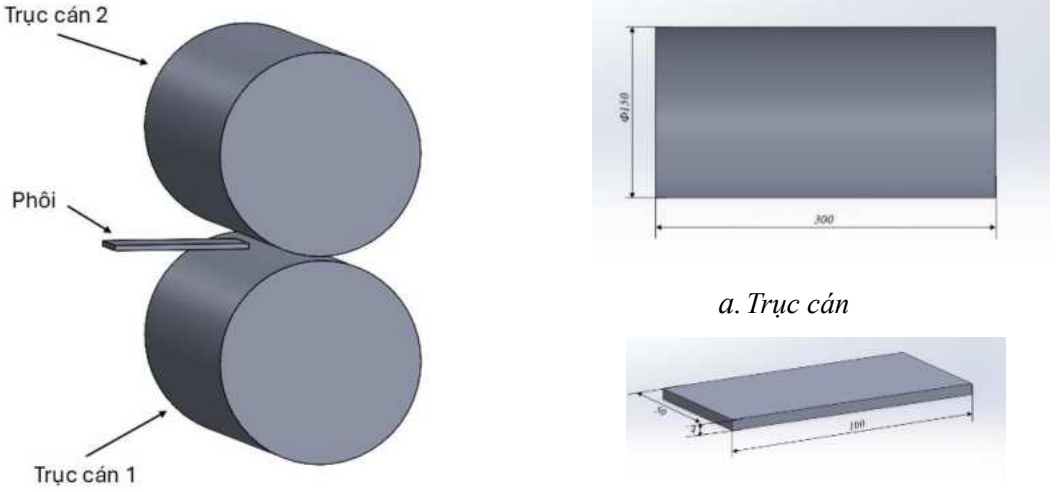
2. Vật liệu và phương pháp nghiên cứu

Vật liệu được sử dụng nghiên cứu mô phỏng quá trình cán không đồng tốc là hợp kim đồng M1. Đây là loại vật liệu được sử dụng nhiều trong chế tạo các loại nón đồng xuyên lõm nhờ khả năng có thể gia công tạo hạt mịn, cũng như có khối lượng riêng lớn, tính dẻo tốt. Thành phần hóa học của hợp kim đồng M1 được trình bày trong bảng 1.

Bảng 1. Thành phần hóa học của hợp kim đồng M1, % (GOST 859 -2001)

Ni	Fe	S	Sn	Pb	Zn	Sb	Bi	As	Cu
<0,002	<0,005	<0,004	<0,002	<0,005	<0,004	<0,002	<0,001	<0,002	Còn lại

Quá trình mô phỏng dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn được thực hiện bằng phần mềm mô phỏng các quá trình gia công kim loại bằng áp lực QForm -3D phiên bản 11.0.0 do công ty Quantor Form sản xuất. Đây là phần mềm chuyên dụng được sử dụng trong mô phỏng các quá trình biến dạng dẻo của kim loại như dập khối, dập tấm, cán, đùn ép,…với giao diện thân thiện và hiệu suất tính toán cao.



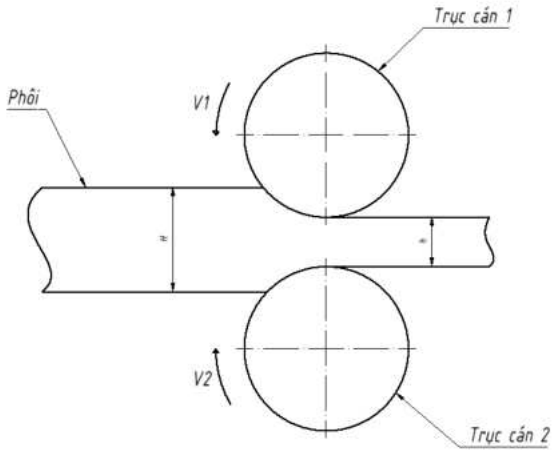
a. Trục cán

b. Phôi

Hình 1. Mô hình mô phỏng 3D

Mô hình mô phỏng 3D quá trình cán không đồng tốc được xây dựng bằng phần mềm Solidworks. Kích thước phôi và các trục cán được thể hiện trong hình 1.

Nghiên cứu mô phỏng quá trình cán không đồng tốc bằng phần mềm mô phỏng QForm -3D đối với hợp kim đồng M1 được thực hiện ở các nhiệt độ, tốc độ trục cán và mức độ biến dạng khác nhau (Hình 2). Các thông số công nghệ cơ bản và điều kiện biên của quá trình cán được thể hiện trong bảng 2.



Hình 2. Sơ đồ công nghệ cán không đồng tốc

Bảng 2. Các thông số công nghệ của quá trình cán không đồng trục

Thông số công nghệ	Giá trị
Nhiệt độ phôi cán, ^{0}C	5
Tốc độ quay của trục cán, vòng/phút: - Trục cán 1: - Trục cán 2:	 60 60; 45; 30; 15
Mức độ biến dạng, %	30; 50; 70
Vật liệu trục cán	5XMH
Nhiệt độ trục cán ban đầu, ^{0}C	20
Nhiệt độ môi trường, ^{0}C	20
Định luật ma sát (định luật Siebel): -Hệ số Siebel	 0,8

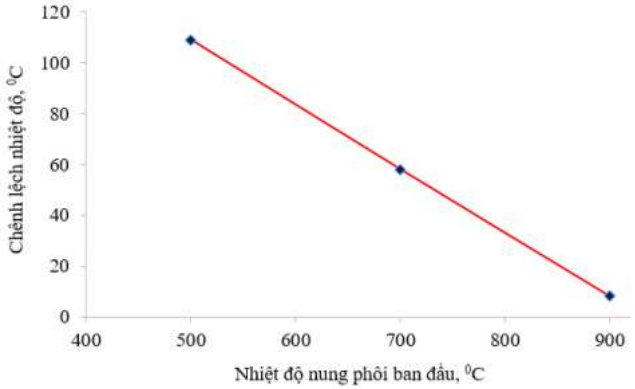
3. Kết quả và phân tích

3.1 Ảnh hưởng của nhiệt độ

Nghiên cứu ảnh hưởng của nhiệt độ phôi đến quá trình biến dạng khi cán bằng phương pháp cán không đồng tốc được thực hiện ở các nhiệt độ 500, 700 và 900 độ C; với mức độ biến dạng 50% và tỉ số tốc độ giữa trục cán 1 và trục cán 2 là 2/1 (tốc độ quay của trục cán 1 là 60 vòng/phút).

Quá trình biến dạng dẻo nói chung và quá trình cán nói riêng thường kèm theo hiệu ứng nhiệt, tại các vị trí vật liệu bị biến dạng nhiều, nhiệt độ sẽ tăng mạnh hơn các vị trí khác. Khi cán ở nhiệt độ thấp, hiệu ứng nhiệt xảy ra mãnh liệt hơn so với ở nhiệt độ cao, vì vậy sự chênh lệch nhiệt độ giữa giá trị nhiệt độ lớn nhất đạt được khi cán với nhiệt độ nung phôi ban đầu ở 500 độ C lớn hơn khi cán ở 700 và 900 độ C, chênh lệch này đạt tương ứng lần lượt là 109; 58 và 8 độ C (hình 3). Đồng thời trong quá trình cán, phôi tiếp xúc với trục cán nên cũng xảy ra hiện tượng làm nguội tại các vị trí tiếp xúc. Nhiệt độ phôi cao cũng dẫn đến tốc độ làm nguội nhanh hơn, ở nhiệt độ cán 900 độ C, nhiệt độ ở đầu ra của phôi ở vị trí tiếp xúc với trục cán đạt 880 độ C. Trong khi đối với phôi cán ở 500 độ C, nhiệt độ tại bề mặt tiếp xúc đạt 595 độ C.

Kết quả nghiên cứu mức độ biến dạng cho thấy, phần kim loại gần trục cán có tốc độ quay lớn so với phần kim loại gần trục cán có tốc độ quay bé là tương đương. Và trong quá trình biến dạng khi cán bằng phương pháp cán không đồng tốc, nhiệt độ nung của phôi không ảnh hưởng đến mức độ biến dạng của vật liệu. Mức độ biến dạng tích lũy của vật liệu đạt được từ 3,4 đến 3,6 ở cả 3 nhiệt độ. Mức độ biến dạng tích lũy khi cán bằng phương pháp cán không đồng tốc lớn hơn nhiều so với phương pháp cán thông thường (khi cán tấm thông thường ở nhiệt độ 700 độ C, mức độ biến dạng 50%, thì mức độ biến dạng tích lũy đạt được là 1,0).

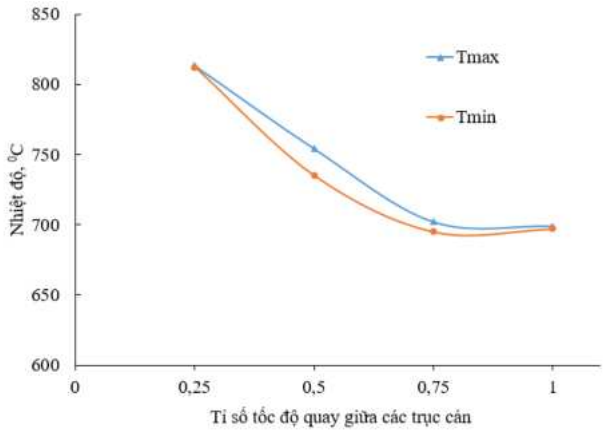


Hình 3. Chênh lệch nhiệt độ giữa nhiệt độ lớn nhất đạt được của phôi so với nhiệt độ ban đầu khi cán ở các nhiệt độ khác nhau

3.2 Ảnh hưởng của tỉ số tốc độ quay của các trục cán

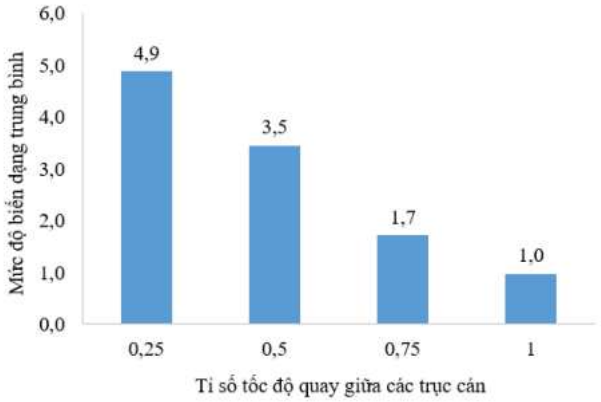
Nghiên cứu ảnh hưởng của tỉ số tốc độ quay của các trục cán được thực hiện bằng cách thay đổi tốc độ tương đối giữa các trục cán. Trục cán 1 quay với tốc độ 60 vòng/phút, trong khi đó tốc độ quay của trục cán 2 được thay đổi lần lượt là 1/1; 1/2; 1/3; 1/4 so với tốc độ quay của trục cán 1.

Từ kết quả mô phỏng cho thấy khi giảm tỉ số tốc độ quay giữa các trục cán, hiệu ứng nhiệt do biến dạng xảy ra càng mãnh liệt. Khi sự chênh lệch tốc độ quay chưa lớn (ứng với tỉ số 3/4), sự thay đổi nhiệt độ của phôi so với khi cán thông thường là không lớn. Tuy nhiên, khi tiếp tục tăng sự chênh lệch tốc độ quay này thì sự chênh lệch nhiệt độ của phôi ở vị trí đầu ra và đầu vào tăng lên. Khi sự chênh lệch tỉ số tốc độ quay đạt 1/4, nhiệt độ lớn nhất ở đầu ra của phôi đạt 813 độ C, cao hơn 113 độ C so với nhiệt độ đầu vào của phôi (hình 4).



Hình 4. Ảnh hưởng của tỉ số tốc độ quay giữa các trục cán đến sự thay đổi nhiệt độ trên phôi tại đầu ra của trục cán

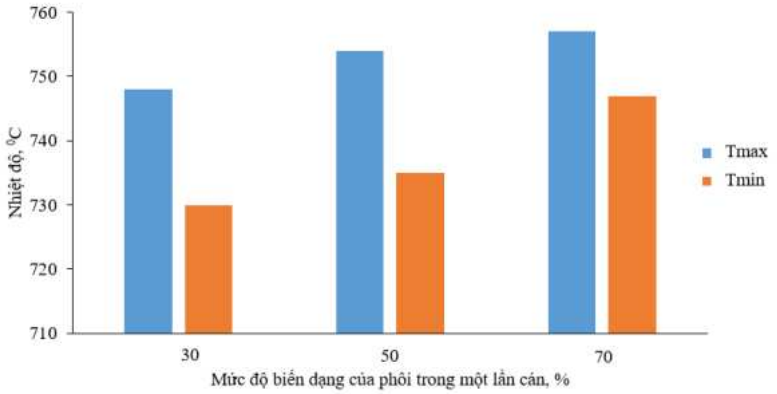
Kết quả của sự thay đổi nhiệt độ phôi ở trên có thể được giải thích bằng kết quả nghiên cứu mức độ biến dạng của vật liệu khi cán ở các trường hợp trên. Tăng sự chênh lệch tốc độ quay giữa các trục cán sẽ làm tăng biến dạng kéo của kim loại ở vùng tiếp xúc với trục cán có tốc độ quay lớn, đồng thời tăng biến dạng nén đối với kim loại ở vùng tiếp xúc với trục cán có tốc độ quay nhỏ. Kết quả nghiên cứu mức độ biến dạng trung bình của vật liệu khi tỉ số tốc độ quay đạt 1/4 cao gần gấp 5 lần so với phương pháp cán thông thường (hình 5). Tuy nhiên, kết quả mô phỏng cũng cho thấy khi tỉ số này quá nhỏ, trên phôi xảy ra hiện tượng mất ổn định. Điều này xảy ra do phần phôi tiếp xúc với trục cán có tốc độ quay lớn bị kéo mạnh, trong khi tốc độ dịch chuyển của phần phôi tiếp xúc với trục cán có tốc độ quay chậm không đủ lớn, nên phần kim loại này bị nén và dồn lớn, gây ra hiện tượng ngậm than.



Hình 5. Ảnh hưởng của tỉ số tốc độ quay của trục cán đến mức độ biến dạng trung bình của phôi

3.3 Ảnh hưởng lượng ép đến quá trình biến dạng

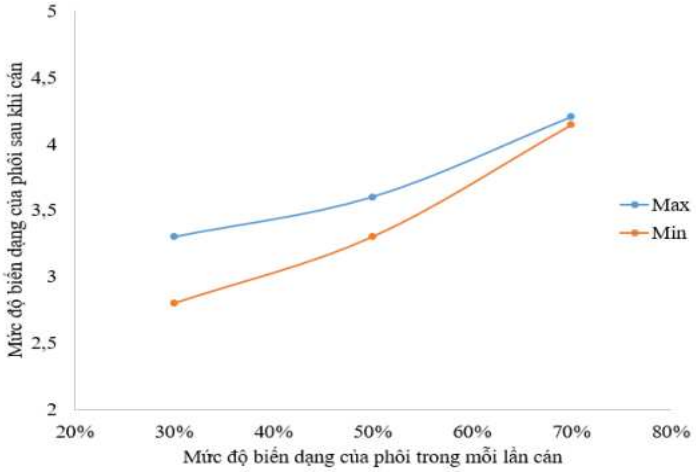
Mô phỏng quá trình biến dạng khi cán không đồng tốc bằng phầm mềm QForm-3D được thực hiện với các lượng ép khác nhau, tương ứng lần lượt là 30%, 50% và 70%, với tỉ số tốc độ quay của trục cán là 2/1 và nhiệt độ phôi là 700 độ C.



Hình 6. Sự ảnh hưởng của mức độ biến dạng trong một lần cán đến sự thay đổi nhiệt độ trên phôi khi cán không đồng trục

Tăng lượng ép trong mỗi lần cán, nhiệt độ phôi tại đầu ra của trục cán tăng lên (hình 6), đồng thời mức độ biến dạng tích lũy sau khi cán cũng tăng lên (hình 7). Lượng ép trong một lần cán tăng dẫn đến sự chênh lệch giữa giá trị lớn nhất và giá trị nhỏ nhất của mức độ biến

dạng tích lũy của phôi sau khi cán giảm. Điều này có thể giải thích do khi tăng lượng ép, trong trường hợp này chiều dày phôi sau khi cán giảm, nên sự chênh lệch này cũng giảm đi.



Hình 7. Ảnh hưởng của mức độ biến dạng trong mỗi lần cán đến mức độ biến dạng sau khi cán của phôi

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số công nghệ (nhiệt độ phôi ban đầu, tỉ số tốc độ quay của các trục cán, mức độ biến dạng) đến sự thay đổi nhiệt độ và mức độ biến dạng tích lũy của phôi sau khi cán.

Kết quả nghiên cứu sự ảnh hưởng của nhiệt độ phôi ban đầu cho thấy khi tăng nhiệt độ phôi ban đầu, hiệu ứng sinh nhiệt trong quá trình biến dạng giảm, đồng thời nó không ảnh hưởng nhiều đến mức độ biến dạng tích lũy của phôi. Mức độ biến dạng tích lũy sau khi cán của phôi đạt 3,4 đến 3,6.

Tỉ số tốc độ quay của các trục cán ảnh hưởng rất lớn đến sự thay đổi nhiệt độ và mức độ biến dạng tích lũy của phôi sau khi cán. Khi tỉ số này đạt 1/4 thì mức độ biến dạng tích lũy đạt gấp 5 lần so với trưởng hợp tỉ số này bằng 1. Tuy nhiên khi tỉ số này quá nhỏ, trên phôi xuất hiện hiện tượng mất ổn định.

Tăng lượng ép trong mỗi lần cán sẽ làm tăng hiệu ứng nhiệt, đồng thời tăng mức độ biến dạng tích lũy của phôi sau khi cán.

Từ kết quả nghiên cứu trên có thể thấy, phương pháp cán không đồng tốc có khả năng tạo ra mức độ biến dạng tích lũy lớn hơn nhiều so với phương pháp cán thông thường khi cán ở cùng một mức độ biến dạng trong một lần cán. Điều này tạo tiền đề cho việc ứng dụng phương pháp cán không đồng tốc trong việc chế tạo vật liệu có kích thước hạt nhỏ.

Tài liệu tham khảo

[1] Megumi Kawasaki, Roberto, B. F., and Terence, G. L. (2023). The role of grain size in the mechanical properties of metals. Solid State Phenomena, Switzerland: Vol. 353, pp. 149-156.

[2] Amanda, P. C., Roberto, B. F. (2023). An Overview of the Effect of Grain Size on Mechanical Properties of Magnesium and Its Alloys. Materials Transactions, Vol. 64, No. 7, pp. 1272-1283.

[3] Guoyang, L., Yuhui W., Xiaoman, Ch., Jianchao, X., Yahzhong, T., Wenquan, C., Tiansheng, W. (2020). Effects of grain size and temperature on mechanical properties of Fe–20Mn–0.7C TWIP steel. Heat Treatment and Surface Engineering, Vol. 2, pp. 16-21.

[4] Ruoxu, L., Desong, Ch., Meigui, O., Yu, L. (2023). The effect of initial grain size on the strength property of copper with gradient microstructure. Journal of Materials Research and Technology, Vol. 24, pp. 407-417.

[5] Safwan Al-Qawabah, Ahmad Mostafa, Aiman Al-Rawajfeh, Ubeidulla Al-Qawabeha. (2020). Effect of heat treatment on the grain size, microhardness and corrosion behavior of the cold-working tool steels AISI D2 and AISI O1. Materials and Technologies, Vol. 54, pp. 785-790.

[6] Mochugovskiy, A.G., Mikhaylovskaya, A.V., Zadorognyy, M.Yu., Golovin, I.S. (2021). Effect of heat treatment on the grain size control, superplasticity, internal friction, and mechanical properties of zirconium-bearing aluminum-based alloy. Journal of Alloys and Compounds, Vol. 856, p.157455.

[7] Anna Bodyakova, Maksim Tkachev, Arina Polopenko, Andrey Belyakov, Rustam Kaibyshev. (2023). Effect of deformation methods on microstructure, texture, and properties of a Cu–Mg alloy. Materials Science and Engineering: A, Vol. 876, p. 145126.

[8]Wojciech Maziarz, Miroslav Greger, Piotr Długosz, Jan Dutkiewicz, Anna Wójcik,(2022). Effect of severe plastic deformation process on microstructure and mechanical properties ofAlSi/SiC composite. Journal of Materials Research and Technology, Vol. 17, pp. 948-960.

[9] Rostova, H.Yu., Kolodiy, I.V., Vasilenko, R.L., Kalchenko, O.S., Tikhonovsky, M.A., Velikodnyi, O.M., Tolstolutska, G.D., Okovit V.S. (2024). Effect of severe plastic deformation at high temperature on the microstructure and mechanical properties of ferritic-martensitic steel t91. Problems of Atomic Science and Technology, No. 4, pp. 54-62.

[10] Ji, Y.H., Park, J.P. (2009). Development of severe plastic deformation by various asymmetric rolling processes. Materials Science and Engineering: A, Vol. 499, pp. 14-17.

[11] Nikitina, M.A., Alexander Pesin, Puneet Tandon, Denis Pustovoytov, Pesin I.A., Lokotunina, N.M., Olesya Biryukova. (2024). The effect of asymmetric rolling on aluminum alloy 5XXX series with scandium. Journal of Physics Conference Series, Ser. 2892, p. 012008.

[12] Alireza Shaabeni, Roohollah Hamaati, Seyed Jamal Hosseinipour. (2024). Effect of asymmetric cross-rolling on the microstructure, texture, and mechanical anisotropy of Fe–0.07C steel. Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. 25, No. 38.

[13] Aleksandr, V.K., Skripalenko, M.M., Stanislav, O.R., Roman, V.S. (2024). Research of Asymmetric and Symmetric Cold Rolling Influence on Microstructure, Mechanical Properties and Stress–Strain State of Steel Strips. Journal of Materials Engineering and Performance.

[14] Yu-bo ZUO, Xing FU, Jian-zhong CUI, Xiang-yu TANG, Lu MAO, Lei LI, Qing-feng ZHU. (2014).Shear deformation and plate shape control of hot-rolled aluminium alloy thick plate prepared by asymmetric rolling process. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 24, pp. 2220-2225.

[15] Baohong Guo, Wenshuai Wang, Bin Kong, Zhengyu Wang, Charlie Kong, Hailiang Yu. (2024).Development of Low Anisotropic Commercially Pure Titanium Foils by Asymmetric Rolling and Annealing, Advanced Engineering Materials, Vol. 26, p. 2400248.

[16] Đỗ Hữu Nhơn, Đỗ Thành Dũng, Phan Văn Hạ (2006). Công nghệ cán kim loại. Nhà xuất bản Bách Khoa, 276 trang.

[17] Đào Minh Ngừng (2011). Giáo trình công nghệ và thiết bị cán thép hình. Nhà xuất bản Bách Khoa – Hà Nội. 320 trang.

Simulation study of the effect of technological parameters on cumulative strain in asynchronous rolling of m1 copper alloy billets

Phân tích động lực học tấm sandwich trên nền đàn hồi bằng phương pháp phần tử hữu hạn

Nguyễn Mạnh Dũng*

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

* Email: dr307161996@gmail.com, Contact number: 0397516885

Tóm tắt

Bài báo trình bày thuật toán phần tử hữu hạn (PTHH) phân tích động lực học tấm sandwich trên nền đàn hồi. Tấm sandwich bao gồm một lớp lõi auxetic và hai lớp vỏ làm bằng composite lớp ba pha. Hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của tấm được thiết lập dựa trên nguyên lý biến phân Hamilton và được giải bằng phương pháp tích phân trực tiếp Newmark. Độ chính xác của chương trình tính được kiểm chứng thông qua so sánh kết quả thu được với các kết quả của các nghiên cứu đã xuất bản trước đó. Ngoài ra, ảnh hưởng của một số yếu tố đến đáp ứng động của tấm sandwich được nghiên cứu chi tiết.

Từ khóa: *Tấm sandwich auxetic, động lực học, nền đàn hồi, phần tử hữu hạn.*

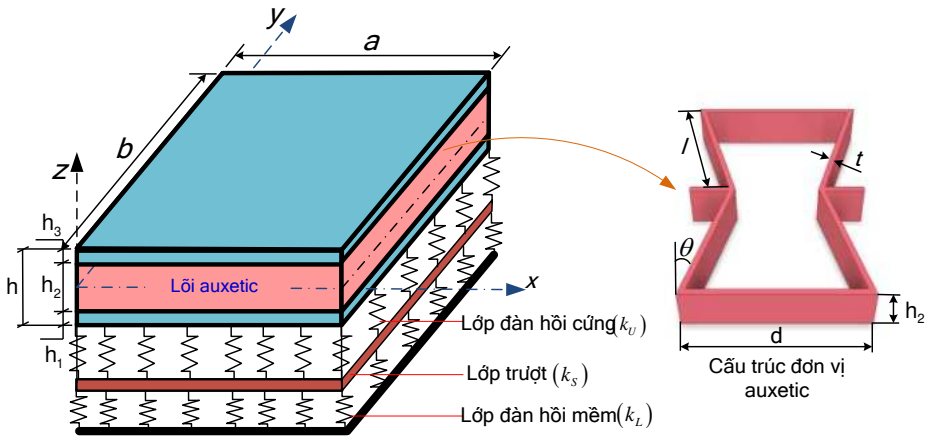
1. Mở đầu

Kết cấu sandwich thường bao gồm một lớp lõi mềm, khối lượng nhẹ kẹp giữa hai lớp phủ tương đối mỏng nhưng có độ cứng cao. Do có nhiều đặc tính vượt trội so với kết cấu nguyên khối như trọng lượng nhẹ, khả năng hấp thụ năng lượng tốt nên kết cấu sandwich được ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực khác nhau như xây dựng dân dụng, công nghiệp quốc phòng, và hàng không vũ trụ. Cụ thể, trong lĩnh vực quân sự, quốc phòng, kết cấu sandwich được sử dụng để làm cửa hầm chống sóng xung kích, vỏ hầm trú ẩn, giáp phản ứng nổ của xe tăng thế hệ mới,... Một điều rất quan trọng trong việc việc thiết kế kết cấu sandwich là lựa chọn vật liệu, kích thước lớp lõi và lớp phủ.

Các kết quả nghiên cứu trước đây đã khẳng định tính ưu việt của kết cấu sandwich với lõi bằng tổ ong như Zhu và cộng sự [1], Nguyen và cộng sự [4], Zhang và cộng sự [5], Wan [6], Eipakchi [7], [8] và Pham [9], [10]. Kết cấu tổ ong có khả năng chống trượt, chống va đập tốt và khả năng hấp thụ năng lượng tốt hơn so với các kết cấu thông thường. Do đó, kết cấu lấy cảm hứng từ tổ ong (honeycomb) trở thành một lựa chọn tiềm năng cho lớp giữa của cấu trúc sandwich [2]. Ngược lại, các cấu trúc polyme ba pha nổi tiếng với độ bền cao, nên thường được sử dụng làm lớp vỏ ngoài của kết cấu sandwich. Một số tác giả nghiên cứu ứng xử cơ học của kết cấu polyme ba pha có thể kể đến: Cheng và cộng sự [12], Swain [13], Saeedi và cộng sự [14].

2. Mô hình bài toán

Xét tấm sandwich với lớp lõi tổ ong auxetic có hệ số Poisson âm với các thông số hình học được trình bày trong Hình 1. Kí hiệu $h_1 - h_2 - h_3$ thể hiện tỷ lệ độ dày lớp vỏ-lõi-vỏ của tấm.



Hình 1. Mô hình tấm sandwich đặt trên nền đàn hồi.

Thông số hình học của một ô đơn vị auxetic được thể hiện trong Hình 1. Các tính chất cơ học của lõi auxetic được xác định như sau [1], [4]:

$$
\begin{aligned}
&E_1^c = E_0 \frac{\lambda_3^3(\lambda_1 - \sin\theta)}{\cos\theta\left[\cos^2\theta + \lambda_3^2\left(\lambda_1 + \sin^2\theta\right)\right]}; E_2^c = E_0 \frac{\lambda_3^3}{\cos\theta(\lambda_1 - \sin\theta)(\tan^2\theta + \lambda_3^2)};\\
&G_{12}^c = G_0 \frac{\lambda_3^3}{\lambda_1(1+2\lambda_1)\cos\theta}; G_{13}^c = G_0 \frac{\lambda_3}{2\cos\theta}\left[\frac{\lambda_1 - \sin\theta}{1+2\lambda_1} + \frac{\lambda_1 + 2\sin^2\theta}{2\left(\lambda_1 - \sin\theta\right)}\right];\\
&G_{23}^c = G_0 \frac{\lambda_3\cos\theta}{\lambda_1 - \sin\theta}; \rho^c = \rho_0 \frac{\lambda_3(\lambda_1 + 2)}{2\cos\theta\left(\lambda_1 - \sin\theta\right)};\\
&\upsilon_{12}^c = \frac{-\sin\theta(\lambda_1 - \sin\theta)(1-\lambda_3^2)}{\left[\cos^2\theta + \lambda_3^2\left(\lambda_1 + \sin^2\theta\right)\right]}; \upsilon_{21}^c = \frac{-\sin\theta(1-\lambda_3^2)}{(\tan^2\theta + \lambda_3^2)\left(\lambda_1 - \sin\theta\right)}
\end{aligned}
\tag{1}
$$

với $\lambda_1 = d/l$ và $\lambda_3 = t/l$.

Các tính chất cơ học của composite lớp ba pha được xác định bởi:

$$
\begin{aligned}
&E_{11}^f = E_{11}^F V_F + E_{Gm} V_{Gm}; E_{22}^f = \left(\frac{E_{22}^F + E_{Gm} + (E_{22}^F - E_{Gm})V_F}{E_{22}^F + E_{Gm} - (E_{22}^F - E_{Gm})V_F}\right)E_{Gm};\\
&G_{12}^f = G_{13}^f = \left(\frac{G_{22}^F + G_{Gm} + (G_{22}^F - G_{Gm})V_F}{G_{22}^F + G_{Gm} - (G_{22}^F - G_{Gm})V_F}\right)G_{Gm}; G_{23}^f = \frac{E_{22}^f}{2(1+\upsilon_{23}^f)};\\
&\upsilon_{12}^f = \upsilon_{12}^F V_F + \upsilon_{Gm} V_{Gm}; \upsilon_{21}^f = \frac{E_{22}^f}{E_{11}^f}\upsilon_{12}^f; \upsilon_{23}^f = \upsilon_{12}^F V_F + \upsilon_{Gm} V_{Gm}\left(\frac{1 + \upsilon_{Gm} + \upsilon_{12}^f \dfrac{E_{Gm}}{E_{11}^f}}{1 + \upsilon_{Gm}^2 + \upsilon_{12}^f \upsilon_{Gm} \dfrac{E_{Gm}}{E_{11}^f}}\right)
\end{aligned}
\tag{2}
$$

trong đó, *GNP, m, Gm, f* và *F* là các kí hiệu cho các lớp màng GNP, polymer, gia cường GNP, các lớp vỏ và sợi.

Mô hình nền Kerr bao gồm ba lớp với các hệ số độ cứng nền lần lượt là k_U, k_S, k_L; phản lực nền được xác định bởi [15]:

$$\Re = \frac{k_L k_U}{k_L + k_U} w(x,y) - \frac{k_S k_U}{k_S + k_U}\left[\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2\right] \tag{3}$$

Tấm chịu tác dụng của tải trọng tam giác với hàm tải trọng như sau:

$$p(t) = \begin{cases} P_0\left(1 - \dfrac{t}{t_s}\right) & 0 \le t \le t_s \\ 0 & t \ge t_s \end{cases} \tag{4}$$

trong đó P_0, t_s lần lượt là giá trị lớn nhất và thời gian tác dụng của tải.

3. Phương trình chuyển động

3.1. Trường chuyển vị

Theo lý thuyết biến dạng trượt bậc cao của Reddy, trường chuyển vị tại một điểm bất kỳ của tấm được xác định như sau [16]:

$$\begin{cases} u(x,y,z) = u_0(x,y) - z\theta_x + cz^3(\theta_x + w_{,x}) \\ v(x,y,z) = v_0(x,y) - z\theta_y + cz^3(\theta_y + w_{,y}) \\ w(x,y,z) = w(x,y) \end{cases} \tag{5}$$

với $c = -4/3h^2$ và $u_0, v_0, \theta_x, \theta_y, w$ là các thành phần chuyển vị.

3.2. Trường biến dạng

Trường biến dạng được suy ra từ trường chuyển vị như sau:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_m + z\boldsymbol{\kappa}_1 + z^3\boldsymbol{\kappa}_2 \tag{6}$$

$$\boldsymbol{\gamma} = \boldsymbol{\varepsilon}_s + z^2\boldsymbol{\kappa}_s \tag{7}$$

trong đó:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_m = \begin{Bmatrix} u_{0,x} \\ v_{0,y} \\ u_{0,y} + v_{0,x} \end{Bmatrix}; \boldsymbol{\kappa}_1 = \begin{Bmatrix} \theta_{x,x} \\ \theta_{y,y} \\ \theta_{x,y} + \theta_{y,x} \end{Bmatrix}; \boldsymbol{\kappa}_2 = \begin{Bmatrix} \theta_{x,x} + w_{x,x} \\ \theta_{y,y} + w_{y,y} \\ \theta_{x,y} + \theta_{y,x} + 2w_{x,y} \end{Bmatrix} \tag{8}$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_s = \begin{Bmatrix} \theta_x + w_{,x} \\ \theta_y + w_{,y} \end{Bmatrix}; \boldsymbol{\kappa}_s = 3c \begin{Bmatrix} \theta_x + w_{,x} \\ \theta_y + w_{,y} \end{Bmatrix} \tag{9}$$

3.3. Trường ứng suất

Theo định luật Hooke, quan hệ ứng suất-biến dạng lớp thứ *i* (*i*=1,2,3) được xác định như sau:

$$\begin{Bmatrix}\sigma_x\\ \sigma_y\\ \tau_{xy}\\ \tau_{xz}\\ \tau_{yz}\end{Bmatrix}_i = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 & 0 & 0\\ Q_{21} & Q_{22} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & Q_{66} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & Q_{55} & Q_{45}\\ 0 & 0 & 0 & Q_{45} & Q_{44}\end{bmatrix}_i \begin{Bmatrix}\varepsilon_x\\ \varepsilon_y\\ \gamma_{xy}\\ \gamma_{xz}\\ \gamma_{yz}\end{Bmatrix}_i \tag{10}$$

Đối với lõi auxetic [2]:

$$\begin{aligned} &Q_{11}^c = \frac{E_1^c}{1-v_{12}^c v_{21}^c}; Q_{22}^c = \frac{E_2^c}{1-v_{12}^c v_{21}^c}; Q_{12}^c = Q_{21}^c \frac{v_{12}^c E_1^c}{1-v_{12}^c v_{21}^c};\\ &Q_{44}^c = G_{23}^c; Q_{55}^c = G_{13}^c; Q_{66}^c = G_{12}^c; Q_{45}^c = 0 \end{aligned} \tag{11}$$

Đối với composite lớp ba pha [17]:

$$\begin{aligned} &\begin{bmatrix} Q_{11}^s & Q_{12}^s & Q_{16}^s & 0 & 0\\ Q_{12}^s & Q_{22}^s & Q_{26}^s & 0 & 0\\ Q_{16}^s & Q_{26}^s & Q_{66}^s & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & Q_{55}^s & Q_{45}^s\\ 0 & 0 & 0 & Q_{45}^s & Q_{44}^s\end{bmatrix}\\ =&\begin{bmatrix} m^2 & m^2 & -2mn & 0 & 0\\ m^2 & m^2 & 2mn & 0 & 0\\ mn & -mn & m^2-n^2 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & m & -n\\ 0 & 0 & 0 & n & m\end{bmatrix}\begin{bmatrix} \bar{Q}_{11}^s & \bar{Q}_{12}^s & 0 & 0 & 0\\ \bar{Q}_{12}^s & \bar{Q}_{22}^s & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & \bar{Q}_{66}^s & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \bar{Q}_{55}^s & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{Q}_{44}^s\end{bmatrix}\begin{bmatrix} m^2 & m^2 & -2mn & 0 & 0\\ m^2 & m^2 & 2mn & 0 & 0\\ mn & -mn & m^2-n^2 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & m & -n\\ 0 & 0 & 0 & n & m\end{bmatrix} \end{aligned} \tag{12}$$

trong đó $m = \cos(\varphi_k)$ và $n = \sin(\varphi_k)$ với φ_k đại diện cho góc sợi của lớp thứ k^{th}; các thành phần đàn hồi được xác định bởi

$$\bar{Q}_{11}^s = \frac{E_{11}^f}{1-v_{12}^f v_{21}^f}; \bar{Q}_{22}^s = \frac{E_{22}^f}{1-v_{12}^f v_{21}^f}; Q_{12}^s = v_{12}^f \bar{Q}_{22}^s; \bar{Q}_{44}^s = G_{23}^f; \bar{Q}_{55}^s = G_{13}^f; \bar{Q}_{66}^s = G_{12}^f \tag{13}$$

Các thành phần nội lực:

$$\begin{Bmatrix}\mathbb{N}\\ \mathrm{M}\\ \wp\end{Bmatrix} = \mathbb{C}_1 \begin{Bmatrix}\varepsilon_m\\ \kappa_1\\ \kappa_2\end{Bmatrix}; \begin{Bmatrix}\mathbb{Q}\\ \mathbb{R}\end{Bmatrix} = \mathbb{C}_2 \begin{Bmatrix}\varepsilon_s\\ \kappa_s\end{Bmatrix} \tag{14}$$

trong đó:

$$\mathbb{C}_1 = \begin{bmatrix} A & B & B^b\\ B & F & F^b\\ B^b & F^b & H\end{bmatrix}; \mathbb{C}_2 = \begin{bmatrix} A^s & B^s\\ B^s & F^s\end{bmatrix} \tag{15}$$

với $A, B, F, B^b, F^b, H, A^s, B^s$ là các ma trận vật liệu của từng lớp được xác định bởi:

$$A,B,F,B^b,F^b,H=\sum_{i=1}^{3}\int_{-h/2}^{h/2}\begin{bmatrix}Q_{11} & Q_{12} & 0\\ Q_{21} & Q_{22} & 0\\ 0 & 0 & Q_{66}\end{bmatrix}_i(1,z,z^2,z^3,z^4,z^6)dz \tag{16}$$

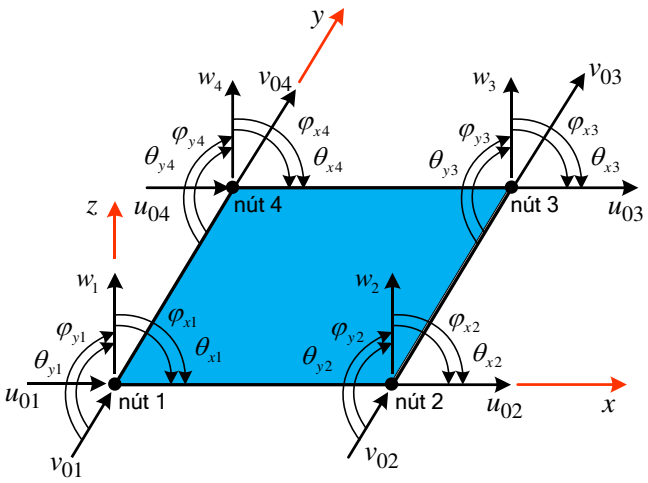
$$\left(A^s,B^s,F^s\right)=\sum_{i=1}^{3}\int_{-h/2}^{h/2}\begin{bmatrix}Q_{55} & Q_{45}\\ Q_{45} & Q_{44}\end{bmatrix}_i(1,z^2,z^4)dz \tag{17}$$

Thay pt. (15) vào pt. (14), ta được:

$$\begin{Bmatrix}\mathbb{N}\\ \mathrm{M}\\ \wp\\ \mathbb{Q}\\ \mathbb{R}\end{Bmatrix}=\begin{bmatrix}A & B & B^b & 0 & 0\\ B & F & F^b & 0 & 0\\ B^b & F^b & H & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & A^s & B^s\\ 0 & 0 & 0 & B^s & F^s\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\varepsilon_m\\ \kappa_1\\ \kappa_2\\ \varepsilon_s\\ \kappa_s\end{Bmatrix} \tag{18}$$

3.3. Mô hình phần tử hữu hạn

Sử dụng phần tử tứ giác bốn nút, mỗi nút có bảy bậc tự do như Hình 2.



Hình 2. Phần tử tấm bốn điểm nút.

Vecto chuyển vị nút phần tử được xác định như sau:

$$\mathbf{q}_e=\begin{bmatrix}\mathbf{q}_1^T & \mathbf{q}_2^T & \mathbf{q}_3^T & \mathbf{q}_4^T\end{bmatrix}^T \tag{19}$$

trong đó $\mathbf{q}_i\,(i=1\div4)$ là vecto dịch chuyển của mỗi nút được biểu diễn bởi:

$$\mathbf{q}_i=\left\{u_{0i}\quad v_{0i}\quad \mathrm{w}_i\quad \varphi_{xi}\quad \varphi_{yi}\quad \theta_{xi}=\varphi_{xi}+\mathrm{w}_{i,x}\quad \theta_{yi}=\varphi_{yi}+\mathrm{w}_{i,y}\right\} \tag{20}$$

3.4. Phương trình chuyển động

Sử dụng nguyên lý biến phân Hamilton, phương trình chuyển động của tấm được xác định như sau [11]:

$$\int_0^t\left(\delta U+\delta V-\delta W-\delta T\right)dt=0 \tag{21}$$

trong đó $\delta U, \delta V, \delta W$ và δT lần lượt là các thành phần biến phân thế năng biến dạng của tấm, biến phân năng lượng của nền, biến phân công của ngoại lực và biến phân động năng của tấm.

Pt. (21) được viết lại cho phần tử tấm:

$$\delta H_e = \delta \int_0^t \left(U_e + V_e - W_e - T_e\right) dt = 0 \tag{22}$$

Từ pt. (22), trạng thái thực của tấm ứng với H_e đạt cực tiểu, dẫn đến:

$$\frac{\partial U_e}{\partial q_e} + \frac{\partial V_e}{\partial q_e} - \frac{\partial W_e}{\partial q_e} - \left(-\frac{d}{dt}\frac{\partial T_e}{\partial \dot{q}_e}\right) = 0 \tag{23}$$

Viết lại dưới dạng:

$$\frac{d}{dt}\left(-\frac{\partial T_e}{\partial \dot{q}_e}\right) + \frac{\partial \left(U_e + V_e\right)}{\partial q_e} = \frac{\partial W_e}{\partial q_e} \tag{24}$$

Từ pt. (24), phương trình chuyển động của phần tử tấm khi không xét đến lực cản của kết cấu được xác định như sau:

$$\mathbf{M}_e \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{K}_e \mathbf{q}_e = \mathbf{F}_e \tag{25}$$

trong đó:

Ma trận độ cứng phần tử $\mathbf{K}_e$:

$$\mathbf{K}_e = \int_S \left(\begin{Bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{B}_2 \\ \mathbf{B}_3 \\ \mathbf{B}_4 \\ \mathbf{B}_5 \end{Bmatrix}^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} & \mathbf{B}^b & \mathbf{0} \\ \mathbf{B} & \mathbf{F} & \mathbf{F}^b & \mathbf{0} \\ \mathbf{B}^b & \mathbf{F}^b & \mathbf{H} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{A}^s & \mathbf{B}^s \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{B}^s & \mathbf{F}^s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{B}_2 \\ \mathbf{B}_3 \\ \mathbf{B}_4 \\ \mathbf{B}_5 \end{Bmatrix} \right) dS \tag{26}$$

Ma trận khối lượng phần tử $\mathbf{M}_e$:

$$\mathbf{M}_e = \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{M} \mathbf{N} dS \tag{27}$$

Vectơ tải trọng phần tử $\mathbf{F}_e$:

$$\mathbf{F}_e = \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{p} dS \tag{28}$$

với $\mathbf{p} = \left\{0\ 0\ p(t)\ 0\ 0\ 0\ 0\right\}^T$.

Trong đó **N, M** lần lượt là ma trận hàm dạng và ma trận các thành phần quán tính.

Sau khi tập hợp ma trận khối lượng phần tử, ma trận độ cứng phần tử và véc tơ lực nút phần tử theo thuật toán PTHH, phương trình chuyển động của tấm có dạng:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} = \mathbf{F} \tag{29}$$

Khi xét đến yếu tố cản của kết cấu phụ thuộc tuyến tính vào vận tốc thì hệ phương trình vi phân dao động cưỡng bức của tấm có dạng:

$$\mathbf{M\ddot{q}} + \mathbf{C\dot{q}} + \mathbf{Kq} = \mathbf{F} \tag{30}$$

Đây là hệ phương trình vi phân tuyến tính cấp hai có hệ số là hằng số. Tác giả sử dụng phương pháp tích phân trực tiếp Newmark để giải [17].

Điều kiện biên của tấm :

- Biên ngàm: $u_0 = v_0 = w_0 = \varphi_x = \varphi_y = \theta_x = \theta_y = 0$.

- Biên tựa đơn:

$$u_0 = w = \varphi_x = \theta_x = 0 \text{ tại } y=0,\ y=b\,;\ v_0 = w = \varphi_y = \theta_y = 0 \text{ tại } x=0,\ x=a.$$

4. Khảo sát số

4.1. Ví dụ xác minh

Xét tấm sandwich vuông (Al/ Al_2O_3) tựa đơn bốn cạnh với các đặc trưng cơ học của vật liệu như trong bảng 1. Tần số dao động riêng không thứ nguyên được xác định bởi công thức $\omega^* = \dfrac{\omega a^2}{h}\sqrt{\dfrac{\rho_0}{E_0}}$ với $E_0 = 1GPa$ và $\rho_0 = 1kg/m^3$.

Bảng 1. Các đặc trưng cơ học của các vật liệu thành phần.

Vật liệu	Mô đun Young E (GPa)	Khối lượng riêng ρ (kg/m³)	Tỷ số Poisson υ
Al_2O_3	380	3800	0,3
Al	70	2707	0,3
Epoxy	3	1200	0,34
GNP	1010	1060	0,186

Năm tần số không thứ nguyên đầu tiên của tấm được so sánh với các kết quả của Nguyễn Văn Nam và đồng nghiệp [4] sử dụng IGA với hàm dạng đa giác, Natarajan và cộng sự [19] sử dụng phần tử tứ giác tám nút dựa trên lý thuyết biến dạng trượt bậc cao, và Thái Hoàng Chiến và đồng nghiệp [20] sử dụng IGA dựa trên lý thuyết biến dạng trượt bậc ba được trình bày trong Bảng 2. Có thể thấy rằng tần số dao động riêng của bài báo phù hợp tốt với các kết quả đã công bố trước đó, sai số lớn nhất là 0,87%. Điều này cho thấy độ chính xác của chương trình tính đã lập.

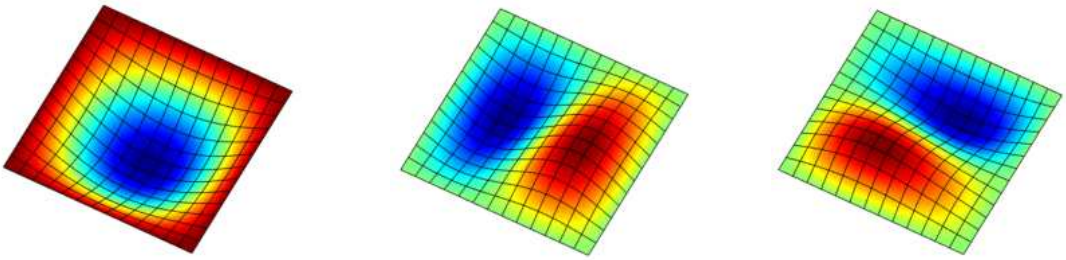
Bảng 2. Tần số không thứ nguyên của tấm sandwich (2-1-2).

Tần số	Phương pháp						
	Bài báo	[4]	Sai số (%)	[19]	Sai số (%)	[20]	Sai số (%)
ω_1^*	1,2997	1,3049	0,40	1,3019	0,17	1,3001	0,03
ω_2^*	3,1417	3,1640	0,70	3,1606	0,60	3,1492	0,24
ω_3^*	3,1417	3,1645	0,72	3,1606	0,60	3,1492	0,24
ω_4^*	4,8666	4,8896	0,47	4,9188	1,06	4,8941	0,56
ω_5^*	5,9572	5,9507	0,11	6,0586	1,67	6,0094	0,87

4.2. Kết quả số

Trong phần này, tác giả khảo sát tấm sandwich hình vuông với lớp lõi auxetic tổ ong và hai lớp vỏ ba pha Epoxy/GNP/sợi thuỷ tinh. Các thông số kết cấu của tấm như sau: kích thước của GNP: $l_{GNP} = 2,5\mu m, w_{GNP} = 2,5\mu m, h_{GNP} = 1,5nm$, $W_{GNP} = 0,01$[18]; mỗi lớp vỏ bao gồm bốn lớp sợi thủy tinh phân bố theo các góc $\varphi = [90^0 / 45^0 / 45^0 / 90^0]$ với đặc trưng cơ học của sợi thủy tinh: $E_{11}^F = E_{22}^F = 73,084GPa$, $G_{12}^F = 30,13GPa$, $\upsilon_{12}^F = 0,22$, $\rho_F = 2491,191kG/m^3$, $W_F = 0,85$ [19]; lõi tổ ong auxetic được làm bằng nhôm (Al).

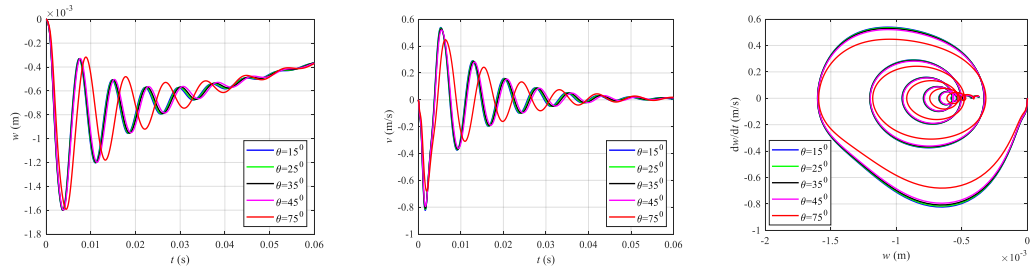
Ba dạng dao động riêng đầu tiên của tấm được thể hiện trên Hình 3.



a) Dạng dao động riêng thứ nhất $\Omega_1 = 190,0446$ | *b) Dạng dao động riêng thứ hai* $\Omega_2 = 437,0352$ | *c) Dạng dao động riêng thứ ba* $\Omega_3 = 494,9819$

Hình 3. Ba dạng dao động riêng đầu tiên của tấm.

Hình 4 biểu diễn ảnh hưởng của góc θ của ô đơn vị auxetic đến đáp ứng động của tấm sandwich hình vuông tựa đơn 2 cạnh đối diện và ngàm hai cạnh còn lại (TNTN) với các thông số: $a/h = 60$, $\lambda_1 = 2$, $\lambda_3 = 0,1$, $K_L = K_U = 75$ và $K_S = 25$. Có thể thấy rằng, sự thay đổi của θ ảnh hưởng ít đến đáp ứng chuyển vị của tấm sandwich nhưng ảnh hưởng nhiều đến tốc độ giảm dao động của tấm. Điều này cho thấy góc θ tăng, dẫn đến tăng khả năng hấp thụ dao động của tấm sandwich với lõi auxetic (Hình 4b và 4c).



(a) Chuyển vị tại điểm giữa tấm (b) Vận tốc tại điểm giữa tấm (c) Quỹ đạo pha

Hình 4. Ảnh hưởng của góc θ đến đáp ứng động của tấm sandwich với biên TNTN.

5. Kết luận

Trong bài báo này, tác giả đã xây dựng thành công thuật toán PTHH phân tích đáp ứng động của tấm sandwich lõi với lõi auxetic và hai lớp vỏ làm từ vật liệu composite ba pha trên nền đàn hồi chịu tác dụng của tải trọng động. Phương trình chuyển động của tấm được thiết lập dựa trên nguyên lý Hamilton, lý thuyết biến dạng cắt bậc cao của Reddy. Sau đó, phương pháp tích phân trực tiếp Newmark được áp dụng để giải hệ phương trình vi phân dao động của tấm.

Từ chương trình tính có thể phát triển để phân tích các lớp bài toán khác nhau về ứng xử cơ học của tấm như: bài toán ổn định, bài toán phi tuyến,... Các kết quả thu đươc là tài liệu tham khảo hữu ích trong việc tính toán và thiết kế tấm sandwich trong thực tế.

Tài liệu tham khảo

[1]. Zhu, X., Zhang, J., Zhang, W., Chen, J., Vibration frequencies and energies of an auxetic honeycomb sandwich plate, *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 26(23), 2019, 1951-1957.

[2]. Pham, Q.-H.; Nguyen, P.-C.; Tran, T. T., Free vibration response of auxetic honeycomb sandwich plates using an improved higher-order ES-MITC3 element and artificial neural network, *Thin-Walled Structures*, 175, 2022, 109203.

[3]. Nguyen, T. H., Nguyen, T. T., Tran, T. T., Pham Q.-H. Research on the mechanical behaviour of functionally graded porous sandwich plates using a new C1 finite element procedure. Results in Engineering 2023;17:100817.

[4]. Nguyen, N. V.; Nguyen-Xuan, H.; Nguyen, T. N.; Kang, J.; Lee, J., A comprehensive analysis of auxetic honeycomb sandwich plates with graphene nanoplatelets reinforcement, *Composite Structures*, 259, 2021, 113213.

[5]. Zhang, X.-C., An, L.-Q., Ding, H.-M., Zhu, X.-Y., El-Rich, M., The influence of cell micro-structure on the in-plane dynamic crushing of honeycombs with negative Poisson's ratio, *Journal of Sandwich Structures & Materials*, 17(1), 2015, 26-55.

[6]. Wan, H., Ohtaki, H., Kotosaka, S., Hu, G., A study of negative Poisson's ratios in auxetic honeycombs based on a large deflection model, European Journal of Mechanics-A/Solids, 23(1), 2024, 95-106.

[7]. Eipakchi, H., Nasrekani, F. M., Vibrational behavior of composite cylindrical shells with auxetic honeycombs core layer subjected to a moving pressure, *Composite Structures*, 254, 2020, 112847.

[8]. Eipakchi, H., Nasrekani, F. M., Geometrically nonlinear frequency analysis of composite cylinders with metamaterial honeycomb layer and adjustable Poisson's ratio using the multiple scale method, *Thin-Walled Structures*, 169, 2021, 10844.

[9]. Pham, Q.-H., Nguyen, P.-C., Tran, T. T., Nguyen-Thoi, T., Free vibration analysis of nanoplates with auxetic honeycomb core using a new third-order finite element method and nonlocal elasticity theory, *Engineering with Computers*, 2023, 1-19.

[10]. Pham, Q.-H., Tran, V. K., Tran, T. T., Vibration characteristics of sandwich plates with an auxetic honeycomb core and laminated three-phase skin layers under blast load, *Defence Technology*, 24, 2023, 148-163.

[11]. J.N. Reddy, *Mechanics of laminated composite plates and shells: theory and analysis*, CRC press 2003.

[12]. Cheng, Y., Zhang, K., Liang, B., Cheng, H., Hou, G., Xu, G., Jin, W., Micromechanics of CNT grafted FRP based on hierarchical homogenization of transversely isotropic multi-coated model, *International Journal of Mechanical Sciences*, 161, 2019, 105014.

[13]. Swain, A., Roy, T., Viscoelastic modelling and dynamic characteristics of CNTs-CFRP-2DWF composite shell structures, *Composites Part B: Engineering*, 141, 2018, 100-122.

[14]. Seidi, J.; Kamarian, S., Free vibrations of non-uniform CNT/fiber/polymer nanocomposite beams, *Curved and Layered Structures*, 4(1), 2017, 21-30.

[15]. Keshtegar, B., Motezaker, M., Kolahchi, R., Trung, N.-T., Wave propagation and vibration responses in porous smart nanocomposite sandwich beam resting on Kerr foundation considering structural damping, *Thin-Walled Structures*, 154, 2020, 106820.

[16]. Reddy, J., *Mechanics of laminated plates and shells theory and analysis*, CRC Press, Boca Raton, FL 2004.

[17]. J. N. Reddy, *Theory and Analysis of Elastic Plates and Shells, 2nd Edition*, in: J.N. Reddy (Ed.), CRC Press, 2006.

[18].Tornabene, F., Bacciocchi, M., Fantuzzi, N., Reddy, J., Multiscale approach for three-phase CNT/polymer/fiber laminated nanocomposite structures, *Polymer composites*, 40(S1), 2019, 102-126.

[19]. Natarajan, S., Manickam, G., Bending and vibration of functionally graded material sandwich plates using an accurate theory, *Finite Elements in Analysis and Design*, 57, 2012, 32-42.

[20].Thai, C. H., Kulasegaram, S., Tran, L. V., Nguyen-Xuan, H., Generalized shear deformation theory for functionally graded isotropic and sandwich plates based on isogeometric approach, *Computers & Structures*, 141, 2014, 94-112.

Dynamic anlysis of sandwich plate on elastic foundation using Finite Element Method

Nguyen Manh Dung – Military Technical Academy

Abstract: *The paper presents a finite element algorithm for the dynamic analysis of sandwich plates resting on an elastic foundation. The sandwich plate includes an auxetic core and two three-phase composite skin layers. The equation of motion is established based on the Hamilton variational principle and solved by the Newmark direct integration method. The accuracy of the calculation program is verified by comparing the obtained results with the results of previously published studies. In addition, the influence of some parameters on the dynamic response of the sandwich plate is studied in detail.*

Keywords: Sandwich auxetic plate; elastic foundation; dynamic analysis; FEM.

❑

Tối ưu hóa đa mục tiêu các thông số công nghệ khi phay chi tiết hợp kim nhôm 7075 sử dụng thuật toán tối ưu bầy ong

Trần Thế Hiệu[1*], Đặng Xuân Hiệp[1], Nguyễn Hải Nam[2]

[1]*Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[*] Email: thehieu0704@gmail.com, Contact number: 0987883323

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu tối ưu hóa năng suất và chất lượng bề mặt gia công khi phay chi tiết hợp kim nhôm 7075 trên máy CNC sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng và thuật toán tối ưu bầy ong. Lượng chạy dao, chiều sâu cắt và tốc độ trục chính được chọn là các tham số đầu vào, còn độ nhám bề mặt và năng suất gia công (được đánh giá thông qua tốc độ loại bỏ vật liệu) được chọn là các mục tiêu tối ưu hóa. Kết quả cho thấy: 1 - Trong dải giá trị được nghiên cứu của các tham số công nghệ, độ nhám tối ưu (nhỏ nhất) và năng suất tối ưu (lớn nhất) đạt được khi lượng chạy dao và chiều sâu cắt có giá trị lớn nhất; 2 - Cả hai phương pháp được sử dụng đều cho ra những kết quả tối ưu khá tương đồng; 3 - Kết quả của nghiên cứu này phù hợp với kết quả của một nghiên cứu trên cùng một đối tượng, sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng, đã được công bố.

Từ khóa: *Tối ưu hóa đa mục tiêu, thuật toán tối ưu bầy ong, hợp kim nhôm 7075.*

1. Mở đầu

Độ nhám bề mặt là một chỉ số được sử dụng rộng rãi để đánh giá chất lượng sản phẩm của các sản phẩm cơ khí. Trong đa số các trường hợp, độ nhám bề mặt càng nhỏ, chất lượng bề mặt càng cao. Chất lượng bề mặt tốt có thể giúp cải thiện một số tính chất liên quan đến độ bền của chi tiết máy như khả năng chống ăn mòn, độ bền mỏi và khả năng chịu nhiệt của nó [1].

Tốc độ loại bỏ vật liệu được thể hiện bằng khối lượng hoặc thể tích kim loại cắt được trong một đơn vị thời gian [3]. Đây là một chỉ tiêu kinh tế đặc trưng cho quá trình cắt. Thông thường, trong gia công thô, năng suất cắt càng cao càng tốt. Còn trong gia công tinh, cần đảm bảo yêu cầu kỹ thuật chất lượng bề mặt là chủ yếu. Đối với cả hai phương pháp gia công, đều phải đảm bảo năng suất cắt cao nhất trên cơ sở đảm bảo chất lượng bề mặt.

Đối với hệ thống công nghệ nhất định, cài đặt một chế độ cắt hợp lý đảm bảo chất lượng bề mặt và nâng cao năng suất gia công là điều kiện cần cho mọi quá trình công nghệ. Do đó, việc nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số công nghệ đến đồng thời cả hai mục tiêu là rất quan trọng. Đây là vấn đề tối ưu hóa đa mục tiêu. Với những tiến bộ trong các phương pháp tính toán và kỹ thuật tối ưu hóa đa mục tiêu, các nhà nghiên cứu đã có thể khám phá và xác định các giải pháp tối ưu một cách hiệu quả [4].

Một số nghiên cứu trước đã đề cập đến tối ưu hóa đa mục tiêu như: Singh, N. K. và cộng sự [4] đã sử dụng phương pháp TOPSIS để tối ưu hóa một số thông số (tốc độ trục chính, lượng tiến dao, chiều sâu cắt) nhằm giảm thiểu độ nhám bề mặt và tăng tốc độ loại bỏ vật liệu trong quá trình phay hợp kim nhôm AA7075. GökhanSur và cộng sự [5] đã tối ưu hóa một số thông số gia công (tốc độ cắt, lượng tiến dao và góc xoắn của dụng cụ cắt) nhằm giảm thiểu lực cắt và độ nhám bề mặt trong quá trình phay hợp kim titan Ti6Al4V.

Tại Việt Nam, việc nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số (tốc độ trục chính, lượng tiến dao, chiều sâu cắt) nhằm giảm thiểu độ nhám bề mặt và tăng tốc độ loại bỏ vật liệu trong

lĩnh vực gia công cơ khí cũng thu được nhiều thành tựu. Trần Công Chi và cộng sự [6] đã sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng (response surface methodology - RSM) để tối ưu hóa quá trình phay hợp kim nhôm 7075. Đặng Xuân Hiệp và cộng sự [7] đã sử dụng thuật toán di truyền để tối ưu hóa quá trình tiện thép SCr445.

Trong nghiên cứu này, phương pháp RSM và thuật toán bầy ong (artificial bee colony - ABC) đã được sử dụng để giải bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu khi phay hợp kim nhôm 7075, trong đó lượng chạy dao, chiều sâu cắt và tốc độ trục chính được chọn là các tham số đầu vào, còn độ nhám bề mặt và năng suất gia công (được đánh giá thông qua tốc độ loại bỏ vật liệu) được chọn là các mục tiêu tối ưu hóa. Các thông số công nghệ được lựa chọn dựa trên thực tế gia công, khả năng công nghệ của máy công cụ, đặc điểm dụng cụ cắt và phôi gia công. Dải giá trị của các tham số đầu vào được lựa chọn tương tự như trong nghiên cứu [6] để có thể so sánh, đánh giá sự hiệu quả của nghiên cứu.

Từ dữ liệu thực nghiệm, kết hợp với các phương pháp hồi quy xác định được phương trình hồi quy của các mục tiêu cần tối ưu hóa phụ thuộc theo các biến là các tham số đầu vào. Sau đó, phương pháp RSM và thuật toán bầy ong sẽ được sử dụng để tìm ra chế độ công nghệ tối ưu tương ứng với bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu là tối thiểu hóa Ra và tối đa hóa MRR.

2. Thực nghiệm

2.1. Phôi thí nghiệm

Phôi thí nghiệm có dạng hình trụ đường kính 50 ± 0,2 mm, chiều dài 20 ± 0,2 mm được làm từ hợp kim nhôm 7075. Đây là loại hợp kim nhôm đặc biệt có thành phần chính là kẽm và thành phần phụ là magiê. Nó có độ bền cơ học cao, khả năng chống ăn mòn vượt trội, độ bền mỏi cao, khả năng chống biến dạng và tạo hình tốt [8]. Cấu trúc nguyên tố của hợp kim 7075 được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Cấu trúc nguyên tố của 7075

Thành phần	**C**	**Mg**	**Al**	**Si**	**Ca**	**Fe**	**Cu**	**Zn**
Hàm lượng %	2,1	3,81	86,18	0,75	0,06	0,82	0,76	5,52

2.2. Quy hoạch thực nghiệm

Thực nghiệm được quy hoạch bằng phương pháp quy hoạch thực nghiệm bậc 2 dạng 3^k. Dải giá trị được nghiên cứu của các tham số này được chia thành 3 mức: -1 - giá trị nhỏ nhất, 0 - giá trị cơ sở và +1 - giá trị lớn nhất, như được thể hiện trong Bảng 2.

Bảng 2. Các mức của các tham số công nghệ

Tham số công nghệ	**Ký hiệu**	**Đơn vị**	**Mức biến đổi**		
			-1	**0**	**1**
Lượng tiến dao	S	mm/ph	150	250	450
Chiều sâu cắt	t	mm	0,1	0,2	0,4
Tốc độ trục chính	n	vg/ph	3.500	4.500	5.500

Với $k = 3$ yếu tố, mỗi yếu tố có $L = 3$ mức, sử dụng mô hình quy hoạch thực nghiệm bậc 2 dạng 3^k, số thí nghiệm cần thực hiện là $L^k = 3^3 = 27$ [9]. Ma trận quy hoạch thực nghiệm được thể hiện trong Bảng 3.

2.3. Tiến hành thực nghiệm

2.3.1. Thực hiện nguyên công phay

Quá trình phay được thực hiện trên máy phay CNC mã hiệu FANUC ROBODRILL α-T14*i*Fa. Dụng cụ cắt sử dụng là dao phay ngón D10 có 03 lưỡi cắt được chế tạo từ thép gió có độ cứng (60÷65) HRC. Dao có đường kính là 10 mm và chiều dài lưỡi cắt là 25 mm.

2.3.2. Đo độ nhám

Sau khi phay, độ nhám bề mặt gia công được đo bằng máy đo độ nhám cầm tay Leeb462. Với sản phẩm của mỗi thí nghiệm, việc đo được thực hiện 3 lần tại 3 vị trí khác nhau trên bề mặt gia công. Độ nhám Ra thu được là giá trị trung bình của 3 độ nhám đo được. Kết quả tính Ra được thể hiện trong Bảng 3.

2.3.3. Tính toán tốc độ loại bỏ vật liệu

Tốc độ loại vật liệu (material removal rate - MRR) được tính toán dựa trên sự chênh lệch khối lượng của chi tiết gia công trước và sau khi thực nghiệm theo công thức sau (tính bằng g/ph):

$$MRR = \frac{m_i - m_f}{T} \quad (1)$$

trong đó: m_i và m_f lần lượt là khối lượng ban đầu và khối lượng kết thúc của phôi (tính bằng gam và được cân trên cân kỹ thuật Aczet CY1003) còn T là thời gian gia công (tính bằng phút và được đo bằng đồng hồ bấm giây điện tử PC-894).

3. Tối ưu hóa chế độ công nghệ phay

3.1. Bài toán tối ưu hóa

Mục tiêu của bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu là tối thiểu hóa Ra tối đa hóa MRR. Để thuận tiện, mục tiêu tối đa hóa MRR được thay thế bằng mục tiêu tối thiểu hóa nghịch đảo của nó, ký hiệu là $MRRi$. Giá trị của $MRRi$ được thể hiện trong Bảng 3.

Bảng 3. Cấu trúc thí nghiệm, chế độ công nghệ, kết quả thí nghiệm

TN	**Cấu trúc thí nghiệm**			**Chế độ công nghệ**			**Độ nhám**	**Tốc độ loại bỏ vật liệu**	**Nghịch đảo của tốc độ loại bỏ vật liệu**
	S **(mức)**	*n* **(mức)**	*t* **(mức)**	*S* **(mm/ph)**	*n* **(v/ph)**	*t* **(mm)**	*Ra* **(µm)**	*MRR* **(g/ph)**	*MRRi* **(ph/g)**
1	-1	-1	-1	150	3.500	0,10	0,275	0,243	4,118
2	-1	-1	0	150	3.500	0,25	0,386	0,404	2,476
3	-1	-1	1	150	3.500	0,40	0,414	0,692	1,444
4	0	-1	-1	250	3.500	0,10	0,402	0,435	2,296
5	0	-1	0	250	3.500	0,25	0,418	0,823	1,216
6	0	-1	1	250	3.500	0,40	0,489	1,161	0,861
7	1	-1	-1	450	3.500	0,10	0,491	0,686	1,458
8	1	-1	0	450	3.500	0,25	0,592	1,391	0,719
9	1	-1	1	450	3.500	0,40	0,546	2,174	0,460
10	-1	0	-1	150	4.500	0,10	0,380	0,231	4,333
11	-1	0	0	150	4.500	0,25	0,361	0,490	2,039
12	-1	0	1	150	4.500	0,40	0,368	0,692	1,444

TN	Cấu trúc thí nghiệm			Chế độ công nghệ			Độ nhám	Tốc độ loại bỏ vật liệu	Nghịch đảo của tốc độ loại bỏ vật liệu
	S (mức)	n (mức)	t (mức)	S (mm/ph)	n (v/ph)	t (mm)	Ra (µm)	MRR (g/ph)	$MRRi$ (ph/g)
13	0	0	-1	250	4.500	0,10	0,349	0,387	2,583
14	0	0	0	250	4.500	0,25	0,356	0,768	1,302
15	0	0	1	250	4.500	0,40	0,401	1,152	0,868
16	1	0	-1	450	4.500	0,10	0,405	0,686	1,458
17	1	0	0	450	4.500	0,25	0,452	1,371	0,729
18	1	0	1	450	4.500	0,40	0,482	2,087	0,479
19	-1	1	-1	150	5.500	0,10	0,285	0,316	3,165
20	-1	1	0	150	5.500	0,25	0,316	0,506	1,976
21	-1	1	1	150	5.500	0,40	0,393	1,227	0,815
22	0	1	-1	250	5.500	0,10	0,288	0,339	2,950
23	0	1	0	250	5.500	0,25	0,422	0,667	1,499
24	0	1	1	250	5.500	0,40	0,426	1,095	0,913
25	1	1	-1	450	5.500	0,10	0,291	0,514	1,946
26	1	1	0	450	5.500	0,25	0,237	1,217	0,822
27	1	1	1	450	5.500	0,40	0,272	2,110	0,474

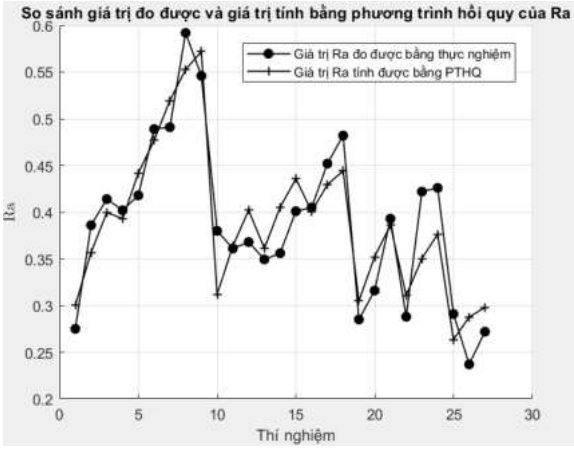
Trên cơ sở giá trị của Ra và $MRRi$, sử dụng các phương pháp hồi quy [9], phương trình hồi quy của chúng được xác định như sau:

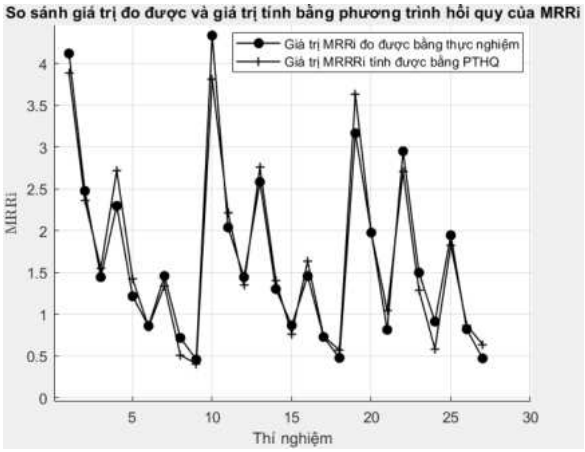
$$Ra(S,t,n) = -3,519.10^{-1} + 2,819.10^{-3}S + 0,6642t + 1,533.10^{-4}n - 9,819.10^{-7}S^2 - 0,3207t^2 - 9,211.10^{-9}n^2 - 5,171.10^{-4}St - 4,343.10^{-7}Sn - 3.10^{-5}tn \quad (2)$$

$$MRRi(S,t,n) = 7,928 - 2,402.10^{-2}S - 16,69t + 1,608.10^{-4}n + 1,611.10^{-5}S^2 + 16,08t^2 - 4,810.10^{-8}n^2 + 1,555.10^{-2}St + 1,233.10^{-6}Sn - 4,175.10^{-4}tn \quad (3)$$

Hệ số xác định $R^2_{Ra} = 0,8397$ cho thấy rằng phương trình hồi quy của Ra có thể dự đoán độ nhám bề mặt một cách đáng tin cậy, còn $R^2_{MRRi} = 0,9558$ cho thấy phương trình hồi quy của $MRRi$ rất chính xác trong việc dự đoán tốc độ loại bỏ vật liệu.

Hình 1 thể hiện đồ thị so sánh giá trị đo được bằng thực nghiệm và giá trị tính được bằng phương trình hồi quy của Ra (trái) và $MRRi$ (phải).





Hình 1. Giá trị đo được bằng thực nghiệm và giá trị tính được bằng phương trình hồi quy của Ra (trái) và MRRi (phải)

Bài toán tối ưu hóa được phát biểu như sau:

Tối thiểu hóa:

$$y(S,t,n) = \{Ra(S,t,n), MRRi(S,t,n)\} \quad (4)$$

thỏa mãn các ràng buộc:

$$\begin{cases} 150 \le S \le 450 \\ 0,1 \le t \le 0,4 \\ 3.500 \le n \le 5.500 \end{cases} \quad (5)$$

3.2. Tối ưu hóa bằng phương pháp RSM

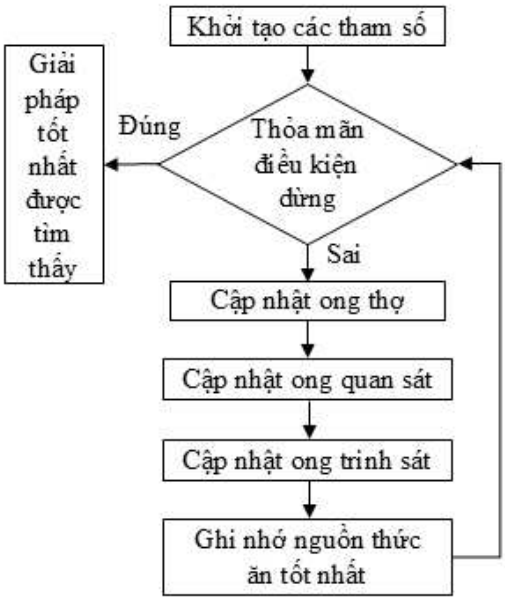
Trong bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu, tầm quan trọng của mỗi hàm mục tiêu được thể hiện thông qua trọng số tương ứng. Giá trị của mỗi trọng số nằm trong khoảng [0, 1] và tổng các trọng số bằng 1. Trong bài toán này, kết quả thực hiện việc tối ưu hóa bằng phương pháp bề mặt đáp ứng trên phần mềm Minitab 21 với trường hợp trọng số của của *Ra* và *MRRi* khác nhau được thể hiện trong Bảng 5.

3.3. Tối ưu hóa bằng thuật toán bầy ong

3.3.1. Thuật toán bầy ong

Thuật toán bầy ong (artificial bee colony - ABC) được phát triển dựa trên hành vi tìm kiếm thức ăn của bầy ong trong tự nhiên. Thuật toán thực hiện việc kết hợp hai loại tìm kiếm là tìm kiếm ngẫu nhiên và tìm kiếm lân cận để đưa ra lời toán tối ưu nhất [10].

Thuật toán bầy ong mô phỏng hành vi của ba nhóm ong trong đàn ong là ong thợ, ong quan sát và ong trinh sát. Ong thợ khai thác mật hoa từ các nguồn thức ăn, trong khi ong quan sát theo dõi để chọn nguồn thức ăn tốt nhất. Ong trinh sát tìm kiếm nguồn thức ăn mới một cách ngẫu nhiên. Khi nguồn thức ăn cạn kiệt, ong thợ sẽ chuyển sang vai trò ong trinh sát. Mỗi nguồn thức ăn tương ứng với một giải pháp khả thi và lượng mật hoa phản ánh chất lượng của giải pháp đó. Số lượng ong thợ bằng số lượng nguồn thức ăn, đảm bảo mỗi ong thợ chỉ liên kết với một nguồn duy nhất [11]. Lưu đồ thuật toán bầy ong được trình bày tại Hình 2.



Hình 2. Lưu đồ thuật toán bầy ong

3.3.2. Sử dụng thuật toán để tìm chế độ công nghệ tối ưu

Các tham số của thuật toán bầy ong bao gồm: 1 - Số lượng nguồn thức giải pháp mà thuật toán sẽ khám phá là 50. Mỗi con ong tương ứng với một giải pháp tiềm năng trong không gian tìm kiếm; 2 - Giới hạn từ bỏ là 100. Nếu một giải pháp không được cải thiện sau 100 vòng lặp, nó sẽ bị coi là không còn giá trị và sẽ bị từ bỏ; 3 - Số vòng lặp tối đa mà thuật toán sẽ thực hiện là 50. Khi đạt đến giới hạn này, thuật toán sẽ dừng lại và đánh giá kết quả.

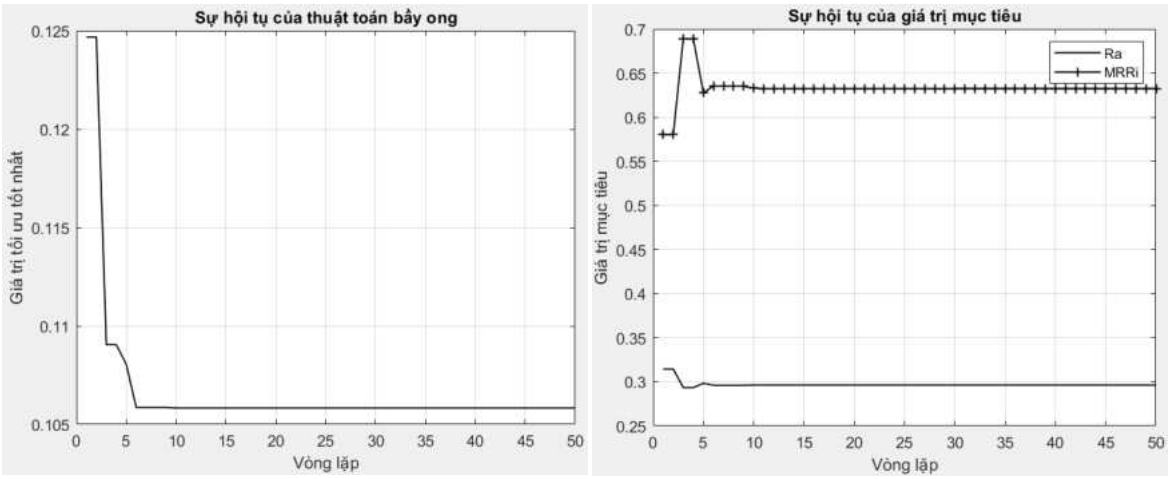
Kết quả thực hiện việc tối ưu hóa đơn mục tiêu sử dụng thuật toán bầy ong trên phần mềm Matlab được thể hiện trong Bảng 4.

Bảng 4. Kết quả tối ưu hóa đơn mục tiêu

Mục tiêu	S^* **(mm/ph)**	t^* **(mm)**	n^* **(vg/ph)**	Ra^* **(µm)**	$MRRi^*$ **(ph/g)**	MRR^* **(g/ph)**
Ra	450	0,100	5.500	0,231	-	-
MRRi	450	0,347	3.500	-	0,363	2,755

Kết quả thực hiện việc tối ưu đa mục tiêu sử dụng thuật toán bầy ong với các trọng số khác nhau trên phần mềm Matlab được thể hiện trong Bảng 5.

Hình 3 cho thấy ưu điểm nổi trội của thuật toán bầy ong, sự hội tụ của hàm và các giá trị mục tiêu cần tối ưu rất nhanh, chỉ sau khoảng 10 vòng lặp.



Hình 3. Sự hội tụ của thuật toán bầy ong (a) và các giá trị mục tiêu (b)

3.4. Đánh giá kết quả

Bảng 5. Kết quả tối ưu hóa đa mục tiêu bằng hai phương pháp

Trọng số		S^* **(mm/ph)**		t^* **(mm)**		n^* **(vg/ph)**		Ra^* **(µm)**		$MRRi^*$ **(ph/g)**		MRR^* **(g/ph)**	
Ra	*MRRi*	**RSM**	**ABC**	**RSM**	**ABC**	**RSM**	**ABC**	**RSM**	**ABC**	**RSM**	**ABC**	**RSM**	**ABC**
0,1	0,9	364,8	368,2	0,4	0,4	5.500	5.500	0,340	0,341	0,462	0,460	2,165	2,174
0,2	0,8	380,2	398,5	0,391	0,4	5.500	5.500	0,325	0,334	0,503	0,475	1,988	2,105
0,3	0,7	433,3	450	0,367	0,374	5.500	5.500	0,297	0,307	0,628	0,581	1,592	1,721
0,4	0,6	450	450	0,361	0,362	5.500	5.500	0,297	0,297	0,630	0,630	1,587	1,587
0,5	0,5	450	450	0,355	0,352	5.500	5.500	0,296	0,296	0,635	0,632	1,575	1,582
0,6	0,4	450	450	0,336	0,343	5.500	5.500	0,295	0,296	0,649	0,642	1,541	1,558
0,7	0,3	450	450	0,297	0,311	5.500	5.500	0,292	0,293	0,720	0,690	1,389	1,449
0,8	0,2	450	450	0,179	0,182	5.500	5.500	0,278	0,264	1,234	1,206	0,810	0,829
0,9	0,1	450	450	0,1	0,1	5.500	5.500	0,264	0,264	1,826	1,824	0,548	0,548

Từ Bảng 5 ta thấy, kết quả tối tối ưu hóa bằng phương pháp bề mặt đáp ứng và thuật toán bầy ong đều cho ra những kết quả tối ưu khá tương đồng, cho thấy tính ổn định và độ tin cậy của cả hai phương pháp trong việc tối ưu hóa các tham số công nghệ. Cũng có thể khẳng định rằng thí nghiệm và việc đo đạc được tiến hành một cách cẩn thận, sai số nhỏ, bảo đảm yêu cầu kỹ thuật và công nghệ. Việc áp dụng thuật toán bầy ong để tối ưu hóa đa mục tiêu có thể mang lại nhiều lợi ích trong quá trình sản xuất và nên được xem xét cho các ứng dụng trong gia công.

Đối với trường hợp trọng số của của Ra và $MRRi$ là 0,5, giá trị tối ưu của hai hàm mục tiêu đạt được khi lượng chạy dao và tốc độ trục chính có giá trị lớn nhất ($S = 450$ mm/ph, $n = 5.500$ vg/ph) chiều sâu có giá trị cắt là $t = 0,352$ mm theo phương pháp bề mặt đáp ứng và $t = 0,355$ mm theo thuật toán bầy ong. Trong nghiên cứu [5] với cùng đối tượng nghiên cứu và dải tham số tương đương, kết quả tối ưu là lượng chạy dao và tốc độ trục chính có giá trị lớn nhất ($S = 450$ mm/ph, $n = 5.500$ vg/ph), tuy nhiên $t = 0,369$ mm có sự sai khác nhỏ. Có thể có nhiều nguyên nhân, nhưng nguyên nhân lớn nhất có thể là sự khác biệt về thiết bị gia công, dụng cụ cắt, kích thước phôi hoặc sai số đo đạc.

Bảng kết quả tối ưu thể hiện sự phụ thuộc của kết quả bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu vào trọng số của các hàm mục tiêu. Kết quả này có thể được người làm công nghệ tham khảo để điều chỉnh các tham số công nghệ dựa trên mục tiêu cụ thể về chất lượng bề mặt và năng suất gia công.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng và thuật toán bầy ong để tối ưu hóa các tham số của công nghệ phay hợp kim nhôm 7075 theo chỉ tiêu độ nhám nhỏ nhất và tốc độ loại bỏ vật liệu lớn nhất. Việc tối ưu hóa được thực hiện trên cơ sở dữ liệu thực nghiệm, thu được từ 27 thí nghiệm được quy hoạch theo phương pháp quy hoạch toàn phần.

Kết quả tối ưu hóa bằng hai phương pháp cho thấy, độ nhám và tốc độ loại bỏ vật liệu tối ưu thu được phù hợp với kết quả thực nghiệm. Điều này khẳng định độ tin cậy của các phương pháp và chứng tỏ các thí nghiệm đã được thực hiện một cách chính xác. Kết quả của nghiên cứu này cũng phù hợp với kết quả của một nghiên cứu trên cùng một đối tượng, sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng, đã được công bố.

Kết quả của nghiên cứu này có thể góp phần vào việc làm chủ công nghệ, giúp những người làm công nghệ rút ngắn thời gian phân tích, tính toán khi gia công phay chi tiết hợp kim nhôm 7075. Ngoài ra, phương pháp được sử dụng trong nghiên cứu này có thể được áp dụng trong các bài toán tối ưu hóa tương tự áp dụng cho các đối tượng khác.

Tài liệu tham khảo

[1]. S. Kumar, Meenu, and P. S. Satsangi, (2012), *A genetic algorithmic approach for optimization of surface roughness prediction model in turning using UD-GFRP composite*, Indian J. Eng. Mater. Sci., vol. 19, no. 6, pp. 386–396.

[2]. S. S. Mahapatra, (2006), *Parametric Analysis and Optimization of Cutting Parameters for Turning Operations based on Taguchi Method*, Proc. Int. Conf. Glob. Manuf. Innov., pp. 1–9.

[3]. Bành Tiến Long, Trần, Thế Lục, Trần, Sỹ Túy, (2001), *Nguyên lý gia công vật liệu*, NXB Khoa học & Kỹ thuật.

[4]. Singh. N. K, Rathore. R. K, Sinha. A. K, & Narayan. H. (2024), *Multiobjective optimization of process parameter subjected to end milling process of AA7075 alloy through TOPSIS method*, AIP Conference Proceedings, 3111, 060004. https://doi.org/10.1063/5.0221440

[5]. G. Sur, A. R. Motorcu, & S. Nohutçu, (2022), *Single and multi-objective optimization for cutting force and surface roughness in peripheral milling of Ti6Al4V using fixed and variable helix angle tools*, Journal of Manufacturing Processes, 80, 529-545.

[6]. Trần Công Chi, Lưu Văn Tuân, Nguyễn Văn Tựu, Trần Văn Tưởng, (2022), *Optimization of the effect of processing parameters on surface roughness and material removal rate in CNC milling of AL-7075 material*, TNU Journal of Science and Technology, 228(02), 103-110. https://doi.org/10.34238/tnu-jst.6965

[7]. Đặng Xuân Hiệp, Lê Tiến Đức, (2020), *Multiobjective optimization parameters of turning process of steel SCr445 using genetic algorithm*, Journal of Science & Technology, 56(2), 73-77. https://tapchikhcn.haui.edu.vn

[8]. Rathore. R. K, Singh. N. K, & Xavier. J, (2021), *Characterization of AA7075 alloy foam using calcium and magnesium carbonate as foaming agent,* In Advances in Materials Science and Engineering (pp. 30-39), Springer. https://doi.org/10.1007/978-981-16-3937-1_30.

[9]. Nguyễn Hữu Lộc, (2021), *Giáo trình Quy hoạch và phân tích thực nghiệm,* NXB Đại học Quốc gia Thành phố Hồ Chí Minh.

[10]. Đào Minh Châu, Nguyễn Phương Hạc, (2023), *Thực nghiệm thuật toán bầy ong ABC trên các hàm tối ưu*, Tạp chí Công thương.

[11]. Bhor. Y, Kakuste. N. S, & Gaynar. S, (2020), *Optimization of turning parameters using Taguchi's method and artificial bee colony algorithm*, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 810, 012064.

Multi-objective optimization of process parameters subjected to milling process of aluminium alloy 7075 using artificial bee colony algorithm

Abstract: *This article presents the results of research on optimizing productivity and surface quality when milling a part made of 7075 aluminum alloy on CNC machines using response surface method and artificial bee colony algorithm. Feed rate, depth of cut and spindle speed are chosen as input parameters, while surface roughness and machining productivity (evaluated through material removal rate) are chosen as optimization objectives. The results show that: 1 - In the studied value range of process parameters, optimal (minimum) surface roughness and optimal (maximum) machining productivity are achieved when the feed rate and the depth of cut are of greatest value; 2 - Both methods used give quite similar optimal results; 3 - The results of this study are consistent with the results of a published study on the same subjects, using the response surface method.*

Keywords: Multi-objective optimization, artificial bee colony, aluminum alloy 7075.

❑

Static bending of non-uniform thickness piezoelectric nanoplate resting on variable elastic foundation with flexoelectric effect

Van Ke Tran[1] , Van Minh Phung[1]

[1]*Faculty of Mechanical Engineering, Le Quy Don Technical University, Hanoi, Vietnam.*

Email: tranvanke@lqdtu.edu.vn

Abstract

In this paper carried out a static bending analysis of non-uniform thickness piezoelectric nanoplates resting on a variable elastic foundation with the flexoelectric effect, where nanoplates are made of piezoelectric materials whose thickness varies in both length and width directions. The whole structure is supported by a two-parameter elastic foundation, the stiffness of which varies in the direction of the plate's length. The finite element algorithms and Matlab-coded is established for calculating the nanoplate's static response to boundary conditions. The approach and program's correctness are proved numerically against the dependable assertions in special instances acquired from the article's model. The effect of geometrical and material properties of plates on the responses of piezoelectric nanoplates is investigated in detail.

Keywords: *Nanoplates; variable elastic foundation; flexoelectricity; static bending; finite element method.*

1. Introduction

Nanostructures are currently widely used in engineering as sensors, actuators, and energy harvesters. Flexoelectricity is common in these structures due to strain gradients. Several studies have revealed that nanoplate mechanical behavior involves a flexoelectric effect. Yan [1] used an analytical solution to study static bending and free vibration of piezoelectric nanoplates. To show the piezoelectric and flexoelectric effects of nanoplates, Yang et al. [2] devised an analytical solution. In this case, the authors applied the classical plate theory (CPT). The CPT equations were solved analytically, revealing the flexoelectric impact on the plate's mechanical response. The static bending response of flexoelectric nanoplates with one edge clamped was determined using finite difference. The precise solution and classical plate theory were used to examine the buckling response of flexoelectric nanoplates by Ebrahimi1 and Barati [3]. Amin et al. [4] evaluated the nonlinear free vibration of functionally graded flexoelectric nanoplates using classical plate theory and flexoelectric theory. Amir et al. [5] explored the free vibration of sandwich flexoelectric plates using Navier's approach. It was used to find the displacement and electric field of these plates subjected to the thermo-electro-magnetic force. They investigated the static bending behavior of FG nanoplates under thermal, electric, and flexoelectric fields. It is based on Kirchoff's classical plate theory. Ghobadi and his colleagues [6] studied the static bending response of FG nanoplates, taking into consideration the influences of temperature, electric, and flexoelectric fields. Giannakopoulos et al. [7] developed an antiplane dynamic flexoelectric problem, which was described as a dielectric solid with electric polarization and flexoelectricity gradients due to strain gradients. Qu and colleagues [8] examined the torsion of a rectangular cross-section flexoelectric semiconductor rod. Yang et al. [9] explored multilayer photonic crystal band architectures with flexoelectricity. In this study,

the traditional plate theory of Kirchoff was employed to develop the finite element formulations. Readers can find more interesting works related to imperfect structures as well as the flexoelectric effect in these documents [10-16].

2. Finite element formulations of the nanoplate with variable thickness and flexoelectric effect

Consider the case of a rectangular plate resting on a two-parameter elastic foundation, as seen in Fig. 1. Longitude a, breadth b, and thickness h are all represented by symbols, as are two parameters of foundation stiffness: K_w is the Winkler stiffness, while K_s is the shear layer stiffness. The thickness of the plate h and the stiffness coefficient of the foundation $K_w(K_s)$ change in both directions in the horizontal plane according to the conditions mentioned below.

The plate thickness is governed by the two following types [17]:

Type 1 $$h(x,y) = t_0\left(1+\gamma_x\left(\frac{x}{a}\right)^{0.5}\right)\left(1+\gamma_y\left(\frac{y}{b}\right)^{0.5}\right) \quad (1a)$$

Type 2 $$h(x,y) = t_0\left(1+\gamma_x\frac{x^2}{a^2}+\gamma_y\frac{y^2}{b^2}\right) \quad (1b)$$

The stiffness of the foundation is defined as follows [17]:

Winkler stiffness K_w $$K_w(x,y) = k_w\left(1+\psi_x\left(\frac{x}{a}\right)^{0.5}\right)\left(1+\psi_y\left(\frac{y}{b}\right)^{0.5}\right) \quad (2a)$$

Shear stiffness K_s $$K_s(x,y) = k_s\left(1+\psi_x\left(\frac{x}{a}\right)^{2}\right)\left(1+\psi_y\left(\frac{y}{b}\right)^{2}\right) \quad (2b)$$

where t_0, γ_x, and γ_y denote the base thickness and the plate thickness control coefficient in the x and y axes, respectively. $k_w(k_s), \psi_x$, and ψ_y denote the initial stiffness of the foundation and the coefficients governing its stiffness in two directions in the horizontal plane, respectively. The limit specifies these control coefficients $0 \le \gamma_x, \gamma_y, \psi_x, \psi_y \le 1$.

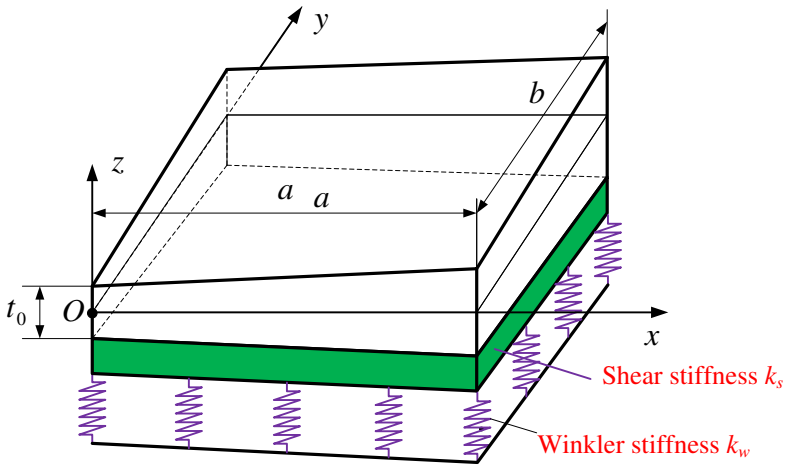


Fig. 1. Model of a non-uniform thickness piezoelectric nanoplate resting on variable elastic foundation

This work uses hyperbolic sine functions [17], the displacement field at any location on the plate is stated as follows:

$$u_x = -z\frac{\partial w_b}{\partial x} - f(z)\frac{\partial w_s}{\partial x}; v_y = -z\frac{\partial w_b}{\partial y} - f(z)\frac{\partial w_s}{\partial y}; w_z = w_b + w_s \quad (3)$$

in which $f(z) = z - \zeta(z)$, $\zeta(z) = h.\sin\frac{z}{h} - z.\cosh\frac{1}{2}$; u_x, v_y, and w_z are the displacements in the *x*-, *y*-, and *z*-directions at one point within the plate; w_b and w_s are the bending displacement and shear displacement in the *z*-direction [17].

Herein, the essence of using the shear strain correction function *f*(*z*) is to increase the accuracy more than choosing a constant correction factor (as used by the classical theory), especially for plate and shell structures of medium and large thickness. But the requirement of the selection function is that the shear stress on the free surfaces of the plate (shell) is zero, which leads to 1 - *f*′(*z*) = 0 when $z = \pm\frac{h}{2}$.

Derivative of displacement one obtains deformation components with respect to coordinates.

$$\boldsymbol{\varepsilon}=\boldsymbol{z}.\left\{\varepsilon_{bx} \quad \varepsilon_{by} \quad \gamma_{bxy}\right\}^T + f(z)\left\{\varepsilon_{sx} \quad \varepsilon_{sy} \quad \gamma_{sxy}\right\}^T; \boldsymbol{\gamma}=\frac{\partial\zeta(z)}{\partial z}\left\{\gamma_{xz} \quad \gamma_{yz}\right\}^T \tag{4}$$

where $\varepsilon_{bx} = \frac{\partial^2 w_b}{\partial x^2}$, $\varepsilon_{by} = \frac{\partial^2 w_b}{\partial y^2}$, $\gamma_{bxy} = \frac{\partial^2 w_b}{\partial x \partial y}$, $\varepsilon_{sx} = \frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2}$, $\varepsilon_{sy} = \frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2}$, $\gamma_{sxy} = 2\frac{\partial^2 w_s}{\partial x \partial y}$, $\gamma_{xz} = \frac{\partial w_s}{\partial x}$, $\gamma_{yz} = \frac{\partial w_s}{\partial y}$.

This research makes the assumption that the strain gradient in the thickness direction is substantially less than the strain gradients in the *x*- and *y*-axes, and that the *z*-axis strain gradient is ignored. The strain gradient is composed of the following components [13, 14]:

$$\boldsymbol{\eta} = \boldsymbol{\eta}_b + \frac{\partial f(z)}{\partial z}\boldsymbol{\eta}_s \tag{5}$$

When the flexoelectric effect is taken into consideration, the stress components and electric displacement vector of a nanoscale dielectric material are as follows:

$$T_{ij} = c_{ijkl}\varepsilon_{kl} - e_{kij}E_k; \Psi_{ijm} = -f_{kijm}E_k; P_i = c_{ijk}\varepsilon_{jk} + \kappa_{ij}E_k + f_{ijkl}\eta_{jkl} \tag{6}$$

in which c_{ijkl}, e_{kij}, f_{kijm} and κ_{ij} are the components of elastic, piezoelectric, flexoelectric and permittivity constant tensor; they are the material parameters. T_{ij} is the stress tensor, which is similar to that of the traditional elastic foundation. P_i is the electric displacement vector, and Ψ_{ijm} is the moment stress tensor or the higher-order stress tensor [13, 14]. The following particular stress and electric displacement vector expressions:

$$\boldsymbol{T} = \boldsymbol{C}_b\boldsymbol{\varepsilon}\text{-}\tilde{\boldsymbol{E}}\boldsymbol{;S}=\boldsymbol{C}_s\boldsymbol{\gamma};\boldsymbol{\Psi} = \begin{Bmatrix}\Psi_{xxz}\\ \Psi_{yyz}\end{Bmatrix} = -f_{14}\begin{Bmatrix}1\\1\end{Bmatrix}E_z; P_z^0 = e_{31}\left(\varepsilon_{xx}+\varepsilon_{yy}\right) + \kappa_{33}E_z + f_{14}\left(\eta_{xxz}+\eta_{yyz}\right) \tag{7}$$

where $f_{3113} = f_{3223} = f_{14}$ [18].

The electrical field is computed in the following manner from the partial derivative of the electrical potential:

$$E_z = -\frac{\partial \varphi}{\partial z}; \frac{\partial P_z^0}{\partial z} = 0 \tag{8}$$

From equations (5) and (6), one gets:

$$\varphi = \frac{e_{31}}{2a_{33}}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right) z^2 + c_1 + c_2 z \tag{9}$$

where c_1 and c_2 are the unknown coefficients. We have the following conditions under the open-circuit condition:

$$P_z^0\left(\pm\frac{h}{2}\right) = 0; c_2 = -\frac{f_{14}}{a_{33}}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right) \tag{10}$$

By substituting equations (8) and (7) into equation (6), the internal electric field is expressed as follows:

$$\begin{aligned} E_z = {} & \frac{e_{31}}{\kappa_{33}}\left(\frac{\partial^2 w_b}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_b}{\partial y^2}\right) z + \frac{e_{31}}{\kappa_{33}}\left(\frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2}\right) f(z) \\ & + \frac{f_{14}}{\kappa_{33}}\left(\frac{\partial^2 w_b}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_b}{\partial y^2}\right) + \frac{f_{14}}{\kappa_{33}}\left(\frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2}\right) \frac{\partial f(z)}{\partial z} \end{aligned} \tag{11}$$

The electric Gibbs free energy in an open circuit has the following form:

$$\Pi = \frac{1}{2}\int_V \left(\boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{T} + \boldsymbol{\gamma}^T \boldsymbol{S} + \boldsymbol{\eta}^T \boldsymbol{\Psi}\right) dV \tag{12}$$

where k_w and k_s are the two coefficients of the Pasternak elastic foundation. Thus, for the nanoplates, taking into account the variable composition of the strain as equation (3). This results in the plate energy expression with the final addition as in equation (10). This is completely different from the ordinary plate. The nanoplate is divided into 4 node elements, each node has 6 degrees of freedom:

$$\boldsymbol{\psi}_e = \sum_{i=1}^{4} \left\{ w_{bi}, w_{si}, \left(\frac{\partial w_b}{\partial x}\right)_i, \left(\frac{\partial w_s}{\partial x}\right)_i, \left(\frac{\partial w_b}{\partial y}\right)_i, \left(\frac{\partial w_s}{\partial y}\right)_i \right\}^T ; \; w_b = \boldsymbol{H}_b \boldsymbol{\psi}_e; w_s = \boldsymbol{H}_s \boldsymbol{\psi}_e \tag{13}$$

where H_j is the Hermit interpolation functions.

The displacement vector at any position inside the element is then interpolated via the nodal displacement vector of the element, and strain vectors are calculated as follows using the nodal displacement vector:

$$\boldsymbol{u} = \boldsymbol{H}.\boldsymbol{\psi}_e; \boldsymbol{\varepsilon}_b = \boldsymbol{B}_1 \boldsymbol{\psi}_e; \; \boldsymbol{\varepsilon}_s = \boldsymbol{B}_2 \boldsymbol{\psi}_e; \boldsymbol{\gamma}_0 = \boldsymbol{B}_3 \boldsymbol{\psi}_e; \boldsymbol{\eta}_b = \boldsymbol{B}_4 \boldsymbol{\psi}_e; \; \boldsymbol{\eta}_s = \boldsymbol{B}_5 \boldsymbol{\psi}_e \tag{14}$$

Equation (10) and the external force exerted on the plate may be expressed succinctly as follows:

$$\Pi_e = (1/2)\boldsymbol{\psi}_e^T \boldsymbol{K}_e \boldsymbol{\psi}_e; W_e = \boldsymbol{\psi}_e^T \boldsymbol{P}_e \tag{15}$$

Using the principle of minimal energy (which includes deformation potential and external force work) $\delta\Pi_e = \delta W_e$, then assembling the matrix and removing the boundary condition, the derived plate's static equilibrium equation has the following form:

$$\boldsymbol{Kq} = \boldsymbol{F} \tag{16}$$

3. Verification study

Example 1: An SSSS nanoplate with the following parameters: h = 20 nm, a = b = 50h, and material properties c_{11} = 102 GPa; c_{12} = 31 GPa; c_{33} = 35.50 GPa; e_{31} = -17.05 C/m^2; k_{33} = 1.76.10^{-8} C/(Vm); f_{14} = 10^{-7} C/m is considered. The plate is forced evenly with q_0 = 0.05 MPa. Figure 4 compares the numerical findings of our study to those of Yang et al.'s analytical solution [2].

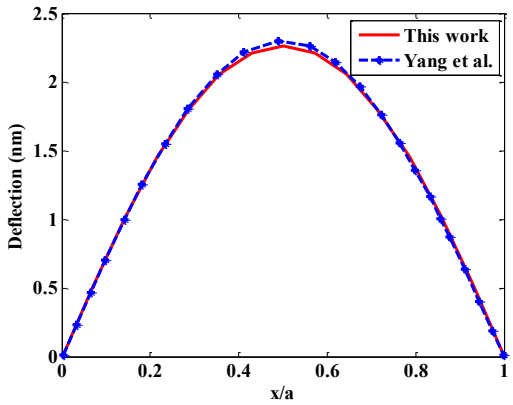


Fig. 2. Non-dimensional deflection at y = b/2 taking into account the flexoelectric effect.

Example 2: Consider a plate with the dimensions a = b = 0.2 m, h = a/10, and a/200 lying on an elastic basis. E = 320.24 GPa, and Poisson's ratio of 0.26 are the material characteristics. The plate is SSSS and is loaded evenly q_0. Non-dimensional elastic foundation and deflection at the plate's center point are determined as follows:

$$K_w^* = \frac{K_w a^4}{D}; K_s^* = \frac{K_s a^2}{D}; \bar{w} = \frac{10^3 D}{q_0 a^4} w\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}\right); D = \frac{Eh^3}{12\left(1-\nu^2\right)} \tag{15}$$

Table 1 compares the accuracy of our work, the differential quadrature approach [19], and the analytical method [20] with increasing mesh size.

Table 1. Non-dimensional deflection $\bar{w}$ of the plate resting on the two-parameter elastic foundation

K_w^*	K_s^*	a/h = 10					
		[19]	[20]	This work			
				8x8 Elements	10x10 elements	12x12 elements	14x14 elements
1	5	3.3455	3.3455	3.3797	3.3643	3.3560	3.3512
	10	2.7505	2.7504	2.7743	2.7635	2.7578	2.7545
	15	2.3331	2.3331	2.3508	2.3428	2.3386	2.3361

	20	2.0244	2.0244	2.0382	2.0320	2.0287	2.0268
81	5	2.8422	2.8421	2.8667	2.8557	2.8499	2.8464
	10	2.3983	2.3983	2.4163	2.4083	2.4040	2.4015
	15	2.0730	2.0730	2.0868	2.0806	2.0774	2.0755
	20	1.8245	1.8244	1.8355	1.8306	1.8280	1.8265
625	5	1.3785	1.3785	1.3835	1.3816	1.3804	1.3797
	10	1.2615	1.2615	1.2658	1.2642	1.2632	1.2626
	15	1.1627	1.1627	1.1665	1.1650	1.1642	1.1637
	20	1.0782	1.0782	1.0815	1.0802	1.0795	1.0791

4. Numerical results

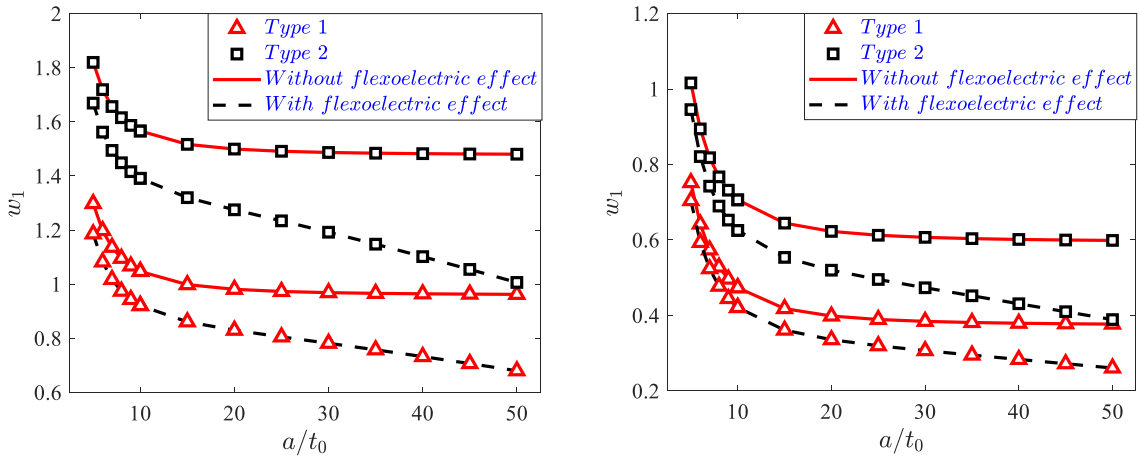
In this section, two types of boundary conditions are taken into the calculation: Fully simply supported (SSSS) and clamped (CCCC) plates. Consider an SSSS nanoplate with h = 20 nm, $a = b = 50h$, and the material properties are c_{11} = 102 GPa; c_{12} = 31 GPa; c_{33} = 35.50 GPa; e_{31} = -17.05 C/m^2; k_{33} = 1.76.10^{-8} C/(Vm). The following variables are set in the surveys' input data $t_0 = 10nm, \frac{a}{t_0} = 10, \frac{b}{a} = 1, \gamma_x = \gamma_y = 0.25, \psi_x = \psi_y = 0.2, K_1 = 20, K_2 = 5$ (during these investigations, some coefficients will change, and the rest will stay the same). The plate is rested on a discontinuous two-parameter elastic foundation with k_w and k_s, where non-dimensional parameters are calculated as follows:

$$w_1 = w_{max}; \sigma_{xx}^{**}(z) = \frac{t_0}{q_0 a}\sigma_{xx}\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, z\right); \ \sigma_{xz}^{**}(z) = \frac{h}{q_0 a}\sigma_{xz}\left(0, \frac{b}{2}, z\right);$$

$$E_z^{**}(z) = \frac{E_z}{q_0}K_1 = \frac{k_w a^4}{D_c}; K_2 = \frac{k_s a^2}{D_c}; D_c = \frac{Et_0^3}{12(1-v^2)}. f_{14}^{**} = 10^7 f_{14}.$$

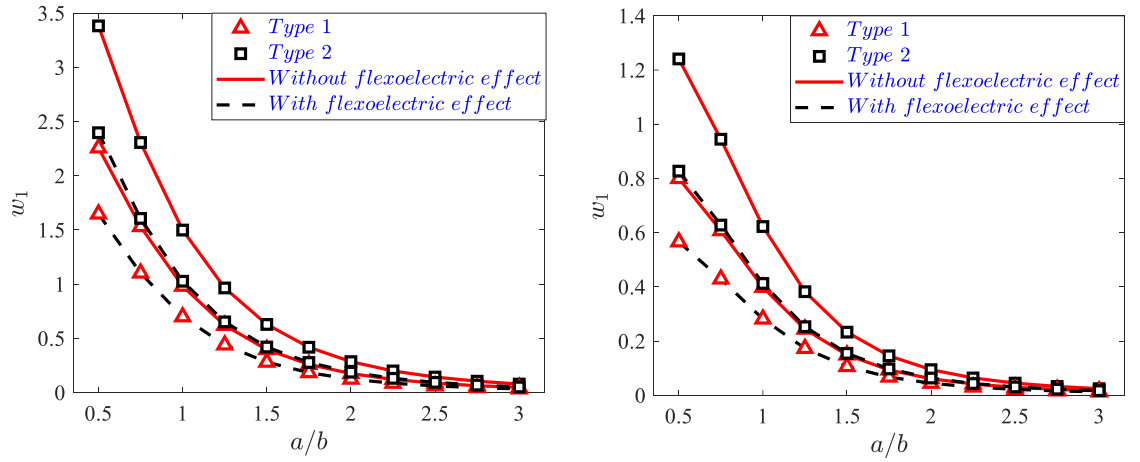
From then, in order to inspect the figures in this section, Fig. 3 has a thickness of 500 nm, while the following figures have $t_0 = 10nm$ and $a = 200nm$. The effects of changing the length-to-thickness ratio a/t_0, the control coefficients for plate thickness γ_x, γ_y, and the control coefficients for elastic foundation stiffness ψ_x, ψ_y on the maximum deflection w_1 of the piezoelectric nanoplate without and with flexoelectric effects are illustrated in Fig. 3 to Fig. 5. As can be seen from the figures, when flexoelectric effects are taken into account, the plate becomes stiffer. The value of w_1 drops continually as the length-to-wide ratio a/b increases, as seen in Fig. 4. The rigidity of the plate is observed to rise when the a/b ratio is increased. As shown in **Error! Reference source not found.**, the control coefficients of sheet thickness γ_x and γ_y increase the stiffness of the plate, resulting in a continuous decrease in the displacement value w_1. Similarly, the increase in the control coefficients of elastic matrix stiffness γ_x and γ_y increases the overall stiffness of the plate. Although this is a significant improvement, the difference is minimal.

Next, Fig. 6 shows the values of the in-plane normal stress $\sigma_{xx}^{**}(z)$, and the transverse shear stress $\sigma_{xz}^{**}(z)$ longitudinal thickness of SSSS non-uniform thickness piezoelectric nanoplate due to the influence of flexoelectric effect. As can be seen from the graphs, for nanoplates made of homogeneous materials without considering flexoelectric effects, the values $\sigma_{xx}^{**}(z) = 0$ is all at $z = 0$; however, when considering flexoelectric effects, as illustrated in Fig. 6, $\sigma_{xx}^{**}(z) = 0$ at $z \approx 0.01h$



SSSS CCCC

Fig. 3. Effect of the change of length-to-thickness ratio a/t_0 on the maximum displacement w_1 of piezoelectric nanoplate without and with flexoelectric effects



SSSS CCCC

Fig. 4. Effect of the change of length-to-wide a/b on the maximum displacement w_1 of piezoelectric nanoplate without and with flexoelectric effects (SSSS)

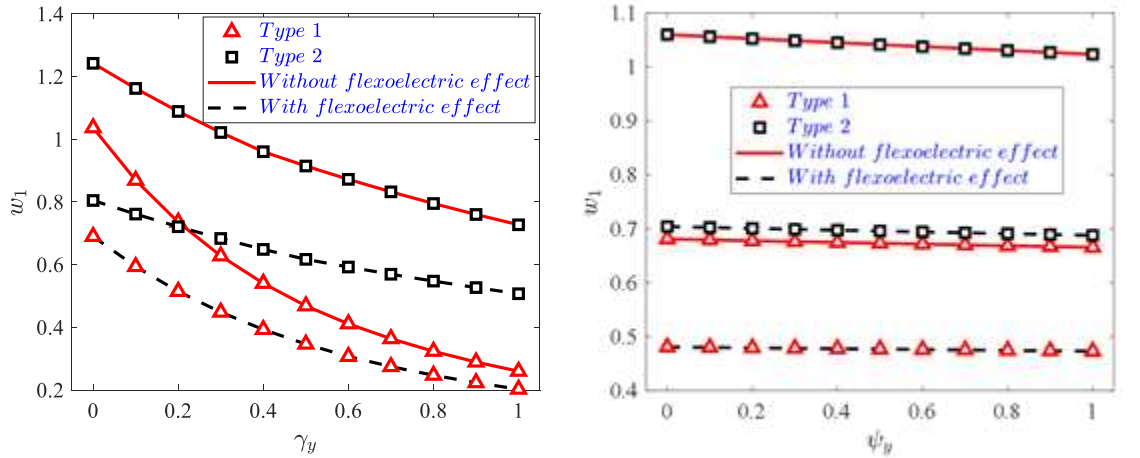


Fig. 5. Effect of the coefficients γ_x, γ_y on the maximum displacement w_1 of piezoelectric nanoplate without and with flexoelectric effects (CCCC, $b/a = 1.5$)

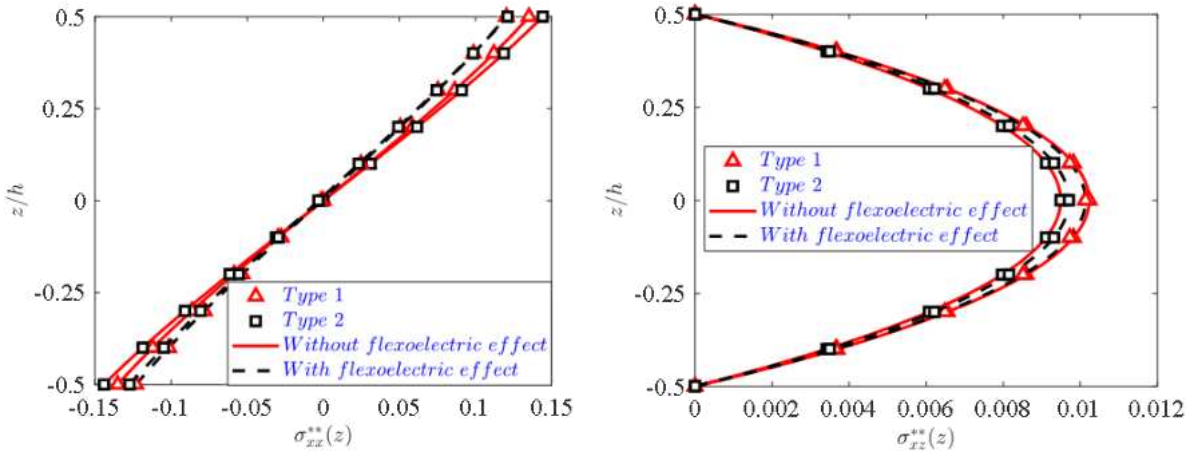


Fig. 6. The dependence of longitudinal stresses of non-uniform thickness piezoelectric nanoplate on the flexoelectric effect (SSSS)

5. Conclusions

For the first time, the flexoelectric effect is used in conjunction with the plate high-order shear deformation theory and a quadrilateral with four nodes to demonstrate static bending of nanoplates with the flexoelectric effect. The elastic foundation has a stiffness that changes in both the length and breadth directions in the case when the thickness of the plate is modified nonlinearly with two separate laws. It is a unique finding to use this sort of construction to highlight the adaptability of the flexoelectric effect for both the static and dynamic responses of the non-uniform piezoelectric nanoplate, which is a novel discovery.

References

[1] Z. Yan, "Size-dependent bending and vibration behaviors of piezoelectric circular nanoplates," *Smart Mater. Struct.*, vol. 25, no. 3, 2016, doi: 10.1088/0964-1726/25/3/035017.

[2] W. Yang, X. Liang, and S. Shen, "Electromechanical responses of piezoelectric nanoplates with flexoelectricity," *Acta Mech.*, vol. 226, no. 9, pp. 3097-3110, 2015, doi: 10.1007/s00707-015-1373-8.

[3] F. Ebrahimi and M. R. Barati, "Static stability analysis of embedded flexoelectric nanoplates considering surface effects," *Appl. Phys. A Mater. Sci. Process.*, vol. 123, no. 10, 2017, doi: 10.1007/s00339-017-1265-y.

[4] A. Ghobadi, Y. T. Beni, and H. Golestanian, "Nonlinear thermo-electromechanical vibration analysis of size-dependent functionally graded flexoelectric nano-plate exposed magnetic field," *Arch. Appl. Mech.*, vol. 90, no. 9, pp. 2025-2070, 2020, doi: 10.1007/s00419-020-01708-0.

[5] S. Amir, H. BabaAkbar-Zarei, and M. Khorasani, "Flexoelectric vibration analysis of nanocomposite sandwich plates," *Mech. Based Des. Struct. Mach.*, vol. 48, no. 2, pp. 146-163, 2020, doi: 10.1080/15397734.2019.1624175.

[6] A. Ghobadi, Y. T. Beni, and H. Golestanian, "Size dependent thermo-electro-mechanical nonlinear bending analysis of flexoelectric nano-plate in the presence of magnetic field," *Int. J.*

Mech. Sci., vol. 152, pp. 118-137, 2019, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2018.12.049.

[7] A. E. Giannakopoulos and T. Zisis, "Steady-state antiplane crack considering the flexoelectrics effect: surface waves and flexoelectric metamaterials," *Arch. Appl. Mech.*, vol. 91, no. 2, pp. 713-738, 2021, doi: 10.1007/s00419-020-01815-y.

[8] Y. Qu, F. Jin, and J. Yang, "Torsion of a flexoelectric semiconductor rod with a rectangular cross section," *Arch. Appl. Mech.*, vol. 91, no. 5, pp. 2027-2038, 2021, doi: 10.1007/s00419-020-01867-0.

[9] W. Yang, T. Hu, X. Liang, and S. Shen, "On band structures of layered phononic crystals with flexoelectricity," *Arch. Appl. Mech.*, vol. 88, no. 5, pp. 629-644, 2018, doi: 10.1007/s00419-017-1332-z.

[10] D. D. Nguyen, Q. Q. Tran, and D. K. Nguyen, "New approach to investigate nonlinear dynamic response and vibration of imperfect functionally graded carbon nanotube reinforced composite double curved shallow shells subjected to blast load and temperature," *Aerosp. Sci. Technol.*, vol. 71, pp. 360-372, 2017, doi: 10.1016/j.ast.2017.09.031.

[11] N. D. Duc, "Nonlinear static and dynamic stability of functionally graded plates and shells," *Vietnam Vietnam Natl Univ Press*, p. 724, 2014.

[12] N. D. Duc and T. Q. Quan, "Nonlinear response of imperfect eccentrically stiffened FGM cylindrical panels on elastic foundation subjected to mechanical loads," *Eur. J. Mech. A/Solids*, vol. 46, pp. 60-71, 2014, doi: 10.1016/j.euromechsol.2014.02.005.

[13] D. H. Duc, D. Van Thom, P. H. Cong, P. Van Minh, and N. X. Nguyen, "Vibration and static buckling behavior of variable thickness flexoelectric nanoplates," *Mech. Based Des. Struct. Mach.*, 2022, doi: 10.1080/15397734.2022.2088558.

[14] L. M. Thai, D. T. Luat, V. B. Phung, P. Van Minh, and D. Van Thom, "Finite element modeling of mechanical behaviors of piezoelectric nanoplates with flexoelectric effects," *Arch. Appl. Mech.*, vol. 92, no. 1, pp. 163-182, 2022, doi: 10.1007/s00419-021-02048-3.

[15] N. C. Tho, N. T. Thanh, T. D. Tho, P. Van Minh, and L. K. Hoa, "Modelling of the flexoelectric effect on rotating nanobeams with geometrical imperfection," *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 43, no. 11, 2021, doi: 10.1007/s40430-021-03189-w.

[16] D. Van Thom, D. H. Duc, P. Van Minh, and N. S. Tung, "Finite Element Modelling for Free Vibration Response of Cracked Stiffened Fgm Plates," *Vietnam J. Sci. Technol.*, vol. 58, no. 1, p. 119, 2020, doi: 10.15625/2525-2518/58/1/14278.

[17] Van Minh, P., Van Ke, T. A Comprehensive Study on Mechanical Responses of Non-uniform Thickness Piezoelectric Nanoplates Taking into Account the Flexoelectric Effect. Arab J Sci Eng 48, 11457–11482 (2023). https://doi.org/10.1007/s13369-022-07362-8

[18] H. T. Thai and D. H. Choi, "Finite element formulation of various four unknown shear deformation theories for functionally graded plates," *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 75, pp. 50-61, 2013, doi: 10.1016/j.finel.2013.07.003.

[19] L. Shu, X. Wei, T. Pang, X. Yao, and C. Wang, "Symmetry of flexoelectric coefficients in crystalline medium," *J. Appl. Phys.*, vol. 110, no. 10, 2011, doi: 10.1063/1.3662196.

[20] J. B. Han and K. M. Liew, “Numerical differential quadrature method for Reissner/Mindlin plates on two-parameter foundations,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 39, no. 9, pp. 977-989, 1997, doi: 10.1016/s0020-7403(97)00001-5.

[21] H. T. Thai, M. Park, and D. H. Choi, “A simple refined theory for bending, buckling, and vibration of thick plates resting on elastic foundation,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 73, pp. 40-52, 2013, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2013.03.017.

PHÂN TÍCH UỐN TĨNH CỦA TẤM NANO CHIỀU DÀY THAY ĐỔI TRÊN NỀN ĐÀN HỒI THAY ĐỔI KỂ ĐẾN HIỆU ỨNG FLEXOELECTRICITY

Trần Văn Kế, Phùng Văn Minh

Tóm tắt: *Trong bài báo này đã thực hiện phân tích uốn tĩnh của các tấm nano áp điện có độ dày không đồng đều nằm trên một nền đàn hồi thay đổi với hiệu ứng uốn điện, trong đó các tấm nano được làm bằng vật liệu áp điện có độ dày thay đổi theo cả chiều dài và chiều rộng. Toàn bộ cấu trúc được hỗ trợ bởi một nền đàn hồi hai tham số, độ cứng thay đổi theo chiều dài của tấm. Một tập hợp các thuật toán máy tính mã hóa Matlab được thiết lập để xác định phản ứng của tấm nano đối với bất kỳ điều kiện biên nào. Cách tiếp cận và tính chính xác của chương trình được chứng minh bằng số so với các xác nhận đáng tin cậy trong các trường hợp đặc biệt thu được từ mô hình của bài viết. Ảnh hưởng của các đặc tính hình học và vật liệu đến các phản ứng cơ học của các tấm nano áp điện được nghiên cứu chi tiết.*

Từ khóa: Tấm nano; nền đàn hồi thay đổi; hiệu ứng flexoelectricity; uốn tĩnh; phần tử hữu hạn.

Received: --/--/2025; *Revised:* --/--/2025; *Accepted for publication:* --/--/2025

❑

Numerical Simulation and Experimental Analysis of the Combined Deep Drawing Process for AA1050-O Aluminum Alloy Sheets

Nguyen Huu Luong[1,*], Chau Nhuan Phat[1], Nguyen Van Chinh[1], Tran Duc Hoan[1], Ta Duc Canh[2]

[1]*Le Quy Don Technical University, Hoang Quoc Viet 236, Hanoi 100000, Vietnam.*
[2]*83 Mechanical one member limited liability company (Z183 Factory); Hamlet 8, Minh Quan commune, Tran Yen district, Yen Bai province.*

[*]*Email: nguyenbaoluong0402@gmail.com, Contact number: 0859309439*

Abstract

This study investigates the combined deep drawing process of AA1050-O aluminum alloy sheets through both numerical simulation and experimental validation. The combined deep drawing process, which simultaneously reduces both the diameter and thickness of the blank, was analyzed to determine the limit deformation degree using the Cockroft-Latham damage criterion. Numerical simulations were conducted to predict the limit deformation degree, yielding a value of 0.607, while experimental results showed a slightly lower value of 0.583. The results confirmed that the combined deep drawing process allows for greater deformation limits compared to traditional deep drawing methods, with a deviation (3.95%) between the experimental and simulation outcomes. Additionally, the limit deformation degree value derived from the numerical simulation in this study can be used as recommendation for designing the technological process in manufacturing the components from AA1050-O aluminum alloy sheet using the combined deep drawing process.

Keywords: *combined deep drawing; numerical simulation; AA1050-O aluminum alloy sheet.*

1. Introduction

In sheet metal forming technology, cylindrical components with wall thicknesses smaller than their base thicknesses are extensively employed in applications such as beverage cans, food industry containers, pressure vessels for fire extinguishers, and compressed natural gas fuel containers. Deep drawing and ironing are the most frequently used manufacturing processes to produce thin-walled parts which require high mechanical strength while maintaining minimal weight [1–5]. The deep drawing process involves reducing the diameter of a sheet or hollow workpiece while increasing its height, without significantly altering the material's thickness. In contrast, the wall-ironing process focuses on reducing wall thickness of a hollow workpiece with negligible change to its diameter. The degree of deformation during the deep drawing process is characterized by the deep drawing coefficient, m_{di}, defined as the ratio of the mean diameter (d_i) of the drawn cup to the initial diameter (d_{i-1}) of the sheet or hollow workpiece. Similarly, the wall-ironing coefficient (m_{si}) quantifies the deformation during wall ironing and is given by the ratio of the final wall thickness (s_i) to the initial wall thickness (s_{i-1}) of the hollow workpiece [6, 7].

The combined drawing technology, which simultaneously reduces both the diameter and wall thickness of a sheet or hollow workpiece, offers substantial efficiency by reducing production time, manufacturing costs, and required space, while enhancing productivity and product precision [3], [4], [6]. This method allows to produce components with tighter tolerances in both diameter and wall thickness, resulting in stronger walls and enabling higher

degrees of deformation compared to traditional drawing methods. Consequently, the combined drawing technology significantly reduces the number of operations needed in the overall manufacturing process.

The deformation degree for combined drawing is expressed as $\psi_i = 1 - m_{di} * m_{si}$, where m_{di} and m_{si} represent the deep drawing and wall-ironing coefficients, respectively [6, 7]. The value of ψ_i ranges from 0 to 1, with higher values indicating increased difficulty in material forming. For each material and under specific deformation conditions—such as die design, temperature, lubrication, and press equipment—the limit deformation degree, denoted as $[\psi_i]$, provides valuable insights for the design and manufacturing of parts. Once the limit deformation degree is determined, the values of m_{di} and m_{si} can be adjusted flexibly based on the desired design and product dimensions, ensuring that $\psi_i < [\psi_i]$, $m_{di} < [m_{di}]$, and $m_{si} < [m_{si}]$. Here, $[m_{di}]$ and $[m_{si}]$ represent the limiting values for deep drawing and wall ironing, respectively.

Although several recent studies have established the limit values for m_{di} in the deep drawing process and m_{si} in the ironing process for various sheet metals [8–14], applying both limit coefficients to determine the limit deformation degree in combined drawing processes requires further refinement. Utilizing both coefficients as $[\psi_i] = 1 - [m_{di}] * [m_{si}]$ may not fully capture the complexities involved in the combined drawing process.

To assess the forming limits of materials in these processes, various ductile fracture criteria, such as those proposed by Freudenthal [15], Cockroft-Latham [16], normalized Cockroft-Latham [17], Oyane [18], Ayada [19], Kuhn [20], and others, are commonly employed. Among these, the Cockroft-Latham criterion is particularly noteworthy due to its simplicity and effectiveness in predicting material failure in forming operations [21–23]. The Cockroft-Latham ductile fracture criterion quantifies material damage as the integral of the maximum principal stress, σ_1 and equivalent strain, $\bar{\varepsilon}$ [16]:

$$C_{CL} = \int_{o}^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_1 d\bar{\varepsilon} \tag{1}$$

where $\bar{\varepsilon}_f$ is the equivalent strain when the fracture occurred, and C_{CL} critical damage.

In our recent study [21], we established the critical damage threshold for the Cockroft-Latham criterion applied to AA1050-O aluminum sheets with a thickness of 2.0 mm. This was achieved by integrating numerical simulations with Erichsen cupping tests. For the first time, combined deep drawing experiments were conducted on a blank with a 90 mm diameter and a thickness of 2.0 mm, aiming to produce a final product featuring a 55.8 mm internal diameter and a reduced wall thickness of 1.2 mm. Although material failure occurred during these trials, the results were insufficient to definitively determine the limit deformation degree for AA1050-O sheets. Despite limited prior research on this process, the combined deep drawing technique shows considerable potential for achieving higher deformation levels compared to conventional deep drawing, which primarily focuses on diameter reduction. The combined method introduces a distinct stress distribution that facilitates more uniform deformation, especially in applications requiring precise control over wall thickness. This study leverages numerical

simulations based on the Cockroft-Latham damage criterion to predict the limit deformation degree and validates these findings through experimental testing. By comparing the numerical predictions and experimental outcomes, this research provides a foundational framework for optimizing combined deep drawing processes, ultimately contributing to the development of more efficient material forming techniques in industrial applications.

2. Material and Method

The material used in the study was AA1050-O aluminum alloy. Its chemical composition was presented in Table 1. The combined deep drawing process was applied to the AA1050-O sheet with initial thickness of $s_0 = 2.0\ mm$. Numerical simulation and experiment were conducted using the workpiece having the same thickness, material properties, and the true stress-strain curve as those used in the Erichsen cupping test simulation in our recent publication [21]. The combined deep drawing process used a punch with a diameter of 55.8 mm, a die with a fillet radius of $R = 6\ mm$, and a working diameter of 58.2 mm, as shown in Figure 1(b). The resulting product after the combined deep drawing process had a wall thickness of 1.2 mm and an internal diameter equal to the punch diameter of 55.8 mm. This indicates a wall-ironing coefficient of $m_{s1} = 1.2 / 2.0 = 0.6$, while the deep drawing coefficient was calculated using the following formula:

$$m_{d1} = \frac{d_1}{D_0} = \frac{d_p + s_1}{D_0} \tag{2}$$

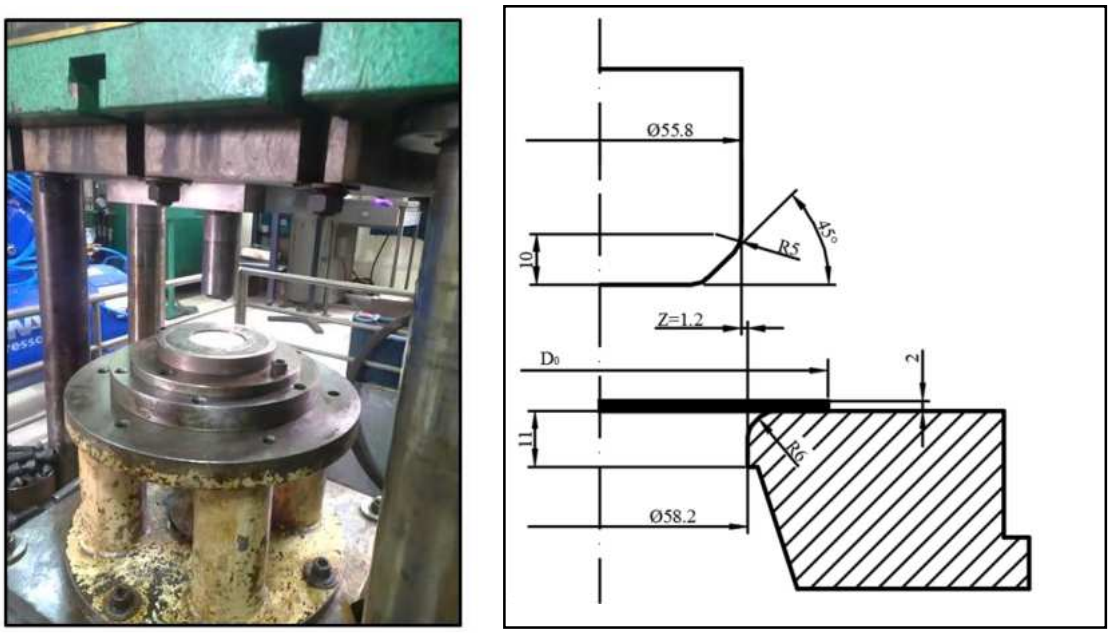
where, D_0, d_1, and d_p - correspond to the blank diameter, the mean diameter of the part, and the punch diameter, respectively, while s_1 represents the wall thickness of the part, with a value of 1.2 mm.

Table 1. Chemical Composition of AA1050-O Aluminum Alloy

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	V	Ti	Others	Al, min.
0.25	0.4	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.03	—	99.50

2.1. Numerical Simulation

The numerical simulations of the combined deep drawing process were conducted utilizing Deform 2D software based on the finite element method with a sheet workpiece meshed into square finite elements with dimensions of 0.1 mm × 0.1 mm for all simulations. An axisymmetric geometric model was implemented, incorporating the Cockroft-Latham ductile fracture criterion, which had been applied in our previous publication [21]. The material used for the workpiece was modeled as a plastic material, with its flow behavior described by the Swift law: $\sigma = K\left(\varepsilon_0 + \varepsilon\right)^n$, where $K = 132\,\text{MPa}$, $\varepsilon_0 = 0.0005$, and $n = 0.285$ [24]. A boundary condition was applied, setting the velocity in the x-direction to zero for the nodes along the axis of symmetry of the workpiece. The Cockroft-Latham ductile failure model, with a critical damage value of 61.49 MJ/m³, was utilized to predict material failure.



(a) (b)

Figure 1. Model of the combined deep drawing process: (a) experiment using the YH28-100/180 hydraulic press; (b) model of the combined deep drawing punch and die

The friction coefficient between the workpiece and the tool, under lubricated conditions, was set to 0.2 using shear friction model. Both the punch and die were assumed to be perfectly rigid, with the punch moving at a constant velocity of 10 mm/s, consistent with the operating speed of the experimental equipment. In each simulation step, the punch advanced by 0.05 mm. The total number of simulation steps was adjusted for each case to ensure complete formation of the part.

In the numerical simulations, the Cockroft-Latham damage value was calculated using the following equation:

$$D_{CL} = \int_{o}^{\bar{\varepsilon}} \sigma_1 d\bar{\varepsilon} \tag{3}$$

Simulations were conducted with workpieces of varying initial diameters D_0, specifically 88, 87, 86, 85, 84, 83, 82, 81, 80, 79, and 78 mm. Finite elements of the workpiece that exceeded the critical damage threshold C_{CL} were deleted, and failure was predicted to occur first at these locations. In each simulation, the maximum Cockroft-Latham damage value was determined. The largest workpiece diameter for which the Cockroft-Latham damage value remained below the critical threshold at the end of the simulation was used to determine the limiting deep drawing coefficient and the limit deformation degree of the AA1050-O aluminum sheet in the combined deep drawing process.

2.2. Experimental Procedure

A combined deep drawing die set, with tool dimensions as described in numerical simulation, was mounted on the YH28-100/180 hydraulic press at the Laboratory of Metal Forming, Le Quy Don Technical University, for experimental testing, as shown in Figure 1(a).

The experiments were conducted at room temperature without heating the workpiece or tools. Industrial-grade machine oil was used as a lubricant to reduce the friction coefficient. AA1050-O aluminum alloy sheets, with diameters of 80, 81, 82, 83, 84, 85, 86, 87 mm, were prepared by using laser cutting. The results of the various combined deep drawing experiments allowed for the evaluation of the limiting deep drawing coefficient and the material's limit deformation degree under the combined deep drawing process.

3. Result and Discussion

The simulation results, presented in Table 1, demonstrate that blanks with diameters equal to or less than 87 mm, corresponding to a limiting drawing ratio of 0.655 or a limit deformation degree of 0.607, did not experience tearing.

Table 2. Numerical Simulation Results of the Combined Deep Drawing Process

STT	D_0, mm	m_{d1}	$\psi_1 = 1 - m_{d1}m_{s1}$	D_{CL}	State
1	78	0.731	0.562	48.29	Good
2	79	0.722	0.567	49.37	Good
3	80	0.713	0.573	51	Good
4	81	0.704	0.578	52.55	Good
5	82	0.695	0.583	54.05	Good
6	83	0.687	0.588	55.5	Good
7	84	0.679	0.593	56.92	Good
8	85	0.671	0.598	58.26	Good
9	86	0.663	0.602	59.68	Good
10	87	0.655	0.607	61.2	Good
11	88	0.648	0.611	62.57	Failure

Figure 2 illustrates the relationship between the Cockroft-Latham damage value and the deformation degree during the combined deep drawing process. In the forming range where the blank remains intact (i.e., the Cockroft-Latham damage value is below 61.49 MJ/m³), the damage function, approximated by Equation (4), depends on the deformation degree and is given as:

$$D_{CL} = 2.873 * \psi_1 - 113.385 \quad (4)$$

The model's goodness-of-fit is excellent, with an adjusted R^2 value of 0.99868. This equation allows for the estimation of Cockroft-Latham damage values for any selected deformation degree. Based on these results, the limit deformation degree for AA1050-O aluminum alloy sheets is estimated at 0.607. This value is higher than the deformation degree of 0.45 reported by Msolli et al., who conducted experiments on AA1050-O aluminum sheets with a thickness of 0.5 mm using the BUP 200 equipment and found a limiting drawing ratio of 1.82 and a limiting deformation degree of 0.45 [25]. The linear relationship between the Cockroft-Latham damage value and the deformation degree in Equation (4) can be used as a recommendation in the manufacturing of parts from AA1050-O aluminum alloy sheet.

The higher deformation degree observed in this study highlights the effectiveness of the combined deep drawing process, which reduces both the blank diameter and thickness, aligning with findings by Park et al. for 34CrMo4 steel when combining redrawing and ironing [3]. In Msolli et al.'s experiments, deep drawing was performed with a gap larger than the blank thickness, and a blank holder force was applied, which increased the tensile stresses during the

process, leading to premature failure at a lower deformation degree. In contrast, the combined deep drawing process produces an axial tensile stress state alongside radial and tangential compressive stresses, promoting more favorable plastic deformation. The additional compressive stresses reduce the axial tensile stress, allowing for greater deformation than in conventional deep drawing.

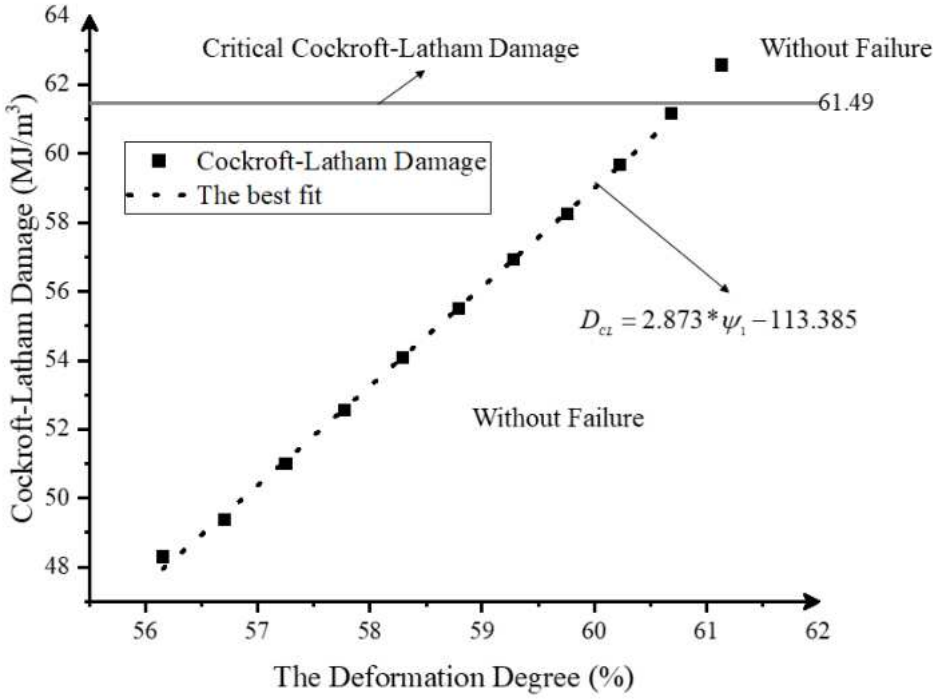


Figure 2. The dependence of the Cockroft-Latham damage value on the deformation degree.

Experimental validation was performed using blanks with diameters of 87, 86, 85, 84, and 83 mm, all of which failed by tearing, as shown in Figure 2. The tear locations in the experiments were similar to the locations with the maximum Cockroft-Latham damage value in the numerical simulations, as shown in Figure 5. The tear locations were also consistent with the results obtained for 90 mm blanks in previous studies [21].

In contrast, blanks with diameters of 82, 81, and 80 mm showed no defects, as illustrated in Figure 3. This experimental data indicates a limit deformation degree of 0.583, corresponding to a limiting drawing ratio of 0.695 for an 82 mm blank.



Figure 3. Experiments with torn workpieces



Figure 4. Successful experiments

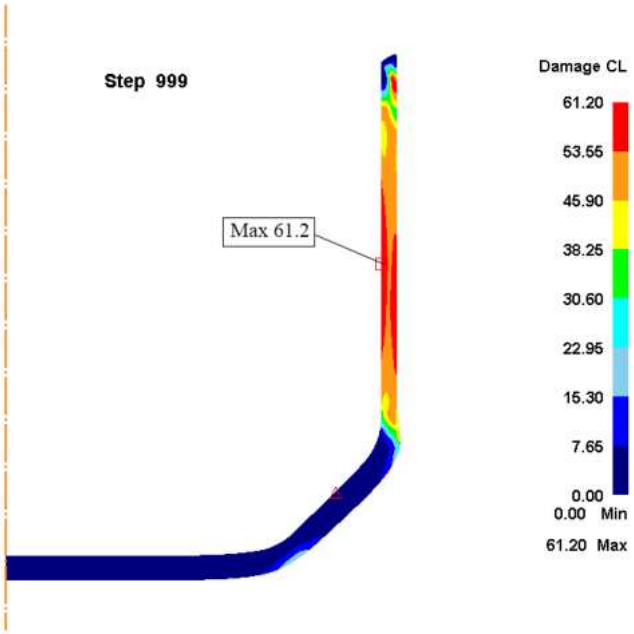


Figure 5. The numerical simulation result showing the maximum Cockroft-Latham damage in the 87mm diameter blank.

In a recent publication [21], we conducted an experiment with a blank of 90 mm in diameter and 2.0 mm thickness, using the combined deep drawing process to reduce the thickness to 1.4 mm, with a punch diameter of 55.8 mm. This yielded a wall-ironing coefficient of $1.4 / 2.0 = 0.7$ and a deep drawing coefficient of 0.64, corresponding to a deformation degree of 0.56, which is below the limit value of 0.583 identified in this study. The blank was successfully formed without any failure, aligning well with the deformation limit established for the combined deep drawing process.

The deviation between simulation and experimental results for the limit deformation degree is about 3.95%. Previous studies on the limiting drawing ratio (LDR) have reported differences between simulation and experiment. For instance, Bandyopadhyay et al. found deviations of 1.5-3.6% for DP980, DP600, and IFHS steels when using the Hill-48 anisotropic material model, and 1.3-2.07% with the Barlat89 anisotropic model [26]. Similarly, Chen et al. reported LDR discrepancies of 0.8-2.2% for DC01 and DC-03 steels using the Hill-48 anisotropic model [8]. These findings suggest that the Cockroft-Latham criterion provides a reliable prediction of the limit deformation degree in the combined deep drawing process.

4. Conclussion

The results of this study underscore the potential of the combined deep drawing process as a highly effective forming method for manufacturing thin-walled cylindrical components from AA1050-O aluminum alloy sheets. By integrating finite element simulation with experimental validation, the research has not only confirmed the predictive accuracy of the Cockroft-Latham ductile fracture criterion but also demonstrated its practical applicability in determining formability limits with minimal deviation.

A key finding is the process's ability to achieve higher deformation degrees than conventional deep drawing, due to the more favorable stress distribution generated during simultaneous diameter reduction and wall thinning. This allows for enhanced material utilization, improved product quality, and reduced manufacturing steps—offering clear advantages for industrial-scale forming of lightweight and high-precision components.

References

1. M. Sodeik, K. Taeffner, and F. Weber, "Fundamentals of modern can making and materials development for three-piece can manufacturing," *Trans. Iron Steel Inst. Japan*, vol. 28, no. 8, pp. 663–671, 1988, doi: 10.2355/isijinternational1966.28.663.
2. M. Schünemann, M. A. Ahmetoglu, and T. Altan, "Prediction of process conditions in drawing and ironing of cans," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 59, no. 1-2 SPEC. ISS., pp. 1–9, 1996, doi: 10.1016/0924-0136(96)02280-7.
3. G. Park, R. Park, H. Kwak, and C. Kim, "Design of a combined redrawing-ironing process to manufacture a cng pressure vessel liner," *Appl. Sci.*, vol. 11, no. 18, 2021, doi: 10.3390/app11188295.
4. H. Kwak, G. Park, H. Seong, and C. Kim, "Integrated Design of D.D.I., Filament Winding and Curing Processes for Manufacturing the High Pressure Vessel (Type II)," *Chinese J. Mech. Eng. (English Ed.*, vol. 32, no. 1, 2019, doi: 10.1186/s10033-019-0396-9.
5. G. Y. Park, H. S. Kwak, H. S. Jang, and C. Kim, "Deep Drawing Process Using a Tractrix Die for Manufacturing Liners for a CNG High-Pressure Vessel (Type II)," *Chinese J. Mech. Eng. (English Ed.*, vol. 35, no. 1, 2022, doi: 10.1186/s10033-022-00681-9.
6. S. S. Yakovlev, O. V. Pilipenko, and P. A. Aleksandroich, "Combined isothermal drawing of axissymmetrical parts made out of anisotropic materials in mode of short-time creeping," *Key Eng. Mater.*, vol. 684, pp. 152–164, 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.684.152.
7. S.A. Valiev, *Combined Deep Drawing of Sheet Materials*. Moscow: Mechanical Engineering, 1974.
8. J. P. Chen, J. Q. Qian, and S. Z. Li, "Numerical simulation and experimental study of limit drawing ratio of steel sheets," *Adv. Mater. Res.*, vol. 189–193, pp. 2539–2542, 2011, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.189-193.2539.
9. D. K. Leu and J. Y. Wu, "A simplified approach to estimate limiting drawing ratio and maximum drawing load in cup drawing," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 126, no. 1, pp. 116–122, 2004, doi: 10.1115/1.1633574.
10. D. K. Leu, "The limiting drawing ratio for plastic instability of the cup-drawing process,"

J. Mater. Process. Technol., vol. 86, no. 1–3, pp. 168–176, 1998, doi: 10.1016/S0924-0136(98)00307-0.

11. L. Xin, C. A. Evsyukov, and Y. Zhongqi, "Forming limit of sheet metal in cylindrical deep drawing with a conical die," *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 967, no. 1, 2020, doi: 10.1088/1757-899X/967/1/012087.
12. M. F. Shi and J. C. Gerdeen, "A Theoretical study of the ironing process in sheet metal forming," *J. Mater. Shap. Technol.*, vol. 7, no. 4, pp. 203–211, 1989, doi: 10.1007/BF02834772.
13. D. Chang, "An analytical model of the ironing process including redundant work effect," vol. 75, pp. 253–258, 1998.
14. A. Shirazi, K. Abrinia, and G. Faraji, "Hydroironing: A novel ironing method with a higher thickness reduction," *Mater. Manuf. Process.*, vol. 30, no. 1, pp. 99–103, 2015, doi: 10.1080/10426914.2014.962659.
15. A. M. Freudenthal, *The Inelastic Behavior of Engineering Materials and Structures*. New York: John Wiley & Sons Inc., 1950.
16. M. G. Cockcroft and D. J. Latham, "Ductility and the workability of metals," *Journal of the Institute of Metals*, vol. 96, no. 1. pp. 33–39, 1968.
17. S. I. Oh, C. C. Chen, and S. Kobayashi, "Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing: Part 2 workability in extrusion and drawing," *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME*, vol. 101, no. 1, pp. 36–44, 1979, doi: 10.1115/1.3439471.
18. Oyane M.; Sato T.; Okimoto K., "Criteria for Ductile Fracture and Their Applications," *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 4, no. 1, pp. 65–81, 1980.
19. Brozzo P.; Deluca B.; Rendina R., "A new method for the prediction of formability limits in metal sheets," 1972.
20. H. A. Kuhn, P. W. Lee, and T. Erturk, "A fracture criterion for cold forming," *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, vol. 95, no. 4, pp. 213–218, 1973, doi: 10.1115/1.3443155.
21. T. D. Hoan, T. T. Loan, T. Thi, V. Nga, H. Thi, and M. Hue, "Combined Solution for Critical Damage Determination and Fracture Prediction in AA1050-O Alloy Sheets," *Metall. Mater. Trans. B*, 2024, doi: 10.1007/s11663-024-03124-z.
22. A. Venugopal Rao, N. Ramakrishnan, and R. Krishna Kumar, "A comparative evaluation of the theoretical failure criteria for workability in cold forging," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 142, no. 1, pp. 29–42, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(03)00432-1.
23. Z. Kong, J. Zhang, H. Li, and N. Kong, "Deep drawing and bulging forming limit of dual-phase steel under different mechanical properties," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 97, no. 5–8, pp. 2111–2124, 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1980-3.
24. J. W. Yoon, F. Barlat, J. J. Gracio, and E. Rauch, "Anisotropic strain hardening behavior in simple shear for cube textured aluminum alloy sheets," *Int. J. Plast.*, vol. 21, no. 12, pp. 2426–2447, 2005, doi: 10.1016/j.ijplas.2005.03.014.

25. S. Msolli *et al.*, “Experimental characterization and numerical prediction of ductile damage in forming of AA1050-O sheets,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 99, pp. 262–273, 2015, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2015.05.020.

26. K. Bandyopadhyay, S. K. Panda, P. Saha, and G. Padmanabham, “Limiting drawing ratio and deep drawing behavior of dual phase steel tailor welded blanks: FE simulation and experimental validation,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 217, pp. 48–64, 2015, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2014.10.022.

Phân tích thực nghiệm và mô phỏng số quá trình dập vuốt kết hợp từ tấm hợp kim nhôm AA1050-O

Tóm tắt: *Nghiên cứu này khảo sát quá trình dập vuốt kết hợp biến mỏng của các tấm hợp kim nhôm AA1050-O thông qua cả mô phỏng số và thực nghiệm kiểm chứng. Quá trình dập vuốt kết hợp biến mỏng, đồng thời giảm cả đường kính và độ dày của phôi, đã được phân tích để xác định mức độ biến dạng giới hạn bằng cách sử dụng tiêu chuẩn phá huỷ Cockroft-Latham. Các mô phỏng số đã được thực hiện để dự đoán mức độ biến dạng giới hạn, cho giá trị là 0.607, trong khi kết quả thực nghiệm cho thấy giá trị thấp hơn là 0.583. Kết quả cho thấy quá trình dập vuốt kết hợp biến mỏng cho phép mức độ biến dạng giới hạn lớn hơn so với các phương pháp dập vuốt truyền thống, với sự sai lệch (3.95%) giữa kết quả thực nghiệm và mô phỏng. Ngoài ra, giá trị mức độ biến dạng giới hạn thu được từ mô phỏng số trong nghiên cứu này có thể dùng làm khuyến nghị cho thiết kế quy trình công nghệ chế tạo các chi tiết từ tấm hợp kim nhôm AA1050-O bằng quy trình dập vuốt kết hợp biến mỏng thành.*

Từ khoá: dập vuốt kết hợp biến mỏng; mô phỏng số; tấm hợp kim nhôm AA1050-O.

Nghiên cứu xác định vết nứt trong chi tiết dạng cánh trên cơ sở phương pháp số

Vũ Tú Nam[1*], Bùi Mạnh Cường[2], Hoàng Trung Kiên[2]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: Vutunam2707@gmail.com

Tóm tắt

Sự xuất hiện của các vết nứt trong các chi tiết cơ khí có thể dẫn đến sự suy giảm đáng kể về độ bền và tuổi thọ của kết cấu. Việc phát hiện và đánh giá chính xác các vết nứt là vấn đề rất quan trọng nhằm đảm bảo khả năng làm việc, độ tin cậy và an toàn của các chi tiết. Trong bài báo này nhóm tác giả trình bày các kết quả nghiên cứu ảnh hưởng của vết nứt đến đặc tính động lực học của chi tiết dạng cánh. Các kết quả nghiên cứu là cơ sở để đề xuất phương pháp xác định và phân tích sự xuất hiện vết nứt trong các chi tiết dạng cánh dựa vào thông tin về tần số và dạng dao động riêng của nó. Phương pháp được sử dụng trong nghiên cứu này bao gồm việc áp dụng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) để mô phỏng và phân tích đặc tính động học của chi tiết cánh có vết nứt ở các khu vực khác nhau. Kết quả cho thấy phương pháp số có thể cung cấp thông tin nhanh chóng và chi tiết về sự xuất hiện vết nứt trong kết cấu, từ đó giúp cải thiện các biện pháp phòng ngừa và sửa chữa chi tiết. Nghiên cứu này không chỉ đóng góp vào việc nâng cao hiểu biết về cơ chế hình thành và phát triển của vết nứt mà còn mở ra hướng đi mới cho việc ứng dụng các phương pháp số trong kiểm tra và bảo trì các chi tiết cơ khí.

Từ khóa: *Vết nứt, Phương pháp PTHH, Tần số, dạng dao động riêng.*

1. Đặt vấn đề

Ngày nay, tấm mỏng được sử dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực kỹ thuật như hàng không vũ trụ, dân dụng, cơ khí và cấu trúc biển. Máy móc và các bộ phận, cấu trúc hoạt động trong các điều kiện khắc nhiệt tiềm ẩn nguy cơ cao gây mất an toàn, có thể gây thiệt hại nghiêm trọng về người và thiết bị. Vì vậy, yêu cầu giám sát, kiểm tra liên tục để phát hiện vết nứt và sự phát triển của vết nứt nhằm đảm bảo không bị gián đoạn trong quá trình hoạt động. Các vết nứt có thể xuất hiện trong cấu trúc do nhiều nguyên nhân như mỏi, va đập, ăn mòn và các yếu tố bên ngoài và môi trường như nhiệt độ, độ ẩm tương đối, mưa và các đặc tính chung của cấu trúc. Các cấu trúc chịu tải trọng và ứng suất lớn như cánh máy bay, chân vịt tàu thuyền, cầu thép, giàn khoan biển, v.v., đều sử dụng cấu trúc dạng tấm kim loại. Sự hiện diện của một vết nứt không chỉ gây ra sự thay đổi cục bộ về độ cứng mà còn có thể ảnh hưởng đáng kể đến hành vi cơ học của toàn bộ cấu trúc. Các vết nứt xuất hiện trong các thành phần rung động có thể dẫn đến hỏng hóc thảm khốc đã được ghi nhận trong nhiều công trình nghiên cứu, điển hình là các công trình [12,3]. Chính vì tầm quan trọng thực tiễn, phát hiện và đánh giá vết nứt trong kết cấu đã trở thành trọng tâm của nhiều nghiên cứu chuyên sâu trong những thập kỷ qua.

Phân tích rung động là một trong những phương pháp hiệu quả, nhanh chóng và ít tốn để chẩn đoán và theo dõi vết trong kết cấu. Dimarogonas [4] đã khái quát tổng quan và lý giải các phương pháp dựa trên rung động để kiểm tra các kết cấu có tồn tại vết nứt hay không. Sự tồn tại của một vết nứt trong kết cấu dẫn đến giảm độ cứng, từ đó dẫn đến giảm tần số tự nhiên và thay đổi hình dạng mode dao động. Phân tích những thay đổi này giúp xác định được vết nứt. Anifantis và công sự [5] đã mô hình hóa vết nứt như một độ dẻo cục bộ và tính toán độ cứng tương đương bằng phương pháp cơ học vết nứt. Theo hướng đó, nhiều công trình khoa học đã phát triển các phương pháp để xác định vết nứt trong tấm và khảo sát ảnh hưởng của độ sâu vết nứt đến tần số tự nhiên của tấm [6,7]. Tác giả Solecki [8, 9] đã áp dụng biến đổi Fourier

để phân tích dao động uốn của tấm bị nứt xuyên thấu. Tác giả Stahl và Keerd [10] đã xác định được tần số tự nhiên của tấm có vết nứt mỏng tại cạnh và ở tâm tấm.

Mặc dù đã có nhiều nghiên cứu về đáp ứng của tấm có vết nứt, nhưng cho đến nay, số lượng công trình đánh giá một cách toàn diện ảnh hưởng của vị trí và hình dạng vết nứt đến đặc tính dao động của tấm dạng cánh ở trạng thái mode tự do vẫn còn hạn chế. Đặc biệt, việc nghiên cứu ảnh hưởng của vết nứt xuất hiện tại các điểm cực trị trên đỉnh và bụng sóng ở các mode dao động khác nhau vẫn chưa được chú trọng.

Bài báo này tập trung khảo sát sự thay đổi đặc tính dao động của tấm khi có vết nứt, với các vị trí khác nhau trên tấm, thông qua mô phỏng số. Kết quả nghiên cứu sẽ là cơ sở để đề xuất phương pháp nhận diện và phân tích vết nứt trên các chi tiết dạng cánh, dựa vào thông tin về tần số và dạng dao động riêng của chúng. Quá trình nghiên cứu được chia thành hai giai đoạn. Giai đoạn đầu thực hiện phân tích phần tử hữu hạn (FEA) bằng phần mềm ANSYS, với các mô hình cánh không vết nứt. Giai đoạn tiếp theo tiến hành phân tích với các mẫu chứa vết nứt tại nhiều vị trí và độ sâu khác nhau. Kết quả phân tích được đối chiếu cho hai trường hợp tấm có và không có vết nứt.

2. Phương trình phân tích modal của cánh có vết nứt

Trong phương pháp phần tử hữu hạn, các tham số modal của cấu trúc được thu được bằng cách giải các bài toán giá trị riêng dưới dạng ma trận. Bài toán giá trị riêng của một cấu trúc rung tự do không có tải trọng khối lượng điểm thêm vào có thể được biểu diễn như sau,

$$-\omega^2 [m]\{V\} + [K]\{V\} = 0 \tag{1}$$

trong đó [m] và [K] là các ma trận khối lượng và độ cứng, $\{V\} = \{V_1, V_2, \cdots, V_n\}$ là vector riêng, $V_i = V(x_i)$ là vector riêng đã chuẩn hóa tại vị trí x_i, ω là tần số góc và ma trận modal được cho bởi $[V]=[\{V_1\}\{V_2\}\cdots\{V_n\}]$. Các ma trận độ cứng và khối lượng có thể được biến đổi vào không gian modal để cho ra ma trận khối lượng modal và ma trận độ cứng modal như sau:

$$[M] = [V]^T [m][V] \quad ; \quad [K] = [V]^T [k][V] \tag{2}$$

Khi một khối lượng điểm m_0 được gắn vào cấu trúc tại vị trí x nào đó, ma trận khối lượng của cấu trúc được sửa đổi thành $[\bar{M}]$. Các phản ứng modal của cấu trúc cũng thay đổi từ ma trận vector riêng ban đầu V thành một ma trận vector riêng được sửa đổi $[\bar{V}]$, phụ thuộc vào cả độ lớn khối lượng m và vị trí x. Ma trận độ cứng modal được sửa đổi $[\bar{K}]$ và ma trận khối lượng modal được sửa đổi $[\bar{M}]$ cho cấu trúc đã được sửa đổi trở thành,

$$[\bar{M}] = [\bar{V}]^T [\bar{m}][\bar{V}] \quad ; \quad [\bar{K}] = [\bar{V}]^T [\bar{k}][\bar{V}] \tag{3}$$

Ma trận khối lượng modal được sửa đổi $[\bar{M}]$ có thể được biểu diễn như sự chồng chất của ma trận khối lượng modal chưa sửa đổi $[M]$ và ma trận khối lượng điểm modal $[M_o]$, cụ thể là:

$$[\bar{M}] = [M] + [M_0]; \; [M_0] = [\bar{V}]^T [m_0][\bar{V}] \tag{4}$$

Đối với một kết cấu bị hư hỏng cục bộ (chẳng hạn như lỗ hổng hoặc tách lớp) sẽ dẫn đến sự gia tăng tính linh hoạt (mềm hóa) cục bộ của cấu trúc [1]. Sự mềm hóa hoạt do hư hỏng gây ra có thể được coi như một sự nhiễu loạn cục bộ δu(x) trong các phản ứng dịch chuyển của cấu trúc. Sử dụng tính chất trực giao của các dạng dao động, trường dịch chuyển chứa sự nhiễu loạn có thể được mở rộng bằng cách sử dụng tổ hợp tuyến tính của các vector modal cho một cấu trúc cho trước như sau:

$$u(x)+\delta u(x)=\sum_{i=1}^{n}a_n\bar{V}_n{}'(x)=\sum_{i=1}^{n}a_n\left[\bar{V}_n(x)+\delta\bar{V}_n(x)\right] \quad (5)$$

trong đó, V¯n′(x) là dạng dao động với thành phần nhiễu loạn cho cấu trúc đã sửa đổi, V¯n(x) và δV¯n(x) lần lượt là vector dạng dao động và thành phần nhiễu loạn. nnn là hệ số mở rộng (hệ số tham gia modal). Được biết rằng phản ứng do khuyết tật gây ra của mỗi dạng dao động sẽ được biểu hiện rõ rệt hơn tại vị trí không gian của hư hỏng. Hành vi này là đặc trưng và khác biệt so với các nhiễu loạn do tiếng ồn ngẫu nhiên gây ra. Sử dụng các quy trình tương tự đã nêu trên, tần số modal và các đạo hàm bậc cao của nó cho cấu trúc bị hư hỏng có thể được biểu diễn như sau:

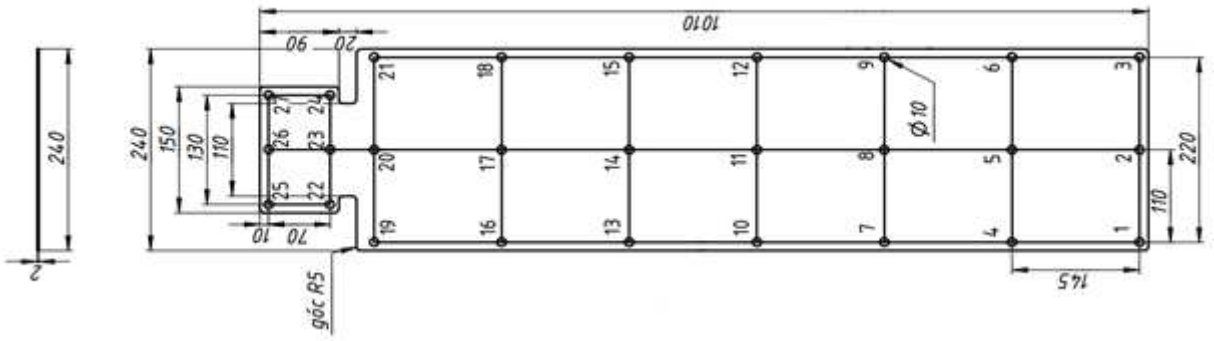
$$\omega_n\left(\bar{V}_n(x),m_0\right)=\sqrt{\frac{\bar{K}_n}{M_n+m_0\left[\sum_{i=1}^{n}\beta_nV_n(x)+\delta V_n(x)\right]^2}} \quad (6)$$

$$\frac{\partial^k\omega_n}{\partial x^k}=\sum_{j=1}^{k}\left[P_j\frac{\partial^k\left[\sum_{i=1}^{n}\beta_nV_n(x)\right]}{\partial x^k}+P_j\frac{\partial^k\left[\sum_{i=1}^{n}\beta_n\delta V_n(x)\right]}{\partial x^k}\right],P_j=P_j\left(M_n,m_0,\omega_n,V_n(x)\right) \quad (7)$$

Nhìn chung, Phương trình (7) có thể được xem như một ánh xạ tuyến tính, trong đó hệ số khuếch đại phụ thuộc vào khối lượng giữa các dạng dao động chưa bị thay đổi và các đường cong tần số modal tương ứng. Phương trình này cũng chỉ ra rằng đường cong tần số modal phụ thuộc vào sự tổ hợp tuyến tính của các dạng dao động chưa bị thay đổi.

3. Kết quả mô phỏng số

Mô hình cách được dùng để nghiên cứu ảnh hưởng của vết nứt đến đáp ứng động lực học của chi tiết cánh có dạng như hình 1. Chi tiết dạng cánh được thiết kế và chế tạo có chiều dày 2mm, chiều dài toàn bộ là 1010 mm, chiều rộng 240 mm. Chi tiết gồm 2 phần: phần đầu cánh được dùng để cố định với chi tiết khác. Phần thân cánh để tạo momen và lực đẩy khi cánh quạt hoạt động. Bề mặt các chi tiết được đánh số với 27 nút cách đều nhau nhằm thuận tiện cho việc gắn cảm biến gia tốc 3 trục khi tiến hành phân tích modal thực nghiệm. Vật liệu của chi tiết là thép CT3 có đặc trưng cơ học như trong bảng 1 [**Error! Reference source not found.**].



Hình 1. Hình dạng, kích thước của chi tiết

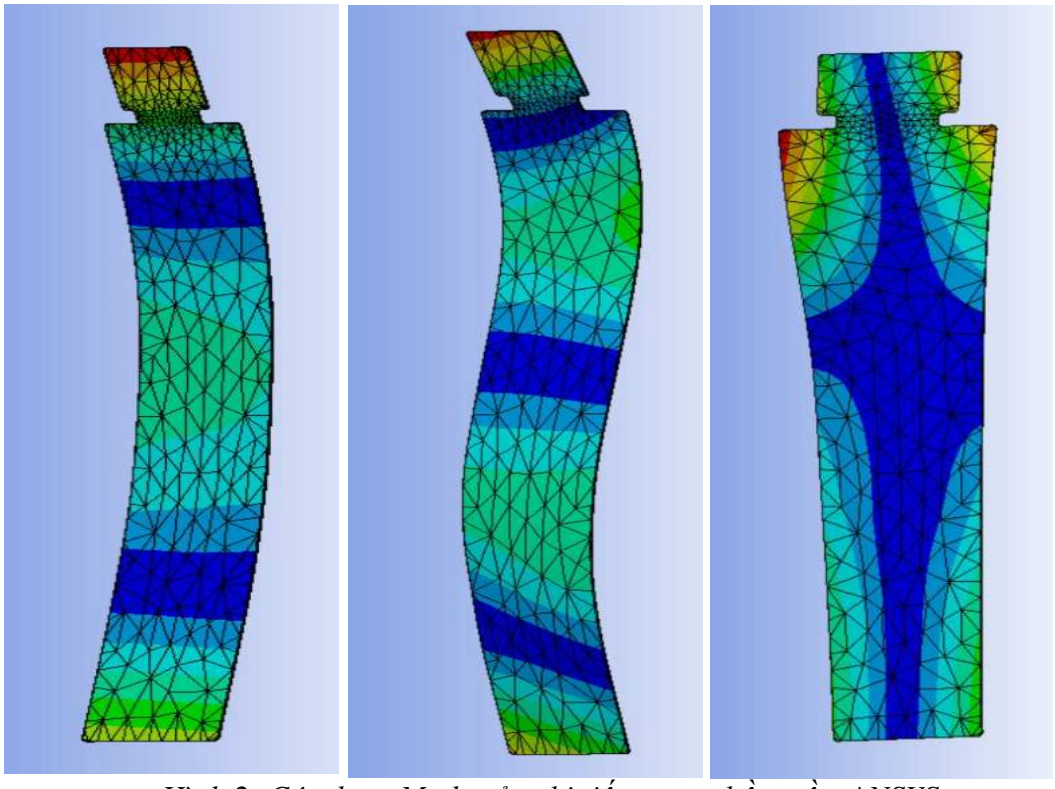
Trước tiên nhóm tác giả tiến hành tính toán mô phỏng số nằm xác định tần số và dạng dao động riêng của chi tiết cánh nguyên vẹn ở trạng thái tự do trên phần mềm ANSYS. Dạng phần tử được lựa chọn là Tetrahedrons, toàn bộ chi tiết được chia thành 3819 phần tử. Kết quả 4 tần số dao động riêng đầu tiên của cánh nguyên vẹn ở trạng thái tự do được thể hiện trong bảng 2, 3 dạng dao động riêng được thể hiện trên hình 2.

Bảng 1. Các đặc trưng cơ học của thép CT3

Giới hạn bền σ_B	**Giới hạn chảy σ_c**	**Modul đàn hồi *E***	**Hệ số poisson**	**Độ dãn dài**
440 MPa	296 MPa	200 GPa	0,3	20%

Bảng 2: Tần số dao động riêng của các mode

Dạng dao động	Mode 1	Mode 2	Mode 3	Mode 4
Tần số dao động riêng (Hz)	18,63	42,52	52,75	85,25



Hình 2: Các dạng Mode của chi tiết trong phần mềm ANSYS

Tiếp theo để làm rõ được ảnh hưởng của vết nứt đối với các tần số dao động riêng của chi tiết. Nhóm nghiên cứu đã khảo sát ảnh hưởng của vết nứt đến tần số dao động riêng bằng cách thiết lập vết nứt với biên dạng, vị trí và góc độ khác nhau trên chi tiết. Kết quả được thể hiện trên bảng 3. Nghiên cứu được thực hiện trên 3 mẫu không nứt và 9 mẫu có vết nứt bán nguyệt (1 mm sâu, 4 mm rộng) tại các vị trí khác nhau. Kết quả cho thấy: Mode 1 bị ảnh hưởng lớn nhất khi vết nứt ở đỉnh sóng mode 2. Mode 2 bị ảnh hưởng lớn nhất khi vết nứt ở bụng sóng mode 1. Mode 3 chịu ảnh hưởng mạnh nhất khi vết nứt ở đỉnh sóng mode 2. Mode 4 bị chi phối lớn nhất khi vết nứt ở đỉnh sóng mode 2.

Bảng 3: Tần số dao động riêng của chi tiết cánh có vết nứt dạng semi-elliptical

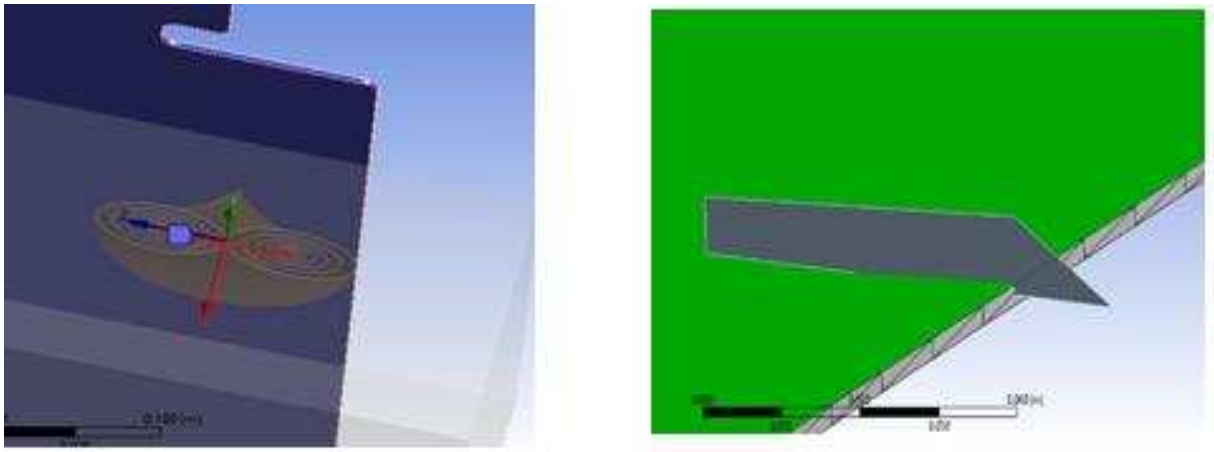
STT	Vị trí vết nứt	Tần số dao động riêng (Hz)			
		1	2	3	4
1	Cánh không vết nứt	18.63	42.52	52.75	85.25
2	Vết nứt tại đỉnh sóng thứ 1 của mode 1	18.52	41.45	51.16	80.45
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	-0.591	-2.517	-3.015	-5.631
3	Vết nứt tại đỉnh sóng thứ 2 của mode 1	16.9	41.32	47.95	87.03
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	-9.287	-2.823	-9.1	2.088
4	Vết nứt tại bụng sóng thứ nhất của mode 1	16.78	37.48	44.97	79.6
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	-9.931	-11.854	-14.749	-6.628
5	Vết nứt tại bụng sóng thứ 2 của mode 1	18.64	42.53	52.78	85.28
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	0.054	0.024	0.057	0.036
6	Vết nứt tại đỉnh sóng thứ nhất của mode 2	17.82	41.32	49.53	87.47
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	-4.348	-2.823	-6.105	2.605
7	Vết nứt tại đỉnh sóng hai của mode 2	14.2	38.65	40.46	76.9
	Sai lệch tần số so với trường hợp không có vết nứt (%)	-23.779	-9.102	-23.299	-9.795

Bảng 4. Tần số dao động riêng khi vết nứt (archinary-crack) xuất hiện ở đỉnh và bụng sóng

STT	Chiều dài Crack (mm)	Vị trí	Chiều sâu crack (mm)	Tần số dao động riêng (Hz)			
				1	2	3	4
1	8	Đỉnh rìa mode 2 0.86m	1	10.858	28.642	29.618	57.163
2	12	Đỉnh rìa mode 2 0.86m	1	10.858	28.642	29.617	57.162

3	5	Đỉnh rìa mode 2 0.86m	1	10.858	28.642	29.618	57.163
4	20	Bụng mode 3 0.68m	1	10.842	28.585	29.541	57.066
4	15	Bụng mode 3 0.68m	1	10.853	28.626	29.593	57.123
6	12	Bụng mode 3 0.68m	1	10.857	28.64	29.617	57.147
7	8	Bụng mode 3 0.68m	1	10.857	28.641	29.617	57.148
8	5	Bụng mode 3 0.68m	1	10.858	28.641	29.618	57.155
9	15	Bụng mode 1 0.47m	1	10.857	28.638	29.602	57.154
10	10	Bụng mode 1 0.47m	1	10.858	28.639	29.611	57.158
11	12	Bụng mode 1 0.47m	1	10.857	28.639	29.611	57.158
12	8	Bụng mode 1 0.47m	1	10.857	28.639	29.611	57.158
13	5	Bụng mode 1 0.47m	1	10.858	28.64	29.613	57.16
14	15	Bụng mode 3 0.28m	1	10.854	28.632	29.601	57.135
15	12	Bụng mode 3 0.28m	1	10.855	28.633	29.606	57.141
16	8	Bụng mode 3 0.28m	1	10.858	28.64	29.618	57.159
17	5	Bụng mode 3 0.28m	1	10.857	28.64	29.618	57.155
18	15	Đỉnh mode 1 0.01m	1	10.858	28.642	29.618	57.164
19	12	Đỉnh mode 1 0.01m	1	10.858	28.642	29.618	57.164
20	8	Đỉnh mode 1 0.01m	1	10.858	28.642	29.619	57.164
21	5	Đỉnh mode 1 0.01m	1	10.858	28.642	29.619	57.165

Tiếp theo nhóm khảo sát ảnh hưởng của vết nứt có biên dạng cho trước, vết nứt có dạng mặt phẳng, cắt nghiêng so với cạnh cánh, chiều sâu vết nứt là 1mm và giảm dần từ mép ngoài của cánh về phía bên trong, còn chiều dài và vị trí được thay đổi, mặt phẳng vết nứt vuông góc với cạnh bên của cánh. Sử dụng thuộc tính vết nứt dạng Arbitrary trong Ansys để mô phỏng (Hình 4).



Hình 4: Vết nứt dạng semi-elliptical (bên trái) và arbitrary crack (bên phải)

Bảng 4 là kết quả nhóm tác giả khảo sát chiều sâu vết nứt từ ½ đến 1/3 chiều dày của chi tiết cánh cụ thể từ 0,67mm đến 1mm , chiều dài vết nứt từ 5 đến 20mm. Ta thấy khi xuất hiện các vết nứt từ cạnh bên của chi tiết ảnh hưởng rất lớn đến tần số dao động riêng của chi tiết khi so sánh 2 loại vết nứt (arbitrary, semi-elliptical crack) với chi tiết không có vết nứt thể hiện trong bảng 5.

Bảng 5: Sự thay đổi tần số dao động riêng của 2 loại vết nứt so với chi tiết mẫu.

Mode / Loại vết nứt	1	2	3	4
Semi-elliptical crack	0,59-33,12%	2,52-15,92%	3.14-23,71%	0,03-10,42%
Arbitrary crack	41.71%	32.64%	43.85%	32.95%

Kết quả khảo sát cho thấy các vết nứt từ vài chục đến vài trăm μm đã ảnh hưởng đáng kể đến tần số dao động riêng của chi tiết dạng cánh.

4. Kết luận

Các vết nứt, dù có kích thước nhỏ từ 0,67mm đến 1mm và chiều dài từ 5mm đến 20mm, đều ảnh hưởng đáng kể đến tần số dao động riêng của chi tiết dạng cánh. Khi so sánh giữa hai loại vết nứt (semi-elliptical crack và arbitrary crack), mức độ ảnh hưởng của vết nứt arbitrary lớn hơn rõ rệt. Khi góc của vết nứt càng gần vuông góc (0°) với cạnh bên của chi tiết, ảnh hưởng của vết nứt đến tần số dao động riêng càng rõ rệt.

Sự thay đổi này được thể hiện rõ trong các kết quả tại Bảng 6. Độ dày vết nứt, dù ở cấp độ nhỏ từ vài chục đến vài trăm μm, cũng đã gây ra sự thay đổi đáng kể trong tần số dao động riêng. Điều này cho thấy, ngay cả các vết nứt vi mô cũng có tác động tiềm tàng đến sự ổn định và độ bền của chi tiết.

Trong quá trình hoạt động, chi tiết dạng cánh phải chịu đựng các dao động liên tục và áp suất lớn, khiến vết nứt nhỏ có thể nhanh chóng phát triển thành hư hỏng nghiêm trọng. Do đó, việc phát hiện và khắc phục sớm các vết nứt là cực kỳ quan trọng để ngăn chặn sự cố.

Nghiên cứu này khẳng định rằng việc kiểm tra định kỳ và ứng dụng các phương pháp phân tích modal là cần thiết để đảm bảo an toàn và tuổi thọ của các chi tiết cơ khí, đặc biệt trong điều kiện làm việc khắc nghiệt.

Tài liệu tham khảo

1. S. Neogy, and V. Ramamurti, “Effect of Crack on the Natural Frequency of Rotating Twisted Blades,” Proc. of DETC’97 ASME Design Engineering Technical Conferences, Sacramento, California, 14-17 Sep. 1997.

2. V. Ramamurti, and S. Neogy, “Effect of Crack on the Natural Frequency of Cantilever Plates—a Rayleigh–Ritz Solution,” Mechanics Based Design of Structures and Machines: an International Journal, 26(2), pp. 131-143, 1998.

3. I. Trendafilova, “A Study on Vibration-Based Damage Detection and Location in an Aircraft Wing Scaled Model,” Applied Mechanics and Materials, Trans. Tech. Publications, Switzerland, 3-4, pp. 309-314, August 2005.

4. A. Dimarogonas, Vibration Engineering, West Publishers, St. Paul, Minesota, 1976.

5. N. Anifantis, P. Rizos, A. Dimarogonas, Identification of cracks by vibration analysis, American Society of Mechanical Engineers, Design Division Publication DE 7 (1985) 189–197.

6. Huang, C.S. and Leissa, A.W., (2009),Vibration analysis of rectangular plates with side cracks via the Ritz method, Journal of Sound and Vibration, Vol. 323, No. 3-5, pp. 974 – 988.

7. Lee, H.P. and Lim, S.P., (1993),Vibration of cracked rectangular plates including transverse shear deformation and rotary inertia, Computers and Structures, Vol. 49, No. 4, pp. 715-718.

8. Solecki, R.,(1985), Bending vibration of a rectangular plate with arbitrarily located rectilinear crack, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 4, pp. 687-695.

9. Solecki, R., (1983),Bending vibration of a simply supported rectangular plate with a crack parallel to one edge, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 18, No. 6, pp. 1111-1118.

10. Stahl, B. and Keerd, L.M., (1972),Vibration and stability of cracked rectangular plates, Int J Solids Structures, Vol. 8, No. 1, pp. 69-91.

STUDY ON CRACK IDENTIFICATION IN BLADES BASED ON NUMERICAL METHOD

Abstract

The occurrence of cracks in mechanical components can lead to significant reductions in the strength and fatigue life of structures. Accurate detection and assessment of cracks are crucial to ensure the functionality, reliability, and safety of these components. This paper presents the research results on the impact of cracks on the dynamic characteristics of blades. The study results provide the basis for proposing a method to identify and analyze the occurrence of cracks in blade based on their natural frequency and mode shapes. The method used in this research involves applying the finite element method (FEM) to simulate and analyze the dynamic characteristics of blade components with cracks in different areas. The results show that the numerical method can provide quick and detailed information on the occurrence of cracks in the structure, thereby aiding in the improvement of preventive and repair measures. This study not only contributes to enhancing the understanding of the mechanisms of crack formation and growth but also opens up new avenues for the application of numerical methods in the inspection and maintenance of mechanical components..

Keywords: *Crack, Modal Analysis Method, Frequency, Mode Shape.*

Nghiên cứu đặc trưng động lực học của cánh dạng tấm mỏng trên cơ sở phân tích modal thực nghiệm và mô phỏng số

Bùi Mạnh Cường [1], Nguyễn Đình Nam [2]
[1]*Khoa Cơ khí/ Học viện KTQS;* [2]*Hệ 2/ Học viện KTQS*
buimanhcuongkck@lqdtu.edu.vn; Tel:0972924526

Tóm tắt

Bài báo trình bày các kết quả nghiên cứu xác định các đặc trưng động lực học của chi tiết cánh dạng tấm mỏng, nghiên cứu tập trung vào việc xác định tần số và dạng dao động riêng của cánh mỏng thông qua phân tích modal thực nghiệm và mô phỏng số. Quy trình nghiên cứu bao gồm thiết kế mô hình thí nghiệm, vận hành hệ thống LMS hiện đại, xử lý dữ liệu, và so sánh kết quả với mô phỏng số. Kết quả cho thấy sự tương đồng cao giữa hai phương pháp, với độ sai lệch dưới 15%, khẳng định tính chính xác và tin cậy của phương pháp thực nghiệm. Nghiên cứu này góp phần xây dựng cơ sở dữ liệu động lực học đáng tin cậy cho thiết kế kỹ thuật và là tài liệu tham khảo hữu ích về kết cấu cánh dạng tấm mỏng.

Từ khóa: *Phân tích modal thực nghiệm; Mô phỏng số; Đặc trưng động lực học; Tần số riêng; Dạng dao động riêng; Cánh dạng tấm mỏng; Động lực học kết cấu; Phân tích dao động.*

1. Mở đầu

Kết cấu cánh dạng tấm mỏng đóng vai trò quan trọng trong nhiều lĩnh vực như hàng không, xây dựng, và chế tạo máy. Việc hiểu rõ các đặc trưng động lực học của cánh là yếu tố then chốt để đảm bảo tính an toàn và hiệu quả vận hành của các hệ thống kỹ thuật. Đặc biệt, các hiện tượng dao động và cộng hưởng có thể ảnh hưởng đáng kể đến tuổi thọ và độ tin cậy của kết cấu nếu không được phân tích và kiểm soát một cách chính xác. Phân tích modal thực nghiệm đã được chứng minh là phương pháp hữu hiệu để xác định các thông số động lực học quan trọng, bao gồm tần số riêng, dạng dao động, và các hệ số suy giảm. So với các phương pháp lý thuyết hoặc mô phỏng số, phương pháp này cho phép thu thập dữ liệu từ các hệ thống thực tế, cung cấp thông tin đáng tin cậy để hiệu chỉnh mô hình lý thuyết và kiểm tra độ chính xác của các giả định thiết kế.

Trước đây, nhiều nghiên cứu đã tập trung vào việc ứng dụng phân tích modal để đánh giá đặc trưng động lực học của tấm mỏng. Chẳng hạn, các nghiên cứu đã triển khai phương pháp đo dao động với các điều kiện biên khác nhau, trong khi một số khác đã mở rộng phương pháp này sang vật liệu composite và các kết cấu phức tạp hơn.

Nguyễn Sỹ Nam và cộng sự đã triển khai nghiên cứu "Phân tích tần số riêng và dạng dao động riêng của dầm bê tông ứng suất trước với các điều kiện biên khác nhau" (trong đó các phương pháp Rayleigh–Ritz và Newton-Raphson được áp dụng để giải các bài toán dao động. Nghiên cứu này nhấn mạnh ảnh hưởng của các điều kiện biên như ngàm-ngàm, tự do-ngàm đến tần số dao động riêng và dạng dao động riêng của dầm [1]. Ngoài ra, nghiên cứu của Xiang và Steven đã phát triển một phương pháp kết hợp kỹ thuật lò xo nhân tạo với phương pháp Rayleigh–Ritz để phân tích dao động tự do của tấm Mindlin trực giao. Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng tần số dao động tự do của tấm phụ thuộc mạnh mẽ vào sự thay đổi của các điều kiện biên như tự do,

ngàm hoặc đơn giản (*Australian Acoustical Society Conference*) [2]. Shishir Kumar Sahu tập trung nghiên cứu dao động tự do của tấm composite dưới các điều kiện biên khác nhau (ngàm-ngàm, tự do-ngàm, tự do-tự do) bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM). Nghiên cứu tập trung vào xác định tần số tự nhiên và các dạng mode dao động, đồng thời đánh giá ảnh hưởng của điều kiện biên, độ dày, và hướng sợi gia cường đến đặc tính dao động của tấm composite [3]. Dương Thành Huân và Vũ Văn Thẩm đã thực hiện nghiên cứu "Phân tích dao động tự do của tấm composite gia cường bằng ống nano carbon đơn vách", trong đó lý thuyết biến dạng trượt bậc nhất (FSDT) được sử dụng để đánh giá tần số dao động riêng. Kết cấu composite lớp được mô hình hóa bằng phương pháp phần tử hữu hạn. Nghiên cứu nhấn mạnh rằng việc thay đổi tỷ lệ gia cường bằng ống nano carbon đơn vách ảnh hưởng đáng kể đến đặc tính dao động của kết cấu tấm composite [4]. Juhyok, Yonguk Ri, Songhun Kwak tập trung nghiên cứu vào phân tích dao động tự do và dao động cưỡng bức của dầm composite được tạo thành từ các lớp phân lớp (laminated) và vật liệu biến thiên chức năng (FGM). Phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) được áp dụng để tính toán tần số dao động tự nhiên và đáp ứng động lực học của dầm dưới các điều kiện biên khác nhau. Kết quả cho thấy, sự kết hợp giữa các lớp phân lớp và vật liệu biến thiên chức năng ảnh hưởng đáng kể đến tần số dao động và đáp ứng động cưỡng bức của dầm. Nghiên cứu cung cấp các dữ liệu hữu ích cho việc thiết kế và tối ưu hóa kết cấu composite trong các ứng dụng kỹ thuật. [5]. Huang C.S. và Leissa A.W. đã phát triển một phương pháp năng lượng biến dạng kết hợp với phương pháp Ritz để xác định tần số dao động của tấm hình chữ nhật có các vết nứt bên. Nghiên cứu này nhấn mạnh rằng vị trí và chiều dài vết nứt ảnh hưởng đáng kể đến tần số dao động tự do của kết cấu, đặc biệt là ở các điều kiện biên hỗn hợp [6]. Nguyen-Xuan, H., Tran, L.V., & Wahab, M.A. Sử dụng phương pháp số dựa trên hàm làm mịn cục bộ (CS-DSG3) để phân tích dao động tự do của tấm Mindlin composite. Phương pháp này cải thiện đáng kể độ chính xác trong tính toán dao động tự do [7]. Bên cạnh đó, Singh và Kumar (2010) đã áp dụng phương pháp phần tử hữu hạn để phân tích dao động của các tấm composite có lỗ hổng. Nghiên cứu chỉ ra rằng hình dạng, kích thước và vị trí của lỗ hổng đóng vai trò quan trọng trong việc xác định tần số dao động và dạng mode của tấm [8]. Những nghiên cứu này cho thấy rằng việc ứng dụng phân tích modal đã mở rộng từ các kết cấu đơn giản với điều kiện biên tiêu chuẩn đến các vật liệu tiên tiến như composite và các kết cấu phức tạp hơn. Các phương pháp và kỹ thuật hiện đại không chỉ cải thiện độ chính xác mà còn cung cấp công cụ mạnh mẽ trong việc phát hiện hư hỏng và tối ưu hóa thiết kế kết cấu trong nhiều lĩnh vực kỹ thuật.

Tuy nhiên, các nghiên cứu hiện có chủ yếu tập trung vào các mô hình lý tưởng hoặc không xem xét kỹ lưỡng sự khác biệt giữa kết quả thực nghiệm và mô phỏng số trong các điều kiện cụ thể, chưa có kết quả nghiên cứu áp dụng trên các chi tiết dạng cánh mỏng thực tế. Điều này đặt ra nhu cầu cần thiết cho một quy trình toàn diện kết hợp thực nghiệm và mô phỏng để nâng cao độ chính xác và khả năng ứng dụng thực tế. Bài báo này cung cấp một quy trình hoàn chỉnh, bao gồm: Xây dựng mô hình thí nghiệm chi tiết, có cân nhắc đến điều kiện biên thực tế; trình bày chi tiết về cách vận hành hệ thống LMS, đặc biệt nhấn mạnh vào cách tối ưu hóa độ chính xác của thiết bị đo; Làm rõ quy trình phân tích và xử lý kết quả nhằm giảm thiểu sai số và nâng cao độ tin cậy.

2. Cơ sở lý thuyết và phương pháp nghiên cứu

Tần số riêng (f_n Là tần số tại đó hệ dao động tự do không chịu lực kích thích bên ngoài. Công thức tính tần số riêng trong dao động cơ bản:

$$f_n = \frac{\omega_n}{2\pi} \tag{1}$$

trong đó: f_n - Tần số riêng (Hz); ω_n - Tần số góc riêng (rad/s).

Dạng dao động riêng là hình dạng biến dạng của hệ thống khi dao động tại một tần số riêng cụ thể. Mỗi tần số riêng có một dạng dao động riêng tương ứng, biểu thị cách thức mà các điểm trong hệ thống chuyển động tương đối với nhau.

Phân tích modal thực nghiệm (Experimental Modal Analysis - EMA) là một phương pháp nghiên cứu các thuộc tính động lực học của kết cấu cơ khí bằng cách kích thích dao động và đo lường đáp ứng của nó. Kỹ thuật này nhằm xác định các tham số quan trọng như tần số tự nhiên, dạng dao động riêng (mode shapes), và hệ số tắt dần (damping coefficient), những đặc tính này đặc trưng cho hành vi động lực học của kết cấu.

Phân tích modal thực nghiệm dựa trên việc đo lường đáp ứng dao động của kết cấu khi bị kích thích bởi một lực ngoại lai. Quá trình này bao gồm:

Phương trình dao động tổng quát của hệ:

$$[M]\{\ddot{x}(t)\} + [C]\{\dot{x}(t)\} + [K]\{x(t)\} = F(t) \tag{2}$$

trong đó: $[M]$ là ma trận khối lượng; $[C]$ - Ma trận tắt dần; $[K]$ - Ma trận độ cứng; $\{x(t)\}$ - Vectơ chuyển vị; $\{\dot{x}(t)\}$ - Vectơ vận tốc; $\{\ddot{x}(t)\}$ - Vec tơ gia tốc; $F(t)$ - Vec tơ lực kích thích dao động:

Trong phân tích modal thực nghiệm người ta sử dụng búa kích động (impact hammer) hoặc bộ kích thích dao động (shaker) để tạo dao động. Lực kích thích được đo bằng cảm biến lực gắn trên đầu búa hoặc shaker. Để đo lường đáp ứng, thường sử dụng các cảm biến gia tốc ba trục gắn tại các vị trí khác nhau trên kết cấu. Việc xử lý tín hiệu sử dụng hệ thống LMS cung với phần mềm Testlab đính kèm, thông qua các biến đổi Fourier (FFT) để chuyển tín hiệu từ miền thời gian sang miền tần số. Ở đây nhóm tác giả ap dụng các thuật toán ước lượng modal như PolyMAX, Least Squares Complex Exponential (LSCE) [10] để trích xuất tần số tự nhiên, dạng mode, và hệ số tắt dần.

Bên cạnh đó phương pháp mô phỏng số dựa trên phần tử hữu hạn (Finite Element Method - FEM) là một công cụ mạnh mẽ để phân tích động lực học của các kết cấu cơ khí. FEM cho phép giải quyết các phương trình dao động phức tạp bằng cách chia kết cấu thành các phần tử nhỏ hơn (gọi là phần tử hữu hạn), từ đó xây dựng mô hình toán học gần đúng cho toàn bộ kết cấu.

Khi không có lực kích thích ({F(t)}=0) và bỏ qua tắt dần ([C]=0) phương trình dao động tự do (1) được viết lại như sau:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [K]\{u)\} = 0 \tag{3}$$

Giả sử chuyển vị có dạng dao động điều hòa:

$$\{u(t)\} = \{\Phi\} e^{j\omega t} \tag{5}$$

Thay vào phương trình trên ta thu được:

$$\left([K]-\omega^2[M]\{\Phi\}\right)=0 \tag{6}$$

trong đó: ω - Tần số góc tự nhiên (rad/s); $\{\Phi\}$ - Vector dạng dao động riêng (Mode Shape).

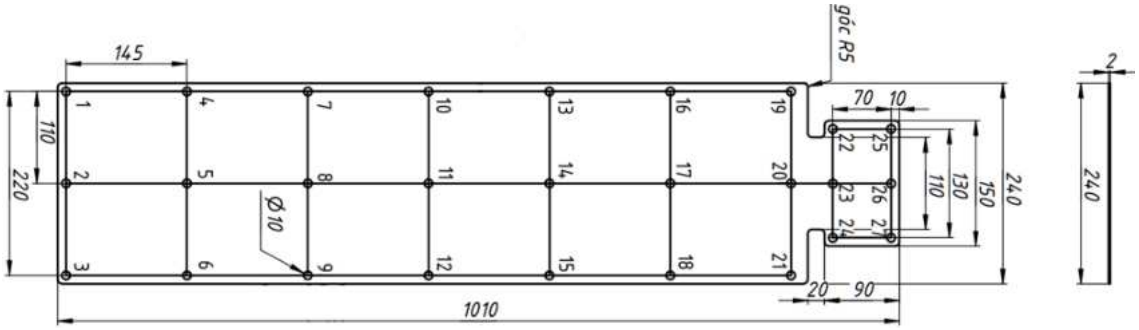
Đây là phân tích mode bằng phương pháp FEM là bài toán giá trị riêng véc tơ riêng với phương trình sau:

$$[K]\{\Phi\}=\lambda[M]\{\Phi\} \tag{7}$$

với: $\lambda=\omega^2$; ω - Tần số góc tự nhiên; $\{\Phi\}$ - Vector giá trị riêng (Eigenvector), đại diện cho dạng dao động riêng.

Khi giải bài toán giá trị riêng (7) ta thu được: Các giá trị riêng $\lambda=\omega^2$: Tương ứng với các tần số góc tự nhiên. Các vector giá trị riêng $\{\Phi\}$: Đại diện cho các dạng dao động riêng.

Trong nghiên cứu này để giải bàn toán tìm tần số và dạng dao động riêng của chi tiết cánh mỏng bằng phương pháp FEM nhóm nghiên cứu sử dụng phần mềm ANSYS Workbench. Chi tiết cánh dạng tấm mỏng được sử dụng trong nghiên cứu có tổng chiều dài: **1010 *mm***, Chiều rộng: 220 mm, Độ dày: 2 mm (Hình 1). Vật liệu làm cánh là thép CT3 có tính chất cơ học của vật liệu được thể hiện trong bảng 1. Khác với nghiên cứu trước đây tấm dạng không có ràng buộc:Mô hình không bị cố định trong bất kỳ phương nào (dịch chuyển hoặc xoay). Không có Fixed Support hoặc Displacement Constraints được áp dụng. Dao động tự nhiên của tấm là điều kiện biên tự do giúp tìm các chế độ dao động tự nhiên (natural modes) của kết cấu mà không bị ảnh hưởng bởi các ràng buộc. Kết quả cho thấy các tần số dao động và hình dạng dao động (mode shapes) thuần túy của mô hình.



Hình 1. Kích thước mẫu

Bước 3: Gán thuộc tính vật liệu thép CT3 theo thông số của ansys.

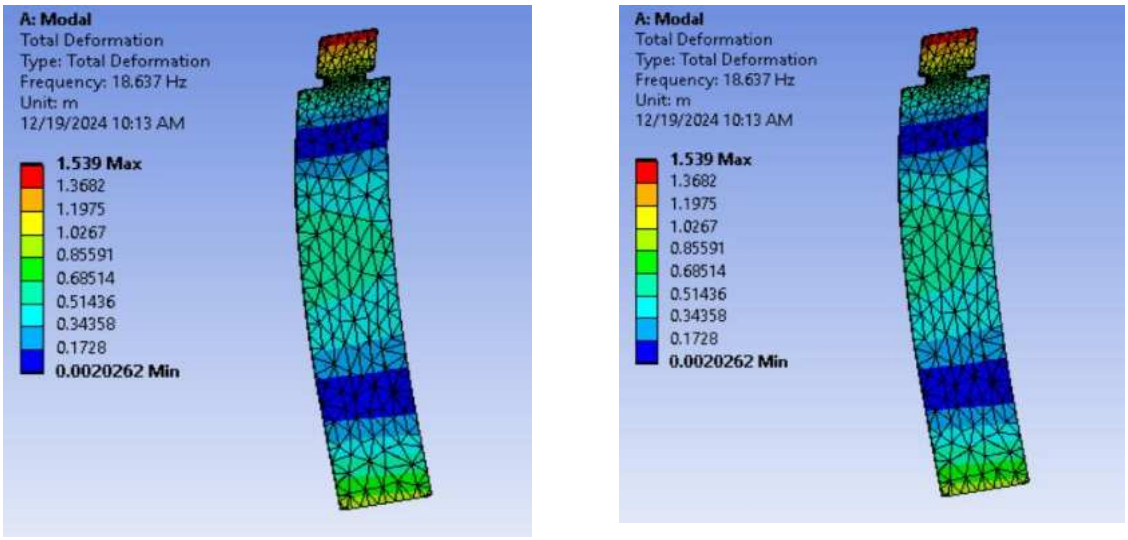
Bảng 1. Các thuộc tính vật liệu của thép CT3

Mô đun đàn hồi	**Khối lượng riêng**	**Hệ số Poisson**	**Hệ số giãn nở nhiệt**
$E=2.1\times105MPa$	$E=2.1\times105MPa$	$\nu=0.3$	$\alpha=1.17\times10-51/°C$

3. Kết quả nghiên cứu mô phỏng số và thực nghiệm

Hình dạng chi tiết được xây dựng trong phần mềm ANSYS, và nhóm tác giả đã sử dụng

phương pháp phần tử hữu hạn để mô phỏng trường Modal của chi tiết. Dạng phần tử được chọn là Tetrahedron (khối 6 mặt, 20 nút). Toàn bộ chi tiết được chia thành 3819 phần tử. Kết quả (Mode 7, Mode 10) của thống kê trong Hình 3.



a. Mode 7 *b. Mode 10*

Hình 2: Dạng Mode 7, Mode 10 của chi tiết dưới trường Modal trong phần mềm ANSYS

Sau khi mô phỏng trường Modal của tấm mỏng bằng phần mềm ANSYS, ta thu được kết quả tần số dao động riêng của các mode dao động theo bảng 3. Trong nghiên cứu này, để làm rõ các đặc điểm dao động của tấm mỏng không có vết nứt, nhóm tác giả đã tiến hành phân tích kỹ lưỡng 04 mode dao động đầu tiên. Các kết quả khảo sát này giúp hiểu rõ cách tấm mỏng phản ứng với dao động trong điều kiện không bị khuyết tật hay ảnh hưởng bởi vết nứt.

Bảng 3. Tần số dao động riêng của các mode

Dạng dao động	Mode 7	Mode 8	Mode 9	Mode 10
Tần số dao động riêng (Hz)	18.637	42.52	52.758	85.254

Bảng 4. Đối chiếu kết quả giữa 2 phương pháp

Mode	LMS	Ansys	% sai lệch
7	14.066 Hz	18.637 Hz	32.4 %
8	30,624 Hz	42,52 Hz	38.84 %
9	57.210 Hz	52.758 Hz	7.78 %
10	91.939 Hz	85,254 Hz	7.27 %

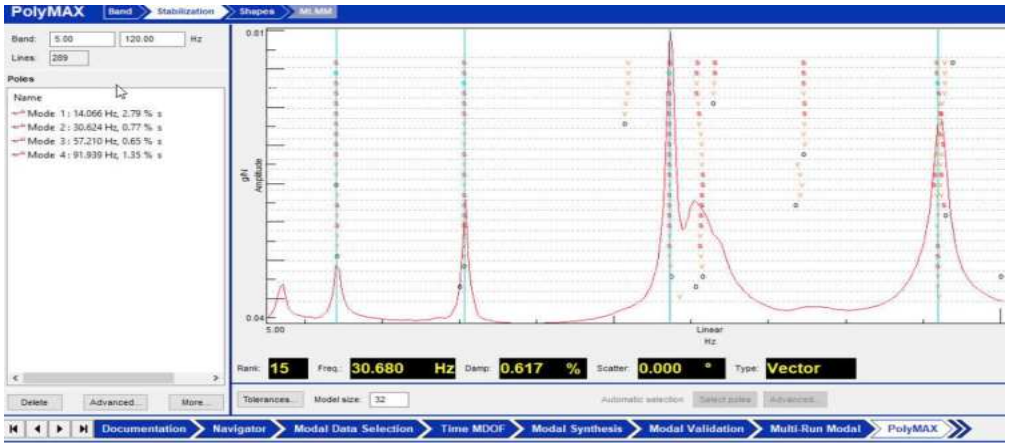
Các kết quả nghiên cứu bằng mô phỏng số từ phần mềm ANSYS và được kiểm chứng thông qua các thí nghiệm thực tế trên thiết bị LMS, được trang bị tại bộ môn Cơ học Máy - Học viện Kỹ thuật Quân sự. Thí nghiệm "Impact Testing" được thực hiện với mẫu tấm mỏng không

có vết nứt để đảm bảo tính chính xác và độ tin cậy trong việc kiểm chứng các phương pháp tính toán số. Quy trình thí nghiệm modal được thực hiện như sau:

Bước 1: Thiết lập mẫu: Các mẫu thí nghiệm bao gồm 3 mẫu tấm mỏng không có vết nứt, được thiết kế và gia công chính xác với các thông số kỹ thuật đã định trước.

Bước 2: Tiến hành thí nghiệm: Sử dụng phương pháp "Impact Testing" trên thiết bị LMS để thu thập dữ liệu về tần số dao động riêng.

Bước 3: So sánh kết quả: Đối chiếu dữ liệu thực nghiệm với kết quả mô phỏng từ phần mềm ANSYS để kiểm chứng độ tin cậy của mô hình số.



Hình 3. Kết quả thí nghiệm mode trên thiết bị LMS cho chi tiết không bị nứt

Các kết quả nghiên cứu thực nghiệm được thể hiện trên bảng 4 và hình 3. Sai lệch giữa kết quả thực nghiệm từ thiết bị LMS và mô phỏng từ phần mềm ANSYS có thể do nhiều nguyên nhân khác nhau được phân tích chi tiết như trong bảng 5 dưới đây.

Bảng 5. Nguyên nhân sai số giữa hai phương pháp mô phỏng số Ansys và thực nghiệm LMS

Nguyên nhân	ANSYS	LMS
Điều kiện biên	Trong ansys, các giả định lý tưởng hóa như điều kiện biên (boundary conditions) hoàn hảo, độ cứng đồng nhất, và không tính đến ma sát hay khuyết tật có thể làm kết quả khác so với thực tế.	Trong thực nghiệm, các tác động như lực kích thích không đều, điều kiện gắn kết mẫu không hoàn hảo có thể gây ra sự khác biệt so với điều kiện lý tưởng hóa trong mô phỏng.
Vật liệu	Vật liệu trong mô phỏng thường được coi là lý tưởng (đồng nhất và đẳng hướng), trong khi thực tế vật liệu có thể không đồng đều. Độ chính xác của phân chia lưới	Khuyết tật hoặc không đồng nhất của mẫu thực nghiệm: Mẫu thực nghiệm có thể có sai sót trong chế tạo, như bề mặt không phẳng hoặc độ dày không đồng nhất. Vật liệu không đồng nhất.
Yếu tố bên ngoài	ANSYS không tính đến một số yếu tố ảnh hưởng trong thực nghiệm như nhiệt độ môi trường, dao động	Lỗi do thiết bị đo:

Nguyên nhân	ANSYS	LMS
	nền, hay sự suy giảm năng lượng do ma sát không khí.	Tín hiệu từ cảm biến có thể bị nhiễu bởi rung động nền hoặc yếu tố môi trường
Phương pháp	ANSYS sử dụng các phương pháp số (Finite Element Method - FEM) để tính toán dao động, trong khi LMS đo trực tiếp tín hiệu vật lý. Phương pháp số có thể dẫn đến sai số nếu không đủ mịn trong lưới hoặc có điều kiện biên không phù hợp.	

Ta thấy các mode thấp nhạy cảm với điều kiện biên và khối lượng mẫu; ANSYS chưa tính đủ các yếu tố thực tế như ma sát hoặc biến dạng cục bộ. Mode 9 và Mode 10 (Sai lệch thấp, 7.78% và 7.27%) Nguyên nhân: Các mode cao ít nhạy cảm với điều kiện biên và nhiễu; mô phỏng ANSYS phản ánh gần đúng thực tế hơn.

Sai lệch cao cho thấy các mode thấp cần được kiểm tra kỹ về cả mô hình hóa và thiết lập thực nghiệm. Đây là các mode dễ bị kích thích trong điều kiện làm việc thực tế, do đó cần cải thiện tính chính xác để đảm bảo kết quả đáng tin cậy. Sai lệch nhỏ cho thấy mô phỏng và thực nghiệm có sự tương đồng đáng kể ở các mode cao. Điều này có thể khẳng định rằng ANSYS phản ánh đúng các mode dao động cao trong điều kiện lý tưởng.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã tập trung vào việc xác định các đặc trưng động lực học của cánh dạng tấm mỏng thông qua phân tích modal thực nghiệm và mô phỏng số. Các kết quả chính bao gồm: Đã xây dựng được một quy trình thí nghiệm hoàn chỉnh trong phân tích modal thực nghiệm, bao gồm thiết kế mô hình thí nghiệm, vận hành hệ thống thiết bị hiện đại LMS, và xử lý dữ liệu thực nghiệm; Đã xác định được các đặc tính động lực học của chi tiết cánh cụ thể có cấu trúc dạng tấm mỏng, kết quả thí nghiệm và mô phỏng số cho thấy sự tương đồng cao, với độ sai lệch dưới 15%. Điều này khẳng định tính chính xác và tin cậy của phương pháp thực nghiệm và mô phỏng; Trên cơ sở kết quả nhận được về tần số riêng, dạng dao động riêng đã cung cấp cơ sở dữ liệu quan trọng cho các ứng dụng kỹ thuật liên quan đến thiết kế và đánh giá kết cấu cánh dạng tấm mỏng.

Kết quả nghiên cứu trong bài báo này không chỉ hỗ trợ cải tiến thiết kế và phân tích kết cấu mà còn là tài liệu tham khảo hữu ích trong các nghiên cứu tương tự, đặc biệt trong ngành hàng không và chế tạo máy, nơi các đặc trưng động lực học của kết cấu rất quan trọng để đảm bảo hiệu suất và độ bền.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Sỹ Nam, Lê Ngọc Chấn, Phạm Hồng Anh (2020), "Phân tích tần số riêng và dạng dao động riêng của dầm bê tông ứng suất trước với các điều kiện biên khác nhau," *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng*, Tập 14, Số 5V, trang 197–210.

2. Xiang, Z., Steven, G. P. (2014), "A hybrid artificial spring technique and the Rayleigh–Ritz method for free vibration analysis of orthotropic Mindlin plates," *Proceedings of the Australian Acoustical Society Conference*, trang 89–97.

3. Shishir Kumar Sahu (2018), "Free vibration analysis of laminated composite plates under various boundary conditions using finite element method (FEM)," *Journal of Composite Materials*, Tập 52, Số 4, trang 487–504.

4. Dương Thành Huân, Vũ Văn Thẩm (2019), "Phân tích dao động tự do của tấm composite gia cường bằng ống nano carbon đơn vách," *Tạp chí Cơ học Việt Nam*, Tập 41, Số 3, trang 89–102.

5. Juhyok, Yonguk Ri, Songhun Kwak (2021), "Free and forced vibration analysis of laminated and functionally graded composite beams using FEM," *Journal of Composite Structures*, Tập 236, trang 111985.

6. Huang, C. S., Leissa, A. W. (2009), "Vibration analysis of rectangular plates with side cracks via the Ritz method," *Journal of Sound and Vibration*, Tập 323, trang 974–988.

7. Nguyen-Xuan, H., Tran, L. V., Wahab, M. A. (2017), "CS-DSG3 method for free vibration analysis of Mindlin composite plates," *Computational Mechanics*, Tập 59, trang 467–480.

technique," *Computational Mechanics*, Tập 46, Số 3, trang 473–495.

8. Asha Patel, Shishir Kumar Sahu (2022), "Experimental and numerical investigation of vibration behavior of carbon nanotube-reinforced composite plates," *Lecture Notes in Mechanical Engineering*, trang 295–306.

Investigation of the dynamic characteristics of thin plate-like wings through experimental modal analysis and numerical simulation

Abstract: *This paper presents the results of a study on the dynamic characteristics of thin plate-like wing structures, focusing on determining the natural frequencies and mode shapes through experimental modal analysis and numerical simulation. The research process includes designing the experimental model, operating modern LMS systems, processing data, and comparing the results with numerical simulations. The findings demonstrate a high correlation between the two methods, with a deviation of less than 15%, confirming the accuracy and reliability of the experimental approach. This study contributes to building a reliable dynamic database for engineering design and serves as a valuable reference for research on thin plate-like wing structures.*

Keywords: Experimental Modal Analysis; Numerical Simulation; Dynamic Characteristics; Natural Frequencies; Mode Shapes; Thin Plate-Like Wings; Structural Dynamics; Vibration Analysis.

Giải bài toán đa mục tiêu trong xây dựng dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng sử dụng phương pháp phân tích thứ bậc (AHP)

Chu Trần Phú[1], Trần Sơn Ninh[2]

[1]Hệ QLHVSĐH, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[2]Khoa Cơ khí, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Tóm tắt

Công nghệ lưỡng dụng là công nghệ được sử dụng cho cả mục đích sản xuất quân sự và dân sự. Do vậy, dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng có tính chất đặc thù so với các dự án đầu tư thông thường. Tính đặc thù thể hiện trên khía cạnh số lượng bên liên quan và các mục tiêu, yêu cầu khác nhau mà dự án cần đáp ứng trong quá trình xây dựng và vận hành dự án. Bài báo trình bày các khía cạnh khác biệt này và nguồn gốc của nó. Ngoài ra, trên cơ sở của phương pháp phân tích thứ bậc, tác giả xây dựng một mô hình và quy trình chung cho việc lựa chọn phương án đầu tư các dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng. Mô hình và quy trình được đề xuất góp phần đơn giản hóa và giảm tính chủ quan của các nhà quản lý trong quá trình quyết định lựa chọn phương án đầu trong các trường hợp cụ thể.

Từ khóa: *dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng, đa mục tiêu, phân tích thứ bậc AHP, sản xuất quân sự, lựa chọn phương án đầu tư.*

1. Đặt vấn đề

Có thể nói, quyết định lựa chọn phương án đầu tư là một trong những quyết định quan trọng nhất đối với mỗi dự án. Đặc biệt, trong các dự án đầu tư công nghệ tồn tại đồng thời nhiều phương án công nghệ khác nhau để chế tạo cùng một sản phẩm, các nhà quản lý thường xuyên phải so sánh các phương án khác nhau để tìm ra phương án tối ưu.

Công nghệ lưỡng dụng (CNLD) là công nghệ được sử dụng cho cả mục đích sản xuất quân sự và dân sự [1]. Do đó, dự án đầu tư CNLD mang tính đặc thù so với dự án thông thường. Tính đặc thù thể hiện ở số lượng các bên liên quan và sự đa dạng các mục tiêu, yêu cầu khác nhau mà dự án cần đáp ứng trong quá trình xây dựng và vận hành dự án. Nguồn gốc của đặc thù này xuất phát từ tính lưỡng dụng nó và sự khác biệt trong hoạt động sản xuất quân sự và hoạt động sản xuất dân sự. Trong trường hợp này, việc lựa chọn phương án đầu tư phù hợp trở nên khó khăn hơn và cần một phương pháp quyết định tối ưu đa mục tiêu giúp tăng tính khách quan của quá trình lựa chọn.

Hiện nay, phương pháp phân tích thứ bậc (AHP) là phương pháp ra quyết định đa mục tiêu được sử dụng phổ biến nhất trong nhiều lĩnh vực khác nhau [2]. Đây là phương pháp toán học cho phép đánh giá đồng thời các tiêu chí định tính và định lượng, dùng để tính toán trọng số của các tiêu chí xếp hạng thứ tự ưu tiên các phương án thay thế một cách khoa học dựa trên so sánh từng cặp tiêu chí.

Trong nghiên cứu này, tác giả tiến hành phân tích khía cạnh đặc thù của các dự án đầu tư CNLD. Sau đó, trên cơ sở những đặc điểm này và phương pháp AHP, tác giả đề xuất một một mô hình và quy trình chung cho việc đánh giá và lựa chọn phương án đầu tư các dự án CNLD.

2. Đặc điểm dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng

Dự án đầu tư CNLD là tập hợp các đề xuất bỏ vốn để đổi mới, nâng cấp những công nghệ có khả năng ứng dụng đồng thời cho việc sản xuất sản phẩm quân sự và sản phẩm phục vụ dân

sự [3]. Ngoài những đặc điểm cơ bản của dự án đầu tư công nghệ nói chung như chi phí lớn và mức độ rủi ro cao; dự án đầu tư CNLD còn mang một số tính đặc thù trong quá trình xây dựng và vận hành.

Trong quá trình xây dựng dự án, để đảm bảo tính lưỡng dụng, dự án đòi hỏi sự hợp tác của nhiều bên liên quan như: chủ đầu tư, tổ chức vận hành, Bộ quốc phòng,... Các bên tham gia này với các mục tiêu, yêu cầu khác nhau là yếu tố quyết định đến các mục tiêu mà dự án cần đạt được. Mục tiêu, yêu cầu của sản xuất dân sự thường là tối đa hiệu quả kinh tế thông qua khả năng cạnh tranh, chiếm lĩnh trường. Trong khi đó, mục tiêu, yêu cầu của sản xuất quân sự lại hướng đến khả năng đáp ứng nhu cầu chiến đấu, nâng cao tiềm lực CNQP. Do đó, việc xây dựng dự án và quyết định lựa chọn phương án đầu tư trở nên phức tạp hơn; người ra quyết định phải giải quyết bài toán đa mục tiêu khác nhau để lựa chọn được phương án đầu tư tối ưu.

Trong quá trình vận hành dự án, cần nhiều nỗ lực từ nhiều bên để dự án hoạt động hiệu quả. Kết quả của dự án đầu tư là công nghệ đồng thời sản xuất sản phẩm quân sự; điều này dẫn đến đầu ra của dự án có thể là một hoặc nhiều sản phẩm khác nhau phục vụ từng nhu cầu riêng biệt. Đồng thời, qua thực tiễn chứng minh, việc tích hợp sản xuất quân sự và dân sự trên cùng một dây chuyền có nhiều rào cản lớn cần vượt qua và không phải lúc nào cũng thành công.

Nguồn gốc của những mục tiêu khác biệt và rào cản này xuất phát từ sự tách biệt đáng kể và sự khác biệt cố hữu giữa hoạt động sản xuất quân sự và dân sự.

Sản xuất quân sự được thúc đẩy bởi yêu cầu của Quân đội và chịu sự kiểm soát, yêu cầu báo cáo nghiêm ngặt trên mọi khía cạnh của Bộ quốc phòng; điều này thường dẫn đến một tổ chức bộ máy cồng kềnh và các chi phí chung lớn cho các cơ sở sản xuất. Bên cạnh đó, sản phẩm quân sự đặc trưng bởi tính phức tạp và các tính năng độc đáo, tập trung vào các thách thức kỹ thuật theo yêu cầu nhiệm vụ thay vì tính kinh tế của sản xuất; mức giá sản phẩm xác định dựa trên chi phí sản xuất và mức lợi nhuận quy định.

Ngược lại, sản xuất dân sự được thúc đẩy bởi nhu cầu của thị trường và đặc trưng bởi mức độ cạnh tranh lớn. Các doanh nghiệp hướng đến sản xuất số lượng lớn, tự động hóa cao để đạt hiệu quả kinh tế theo quy mô sản xuất; chất lượng sản phẩm ở mức độ mà người dùng sẵn sàng chi trả với mục tiêu cuối cùng là tăng khả năng cạnh tranh và tối đa hóa lợi nhuận. Ngoài ra, một số khác biệt đáng kể khác được tóm tắt trong *Bảng 1*.

Bảng 1. Sự khác biệt giữa sản xuất quân sự và dân sự

TT	Thuộc tính	Sản xuất quân sự	Sản xuất dân sự
1	Đặc tính sản phẩm	Phức tạp, yêu cầu cao về chất lượng, vòng đời sản phẩm dài	Chất lượng vừa phải, vòng đời sản phẩm ngắn
2	Giá cả	Dựa trên chi phí, lợi nhuận bị quy định bởi Quân đội	Theo quy luật cung cầu và cạnh tranh của thị trường
3	Động lực sản xuất	Nhu cầu của quân đội	Nhu cầu và cơ hội của thị trường
4	Đặc điểm sản xuất	Số lượng hạn chế, không ổn định, mức độ tự động hóa thấp	Sản xuất số lượng lớn, mức độ tự động hóa cao
5	Cạnh tranh	Khách hàng duy nhất là BQP hoặc một số tổ chức nhất định	Nhiều đối thủ, cạnh tranh mạnh mẽ về giá cả và chất lượng.
6	Tiếp thị và phân phối	Khách hàng duy nhất; tiếp thị trực tiếp với BQP, không đòi hỏi năng lực	Không có khách hàng cố định, đòi hỏi hoạt động tiếp thị, thị trường,

		phân phối	phân phối mạnh mẽ
7	Tiêu chuẩn, hạn chế	Chịu sự kiểm soát mọi mặt của BQP, yêu cầu bảo mật	Ít hoặc hầu như không có
8	Tổ chức	Bộ máy cồng kềnh, phòng ban chức năng lớn	Bộ máy nhỏ gọn, đa chức năng
9	Chiến lược sản xuất	Áp dụng công nghệ tiên tiến; để khách hàng có được những gì tốt nhất và trả tiền cho nó	Nhiều chiến lược: công nghệ độc quyền, chi phí, chất lượng, thiết kế, hình ảnh, tính thẩm mỹ, v.v.
10	Văn hóa và giá trị	Làm chủ công nghệ và tự chủ sản xuất, tiêu chí tài chính có thể thương lượng	Phát triển nhanh chóng, thực hành kỹ thuật thực tế, tiết kiệm chi phí, lấy lợi nhuận là mục tiêu
11	Chia sẻ công nghệ	Thường xuyên với các đối thủ theo yêu cầu BQP	Thành công dựa trên lợi thế độc quyền về công nghệ

Nguồn: tác giả tổng hợp

4. Tổng quan phương pháp phân tích thứ bậc

AHP là phương pháp được đề xuất bởi bởi Thomas L. Saaty vào năm 1980, dùng để sắp xếp các phương án khả thi và chọn một phương án tối ưu theo các tiêu chí cho trước. AHP được nhiều nhà nghiên cứu sử dụng để giải quyết các vấn đề kinh tế, chính trị, xã hội, kỹ thuật như lựa chọn chiến lược, lựa chọn công nghệ, lập kế hoạch,..[4]. Ưu điểm lớn nhất của nó là tính trực quan, dễ sử dụng và có thể kiểm tra tính nhất quán trong đánh giá của người ra quyết định [2].

Để đưa ra quyết định một cách có tổ chức nhằm tạo ra các ưu tiên, cần phân tích quyết định thành các bước chính sau.

Bước 1, Xác định vấn đề, cấu trúc hệ thống phân cấp quyết định từ trên xuống với cấp trên cùng là mục tiêu của quyết định, sau đó là các mục tiêu từ góc độ rộng, thông qua các cấp trung gian (tiêu chí mà các yếu tố tiếp theo phụ thuộc vào) đến cấp thấp nhất (thường là một tập hợp các giải pháp thay thế).

Bước 2, Tính toán trọng số của các phần tử ở mọi cấp độ, quá trình tính toán thực hiện tuần tự từ cấp độ cao nhất nhất đến cấp độ thấp nhất. Mỗi phần tử ở cấp độ trên dùng để so sánh mức độ ưu tiên của các phần tử ở cấp độ ngay bên dưới nó dựa trên so sánh cặp thông qua một thang đánh giá. Kết quả so sánh cặp thể hiện dưới dạng ma trận và được chuẩn hóa để tính toán trọng số từng phần tử.

Bước 3, Tính toán trọng số tổng thể của các phần tử ở cấp độ thấp nhất (phương án) đối với phần tử cao nhất được để so sánh xếp hạng các phần tử đó với nhau. Trọng số tổng thể này được xác định bằng cách cộng các giá trị trọng số của các phần tử ở cấp độ bên dưới từ phần tử cao nhất, tiếp tục cộng lần lượt cho đến khi thu được trọng số cuối cùng của phần tử ở cấp độ dưới cùng.

5. Áp dụng AHP lựa chọn phương án đầu tư dự án CNLD

5.1. Thiết lập mô hình phân cấp

Trong mô hình chung này, mục đích ra quyết định (cấp trên cùng) là lựa chọn phương án đầu tư tối ưu; các phương án thay thế (cấp thấp nhất) tùy thuộc vào từng dự án cụ thể khác nhau. Vì vậy, quá trình xây dựng mô hình trở thành việc xác định các mục tiêu cần đáp ứng

của dự án và các tiêu chí tương ứng với từng mục tiêu dùng để đánh giá các phương án thay thế. Để xác định các mục tiêu và tiêu chí này, tác giả tiến hành xem xét các nghiên cứu trước đây trên hai khía cạnh sản xuất quân sự, dân sự và tham vấn ý kiến các bên liên quan của dự án.

Như đã đề cập, sản xuất quân sự tập trung đến chất lượng, sự độc đáo của sản phẩm và mức độ tiên tiến công nghệ chứ không phải yếu tố kinh tế. Do đó, một số nghiên cứu trước đây đã cố gắng xây dựng bộ tiêu chí riêng để đánh giá các dự án quốc phòng. Tishler và cộng sự đã sử dụng các tiêu chí đa chiều để đánh giá các dự án. Các chiều này gồm: (1) đáp ứng mục tiêu thiết kế; (2) lợi ích cho người dùng cuối; (3) lợi ích cho tổ chức vận hành; và (4) lợi ích cho hạ tầng quốc phòng [5]. Tiếp đó, Ballica trong nghiên cứu của mình đã đề xuất 11 tiêu chí để đánh giá, lựa chọn giữa các dự án CNQP; các tiêu chí này gồm: tỷ lệ nội địa, mức độ rủi ro, hiệu quả tài chính, nhu cầu của Quân đội,...[6]. Ngoài ra, một số nghiên cứu khác đề xuất các tiêu chí đánh giá dựa trên đặc điểm hoạt động sản xuất quốc phòng và lợi ích của các bên liên quan đến dự án [7,8]. Tóm lại, các nghiên cứu này đều xác định tiêu chí hướng đến khả năng đáp ứng nhu cầu của Quân đội và nâng cao tiềm lực công nghệ quốc phòng quốc gia. Tuy nhiên, chúng chưa đề cập đến một yếu tố quan trọng đối với định hướng đầu tư là khả năng làm chủ công nghệ. Đây là yếu tố quyết định đến khả năng tự chủ bảo đảm trang bị trong nước và duy trì năng lực chiến đấu của Quân đội trong mọi tình huống.

Đối với sản xuất dân sự, đặc điểm nổi bật của nó là mức độ cạnh tranh cao và nhiều chiến lược kinh doanh khác nhau với mục tiêu tối đa lợi nhuận. Trong nghiên cứu của mình, Pinto đã xác định bốn nhóm yếu tố chính ảnh hưởng đến quá trình lựa chọn dự án dựa trên các vấn đề tổ chức phải đối mặt: các yếu tố rủi ro, tiềm năng thương mại; các vấn đề nội bộ, các yếu tố bổ sung (sở hữu trí tuệ, phù hợp chiến lược,...) [9]. Tiếp theo, Vargas sử dụng 4 nhóm tiêu chí với 12 tiêu chí phụ để lựa chọn dự án dựa trên việc xác định ý nghĩa thực tế của lợi ích và chi phí đối với tổ chức, bao gồm các nhóm: tài chính, chiến lược, cam kết bên liên quan, tiêu chí khác (rủi ro, cấp thiết,...) [10]. Bên cạnh đó, một số nghiên cứu lựa chọn các dự án đầu tư công nghệ xác định các tiêu chí sàng lọc bằng cách đánh giá các lợi ích mang lại cho tổ chức (doanh nghiệp) trên các mặt tài chính, chiến lược, năng lực tổ chức [11–14]. Tóm lại, dù diễn đạt hoặc tiếp cận theo nhiều cách khác nhau nhưng các nghiên cứu này đều xác định các tiêu chí chủ yếu hướng đến khả năng cạnh tranh, chiếm lĩnh thị trường, đạt được hiệu quả kinh tế và phù hợp với chiến lược của tổ chức vận hành dự án.

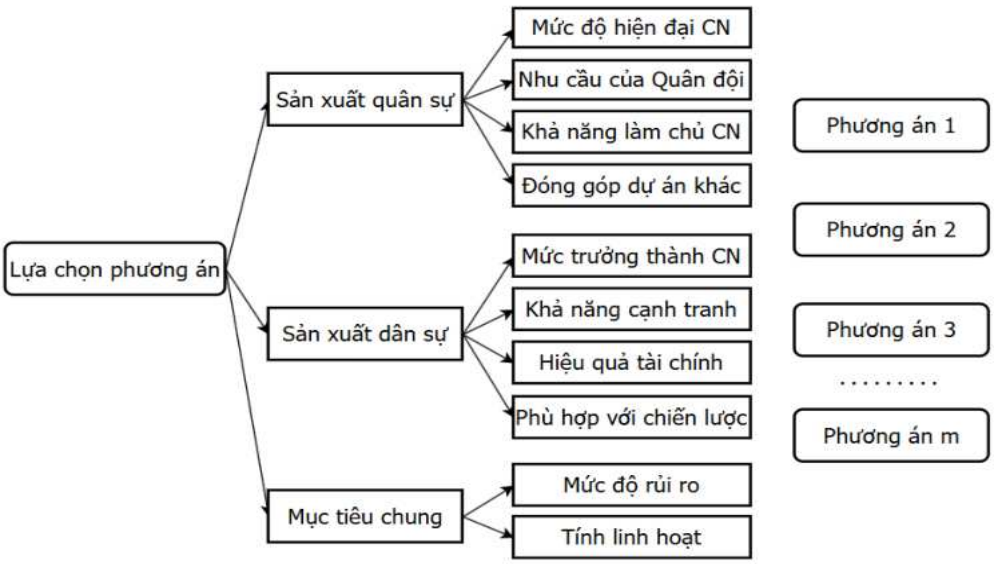
Ngoài ra, dựa trên điểm của dự án đầu tư CNLD, một tiêu chí quan trọng cần xem xét là tính linh hoạt. Nó đảm bảo tính lưỡng dụng của dự án; phản ánh khả năng điều chỉnh, thay đổi cấu hình, tích hợp sản xuất các sản phẩm khác nhau trên cùng một dây chuyền.

Từ cơ sở các nghiên cứu và phân tích trên, tác giả tổng hợp một danh sách các tiêu chí và tiến hành xác nhận tính phù hợp và đầy đủ của của nó bằng cách lấy ý kiến các chuyên gia là các cán bộ quản lý dự án thuộc lĩnh vực quốc phòng, chủ nhiệm các dự án, lãnh đạo doanh nghiệp quốc phòng. Các chuyên gia được đề nghị đánh giá mức độ quan trọng của từng tiêu chí (thang Likert) và đề xuất tiêu chí khác (nếu có). Các tiêu chí có mức độ quan trọng cao nhất sẽ được lựa chọn. Sau khi tổng hợp kết quả, tác giả đề xuất mô hình với 3 mục tiêu tương ứng với 10 tiêu chí như *Hình 1*. Các tiêu chí này được mô tả cụ thể trong *Bảng 2*.

Bảng 2. Bảng mô tả các mục tiêu và tiêu chí

Mục tiêu	Tiêu chí	Mô tả tiêu chí

Sản xuất quân sự	Mức độ hiện đại của công nghệ	Phản ánh mức độ tiên tiến, vị trí của công nghệ trong chuỗi xu hướng phát triển của công nghệ
	Đáp ứng nhu cầu Quân đội	Khả năng đáp ứng các nhu cầu hiện có và trong tương lai của Quân đội về sản phẩm của dự án
	Khả năng làm chủ công nghệ	Khả năng hiểu biết, quản lý khai thác, cải tiến và phát triển công nghệ trong nước
	Đóng góp vào các dự án khác	Tạo tiền đề, làm cơ sở đẻ phát triển các dự án quốc phòng khác
Sản xuất dân sự	Mức độ trưởng thành công nghệ	Khả năng sẵn sàng triển khai, áp dụng công nghệ trong sản xuất thực tế
	Khả năng cạnh tranh	Khả năng đạt lợi thế cạnh tranh so với đối thủ cùng ngành chẳng hạn: chi phí thấp hơn, tính năng vượt trội,...
	Hiệu quả tài chính	Khả năng tạo ra giá trị kinh tế của công nghệ, được đánh giá qua chỉ tiêu như: chi phí, NPV, IRR,...
	Phù hợp với chiến lược	Mức độ phù hợp với chiến lược phát triển của tổ chức vận hành. Ví dụ sản xuất xanh, tinh gọn bộ máy, dẫn đầu,..
Mục tiêu chung	Mức độ rủi ro	Khả năng gặp phải các sự cố hoặc vấn đề bất lợi có thể ảnh hưởng đến của dự án
	Tính linh hoạt	Khả năng điều chỉnh và thích ứng với những thay đổi trong yêu cầu sản xuất của công nghệ



Hình 1. Mô hình phân cấp lựa chọn phương án đầu tư dự án CNLD

5.2. Tính toán trọng số các mục tiêu và tiêu chí

Trọng số của các mục tiêu và các tiêu chí đã nêu đối với từng dự án cụ thể là khác nhau, nó phụ thuộc vào nhiều yếu tố như: đặc điểm công nghệ, nhu cầu và tính cấp thiết của sản phẩm, đặc điểm tổ chức,... Quá trình tính toán trọng số được thực hiện lần lượt giữa các mục tiêu và giữa các tiêu chí của từng mục tiêu. Các phép so sánh cặp dựa trên một thang đo xác định nên được thực hiện bởi nhóm người có chuyên môn hoặc nhóm chuyên gia để tránh được sự thiên vị có thể có từ phán đoán định tính của một chuyên gia duy nhất. Để kết hợp thông tin từ nhóm chuyên gia, giá trị của mỗi đánh giá được tính bằng giá trị trung bình hình học để đảm bảo rằng các giá trị cực trị không ảnh hưởng không cân xứng đến giá trị đánh giá chung.

Các trọng số sau khi tính toán cần phải kiểm tra tính nhất quán trong phán đoán của người đánh giá. Saaty [2] chỉ ra rằng tỉ số nhất quán (CR) không lớn hơn 0,1 là ở mức có thể chấp nhận. Nếu CR lớn hơn 0,1 cần phải đánh giá và tính toán lại các phép so sánh cặp.

5.3. Tổng hợp điểm của các phương án thay thế

Trong thực tế, theo phương pháp AHP của Saaty, việc so sánh cặp mức độ ưu tiên giữa hai phương án thay thế trên cùng một tiêu chí có thể gây khó khăn cho người đánh giá. Ngược lại, người đánh giá có thể dễ dàng xác định mức độ đáp ứng yêu cầu của mỗi phương án theo một ngưỡng hiệu suất xác định của tiêu chí đó. Vì vậy, trong nghiên cứu này, tác giả đề xuất phương pháp xác định mức độ ưu tiên của các phương án thay thế đối với một tiêu chí bằng cách sử dụng các mức định tính như *kém, trung bình, tốt, xuất sắc* và gán trị số từ 0 đến 1 cho các chiều này. Các giá trị này không phù hợp với mọi tình huống, vì vậy chúng ta có thể thay đổi chúng nếu cần. Ví dụ: kém - giá trị 0; trung bình - giá trị 0,3; tốt - giá trị 0,6; rất tốt - giá trị 1. Sự khác biệt giữa khoảng cách giá trị các mức có thể không bằng nhau. Điều này cực kỳ hữu ích vì các nhà quản lý có thể chỉ ra sự khác biệt chính xác về tầm quan trọng giữa hai chiều.

Bước cuối cùng là tổng hợp điểm của các phương án thay thế. Đầu tiên, cần xác định trọng số toàn cục của các tiêu chí bằng cách nhân trọng số của tiêu chí với trọng số mục tiêu mà nó phản ánh. Tổng điểm của của phương án thay thế là tổng của tất cả các tích của trọng số toàn cục tiêu chí và giá trị mức (điểm) của phương án. Công thức như sau:

$$P = W_1 K_1 + W_2 K_2 + \ldots + W_n K_n \qquad (1)$$

trong đó: P là tổng điểm của phương án thay thế, W là trọng số được chỉ định của các tiêu chí và K là giá trị số (điểm) của mức.

Phương án thay thế tốt nhất là dự án nhận được tổng điểm cao nhất (giá trị tối đa, tất nhiên là 1).

5.4. Phân tích độ nhạy

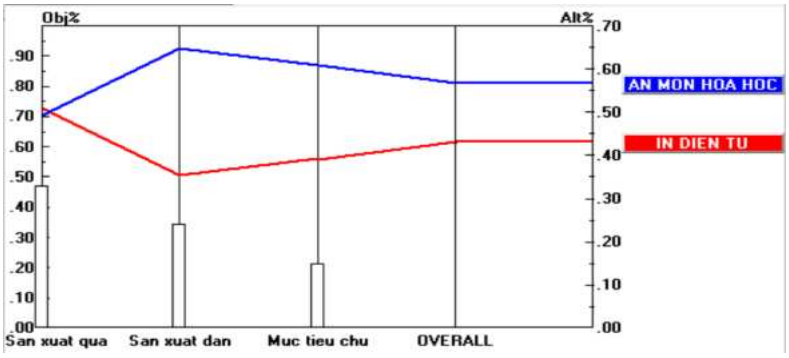
Do quá trình so sánh cặp, đánh giá mức độ ưu tiên để xác định trọng số giữa các mục tiêu và các tiêu chí là quá trình mang tính chủ quan. Vì vậy, cần phân tích độ nhạy thứ hạng các phương án thay thế để khẳng định tính vững chắc của quyết định lựa chọn.

Phân tích này nhằm mục đích hiểu cách thay đổi trọng số của các mục tiêu, tiêu chí sẽ ảnh hưởng đến thứ hạng các phương án thay thế như thế nào. Nó cho phép tạo ra các kịch bản khác nhau, có thể dẫn đến các thứ hạng khác nhau và có thể cần thảo luận thêm để đạt được sự đồng thuận của quyết định. Đồng thời, nó cũng cho phép xác định các mục tiêu, tiêu chí có ảnh hưởng lớn đến thứ hạng của phương án thay thế; các mục tiêu, tiêu chí này cần được đánh giá thận trọng và suy xét kỹ càng hơn.

6. Nghiên cứu tình huống

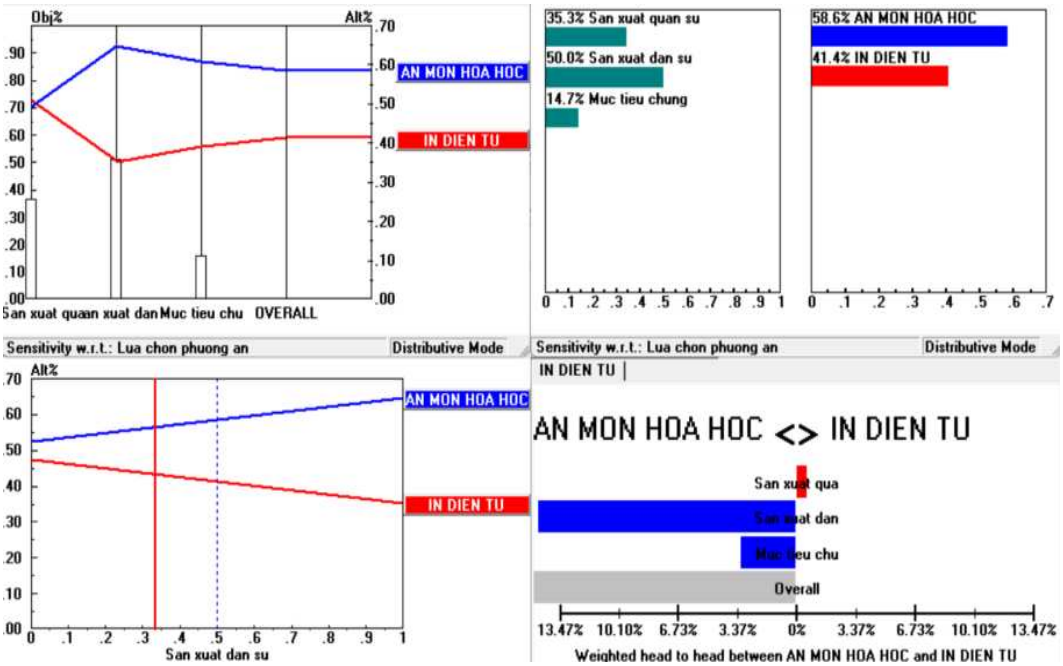
Trong phần này, tác giả áp dụng mô hình và quy trình đã đề xuất để lựa chọn phương án đầu tư cho dự án chế tạo bảng mạch in trong tương lai tại một doanh nghiệp quốc phòng. Mục đích ra quyết định là xếp hạng, lựa chọn phương án đầu tư tối ưu giữa 2 phương án công nghệ thay thế được xác định trước (sử dụng công nghệ ăn mòn hóa học và công nghệ in điện tử). Để đánh giá các phương án trên cùng một tiêu chí, tác giả sử dụng 4 mức đánh giá tương ứng với các giá trị như sau: kém - giá trị 0; trung bình - giá trị 0,3; tốt - giá trị 0,6; rất tốt - giá trị 1.

Quá trình tính toán thực hiện trên phần mềm Expert Choice bởi nhóm 3 người gồm có tác giả, 1 chuyên gia trong lĩnh vực quản lý dự án và 1 lãnh đạo doanh nghiệp. Kết quả xếp hạng các phương án thay thế được mô tả trong *Hình 2*.



Hình 2. Xếp hạng các phương án thay thế

Một loạt các phân tích độ nhạy đã được tiến hành để đánh giá tác động của việc thay đổi trọng số của các mục tiêu, các chí đến kết quả xếp hạng của các phương án thay thế. Tiến hành thay đổi giá trị trọng số lần lượt các mục tiêu, tiêu chí đến khi thứ hạng các phương án bị thay đổi.



Hình 3. Phân tích độ nhạy trên phần mềm Expert Choice

Kết quả phân tích độ nhạy cho thấy khi thay đổi trọng số của các mục tiêu, tiêu chí thì điểm số của các phương án có thay đổi nhưng phương án công nghệ ăn mòn hóa học vẫn là phương pháp ưu tiên lựa chọn trong mọi trường hợp. Qua đó, khẳng định tính vững chắc của việc lựa chọn phương án này để đầu tư.

7. Kết luận

Lựa chọn phương án đầu tư phù hợp là điều kiện tiên quyết dẫn đến thành công của mỗi dự án đầu tư. Đặc biệt, điều này càng có ý nghĩa quan trọng đối với các dự án đầu tư công nghệ luôn mang tính rủi ro, phức tạp cao. Dự án đầu tư CNLD mang tính đặc thù so với dự án thông thường ở số lượng các bên liên quan và sự đa dạng các mục tiêu, yêu cầu khác nhau mà dự án

cần đáp ứng trong quá trình xây dựng và vận hành dự án. Do đó, việc lựa chọn phương án đầu tư trở nên phức tạp hơn và cần một phương pháp quyết định tối ưu đa mục tiêu để lựa chọn phương án phù hợp. Phương pháp AHP là phương pháp ra quyết định đa mục tiêu được sử dụng phổ biến nhất trong nhiều lĩnh vực khác nhau. Nó đặc trưng bởi tính dễ sử dụng và có thể đánh giá đồng thời các tiêu chí định tính và định lượng.

Trong phạm vi bài báo, trên cơ sở nghiên cứu các đặc điểm của dự án đầu tư CNLD và phương pháp AHP, tác giả đã đề xuất một mô hình và quy trình chung để lựa chọn phương án đầu tư theo các mục tiêu, tiêu chí xác định trước. Mô hình và quy trình được xây dựng dựa trên việc tiếp cận có hệ thống theo nhiều bước, góp phần đơn giản hóa và giảm tính chủ quan của các nhà quản lý trong quá trình quyết định lựa chọn giữa các phương án đầu tư.

Tài liệu tham khảo

1. Quốc hội XV (2024). Luật công nghiệp quốc phòng, an ninh và động viên công nghiệp. .
2. Saaty T.L. (2008). Decision making with the analytic hierarchy process. International Journal of Services Sciences, 1, 83.
3. Chu Trần Phú (2024), *Phân tích kinh tế kỹ thuật dự án đầu tư công nghệ lưỡng dụng trong trường hợp chế tạo bảng mạch in tại Z181*, Học viện KTQS.
4. Saaty và Vargas, Luis G (1994), *Decision making in economic, political, social, and technological environments with the analytic hierarchy process*, Pittsburgh (PA).
5. Tishler A., Dvir D., Shenhar A. và cộng sự. (1996). Identifying critical success factors in defense development projects: A multivariate analysis. *Technological Forecasting and Social Change*, **51**(**2**), 151–171.
6. Ballica Y. (2020), *Savunma sanayi projelerinin analitik hiyerarşi süreci yöntemi kullanilarak önceliklendirilmesi*, .
7. Sadeh A., Dvir D., và Shenhar A.J. (2010). Defense vs. Civilian Projects: The Effect of Project Type on Performance. .
8. Rodríguez-Segura E., Ortiz-Marcos I., Romero J.J. và cộng sự. (2016). Critical success factors in large projects in the aerospace and defense sectors. *Journal of Business Research*, **69**(**11**), 5419–5425.
9. Pinto J. (2007), *Project Management: achieving competitive advantage*, Pearson Education, UK.
10. Vargas R. (2010). Using the analytic hierarchy process (ahp) to select and prioritize projects in a portfolio. *PMI Global Congress*.
11. Lee Y.-C. và Chou C. (2016). Technology Evaluation and Selection of 3DIC Integration Using a Three-Stage Fuzzy MCDM. *Sustainability*, **8**(**2**), 114.
12. Nasierowski W. (2003). The evaluation of technology change projects: Literature overview and suggestions for further inquiry. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, **217**(**8**), 1145–1156.
13. Bacon C.J. (1992). The Use of Decision Criteria in Selecting Information Systems/Technology Investments. *MIS Quarterly*, **16**(**3**), 335–351.
14. Steyn H. và Binneman B. (2014). Criteria For Selection And Gate Reviews Of Technology Innovation Projects. *The South African Journal of Industrial Engineering*, **25**(**1**), 117.

Nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến cơ tính của thép không gỉ 316L khi sử dụng công nghệ bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser

Nguyễn Văn Quân[1], Đoàn Tất Khoa[1], Nguyễn Văn Hoàng[1]

[1]Khoa Cơ khí, Trường Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn, 236 Hoang Quoc Viet, Bac Tu Liem, Hanoi, Vietnam.

E-mail: ngvquanmt@lqdtu.edu.vn ; Tel: 096.717.6289

Tóm tắt

Bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser (Direct Laser Metal Deposition-DLMD) là công nghệ tạo hình có tiềm năng ứng dụng trong các ngành công nghiệp như hàng không vũ trụ, hạt nhân, tàu biển. Đặc biệt, ảnh hưởng của các thông số công nghệ ảnh hưởng rất lớn tới cơ tính của chi tiết được tạo hình. Trong bài báo này, 16 thí nghiệm được thiết kế để đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ như công suất (P), tốc độ đầu phun (S), lưu lượng cấp bột (F) đến cơ tính của chi tiết (độ bền kéo T, độ giãn dài E) khi tạo hình tường mỏng vật liệu 316L. Kết quả chỉ ra rằng tốc độ đầu phun S có có ảnh hưởng lớn nhất đến độ bền kéo (chiếm 66.45%); Trong khi đó, công suất tác động lớn nhất đến độ giãn dài (chiếm 43.74%). Kết quả của bài báo làm cơ sở khoa học cho việc lựa chọn các thông số công nghệ phù hợp cho quá trình bồi đắp kim loại bằng Laser.

Từ khóa: *Bồi đắp kim loại trực tiếp (DLMD); thông số công nghệ; thép không gỉ 316L.*

1. Giới thiệu

Bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser là công nghệ tạo hình quan trọng, được phát triển nhanh trong những năm gần đây [1], [2]. Các lớp vật liệu được nung nóng chảy bằng chùm tia Laser thông qua hệ thống đầu phun, được tạo hình từng lớp – từng lớp. Công nghệ bồi đắp kim loại trực tiếp bằng Laser liên quan chặt chẽ đến sự tương tác giữa dòng bột kim loại và chùm tia laser. Trong quá trình chế tạo các chi tiết, việc nghiên cứu nâng cao chất lượng sản phẩm (cơ – lý tính) và hiệu suất sử dụng vật liệu có ý nghĩa quan trọng [3]. Đặc biệt, DLMD còn cho phép tạo ra các chi tiết có biên dạng hình học phức tạp từ nhiều loại kim loại với thời gian ngắn đồng thời chế tạo các chi tiết có kích thước lớn, có hệ số sử dụng vật liệu cao hơn so với phương pháp gia công truyền thống, chi tiết được tạo bởi công nghệ DLMD cần ít thời gian hơn cho gia công lần cuối. Năng suất của quá trình và chất lượng tạo hình phụ thuộc nhiều vào các thông số công nghệ như công suất, tốc độ của đầu phun và lưu lượng cấp bột [4]. Trong quá trình tạo hình bằng công nghệ DLMD, có nhiều yếu tố ảnh hưởng đến cơ tính của chi tiết, như độ cứng, độ giãn dài, độ bền kéo. Do đó việc nghiên cứu thực nghiệm quy luật ảnh hưởng của các tham số công nghệ đến các đặc trưng cơ học của vật liệu được bồi đắp bằng công nghệ DLMD, từ đó tìm ra phạm vi tham số công nghệ hợp lý để nâng cao chất lượng sản phẩm. Hiện nay có một số nghiên cứu đã khảo sát ảnh hưởng của mật độ năng lượng E đến độ bền kéo tới hạn và độ giãn dài của chi tiết được tạo hình từ công nghệ bồi đắp kim loại [5], [6], mật độ năng lượng E được thể hiện như công thức (1) dưới đây:

$$E = \frac{P}{d.S} \ (J/mm^2) \qquad (1)$$

Trong đó: E- mật độ năng lượng (J/mm2); P- Công suất nguồn Laser (W), d- đường kính chùm tia hội tụ, S- tốc độ của đầu phun (mm/s). Ta nhận thấy rằng trong công thức (1) công suất nguồn laser và tốc độ đầu phun ảnh hưởng trực tiếp đến mật độ năng lượng E. Trong khi đó mật độ năng lượng E ảnh hưởng trực tiếp đến cơ của vật liệu thép không gỉ 316L được bồi

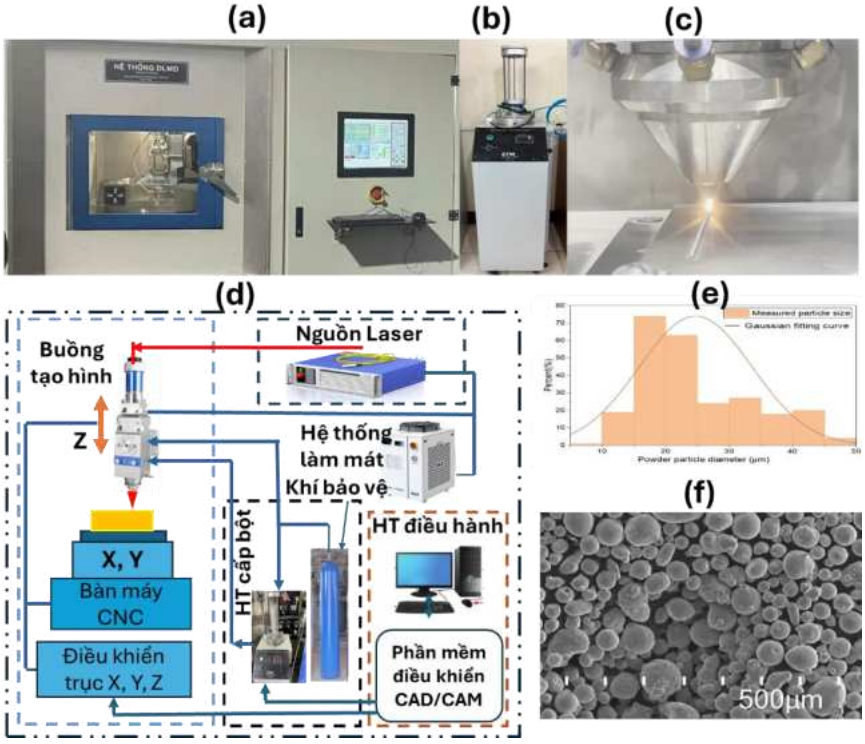
đắp [6, 7, 8]. Dựa trên ứng dụng của thép không gỉ 316L trong ứng dụng y sinh, tàu biển, các nghiên cứu trước đây đã đưa ra ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến chất lượng của chi tiết được gia công bằng bồi đắp kim loại trực tiếp [9, 10, 11]

Để nghiên cứu đánh giá quy luật ảnh hưởng của các thông số công nghệ của quá trình bồi đắp kim loại, một chi tiết thành mỏng có kích thước 65mmx12mm được thiết kế và chế tạo. Phương pháp thiết kế thí nghiệm Taguchi với 16 thí ngiệm với 3 thông số đầu vào với 4 mức đã được áp dụng trong không gian thiết kế nhằm xác định quy luật ảnh hưởng của các tham số công nghệ đến chất lượng của chi tiết được tạo hình bằng phương pháp DLMD. Trên cơ sở xác định phạm vi hợp lý của các tham số công nghệ, kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng để định hướng lựa chọn thông số tối ưu cho quá trình chế tạo các chi tiết bằng thép không gỉ 316L bằng phương pháp bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser.

2. Thiết bị, vật liệu và phương pháp thiết kế thí nghiệm

2.1. Thiết bị và vật liệu thực nghiệm.

Thiết bị thực nghiệm: Thiết bị thí nghiệm là hệ thống tạo hình DLMD, bao gồm hệ thống bàn máy có kích thước hành trình (160mmx160mmx160 mm) được thể hiện trên hình 1.a. Hình 1b và hình 1c thể hiện hệ thống cấp bột và đầu phun trong quá trình bồi đắp. Hệ thống laser có công suất 500W kết hợp với bàn máy chuyển động 3 trục, hệ thống cấp bột tự động, bộ phận làm mát và khí Nitrogen bảo vệ, đầu laser cấp bột đồng trục liên tục. Sơ đồ nguyên lý và thiết bị thể hiện trong hình 1.d



Hình 1. Hệ thống DLMD: Thiết bị DLMD (a); Hệ thống cấp bột (b); Đầu phun (c); Sơ đồ nguyên lý (d); Sơ đồ phân bố đường kính hạt bột (e); Ảnh chụp SEM bột SS 316L (f).

Vật liệu thí nghiệm: Vật liệu tấm nền là thép SS304 dạng tấm, có kích thước 140x140x6 mm3. Trước khi thí nghiệm, tấm nền được đánh bóng bằng giấy giáp 200-400 grit và làm sạch bằng cồn để tẩy dầu mỡ trên bề mặt. Để cải thiện tính khả năng bồi đắp của lớp bột tạo hình lên

lớp bề mặt của vật liệu nền, tấm nền được sấy khô ở nhiệt độ 230ºC trong 10 phút trong lò nướng. Bột thép không gỉ 316L có kích thước hạt 15~45µm được sử dụng cho quá trình bồi đắp với độ lệch chuẩn 8,9 µm như thể hiện trong hình 1d, với ảnh chụp SEM bột thép không gỉ 316L hình 1f, thành phần hóa học thể hiện được thể hiện trong bảng 1 dưới đây.

Bảng 1. Thành phần hóa học của thép không gỉ 316L

Thép không gỉ 316L	Cr (%)	Fe (%)	Mo (%)	Ni (%)	Si (%)	Mn
Powder	11.4	64.69	1.32	2.19	2	0.67
Substrate	12	67.89	0.0	2.04	1.06	0.75

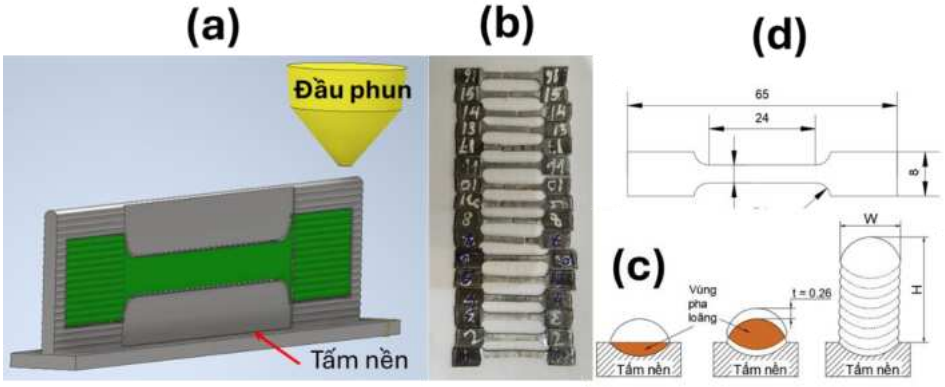
2.2. Thiết kế thực nghiệm

Để nghiên cứu thực nghiệm ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến cơ tính của vật liệu thép không gỉ 316L. Các thông số chính bao gồm công suất laser P (W), tốc độ quét đầu phun S (mm/min) và lưu lượng cấp bột F (mg/s), tất cả đều ảnh hưởng đến cơ tính của vật liệu bồi đắp DLMD; Đường kính chùm tia hội tụ với kích thước 1mm được giữ nguyên trong quá trình bồi đắp, nhiệt độ tấm nền được coi là cố định trong quá trình bồi đắp. Khoảng cách từ bề mặt của đầu phun tới bề mặt tấm nền 9,5mm được giữ cố định trong toàn bộ quá trình bồi đắp.

Sử dụng phương pháp quy hoạch thực nghiệm Taguchi L16 để nghiên cứu ảnh hưởng của 3 thông số công nghệ công suất (P), tốc độ đầu phun (S) và lưu lượng cấp bột F (mm/vg); ứng với 4 mức biến đổi như được thể hiện trong bảng 2.

Bảng 2. Các yếu tố điều khiển và các mức.

Thông số	**Các cấp độ**			
	1	2	3	4
Công suất, P (W)	220	230	240	250
Tốc độ đầu phun (mm/min)	360	420	480	540
Lưu lượng cấp bột (g/min)	12	14	16	18



Hình 2. Mô hình thành mỏng với vị trí được mài phẳng (a); mẫu được cắt dây và mài phẳng phần kéo (b); mô hình đường đơn, đường đơn nhiều lớp (c); kích thước mẫu kéo (d)

Thí nghiệm được tiến hành với 16 thí nghiệm với thông số công nghệ trong bảng 3, chi tiết thành mỏng được chế tạo với kích thước 65x12mm với lượng nâng của đầu phun là

t=0,26mm với mô hình công nghệ được thể hiện trong hình 2. Kích thước mẫu tiêu chuẩn được thiết kế dựa trên tiêu chuẩn ASTM E8 (hình 2d).

3. Kết quả thí nghiệm và thảo luận

3.1. Kết quả thí nghiệm

Các mẫu sau khi thí nghiệm được gia công bằng máy cắt dây theo hình dạng mẫu kéo như trong hình 2a. Tiếp theo, các mẫu kéo được mài phẳng phần giữa (phần giãn dài của mẫu kéo). Sau khi quá trình mài phẳng và đánh bóng hoàn tất, các mẫu được thử nghiệm kéo trên máy thử kéo nén M500-100AT - Testometric. Kết quả đo các đặc trưng của mẫu kéo được trình bày trong bảng 3.

Bảng 3. Kết quả thực nghiệm.

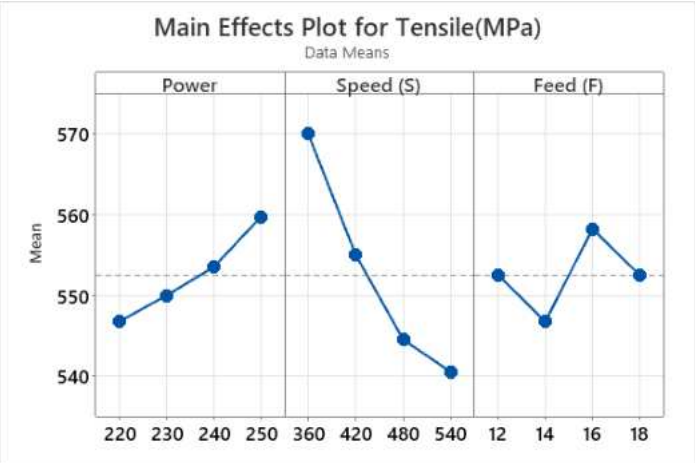
Run	P(W)	S(mm/min)	F(mg/s)	E (J/mm2)	Elonggiation (%)	Tensile(MPa)
1	220	360	12	36.7	60.0	563
2	220	420	14	31.4	59.0	547
3	220	480	16	27.5	56.0	541
4	220	540	18	24.4	59.0	532
5	230	360	14	38.3	60.0	556
6	230	420	12	32.9	59.0	551
7	230	480	18	28.8	55.0	542
8	230	540	16	25.6	49.0	550
9	240	360	16	40.0	57.0	580
10	240	420	18	34.3	48.0	555
11	240	480	12	30.0	52.0	547
12	240	540	14	26.7	52.0	532
13	250	360	18	41.7	59.0	581
14	250	420	16	35.7	47.0	552
15	250	480	14	31.3	44.2	548
16	250	540	12	27.8	46.0	548

3.2. Thảo luận kết quả và bình luận

3.2.1. Ảnh hưởng của P, S, F đến Tensile (MPa)

Hình 3 cho thấy ảnh hưởng trực tiếp của các thông số quá trình đến độ bền kéo của chi tiết, chúng tha có thể thấy rằng độ bền kéo có xu hướng tăng lên khi tăng công suất laser và giảm tốc độ quét của dầu phun [12] Có thể thấy rằng độ bền kéo tăng lên khi tốc độ của đầu phun giảm kết hợp với công suất tăng lên. Cụ thể theo bảng 3 phân tích ANOVA đối với độ bền kéo ta thấy rằng tỷ lệ đóng góp của công suất Laser và công suất nguồn Laser lần lượt là 66,45% và 12,25%.

Điều này có thể giải thích rằng khi công suất laser tăng, độ pha loãng giữa lớp phía sau và lớp phía trước được nhiều hơn, đồng thời tốc độ càng chậm thì độ pha loãng càng lớn, kết hợp với việc làm nóng chảy của các hạt bột tại bể nóng chảy. Cấu trúc nhánh của các lớp bồi đắp được chuyển từ cấu trúc hạt mịn sang hạt thô. Trong khi đó lưu lượng cấp bột không ảnh hưởng đến độ bền kéo của chi tiết. Công thức 2 thể hiện phương trình hồi quy của độ bền kéo, đưa ra dự đoán độ bền kéo phụ thuộc vào các thông số công nghệ trong phạm vi nghiên cứu.



Hình 3. Ảnh hưởng của P, S, F đến độ giãn dài Tensile (MPa)

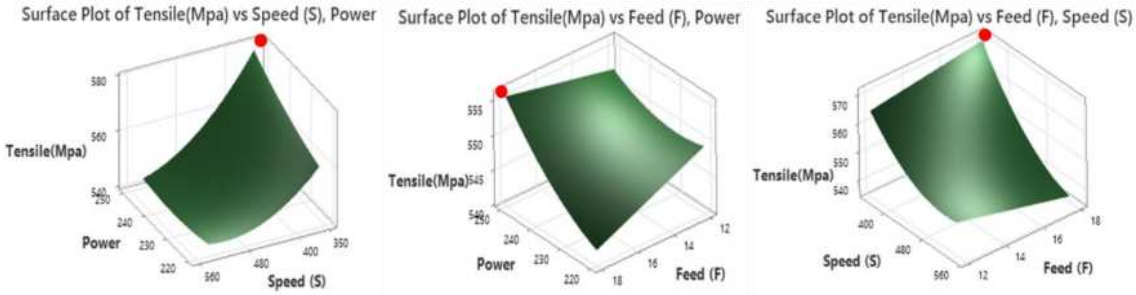
Phương trình hồi quy của độ bền kéo:

$$\text{Tensile(Mpa)} = 888 - 2.7*P + 0.17*S - 8.4*F + 0.0075*P*P + 0.000764*S*S - 0.00337*P*S + 0.061\ P*F - 0.0142\ S*F \quad (2)$$

Bảng 4. ANOVA của P, S, F đến độ giãn dài Tensile (MPa)

Nguồn	Bậc tự do	Seq SS	Đóng góp	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	9	2552.73	86.53%	2552.73	283.636	4.28	0.045
Power (P)	1	361.25	**12.25%**	4.67	4.675	0.07	0.799
Speed (S)	1	1960.20	**66.45%**	1.27	1.266	0.02	0.895
Feed (F)	1	26.45	0.90%	3.36	3.357	0.05	0.829
P*P	1	9.00	0.31%	9.00	9.000	0.14	0.725
S*S	1	121.00	4.10%	121.00	121.000	1.83	0.225
F*F	1	0.00	0.00%	0.00	0.000	0.00	1.000
P*S	1	36.00	1.22%	36.00	36.005	0.54	0.489
P*F	1	13.25	0.45%	13.25	13.255	0.20	0.670
S*F	1	25.57	0.87%	25.57	25.568	0.39	0.557
Error	6	397.27	13.47%	397.27	66.212		
Total	15	2950.00	100.00%				

Kết quả tương tác của các thông số quá trình đến độ bền kéo

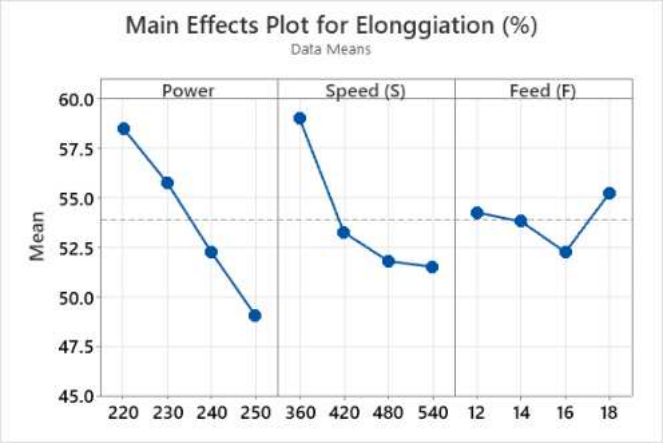


Hình 4. Ảnh hưởng của P, V, F đến độ bền kéo T (MPa)

Trong hình 4, mô tả ảnh hưởng của các thông số quá trình đến độ bền kéo của chi tiết thành mỏng. Ta có thể thấy rằng, độ bền kéo tăng khi giảm tốc độ dịch chuyển của đầu phun và tăng công suất nguồn laser.

3.2.2. Ảnh hưởng của P, S, F đến độ giãn dài Elonggiation (%):

Hình 5 cho thấy ảnh hưởng trực tiếp của các thông số quá trình đến độ giãn dài của chi tiết, kết hợp với bảng 4 phân tích ANOVA của độ giãn dài E (%). Ta có thể thấy rằng độ giãn dài E chịu ảnh hưởng nhiều bởi công suất và tốc độ đầu phun. Cụ thể công suất laser, chiếm 43,74%; tốc độ chạy đầu phun chiếm 24,73% trong khi đó lưu lượng cấp bột chỉ chiếm chưa đến 1%;



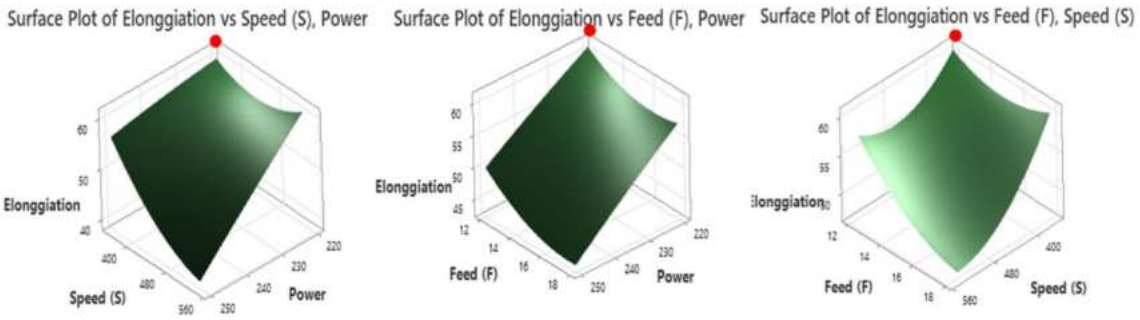
Hình 5. Ảnh hưởng của P, S, F đến độ giãn dài E

Phương trình hồi quy:

$$\begin{aligned}\text{Elonggiation} = {} & -236 + 1.90*P + 0.537\ S + 1.0*F - 0.00112*P*P \\ & + 0.000378*S*S + 0.216*F*F - 0.00336*P*S \\ & - 0.0185*P*F - 0.00888*S*F\end{aligned} \quad (3)$$

Bảng 4. ANOVA của P, S, F đến độ giãn dài Tensile (MPa)

Nguồn	Bậc tự do	Seq SS	Đóng góp	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	9	406.801	87.70%	406.801	45.2001	4.75	0.036
Power (P)	1	202.885	**43.74%**	2.401	2.4012	0.25	0.633
Speed (S)	1	114.721	**24.73%**	12.441	12.4410	1.31	0.296
Feed (F)	1	0.420	0.09%	0.053	0.0526	0.01	0.943
P*P	1	0.203	0.04%	0.203	0.2025	0.02	0.889
S*S	1	29.703	6.40%	29.702	29.7025	3.12	0.128
F*F	1	11.902	2.57%	11.903	11.9025	1.25	0.306
P*S	1	35.762	7.71%	35.762	35.7622	3.76	0.100
P*F	1	1.208	0.26%	1.208	1.2077	0.13	0.734
S*F	1	9.998	2.16%	9.998	9.9982	1.05	0.345
Error	6	57.036	12.30%	57.036	9.5061		
Total	15	463.837	100.00%				



Hình 6. Ảnh hưởng của P, V, Mp đến độ giãn dài E

Trong hình 6, mô tả ảnh hưởng của các thông số quá trình đến độ giãn dài của chi tiết thành mỏng. Ta có thể thấy rằng, độ giãn dài tăng khi giảm tốc độ dịch chuyển của đầu phun và công suất nguồn laser giảm.

4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu thực nghiệm đánh giá được ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến các chất lượng chi tiết (độ bền kéo và độ giãn dài) của chi tiết thành mỏng được tạo hình bằng vật liệu thép không gỉ 316L bằng công nghệ DLMD. Kết quả nghiên cứu cho thấy:

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến độ bền kéo được xếp theo thứ tự giảm dần: Tốc độ quét của đầu phun (66,45%) > công suất nguồn laser (12,25%)

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến độ giãn dài E chủ yếu là công suất laser và tốc độ quét đầu phun có giá trị lần lượt chiếm: 43,74 và 24,73 %.

Do vậy, để tăng chiều rộng và chiều sâu của đường đơn tạo hình thì ta tăng công suất laser; còn khi nào muốn tăng chiều cao đường đơn thì ta tăng lưu lượng cấp bột.

Tài liệu tham khảo

[1] A. Saboori, A. Aversa, G. Marchese, S. Biamino, M. Lombardi, and P. Fino, “Application of directed energy deposition-based additive manufacturing in repair,” Aug. 01, 2019, *MDPI AG*. doi: 10.3390/app9163316.

[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] 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.

[4] C. P. Paul, S. Yadav, A. K. Rai, J. A. N, and K. S. Bindra, “Laser Directed Energy Deposition based additive manufacturing of metallic multi-material: A Review,” 2021.

[5] N. Shamsaei, A. Yadollahi, L. Bian, and S. M. Thompson, “An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing; Part II: Mechanical behavior, process parameter optimization and control,” Oct. 01, 2015, *Elsevier B.V.* doi: 10.1016/j.addma.2015.07.002.

[6] D. R. Feenstra, A. Molotnikov, and N. Birbilis, “Effect of energy density on the interface evolution of stainless steel 316L deposited upon INC 625 via directed energy deposition,” *J Mater Sci*, vol. 55, no. 27, pp. 13314–13328, Sep. 2020, doi: 10.1007/s10853-020-04913-y.

[7] Z. Chen, W. Sun, Y. Huang, H. Zhou, K. Yang, and J. Lu, “The effect of laser energy density on microstructural evolution and mechanical properties of laser clad 316L stainless steel for repair,” *Surf Coat Technol*, vol. 448, Oct. 2022, doi: 10.1016/j.surfcoat.2022.128899.

[8] D. S. Watring, J. T. Benzing, N. Hrabe, and A. D. Spear, “Effects of laser-energy density and build orientation on the structure-property relationships in as-built Inconel 718 manufactured by laser powder bed fusion,” 2020.

[9] M. Ghasempour-Mouziraji, J. Lagarinhos, D. Afonso, and R. Alves de Sousa, “A review study on metal powder materials and processing parameters in Laser Metaleposition,” Mar. 01, 2024, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.optlastec.2023.110226.

[10] 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.

[11] 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.

[12] K. Zhang, S. Wang, W. Liu, and X. Shang, “Characterization of stainless steel parts by Laser Metal Deposition Shaping,” *Mater Des*, vol. 55, pp. 104–119, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2013.09.006.

An experimental investigation into the impact of processing parameters on the mechanical properties of SS316L stainless steel using DLMD technology

Van Quan Nguyen[1], Tat Khoa Doan, Van Hoang Nguyen,
[1]Khoa cơ khí, Trường Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn, 236 Hoang Quoc Vietn, Bac Tu Liem, Hanoi, Vietnam.
E-mail: ngvquanmt@lqdtu.edu.vn
Tel: 096.717.6289

Abstract: Direct Laser Metal Deposition (DLMD) is a manufacturing technology with significant potential applications in aerospace, nuclear, and marine engineering sectors. The mechanical qualities of the manufactured components are significantly influenced by the process parameters. This research conducted 16 tests to examine the influence of critical factors, such as laser power (P), nozzle speed (S), and powder feed rate (F), on the mechanical properties of thin-wall structures fabricated from SS316L material. The mechanical properties analyzed included tensile strength (T) and elongation (E). The results indicated that nozzle speed (S) has the most significant effect on tensile strength, contributing 66.45%, while laser power (P) mainly impacts elongation, including 43.74%. The results of this study provide a significant foundation for enhancing process parameters in laser metal deposition.

Keywords: Direct Laser Metal Deposition technology, experimental investigation, processing parameters, SS316L.

Evaluation of the formability of AA5083 aluminum alloy by the constrained groove pressing technique using numerical simulation

Tam Ho[1*], Manh Tien Nguyen[2], Truong An Nguyen[2], Van Hieu Nguyen[3], Quoc Viet Pham[4]

[1] *Factory A34, Air Defence - Air Force, Ha Noi, Viet Nam*

[2] *Faculty of Mechanical Engineering, Le Quy Don Technical University, Ha Noi, Viet Nam*

[3] *Student K56, Le Quy Don Technical University, Ha Noi, Viet Nam*

[4] *General Department of Military Industries and Manufacture, Ha Noi, Viet Nam*

**Email: hotam.mta@gmail.com.vn*, Contact number: 0984757592

Abstract

Constrained groove pressing (CGP) is one of the severe plastic deformation (SPD) techniques that is suitable for sheet materials. This technique allows grain refinement in microstructure and improves the mechanical properties of the CGPed alloy. However, achieving the best formability in each CGP cycle is still a matter that needs to be studied. Based on the Taguchi optimization method, the effect of the process parameters such as blank thickness (s), groove angle (θ), and friction coefficient (μ) on the formability of CGP was performed numerically utilizing DEFORM-3D V.11 software. The formability of the studied alloy after CGP was evaluated through the die-filling ratio (R_f) and maximum pressing force (F_f). A cycle CGP was carried out on AA5083 commercial aluminum sheets. The level of importance of the parameters on the die filling ratio and pressing force was determined using the analysis of variance (ANOVA). The optimal solution is obtained by using the analysis of signal-to-noise (S/N) ratio. Analysis of the results shows that a blank thickness of 2 mm, a groove angle of 45°, and a friction coefficient of 0.125 are optimal values for die-filling ratio. However, a blank thickness of 1 mm, groove angle of 45°, and friction coefficient of 0.1 are the optimal values for pressing force. The obtained results are the basis for technological design and experimental for the CGP process of the studied alloy.

Keywords: constrained groove pressing (CGP), Taguchi optimization method, formability, die-filling ratio, pressing force

1. Introduction

In recent years, SPD techniques have been applied to produce ultrafine grain metals in both sheet and bulk workpieces. This is one of the successful top-down methods, capable of refining material particles to the order of ultrafine grains (200÷800 nm) or nanostructures (<200 nm) [1-3]. The prominent ones include equal channel angular pressing (ECAP) [4], equal channel forward extrusion (ECFE) [5], friction stir processing (FSP) [6], high pressure torsion (HPT) [7], twist extrusion (TE) [8], multidirectional forging (MDF) [9], cyclic expansion extrusion (CEE) [10], accumulative roll bonding (ARB) [11], and constrained groove pressing (CGP) [12,13].

The ARB method is an effective and simple method to produce ultrafine grained sheets. However, the biggest disadvantage of this method is the possibility that the connection between the sheets will effect the mechanical properties of the ARBed sheets. To overcome the limitations of the ARB method, the CGP method was proposed by Shin et al. in 2002 [12]. CGP

has been successfully used for grain refinement and mechanical property improvement of various sheet metals and alloys. In this technique, the sheet sample is subjected to repetitive shear deformation via alternant pressings by asymmetric groove dies and flat dies. Thus, a large strain can be uniformly accumulated throughout the whole sample without any significant change in its dimensions. As a result, a relatively homogeneous UFG structure can be obtained.

The main factors effecting the deformation process during CGP include: initial blank thickness, deformation tool dimension, and friction coefficient between the blank and tool...

H Saeidi Googarchin et al. [14] used a hybrid experimental-numerical approach to develop and analyze the CGP and diagonally CGP processes on AA5052 sheets used extensively for the production of automotive panels and beams. The results of the study allowed to evaluate the effects of groove angle, width, and height of the die on the strength and microhardness of the processed sheets. The Taguchi method was also applied to perform the optimization of the deformation die structure. The results showed that the coefficient of non-uniformity in the sheets processed by the diagonally CGP method was smaller than that in the sheets processed by the CGP method. The study method significantly reduced the execution time compared to the experimental method alone. The results of the optimization of the die structure were applied to improve the mechanical properties of the CGPed sheets. The influence of contact friction between workpiece and tool on the mechanical properties and microstructure of pure aluminum plate deformed by CGP method was studied by Zongshen Wang et al. [15]. The results showed that improving the contact conditions between the tool and the sheet would prevent the occurrence of microcracks and generate more CGP passes. At the same time, the ultrafine grained sheets were also obtained after 6 CGP cycles. The ductility of CGP sheets experiences apparent enhancement while the strength gradually decreases.

It is observed that studies related to CGP technique mostly focus on evaluating output parameters such as mechanical properties and microstructure after pressing cycles. However, the evaluation of the effect of deformation process parameters on the deformability of the sheet after pressing cycles has not been mentioned. In this study, the effects of processing parameters such as sheet thickness, groove angle, and friction coefficient on the deformability of blank after CGP were performed numerically using DEFORM-3D V.11 software combined with the Taguchi optimization method. The formability of the studied alloy after CGP was evaluated through the die-filling ratio (R_f) and maximum pressing force (F_f). A cycle CGP was carried out on AA5083 commercial aluminum sheets. The level of importance of the parameters on the die filling ratio and pressing force was determined using the analysis of variance (ANOVA). The optimal solution is obtained by using the analysis of signal-to-noise (S/N) ratio. The obtained results are the basis for technological design and experimental for the CGP process of the studied alloy.

2. Research Methodology

2.1. The CGP process and theoretical calculations

Figure 1 shows the principles of CGP process. Figure 1a shows the initial state of the upper die, lower die, and flat sheet. At the first deformation step, a flat blank is pressed between two grooved dies (Figure 1b). At the second step, the deformed sample is flattened by using two flat dies (Figure1c). At the third step, plastic deformation is imposed on the previously

flattened samples using the same grooved dies as the first deformation step. But before imposing the third step, the flattened sample is shifted one groove length (s in Figure1a) to left or right, and consequently the unreformed regions of the sample after the first deformation step are placed between inclined parts of the die and deformed by shearing (Figure 1d). At the forth step, the deformed sample is flattened between two flat dies the same as the second step (Figure 1e).

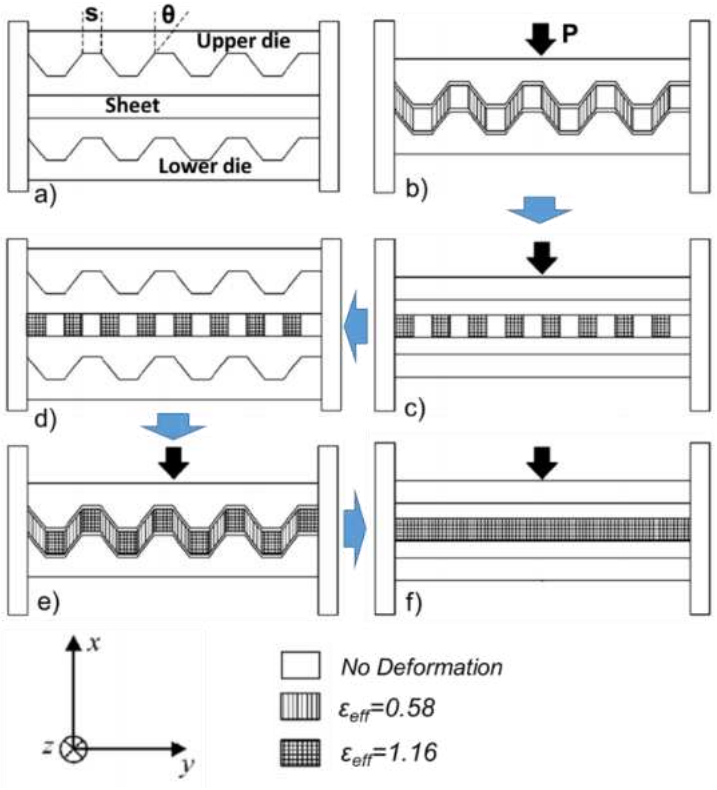


Figure 1. Schematics of the constrained groove pressing process: (a) initial step (pre step); (b) grooving a flat blank (first step); (c) flattening the grooved blank (second step); (d) rotating the blank (third step); (e) second grooving of the flat blank (third step); (f) final flattening of the grooved blank (fourth step).

The theoretical equations for calculating the shear and effective strains accumulated for one pressing can be derived from Figure 1. A single pressing induces an engineering shear strain (γ) and shear strain (ε_{xy}) is determined by Eq. 1 and Eq. 2. Where H, s, and θ are groove height, width, and angle, respectively.

$$\gamma = tan\,\theta \tag{1}$$

$$\varepsilon_{xy} = \gamma_{xy}/2 \tag{2}$$

Since CGP is assumed as a pure shear deformation under plane strain condition [16] correspondingly. The effective strain (ε_{eff}) is determined by Eq. 3. Therefore, the total effective strain (ε_{total}) accumulated in a CGP sample pressed by n passes is presented in Eq. 4.

$$\varepsilon_{eff} = \sqrt{\frac{4\varepsilon_{xy}^2}{3}} = \sqrt{\frac{4(\gamma_{xy})^2}{3}} = \frac{\gamma_{xy}}{\sqrt{3}} = \frac{tg\theta}{\sqrt{3}} \tag{3}$$

$$\varepsilon_{total} = n\frac{2tg\theta}{\sqrt{3}} \tag{4}$$

For example, when the groove angle, θ is 45°. Groove width and groove height are equal to the blank thickness. According to Eq. 1 to Eq. 3, the engineering shear strain $\gamma_{xy} = 1$, and the effective strain, $\varepsilon_{eff} \approx 0.58$. From there, one CGP cycle induces a total effective strain of about 1.16 in the blank (Figure 1).

2.2. Finite element simulation and formability optimization of constrained groove pressing

Deform 3D V.11 software is used to build the finite element (FE) simulation model for a CGP cycle. The material used for the numerical simulation problem is commercial alloy AA5083. The geometric model of the initial sample has the dimensions of length x width x thickness of 50 x 50 x 2 mm, respectively. Both the upper die and lower die are defined as rigid bodies while the sample is plastic. During the CGP cycle, the upper die moves in the -Y direction at a constant speed and the lower die is fixed (Figure 2).

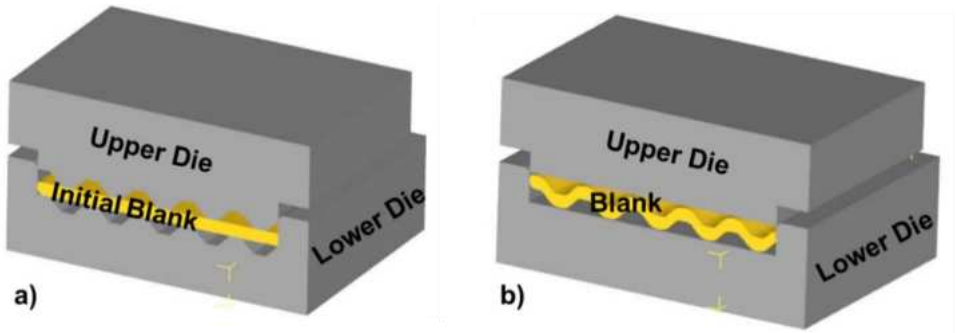


Figure 2. The geometry model of the groove pressing step (a) and the flattening step (b)

The CGP process steps are performed at room temperature. Corresponding to the cold deformation process, The coefficient of friction between the die surface and the sample is within a range from 0.1 to 0.15. The tetrahedral element is used for meshing and automatic re-meshing is activated. For the initial meshes, the number of mesh elements to be constructed is 100000 elements. The initial element size for the sample is less than 0.4 mm. When the volume loss exceeds 5%, corresponding volume compensation is considered. The speed of the punch is 15 mm/s. Corresponding to the strain rate of the deformation process is less than 5 (1/s). The properties of the selected material are described by the following model equation of power law form:

$$\sigma = c\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m + y \tag{5}$$

where σ (MPa) is flow stress, ε is an effective plastic strain, $\dot{\varepsilon}$ (1/s) is effective strain rate, c is material constant, n is strain exponent, m is strain rate exponent, and y is initial yield stress value. For aluminium alloy 5083, fitted values of the parameters achieved from the software are c = 56.4MPa, n = 0.0396, m = 0.0105, and y = 140MPa.

One CGP cycle includes two groove pressings and two flattenings. The pressing force is defined as the maximum pressing force (F_f) in the steps of a CGP cycle. The die-filling ratio (R_f) is determined at the first groove pressing step. Because the die-filling ratio of this step will determine the die-filling ratio of the entire CGP cycle. The die-filling ratio is evaluated through the ratio between the true surface area (F_{act}) of the blank after groove pressing and the surface area of the groove die (F_d). The true surface area (F_{act}) of the blank after groove pressing is determined by Deform 3D software. The goal of the current work is to optimize the process

parameters, including blank thickness, groove angle, and friction coefficient on the deformability of the CGP process.

The Taguchi method is used to evaluate the effect of process parameters on the objective function through the results of numerical simulation problems. The Taguchi method utilizes a set of orthogonal arrays to examine numerous variables with as few experiments as possible, which is more effective than traditional design methods. The ratios of signal-to-noise (S/N) are used to analyze and predict the optimum result [17,18]. The elements and levels of Taguchi design are presented in Table 1 [13,14]. Set up the experimental planning matrix depending on the number of effecting parameters and the number of value levels. With 3 effecting parameters and 3 transformation levels, the experimental matrix is the orthogonal matrix L9 which is seen in Table 2 [19,20].

Table 1. Input process parameters and levels

Parameters	**Coding symbol**	**Levels**		
		Level 1	Level 2	Level 3
Blank thickness, s (mm)	X_1	1.0	2.0	3.0
Groove angle, θ (°)	X_2	37	45	53
Friction coefficient, μ	X_3	0.1	0.125	0.15

Table 2. Experimental design Taguchi L9

Experiment no.	**Process parameters**		
	X_1	X_2	X_3
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	2
5	2	2	3
6	2	3	1
7	3	1	3
8	3	2	1
9	3	3	2

3. Results and discussion

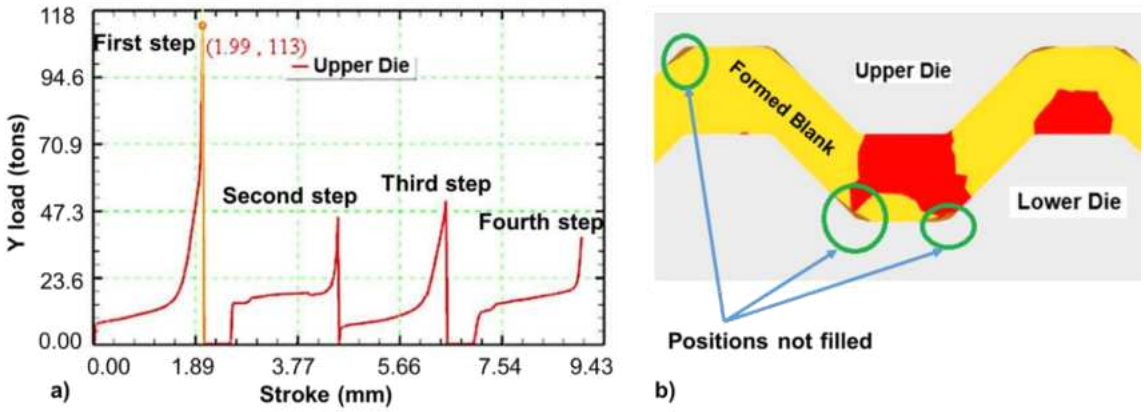


Figure 3. Results of determining the maximum pressing force (a) and die-filling ratio of the first step (b) of the CGP cycle by numerical simulation

The simulations of CGP for nine sets of parameter combinations were conducted making use of DEFORM-3D V11. The maximum pressing force and the die-filling ratio were determined by exploiting the results in the simulation problem (Figure 3). The results obtained are summarized in Table 3.

Table 5. Simulation results

Simulation no.	**Process parameters**			**Coding symbol**			**Simulation results**	
	S (mm)	θ (°)	μ	X_1	X_2	X_3	F_f (tons)	R_f
1	1.0	37	0.1	1	1	1	85.9	0.977
2	1.0	45	0.125	1	2	2	87.6	0.946
3	1.0	53	0.15	1	3	3	89.3	0.943
4	2.0	37	0.125	2	1	2	91.1	0.979
5	2.0	45	0.15	2	2	3	96.6	0.988
6	2.0	53	0.1	2	3	1	83.9	0.939
7	3.0	37	0.15	3	1	3	94.5	0.936
8	3.0	45	0.1	3	2	1	83.7	0.974
9	3.0	53	0.125	3	3	2	96.7	0.969

3.1. Effect of process parameters on the maximum pressing force

The signal-to-noise ratio (S/N) is calculated based on the "smaller is better" characteristic (Table 6) [21,22]. From Table 6, an analysis table was established to evaluate the S/N results according to the levels of change (Table 7). The graph of the effect of process parameters on the maximum pressing force of the steps during CGP is shown in Figure 4.

Table 6. S/N results by "smaller is better" characteristic for maximum pressing force

Experiment no.	**X_1**	**X_2**	**X_3**	**S/N**
1	1	1	1	-38.68
2	1	2	2	-38.85
3	1	3	3	-39.02
4	2	1	2	-39.19
5	2	2	3	-39.70
6	2	3	1	-38.48
7	3	1	3	-39.51
8	3	2	1	-38.45
9	3	3	2	-39.71

From the data shown in Table 7, the effect of process parameters on pressing force is arranged in order from high to low: friction coefficient (63.56 %); blank thickness (27.33 %); and groove angle (9.11%). The pressing force increases when the friction coefficient and the thickness of the blank increase. This is consistent with the theory because when the thickness of the workpiece and the friction coefficient increase, the deformation resistance increases, leading to an increase in the deformation force. The pressing force decreases when the groove

angle of the die increases from 37° to 45°, and increases when the groove angle of the die increases from 45° to 53°. When the groove angle of the die has a small value, the material flows into the die cavity grooves more easily due to the small deformation resistance. Therefore, the pressing force of the CGP process tends to decrease. As the groove angle continues to increase, the pressing force decreases. This is explained by the fact that increasing the groove angle leads to increased shear stress in the blank at the corner of the teeth and therefore, the pressing force increases [13]. Increasing the thickness of the blank causes the pressing force to increase accordingly. For the initial workpiece with a large thickness, the degree of deformation is greater, leading to hardening due to increased deformation and increased pressing force.

Table 7. Analysis table of S/N results for maximum pressing force

Variation levels	**Average S/N at levels**		
	X_1	X_2	X_3
1	-38.849	-39.126	-38.537
2	-39.122	-39.001	-39.25
3	-39.224	-39.067	-39.408
Mean (m)	-39.065	-39.065	-39.065
Max	-38.849	-39.001	-38.537
Delta	0.375	0.125	0.872
Rank	2	3	1
% Effect	27.33	9.11	63.56

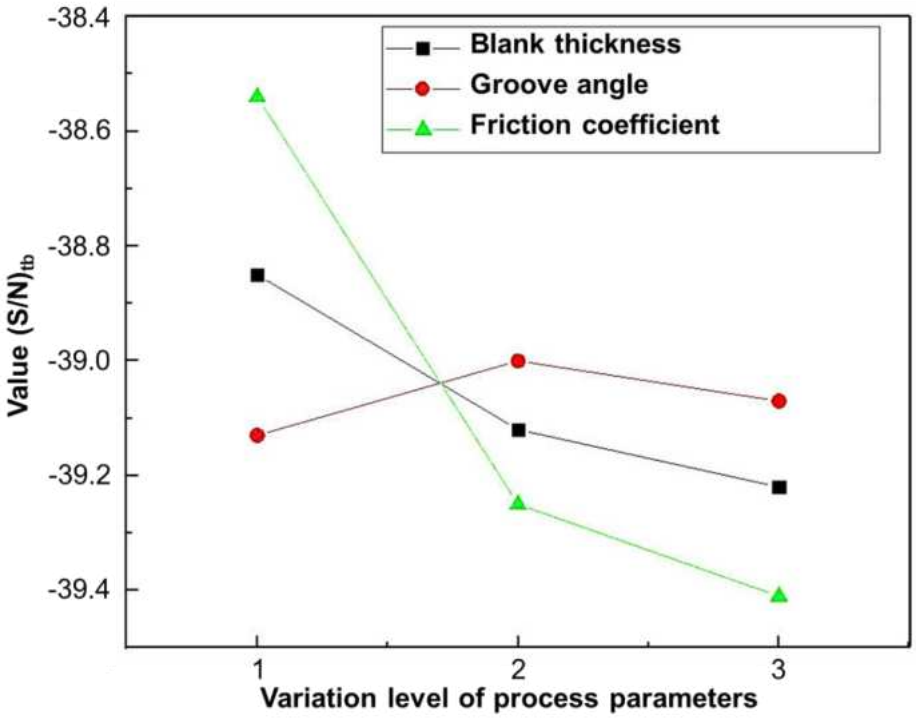


Figure 4. Effect of process parameters on maximum pressing force

The optimal solution is obtained with the largest variation of the process parameters with the average S/N ratio. It is the solution with the process parameters of the blank thickness, groove angle, and friction coefficient having values 1.0 mm, 45°, and 0.1, respectively. The optimal maximum pressing force value σ_{opt} is calculated according to Equation 6. The noise

ratio $(S/N)_{opt}$ of the optimal method is determined according to Equation 7. The Max_{X1}, Max_{X2}, and Max_{X3} are the values in Table 7.

$$\begin{aligned}(S/N)_{opt} &= m+[(S/N)_{max1}-m]+[(S/N)_{max2}-m]+[(S/N)_{max3}-m] \\ &= (S/N)_{max1}+(S/N)_{max2}+(S/N)_{max3}-2m \\ &= -38.85-38.92-38.46-2x(-39.04)=-38.257\end{aligned} \quad (6)$$

$$F_{f\,opt} = 10^{-\left(\frac{(S/N)_{tu}}{20}\right)} = 10^{\frac{38.257}{20}} = 81.82(tons) \quad (7)$$

3.2. Effect of process parameters on the die-filling ratio

The signal-to-noise ratio (S/N) is calculated based on the "bigger is better" characteristic (Table 8) [21,22]. From Table 8, an analysis table was established to evaluate the S/N results according to the levels of change (Table 9). The graph of the effect of process parameters on the the die-filling ratio of the steps during CGP is shown in Figure 5.

Table 8. S/N results by "bigger is better" characteristic for die-filling ratio

Experiment no.	X_1	X_2	X_3	S/N
1	1	1	1	-0.202
2	1	2	2	-0.482
3	1	3	3	-0.510
4	2	1	2	-0.184
5	2	2	3	-0.105
6	2	3	1	-0.547
7	3	1	3	-0.574
8	3	2	1	-0.229
9	3	3	2	-0.274

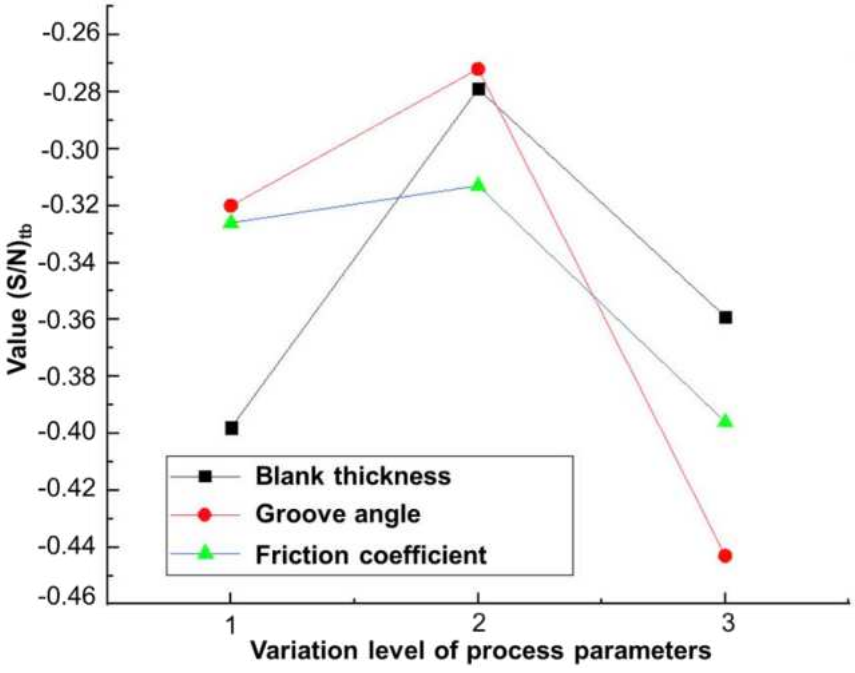


Figure 5. Effect of process parameters on die-filling ratio

Table 9. Analysis table of S/N results for die-filling ratio

Variation levels	**Average S/N at levels**		
	X_1	X_2	X_3
1	-0.398	-0.320	-0.326
2	-0.279	-0.272	-0.313
3	-0.359	-0.443	-0.396
Mean (m)	-0.345	-0.345	-0.345
Max	-0.279	-0.272	-0.313
Delta	0.119	0.171	0.083
Rank	2	1	3
% % Effect	31.94	45.85	22.21

From the data shown in Table 9, the effect of process parameters on on die-filling ratio is arranged in order from high to low: groove angle (45.85%); blank thickness (31.94%); and friction coefficient (22.21%). The die-filling ratio increases when the groove angle increases from 37° to 45°, the blank thickness increases from 1mm to 2mm, and the friction coefficient increases from 0.1 to 0.125. The die-filling ratio decreases when the groove angle increases from 45° to 53°, the blank thickness increases from 2mm to 3 mm, and the friction coefficient increases from 0.125 to 0.15. This result is explained as follows: when the thickness and groove angle increase, the shear stress in the blank increases, and the deformation resistance of the blank increases, leading to a decrease in the ability to fill the die cavity. The contact friction between the blank and the die increases, the flow of the blank into the groove angle decreases, and the die-filling ratio of the die cavity decreases.

The optimal solution is obtained with the largest variation of the process parameters with the average S/N ratio. It is the solution with the process parameters of the blank thickness, groove angle, and friction coefficient having values 2.0 mm, 45°, and 0.125, respectively. The optimal die-filling ratio value σ_{opt} is calculated according to Eq. 8. The noise ratio $(S/N)_{opt}$ of the optimal method is determined according to Eq. 9. The Max_{X1}, Max_{X2}, and Max_{X3} are the values in Table 9.

$$\begin{aligned}(S/N)_{opt} &= m+\left[(S/N)_{max1}-m\right]+\left[(S/N)_{max2}-m\right]+\left[(S/N)_{max3}-m\right]\\ &=(S/N)_{max1}+(S/N)_{max2}+(S/N)_{max3}-2m\\ &=-0.279-0.272-0.313-2x(-0.345)=-0.174\end{aligned} \tag{8}$$

$$R_{fopt}=10^{\left(\frac{(S/N)_{tu}}{20}\right)}=10^{\frac{-0.174}{20}}=0.98 \tag{9}$$

3.3. Optimization

The optimal process parameters are different for the two objective functions of maximum pressing force and die-filling ratio. However, in this study, the die-filling ratio objective function has a decisive meaning on the deformability of the blank during the CGP process. The pressing force only plays a role in the selection of the deformation device.

The simulation problem is performed for the parameters of blank thickness, groove angle, and friction coefficient of 2mm, 45°, and 0.125 respectively. The result obtained the

maximum pressing force is 85.2 tons. The obtained pressing force value has an average value compared to the experimental simulation problems based on the Taguchi method. At the same time, the difference compared to the optimal maximum pressing force is not large (4.9%). Thus, the optimal process parameter set for the die-filling ratio meets the research objective.

4. Conclusion

In this work, the CGP process was performed using Deform 3D V11 simulation software with varying process parameters. The main results obtained include:

The Tauguchi method was applied to evaluate the effect of process parameters including blank thickness (1mm to 3 mm), groove angle (45^o to 53^o), and friction coefficient (0.1 to 0.125). The objective functions investigated were maximum pressing force and die-filling ratio, which were determined from the numerical simulation results.

The optimal solution is obtained by using the analysis of signal-to-noise (S/N) ratio. The results show that the friction coefficient has the largest effect on the maximum pressing force (63.56%). Meanwhile, the groove angle has the largest effect on the die-filling ratio (45.85%). Based on the optimization results, and based on the main goal to be achieved, the optimal process parameter set of blank thickness, groove angle, and friction coefficient are 2.0 mm, 45^o, and 0.125, respectively.

The research method and the simulation results obtained are the basis for the design of the CGP process to achieve better blank deformability. Besides, it helps to design optimized process parameters and die with a huge time saving and a more economical design.

References

[1] Y. T. Zhu and T. G. Langdon, “The Fundamentals of Nanostructured Materials Processed by Severe Plastic Deformation,” JOM, Vol. 56, No. 10, 2004, pp. 57-63.

[2] R. Z. Valiev, R. K. Islamgaliev and I. V. Alexandrov, “Bulk Nanostructured Materials from Severe Plastic Deformation,” Progress in Materials Science, Vol. 45, No. 2, 2000, pp. 103-189. http://dx.doi.org/10.1016/S0079-6425(99)00007-9

[3] R. Pippan, F. Wetscher, M. Hafok, A. Vorhauer and I. Sabirov, “The Limits of Refinement by Severe Plastic Deformation,” Advanced Engineering Materials, Vol. 8, No. 11, 2006, pp. 1046-1056.

[4]. Valiev RZ, Langdon TG. “Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement”, Prog Mater Sci 51, 881-981, (2006).

[5] Ebrahimi M, Djavanroodi F., Experimental and numerical analyses of pure copper during ECFE process as a novel severe plastic deformation method, [J]. Progress in Natural Science: Materials International, 2014, 24: 68−74.

[6] Ebrahimi M, Par M A., Twenty-year uninterrupted endeavor of friction stir processing by focusing on copper and its alloys, [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 781: 1074−1090.

[7] Megumi Kawasaki, Byungmin Ahn, HanJoo Lee, Alexander P. Zhilyaev and Terence G. Langdon, “Using high-pressure torsion to process an aluminum–magnesium nanocomposite through diffusion bonding”, Journal of Materials Research 33(1), (2016).

[8] Yan Beygelzimer, Roman Kulagin, Yuri Estrin, Laszlo S. Toth, Hyoung Seop Kim and Marat I. Latypov, Twist extrusion as a potent tool for obtaining advanced engineering materials: A Review, Advanced Engineering Materials, 2017, 19(8):1600873.

[9] Manh Tien Nguyen, Van Thao Le, Manh Hung Le, Truong An Nguyen, "Superplastic properties in a Ti5Al3Mo1.5 V titan alloy processed by multidirectional forging process", Materials Letters 307, 131004, (2022).

[10]. Do Xuan Truong, Nguyen Manh Tien, Nguyen Manh Hung, et al., Effect of the cyclic expansion-extrusion process on mechanical properties and the grain refinement of AA6061 aluminum alloy, Journal of Military Science and Technology. 87 (2023) 100-107. https://doi.org/10.54939/1859-1043.j.mst.87.2023.100-107.

[11] Shaarbaf M, Toroghinejad M R. Nano-grained copper strip produced by accumulative roll bonding process, [J]. Materials Science and Engineering A, 2008, 473: 28−33.

[12] Shin DH, Park J, Kim Y, Park K. Constrained groove pressing and its application to grain refinement of aluminum. Materials Science and Engineering: A. 2002;328:98-103.

[13] Sajadi A, Ebrahimi M, Djavanroodi F., Experimental and numerical investigation of Al properties fabricated by CGP process, [J]. Materials Science and Engineering A, 2012, 552: 97−103.

[14] H Saeidi Googarchin, B Teimouri, R Hashemi, Analysis of constrained groove pressing and constrained groove pressing-cross route process on AA5052 sheet for automotive body structure applications, Proc IMechE Part D: J Automobile Engineering, 2016, 233(6): 1-17. https://doi.org/10.1177/0954407018785734

[15] Zongshen Wang, Yanjin Guan, and Chongkai Zhong, Effects of friction on constrained groove pressing of pure Al sheets, Advanced Materials Research, 2014, 926-930: 81-84. doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.926-930.81

[16] Shirdel A, Khajeh A, Moshksar MM, Experimental and finite element investigation of semi-constrained groove pressing process, Materials & Design, 2010; 31(2): 946-950. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.07.035

[17] Pillai, J.U., Sanghrajka, I., Shunmugavel, M., Muthuramalingam, T., Goldberg, M., Littlefair, G., Optimisation of multiple response characteristics on end milling of aluminium alloy using Taguchi - Grey relational approach, Measurement, 2018, 124, 291-298.

[18] Bagci, E., Ozcelik, B., Analysis of temperature changes on the twist drill under different drilling conditions based on Taguchi method during dry drilling of Al 7075-T651. J. Adv. Manuf. Technol., 2005, 29, 629-636.

[19] Vivek Bhardwaj, Arunesh Chandra, and Nikhil Yadav, Investigating the effect of process parameters on the mechanical properties of A713 sand cast aluminium alloy by using Taguchi method, International Journal of Advances in Engineering and Technology, 2013, 6, 2274-2285.

[20] Ge Gao, Fan Xu, and Jiangmin Xu, Parametric optimization of FDM process for improving mechanical strengths using taguchi method and response surface method: A comparative investigation, Machines, 2022, 10, 750. https://doi.org/10.3390/machines10090750.

[21] A. C. S. Reddy, S. Rajesham, P. R. Reddy, T. P. Kumar, J. Goverdhan, An experimental study on effect of process parameters in deep drawing using Taguchi technique, International Journal of Engineering, Science and Technology, 2015, 7, 21-32.

[22] N. M. Tien, N. T. An, T. D. Hoan, L. D. Giang, and L. T. Tan, Experimental study on effects of process parameters on superplastic deformation ability of 7075 aluminium alloy using Taguchi method, International Conference on Engineering Research and Applications, December 2019, pp. 328-334.

Nghiên cứu đánh giá khả năng biến dạng của hợp kim nhôm AA5083 bằng kỹ thuật gấp duỗi theo chu kỳ sử dụng mô phỏng số

Tóm tắt: *Gấp duỗi theo chu kỳ (CGP) là một trong những kỹ thuật biến dạng dẻo mãnh liệt (SPD) phù hợp với vật liệu tấm. Kỹ thuật này cho phép chế tạo vật liệu có tổ chức hạt nhỏ mịn và cải thiện các tính chất cơ học. Tuy nhiên, việc đạt được khả năng biến dạng tốt nhất trong mỗi chu kỳ CGP vẫn là vấn đề cần được nghiên cứu. Dựa trên phương pháp tối ưu hóa Taguchi, ảnh hưởng của các thông số quá trình như chiều dày phôi (s), góc rãnh (θ) và hệ số ma sát (μ) đến khả năng biến dạng của CGP đã được thực hiện bằng số sử dụng phần mềm DEFORM-3D V.11. Khả năng biến dạng của hợp kim được nghiên cứu sau quá trình CGP được đánh giá thông qua tỷ lệ điền đầy khuôn (R_f) và lực ép lớn nhất (F_f). Một chu kỳ CGP đã được thực hiện với các tấm nhôm thương mại AA5083. Mức độ ảnh hưởng của các thông số đối với tỷ lệ điền đầy khuôn và lực ép được xác định thông qua phân tích phương sai (ANOVA). Giải pháp tối ưu thu được bằng cách sử dụng phân tích tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu (S/N). Phân tích kết quả cho thấy chiều dày phôi 2 mm, góc rãnh 45^o và hệ số ma sát 0,125 là các giá trị thông số tối ưu cho tỷ lệ điền đầy khuôn. Tuy nhiên, chiều dày phôi 1 mm, góc rãnh 45^o và hệ số ma sát 0,1 là các giá trị thông số tối ưu cho lực ép lớn nhất. Các kết quả thu được là cơ sở cho thiết kế công nghệ và thử nghiệm cho quy trình CGP của hợp kim được nghiên cứu.*

Từ khoá*: Gấp duỗi theo chu kỳ (CGP), Phương pháp tối ưu Taguchi, Khả năng biến dạng, Tỷ lệ điền đầy khuôn, Lực ép lớn nhất*

Nghiên cứu đáp ứng điện - nhiệt - cơ của dầm chữ V kích thước micro có đục lỗ bằng phần mềm ANSYS Workbench

Nguyễn Đình Nam[1 *], Vũ Văn Thể [2]
[1]*Hệ Quản lý Sau Đại học/ Học viện KTQS;* [2]*Khoa Cơ khí/ Học viện KTQS*
E-mail: dinhnam2809@gmail.com; Tel: 0975315365

Tóm tắt:

Bài báo này trình bày nghiên cứu về đáp ứng điện – nhiệt – cơ của dầm dạng chữ V kích thước micromet có các lỗ đục trên bề mặt dầm với kích thước lỗ thay đổi. Bằng cách sử dụng mô phỏng trên phần mềm ANSYS Workbench, kết quả cho thấy kích thước và hình dạng của các lỗ có ảnh hưởng rõ rệt đến đáp ứng nhiệt học và cơ học của dầm. Đặc biệt, khi kích thước lỗ tăng, nhiệt độ sinh ra trên hệ dầm giảm xuống đáng kể đến 60,5% với dầm có lỗ tròn và 72,3% với dầm có lỗ vuông tương ứng khi kích thước lỗ đạt giá trị lớn nhất. Dịch chuyển của thanh đẩy tăng lên đến 51% khi kích thước lỗ nhỏ. Khi kích thước lỗ tăng lên, nhiệt độ sinh ra trên hệ dầm giảm xuống và độ dịch chuyển của thanh đẩy cũng giảm xuống, mức giảm lớn nhất lên đến 67% khi dầm có lỗ vuông với kích thước lỗ lớn nhất trong vùng nghiên cứu. Các kết quả này là cơ sở cho việc tối ưu hóa cấu trúc trong các nghiên cứu tiếp theo.

Từ khóa: *dầm chữ V, kích thước micro, dầm đục lỗ, đáp ứng điện – nhiệt – cơ, MEMS.*

I. Giới thiệu

Công nghệ vi cơ điện tử (MEMS Technology – Micro-Electro – Mechanical System Technology) đang có sự phát triển mạnh mẽ. MEMS đã xuất hiện trong nhiều lĩnh vực của cuộc sống từ y tế, giao thông vận tải, đến quân sự, ... nhờ có kích thước rất nhỏ cỡ micromet, hiệu năng cao, tiêu thụ ít năng lượng. MEMS thường được sử dụng trong các vi cảm biến, vi chấp hành kích hoạt nhằm phát hiện, điều chỉnh và kích thích các thay đổi về vị trí, vận tốc, vận tốc góc, gia tốc, gia tốc góc của các đối tượng cần tác động.

Dầm là chi tiết quan trọng trong các cấu trúc cơ học có dao động. Dầm có vai trò tương đương với phần tử lò xo để tạo ra hệ số độ cứng trong bộ dao động cơ học. Ngoài ra, dầm còn là phần tử dùng để liên kết giữa giá với các phần tử khối lượng có dao động. Dầm trong các cấu trúc này thường được thiết kế để tạo ra phương dao động và tần số dao động mong muốn cho các phần tử khối lượng dao động. Trong các hệ thống MEMS, dầm được thiết kế với nhiều hình dạng và kích thước khác nhau để tạo ra các độ cứng cần thiết tạo thành một bộ cộng hưởng như dầm đơn [1], dầm gập [2,3], dầm chữ L [3], dầm gập nhiều đoạn [1–4], dầm chữ T [4], dầm chữ Z và chữ V [5]. Nhờ tính đàn hồi và khả năng chịu được ứng suất cơ học lớn, dầm cho phép hệ MEMS dao động với tần số ổn định trong điều kiện kích thước siêu nhỏ. Bên cạnh đó, các dầm cơ học còn đóng vai trò quan trọng trong việc điều chỉnh tần số dao động, giảm thiểu suy hao năng lượng và tăng hiệu suất làm việc của bộ dao động. Với khả năng chế tạo chính xác nhờ công nghệ vi chế tạo, các dầm trong MEMS thường có hình dạng và đặc tính tối ưu, giúp cải thiện độ nhạy và độ tin cậy của các thiết bị.

Các dầm có đục lỗ là một thiết kế đặc biệt trong các bộ dao động kích thước micro (MEMS), mang lại nhiều lợi ích quan trọng trong việc cải thiện hiệu suất và chức năng của thiết bị. Việc đục lỗ trên dầm thường được áp dụng nhằm đạt được các mục tiêu như: giảm trọng lượng của

dầm, tăng hiệu quả dao động, tạo khả năng điều chỉnh các đặc trưng dao động, hạn chế lực cản tác dụng lên bề mặt dầm trong quá trình dao động; và hỗ trợ quá trình chế tạo. Các lỗ cắt dọc theo dầm được xem là rất phổ biến trong quá trình chế tạo MEMS. Chúng được tạo ra trong quá trình ăn mòn lớp hy sinh và gây giảm khối lượng của dầm, từ đó làm giảm ứng suất dư của dầm cũng như góp phần làm giảm điện áp kéo vào trên các dầm này [6]. Các lỗ được khoan trên thân của dầm và thân của bộ cộng hưởng đã được chứng minh là một giải pháp để giảm khối lượng hiệu quả của dầm cũng như giảm ảnh hưởng của lực cản từ phim nén lên chúng. Hai yếu tố này là nguyên nhân chính ảnh hưởng đến thời gian chuyển mạch của các công tắc MEMS [7]. Việc giảm khối lượng hiệu quả và tăng diện tích hoạt động là cơ sở để tăng độ nhạy của các bộ cộng hưởng MEMS [8]. Các lỗ đục lỗ cho thấy chúng có rất ít ảnh hưởng đến điện áp kéo vào, dù chúng giảm cả độ cứng tương đương và mô đun Young hiệu quả của công tắc MEMS [9]. Tuy nhiên, việc thiết kế dầm đục lỗ đòi hỏi sự cân nhắc kỹ lưỡng để đảm bảo rằng cấu trúc không bị suy yếu quá mức, gây ảnh hưởng đến độ bền và độ ổn định của bộ dao động. Kỹ thuật mô phỏng (như phương pháp phần tử hữu hạn – FEM) thường được sử dụng để tối ưu hóa thiết kế trước khi chế tạo. Các dầm kiểu chữ V với góc lớn hoạt động theo hiệu ứng điện – nhiệt được sử dụng khá phổ biến trong các vi động cơ dẫn động [5]. Cấu trúc dầm này cho phép tạo ra chuyển vị lớn cho bộ phận kích hoạt nhằm tạo lực đẩy cho cần đẩy tạo hạt lực cho vi động cơ. Với cấu trúc ban đầu, các dầm này có thể tạo ra mức độ bức xạ nhiệt lớn với môi trường làm việc xung quanh dầm. Trong nghiên cứu này, một mô hình dầm chữ V theo [5] sẽ được thiết kế lại với các lỗ đục trên thân dầm hoạt động theo hiệu ứng điện – nhiệt sẽ được đề cập đến. Các lỗ trên thân dầm được dự báo là có khả năng làm giảm nhiệt độ sinh ra trong quá trình hoạt động nhưng vẫn đảm bảo việc tạo ra chuyển vị đủ lớn và hạn chế đáng kể các lực cản lên bề mặt hoạt động của dầm.

II. Mô hình dầm có đục lỗ

Các mô hình dầm đục lỗ đầu tiên được xem xét có dạng Timoshenko và Euler–Bernoulli với các lỗ đục hình vuông [10] trên cơ sở của mô hình toán của dầm đặc với giả thiết rằng ứng suất tổng cộng gây ra trên toàn bộ tiết diện là như nhau đối với cả dầm đặc và dầm đục lỗ tương ứng, và sự phân bố ứng suất trên đoạn đặc trong dầm micro có đục lỗ được giả định là tuyến tính và liên tục. Để xác định tần số cộng hưởng của các dầm đơn, được coi là dầm Timoshenko [10–11], các phương trình động học được thiết lập như sau [12]:

$$EI\frac{\partial^4 u}{\partial x^4}+\rho A\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}-\left(\rho I+\frac{EI\rho A}{GA}\right)\frac{\partial^4 u}{\partial x^2\partial t^2}+\frac{\rho I\rho A}{GA}\frac{\partial^4 u}{\partial x^4}=p\left(x,t\right)+\frac{\rho I}{GA}\frac{\partial^2 p\left(x,t\right)}{\partial t^2} \tag{1}$$

Trong đó $u = u(x,t)$ là hàm mô tả chuyển vị của dầm; $p(x,t)$ là tải phân bố đặt lên bề mặt của dầm; EI, ρA, GA, và ρI lần lượt là độ cứng uốn, mật độ khối tuyến tính, độ cứng cắt, và mômen quán tính quay của dầm.

Tần số dao động riêng của dầm đục lỗ dạng này có thể được xác định theo biểu thức đối sánh [13]:

$$f_n=\frac{n\pi}{2L}\sqrt{\left(\frac{EI}{\rho I}\right)\left(B_n-\sqrt{B_n^2-\frac{\kappa GA}{\pi^4 EI}\frac{\rho I}{\rho A}}\right)} \tag{2}$$

trong đó, $B_n = \frac{1}{2\pi^2} + \frac{\kappa GA}{2\pi^4 EI}\left(\frac{\rho I}{\rho A}\pi^2 + \frac{L^2}{n^2}\right)$

Ngoài ra, dầm Euler–Bernoulli với giả thiết rằng các mặt phẳng vuông góc với trục của dầm trước khi biến dạng vẫn giữ nguyên mặt phẳng, và quay sao cho chúng vẫn vuông góc với trục sau khi biến dạng, tần số tự nhiên có thể được xác định bằng biểu thức sau [13]:

$$\omega_n^2 = \frac{\left(\frac{n\pi}{L}\right)^4 \left(\frac{K_b}{I_0}\right)}{1 + \left(\frac{I_1}{I_0}\right)\left(\frac{n\pi}{L}\right)^2} \tag{3}$$

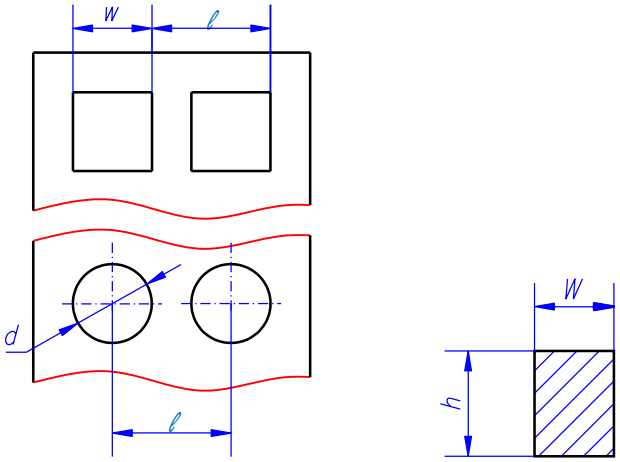
Trong đó K_b là độ cứng uốn tương đương của dầm; $I_1 = \rho I_{eq}$ và $I_0 = \rho I_{eq}$ tương ứng là mômen quán tính quay tương đương và khối lượng tương đương trên đơn vị chiều dài.

Các lỗ hình vuông (có cạnh w) hoặc lỗ hình tròn (có đường kính d) được phân bố trên mặt phẳng làm việc của các dầm theo một lưới mắt lưới l. Để đánh giá mức độ ảnh hưởng của các lỗ cắt trên toàn bộ cấu trúc, yếu tố lấp đầy α (fill factor) được định nghĩa là tỷ lệ giữa kích thước lỗ (w hoặc d) với mắt lưới l [6-11].

$$\alpha = 1 - \frac{w}{l} \text{ hoặc } \alpha = 1 - \frac{d}{l} \tag{4}$$

Giá trị hệ số lấp đầy $0 \le \alpha \le 1$, trong đó: $\alpha = 0$ tương ứng với trường hợp giả định rằng toàn bộ dầm bị cắt bỏ ($w = l$ hoặc $d = l$) – trường hợp này là không phù hợp trong thực tế; $\alpha = 1$ tương ứng với trường hợp dầm đặc hoàn toàn (không có lỗ cắt $w = d = 0$). Trong nghiên cứu này, hai giá trị biên này sẽ không đề cập đến để đảm bảo phù hợp với thực tế.

Giá trị của hệ số lấp đầy càng nhỏ thì kích thước lỗ càng lớn. Trong nghiên cứu này, giá trị $\alpha = 0$ sẽ không được xem xét để đảm bảo tính liên tục trong các mô hình được xây dựng trong quá trình tính toán mô phỏng.



Hình 1. Mô hình lỗ đục trên các dầm

Mỗi dầm chữ V được hình thành từ 2 đoạn dầm đơn, được coi là dầm Timoshenko hoặc Euler–Bernoulli. Chiều dài và chiều rộng của các dầm đơn lần lượt là L và W. Chiều cao của dầm là h, do đó mặt cắt ngang của một dầm đặc có kích thước $W \times h$. Hai dầm đơn được kết nối

ở đầu mỗi dầm và tạo thành góc β (xem hình 2a). Góc này thường được định nghĩa trong khoảng từ 2^0 đến 5^0 [5].

Truyền nhiệt trong hệ dầm là một quá trình phức tạp với giả thiết rằng nhiệt được truyền theo một chiều dọc theo chiều dài của dầm (trục x – hình 2a). Quá trình bức xạ và đối lưu bị bỏ qua trong hầu hết các công bố liên quan. Trong bài báo này quá trình truyền nhiệt liên tục trong một cặp dầm chữ V với chiều dài $2L$ sẽ được nghiên cứu có tính đến sự phụ thuộc của các thông số vật liệu (như độ dẫn nhiệt, điện trở suất và hệ số giãn nở nhiệt) vào nhiệt độ. Phương trình cân bằng năng lượng theo trục x cho phần tử thứ i của dầm với một đoạn nhỏ Δx được biểu diễn như sau [14]:

$$q_{i+1} + q_{i-1} + q_s + q_e = q_{st} \tag{5}$$

trong đó:

q_{i+1} và q_{i-1}: năng lượng nhiệt dẫn từ các phần tử $(i + 1)$ và $(i -1)$ vào phần tử i;

q_s: năng lượng nhiệt toả ra từ dầm tới bề mặt để qua khe hở không khí;

q_e: năng lượng sinh nhiệt Joule;

q_{st}: năng lượng nhiệt tích trữ trong phần tử thứ i của dầm.

Với hiệu điện thế U đặt vào dầm, mật độ dòng điện J phát sinh được xác định theo biểu thức sau:

$$J = \frac{U}{2\rho L} \tag{6}$$

Trong đó, $\rho = \rho_0\left[1+\lambda\left(T-T_0\right)\right]$ là điện trở suất của vật liệu Silicon với λ là hệ số nhiệt độ của điện trở suất. Theo [5], biến dạng dọc trục ΔL của dầm chữ V được xác định theo biểu thức:

$$\Delta L = \sum_i \alpha_T (T_i - T_0)\Delta x \tag{7}$$

Trong biểu thức trên, α_T là hệ số giãn nở nhiệt phụ thuộc nhiệt độ của dầm.

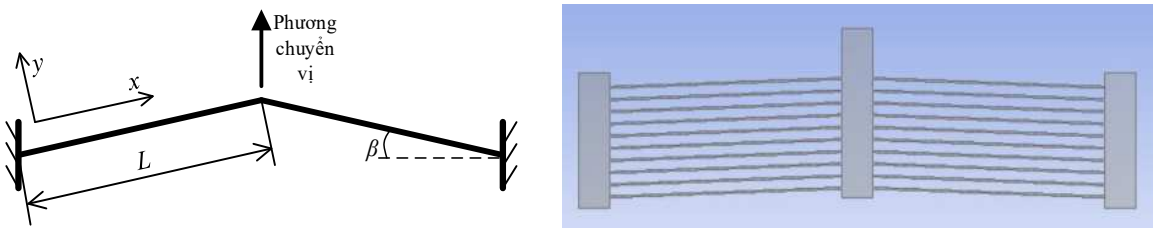
Khi điện trở suất tăng, biên độ dòng điện giảm ở cùng mức điện áp áp dụng, dẫn đến lượng phát nhiệt (và nhiệt độ) trên dầm cũng giảm. Theo nghiên cứu trước [5], nhiệt độ T_i của phần tử dầm thứ i tỷ lệ nghịch với điện trở suất q, nhưng sự phụ thuộc này không đáng kể nếu sự chênh lệch nhiệt độ $(T\text{-}T_0)$ của dầm là không đáng kể.

III. Xây dựng mô hình dầm chữ V có đục lỗ

Đối với dầm chữ V có đục lỗ trong nghiên cứu này, cấu trúc dầm gồm 10 cặp dầm chữ V, mỗi cặp chữ V được xem như hai dầm đơn liên tục liên kết với nhau tạo thành cấu trúc đối xứng (xem Hình 2b). Theo đó, mô hình 3D cấu trúc có độ dày h = 30 μm, mỗi cặp dầm có chiều dài dầm đơn là L = 750 μm và mặt cắt ngang dầm $W\times h$ (W = 6 μm) được cố định hai đầu, phần giữa dầm được liên kết với một thanh đẩy. Dưới ảnh hưởng của nhiệt độ sinh ra trên thân dầm do hiệu điện thế đặt trên hai đầu của dầm, các cặp dầm này giãn nở và biến dạng theo phương dọc trục của dầm. Do có góc nghiêng $\beta = 2^0$ của cặp dầm, thanh đẩy sẽ dịch chuyển theo phương thẳng đứng đã thiết kế.

Các lỗ đục trên bề mặt các dầm chữ V theo lưới l = 30 μm để tạo quy luật phân bố lỗ theo 1 hàng dọc theo chiều dài của dầm. Hình dáng lỗ đục được mô hình hóa theo 2 dạng: lỗ tròn và

lỗ vuông. Lỗ được đục theo chiều dày của dầm (W = 6 µm). Kích thước lỗ được thiết kế thay đổi trong khoảng 2µm – 26µm, tương ứng với hệ số lấp đầy $0{,}93 \geq \alpha \geq 0{,}13$.



a) Mô hình lý thuyết với điều kiện biên *b) Mô hình 3D cho cấu trúc chữ V với 10 cặp*

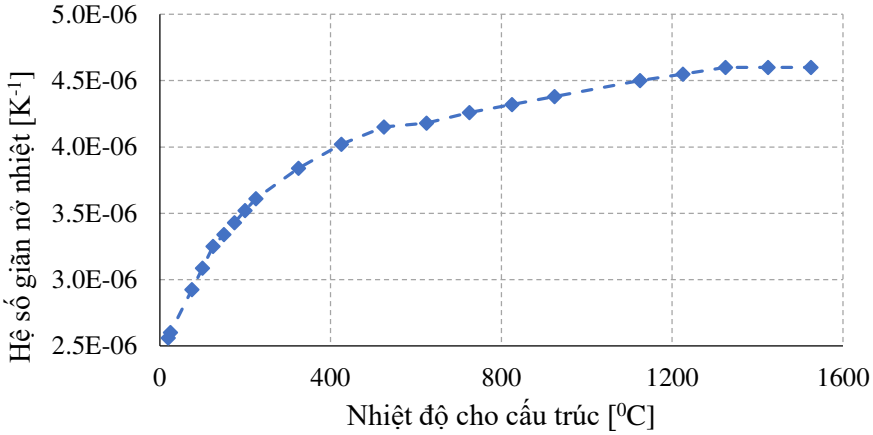
Hình 2. Mô hình dầm chữ V

Một số đặc tính của vật liệu Silicon cho hệ dầm chữ V được mô tả như trong bảng 1.

Bảng 1: Đặc trưng của vật liệu Silicon

d (kg/m^3)	E (Pa)	C_p (J/kgK)	ρ_0 (Ωm)	λ (1/K)
2330	169×10^9	712	230×10^{-6}	125×10^{-5}

Hệ số giãn nở nhiệt α_T của vật liệu Silicon thay đổi theo nhiệt độ được mô tả như trên hình 3.

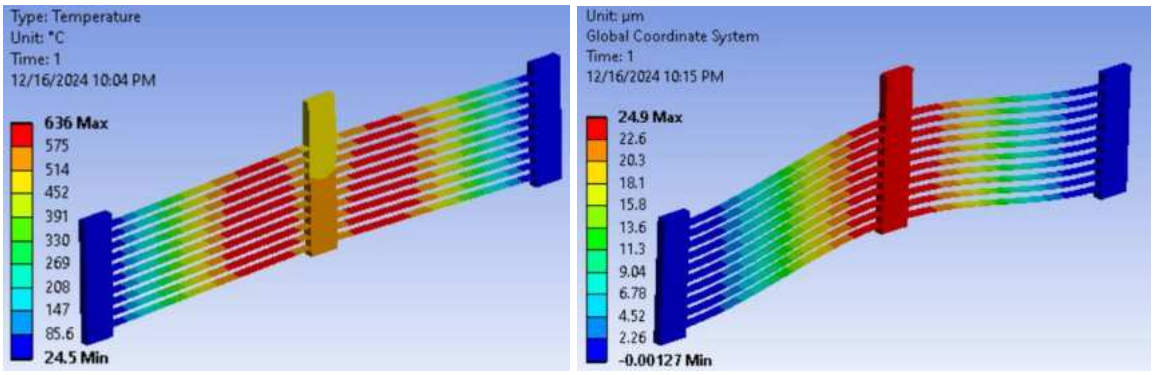


Hình 3. Hệ số giãn nở nhiệt của vật liệu Silicon

Mô hình cấu trúc hệ dầm chữ V đục lỗ được xây dựng trên phần mềm mo phỏng ANSYS Workbench trên cơ sở sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn FEM.

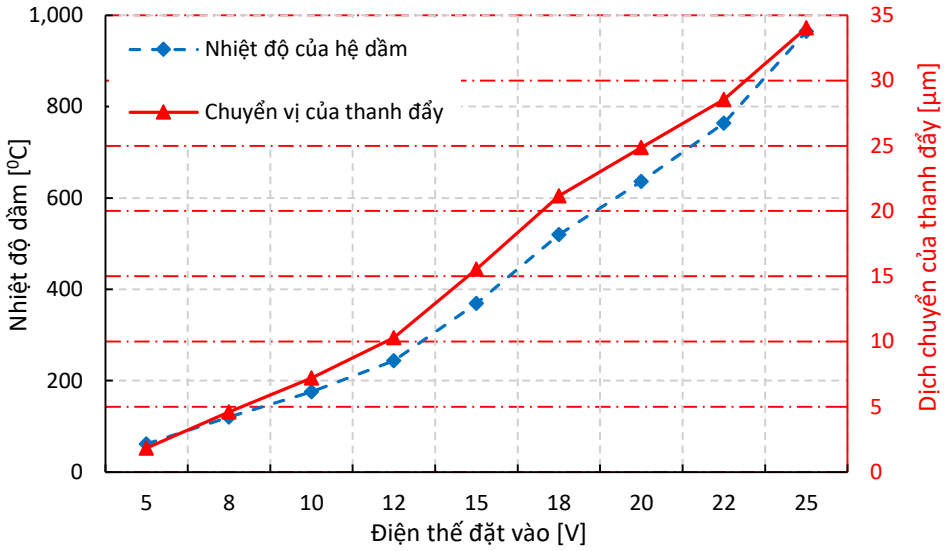
Đối với mô hình hệ dầm chữ V không đục lỗ, các mô hình chia lưới được thực hiện bởi các phần tử HEX20 (20 nút) và TET10 (10 nút) với tổng 207700 phần tử.

Ứng xử điện – nhiệt – cơ của hệ dầm chữ V đặc khi chưa đục lỗ được thể hiện trên hình 4 và hình 5. Trong đó hình 4a cho ta hình ảnh về sự gia nhiệt và phân bố nhiệt độ trên các cặp dầm khi điện thế đặt 2 bên dầm là 20V. Có thể thấy nhiệt độ tăng nhanh đến 636^{0}C tại vùng đỉnh của cặp dầm chữ V. Tại thanh đẩy (giữa của cặp dầm), do kích thước lớn và bề mặt tiếp xúc với khối khí lớn nên nhiệt độ tại đây thấp hơn nhiệt độ cao nhất tại vùng gần đỉnh dầm. Hình 4b mô tả chuyển vị của thanh đẩy khi nhiệt độ dầm đạt giá trị lớn nhất (khi này, hệ số giãn nở nhiệt đạt $4{,}25\times10^{-6}$), giá trị lớn nhất của chuyển vị này đạt ≈ 25µm, giá trị này phù hợp với tính toán trong [5]. Hình 5 mô tả mối quan hệ giữa nhiệt độ lớn nhất thu được của dầm và độ dịch chuyển lớn nhất của thanh đẩy khi thay đổi điện thế đặt giữa 2 đầu hệ dầm. Mức độ tăng trong trường hợp này không hoàn toàn là tỷ lệ thuận.



a) Đáp ứng điện – nhiệt *b) Đáp ứng nhiệt – cơ*

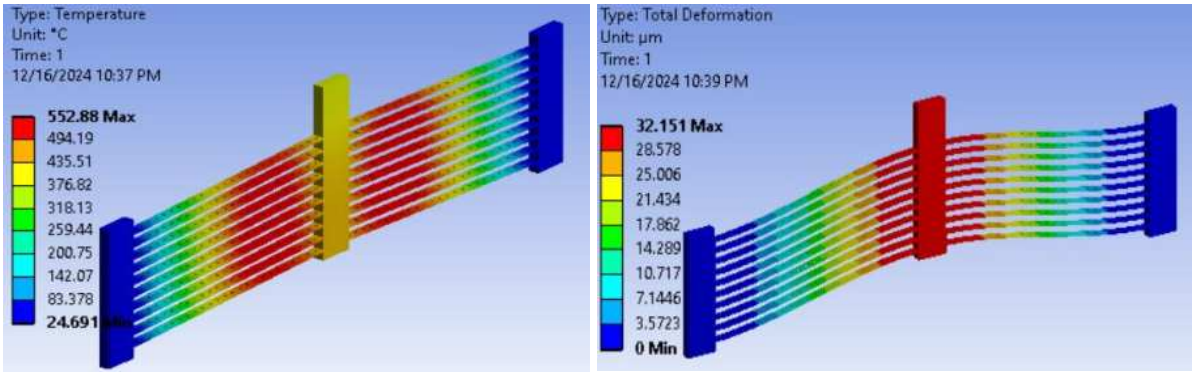
Hình 4. Đáp ứng điện – nhiệt – cơ của hệ dầm chữ V không có lỗ tại giá trị điện áp 20V



Hình 5. Đáp ứng điện nhiệt cơ của hệ dầm theo giá trị điện áp

IV. Đáp ứng điện – nhiệt - cơ của dầm chữ V có đục lỗ

Đối với hệ dầm chữ V có đục lỗ, khi chọn điện áp đặt vào là 20V, đáp ứng điện – nhiệt – cơ của chúng được mô tả như trên hình 6 (khi lỗ đục có dạng hình vuông, cạnh lỗ w = 10 μm).

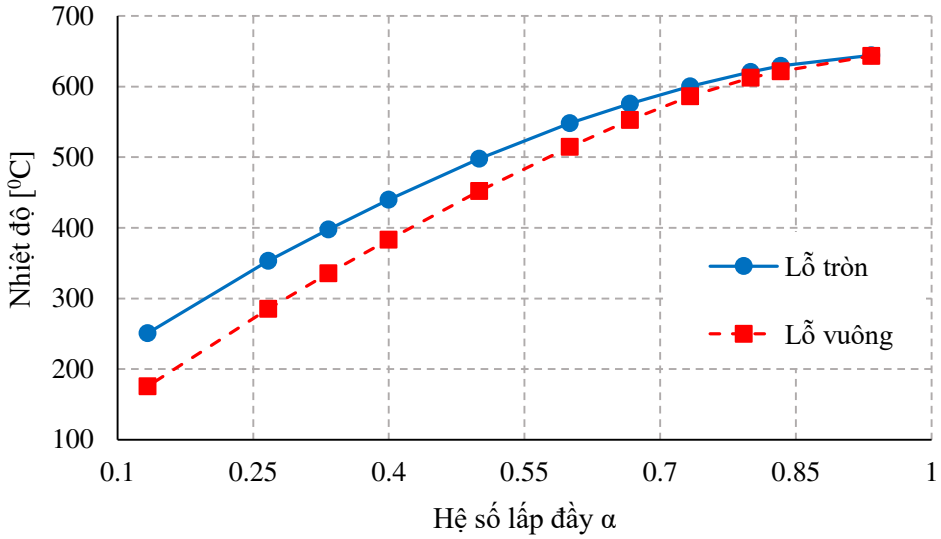


a) Đáp ứng điện – nhiệt *b) Đáp ứng nhiệt – cơ*

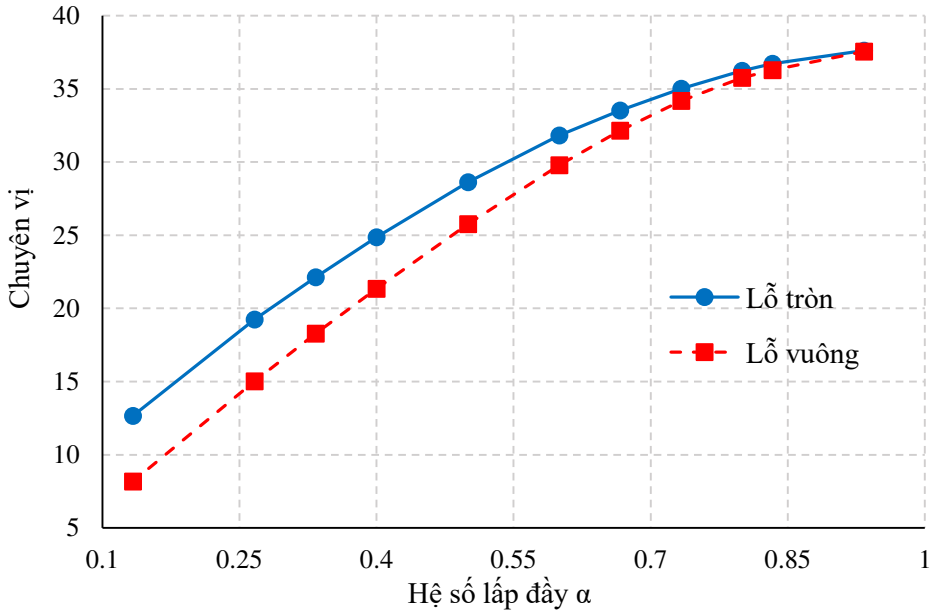
Hình 6. Đáp ứng điện nhiệt cơ của hệ dầm chữ V có đục lỗ vuông tại điện áp 20V

Khi chọn điện áp 20V, đáp ứng điện – nhiệt và nhiệt – cơ của hệ dầm khi thay đổi kích thước lỗ ứng với lỗ tròn và lỗ vuông được thể hiện trên hình 7 và hình 8. Kết quả trên hình 7 cho thấy, với cùng giá trị của hệ số lấp đầy (cùng kích thước lỗ), nhiệt độ đạt được của dầm có

lỗ tròn cao hơn so với dầm có lỗ vuông. Mức độ chênh nhiệt lớn nhất đến 75^{0}C khi α = 0,13 ứng với kích thước lỗ lớn nhất.



Hình 7. Đáp ứng điện – nhiệt của hệ dầm chữ V có lỗ



Hình 8. Đáp ứng nhiệt – cơ của hệ dầm chữ V có lỗ

Ngoài ra, nhiệt độ lớn nhất đạt được là 643^{0}C khi kích thước lỗ là 2µm ứng với giá trị hệ số lấp đầy có giá trị lớn nhất α = 0,93. Giá trị này giảm so với khi xét hệ dầm đặc (không lỗ) là 1,35% và 1,23% với dầm có lỗ tròn và lỗ vuông tương ứng. Khi tăng dần kích thước lỗ (hệ số lấp đầy giảm xuống), nhiệt độ lớn nhất của hệ dầm giảm xuống. Mức giảm lớn nhất lần lượt là 60,5% và 72,3% với dầm có lỗ tròn và lỗ vuông tương ứng khi kích thước lỗ đạt giá trị lớn nhất 26µm (hệ số lấp đầy α = 0,13). Kết quả trên hình 8 cho thấy, với cùng giá trị kích thước lỗ, hệ dầm có lỗ đục dạng hình tròn tạo ra cho thanh đẩy chuyển vị lớn hơn so với dầm có lỗ vuông. Mức độ chênh lệch lớn khi sử dụng 2 dạng lỗ này đạt 43% về nhiệt độ và 54,8% về chuyển vị khi kích thước lỗ có giá trị lớn nhất. Khi kích thước lỗ ứng với hệ số lấp đầy đạt trong vùng 0,5 (đường kính lỗ tròn và cạnh lỗ vuông đạt khoảng 12 – 18µm), với cùng giá trị điện thế 20V, nhiệt độ dầm giảm xuống khoảng 20 – 28%, trong khi độ dịch chuyển của thanh đẩy theo

phương thẳng đứng vẫn cho giá trị tương ứng với hệ dầm đặc. Khi kích thước lỗ nhỏ (2 - 5µm) ứng với hệ số lấp đầy lớn (0,9), nhiệt độ dầm không thay đổi nhiều so với hệ dầm đặc nhưng độ dịch chuyển gia tăng đáng kể (tăng 51% với cả 2 trường hợp lỗ tròn và lỗ vuông). Giá trị chuyển vị lớn nhất trong hai trường hợp hình dạng lỗ là 37,55µm cho lỗ vuông và 37,62µm cho lỗ tròn khi kích thước lỗ là 2µm.

V. Kết luận

Bài báo đã xây dựng hệ dầm chữ V với lỗ đục có hai hình dạng cơ bản là hình tròn và hình vuông, hoạt động theo hiệu ứng điện nhiệt. Kết quả mô phỏng bằng phần mềm phân tích ANSYS cho thấy khi có các lỗ đục, nhiệt độ sinh ra trên hệ dầm giảm xuống đáng kể đến 60,5% và 72,3% với dầm có lỗ tròn và lỗ vuông tương ứng khi kích thước lỗ đạt giá trị lớn nhất. Ngoài ra, khi có lỗ đục, độ dịch chuyển của thanh đẩy tăng lên đáng kể 51% cho cả hai trường hợp lỗ tròn và lỗ vuông khi kích thước lỗ nhỏ. Khi kích thước lỗ tăng lên, nhiệt độ sinh ra trên hệ dầm giảm xuống đáng kể, cùng với đó độ dịch chuyển của thanh đẩy cũng giảm xuống, mức giảm lớn nhất lên đến 67% khi dầm có lỗ vuông với kích thước lỗ lớn nhất trong vùng nghiên cứu. Như vậy, sự có mặt của các lỗ đục đã phần nào làm giảm được nhiệt độ sinh ra trên thân dầm nhưng đồng thời cũng có thể làm tăng hoặc giảm mức độ dịch chuyển theo phương mong muốn cho các thiết kế khi có kích thước lỗ phù hợp.

Tài liệu tham khảo

[1] D. Van Hieu, L. Van Tam, N. Van Duong, N. Duy Vy, and C. Manh Hoang. Design and simulation analysis of A Z axis microactuator with low mode cross-talk. Journal of Mechanics, 36, (2020), pp. 881–888. https://doi.org/10.1017/jmech.2020.48.

[2] H. Din, F. Iqbal, and B. Lee. Modelling and optimization of single drive 3-axis MEMS gy roscope. Microsystem Technologies, 26, (2020), pp. 2869–2877. https://doi.org/10.1007/s00542 020-04840-7.

[3] V. T. Vu and D. T. Chu. Determine the dynamic parameters in mechanical system of the crab-shaped MEMS vibratory gyroscope. Microsystem Technologies, 27, (2021), pp. 3429–3435. https://doi.org/10.1007/s00542-020-05128-6.

[4] S. E. Alper and T. Akin. Symmetrical and decoupled nickel microgyroscope on insulating substrate. Sensors and Actuators A: Physical, 115, (2004), pp. 336–350. https://doi.org/10.1016/j.sna.2004.04.041.

[5] K.T.Hoang, D.T.Nguyen, and P.H.Pham. Impact of design parameters on working stability of the electrothermal V-shaped actuator. Microsystem Technologies, 26, (2019), pp. 1479–1487. https://doi.org/10.1007/s00542-019-04682-y.

[6] K. Guha, H. Dutta, J. Sateesh, S. Baishya, and K. Srinivasa Rao. Design and anal ysis of perforated MEMS resonator. Microsystem Technologies, 27, (2018), pp. 613–617. https://doi.org/10.1007/s00542-018-4207-5.

[7] K. Guha, N.M.Laskar, H.J.Gogoi, K. L. Baishnab, and K. S. Rao. Anewanalytical model for switching time of a perforated MEMS switch. Microsystem Technologies, 26, (2018), pp. 3143 3152. https://doi.org/10.1007/s00542-018-3803-8.

[8] M. A. Alazwari, A. A. Abdelrahman, A. Wagih, M. A. Eltaher, and H. E. Abd El-Mottaleb. Static analysis of cutout microstructures incorporating the microstruc ture and surface

effects. Steel and Composite Structures, 38, (5), (2021), pp. 583–597. https://doi.org/10.12989/scs.2021.38.5.583.

[9] K. Guha, N. M. Laskar, H. J. Gogoi, S. Chanda, K. L. Baishnab, K. S. Rao, and N. P. Maity. An improved analytical model for static pull-in voltage of a flexured MEMS switch. Microsystem Technologies, 26, (2018), pp. 3213–3227. https://doi.org/10.1007/s00542-018-3911-5.

[10] L. Luschi and F. Pieri. An analytical model for the determination of resonance fre quencies of perforated beams. Journal of Micromechanics and Microengineering, 24, (2014). https://doi.org/10.1088/0960-1317/24/5/055004.

[11] T. Ozaki, N. Ohta, and M. Fujiyoshi. Analytical modeling of a MEMS beam res onator with release-etch holes. Journal of Micromechanics and Microengineering, 32, (2022). https://doi.org/10.1088/1361-6439/ac809a.

[12] S. M. Han, H. Benaroya, and T. Wei. Dynamics of transversely vibrating beams us ing four engineering theories. Journal of Sound and Vibration, 225, (1999), pp. 935–988. https://doi.org/10.1006/jsvi.1999.2257.

[13] Y. Song, T. Kim, and U. Lee. Vibration of a beam subjected to a moving force: Frequency domain spectral element modeling and analysis. International Journal of Mechanical Sciences, 113, (2016), pp. 162–174. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.04.020.

[14] A. A. Abdelrahman, M. A. Eltaher, A. M. Kabeel, A. M. Abdraboh, and A. A. Hendi. Free and forced analysis of perforated beams. Steel and Composite Structures, 31, (5), (2019). https://doi.org/10.12989/scs.2019.31.5.489

Study on Electro-Thermo-Mechanical Response of the micro V-sharped beam with cutout holes using ANSYS Workbench

Abstract:

This paper presents a study on the electro-thermal-mechanical response of the micro V-shaped beam with cutout holes on the beam surface with variable hole sizes. By using simulation on ANSYS Workbench software, the results show that the size and shape of the holes significantly influence on the thermal and mechanical response of the beam. In particular, as the hole size increases, the temperature generated on the beam system decreases significantly to 60.5% for the beam with the circle holes and 72.3% with the square holes, respectively, when the hole size reaches the maximum value. The displacement of the shutle increases to 51% when the hole size is small. As the hole size increases, the temperature generated on the beam system decreases and the displacement of the push rod also decreases, the largest decrease is up to 67% when the beam perforated with the largest hole size in the study for the square holes. These results are the basis for structural optimization in subsequent studies.

Keywords: *V-sharped beam, micro beam, perforated beam, electro-thermo-mechanical response, MEMS*

Nghiên cứu, mô phỏng trường ứng suất dư của chi tiết dạng tấm mỏng chế tạo bằng phương pháp in 3D kim loại

Nguyễn Quang Trung[1], Đỗ Văn Sĩ [2], Trần Văn Châu[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*

trungxibia@gmail.com; Tel: 0976756349

Tóm tắt

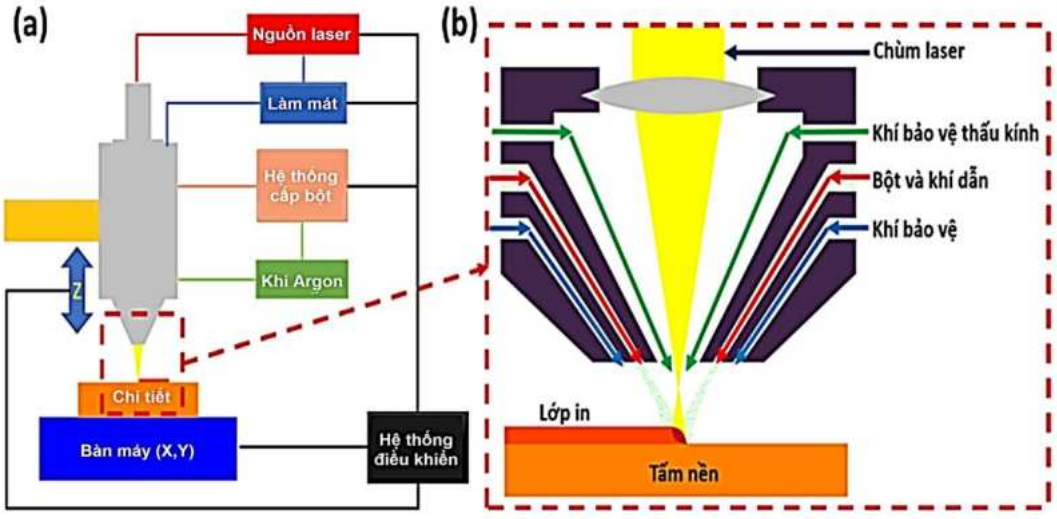
Bài báo trình bày phương pháp số xác định trường ứng suất dư của chi tiết dạng tấm mỏng được chế tạo bằng công nghệ in 3D kim loại. Sử dụng phần mềm phần tử hữu hạn để mô phỏng toàn bộ quá trình in theo từng lớp vật liệu SS316L, các bộ tham số công nghệ được khai báo đúng như in tấm mỏng. Tấm được in và đo ứng suất dư để kiểm chứng kết quả mô phỏng số. Kết quả của bài báo có thể được sử dụng trong khảo sát các chế độ in 3D kim loại để giảm ứng suất dư.

Từ khóa: *In 3D; Ứng suất dư; Phương pháp số; Tấm mỏng*

1. Đặt vấn đề

In 3D bằng công nghệ DLMD (Direct Laser Metal Deposition) là một phương pháp in kim loại tiên tiến, sử dụng tia laser công suất cao để tạo ra các chi tiết trực tiếp từ bột kim loại. Đây là một trong những công nghệ chủ lực của in 3D kim loại trong lĩnh vực công nghiệp hiện đại, đặc biệt là sản xuất và sửa chữa các linh kiện quan trọng.

DLMD sử dụng tia laser để nung chảy bột kim loại hoặc dây kim loại trong môi trường khí trơ. Quá trình này diễn ra từng lớp, giúp tạo ra sản phẩm cuối cùng với độ chính xác cao. Phương pháp này có thể được dùng để: sản xuất các linh kiện hoàn chỉnh; gia cố hoặc sửa chữa các bộ phận bị hư hỏng. Sơ đồ nguyên lý của công nghệ DLMD được thể hiện trên hình 1 [1].



Hình 1. a) Sơ đồ hệ thống DLMD và b) Cụm đầu phun

Ưu điểm của DLMD phải được kể đến như: Độ chính xác cao, DLMD tạo ra các sản phẩm có độ chính xác từng lớp, phù hợp với yêu cầu khắt khe trong ngành công nghiệp hàng không vũ trụ, ô tô và năng lượng; Đa dạng vật liệu, công nghệ này hỗ trợ nhiều loại vật liệu

kim loại, từ thép không gỉ, hợp kim titan, đến hợp kim niken, cho phép ứng dụng rộng rãi; tiết kiệm nguyên liệu, bột kim loại được sử dụng hiệu quả, hạn chế lãng phí so với các phương pháp gia công truyền thống; Sửa chữa và tái tạo, khả năng sửa chữa linh kiện hư hỏng như cánh tua-bin, khuôn đúc, hay các bộ phận máy móc là điểm mạnh đặc biệt của DLMD. Nó giúp tiết kiệm chi phí thay thế toàn bộ linh kiện; Tích hợp với CAD, DLMD tích hợp dễ dàng với các phần mềm thiết kế CAD, hỗ trợ tùy chỉnh và kiểm soát tối ưu quá trình sản xuất [2].

Trong DLMD, quá trình nung chảy và làm nguội bột kim loại diễn ra nhanh chóng dưới tác động của tia laser. Do sự chênh lệch nhiệt độ cục bộ và sự co ngót khi nguội, các ứng suất dư thường xuất hiện trong vật liệu in 3D. Trường ứng suất dư có thể dẫn đến: Biến dạng sản phẩm: Làm thay đổi hình dạng hoặc kích thước chi tiết; Nứt gãy: Ứng suất dư quá lớn gây nứt bề mặt hoặc nứt bên trong; Giảm độ bền: Ứng suất dư có thể làm giảm tuổi thọ và khả năng chịu lực của sản phẩm. Trường ứng suất dư là một yếu tố quan trọng ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng và độ bền của các chi tiết được tạo ra bằng công nghệ DLMD. Việc nghiên cứu trường ứng suất dư trong DLMD đã trở thành một lĩnh vực quan trọng nhằm cải thiện hiệu suất sản phẩm và mở rộng ứng dụng của công nghệ này [3].

Một số phương pháp nghiên cứu trường ứng suất dư có thể kể đến như: mô phỏng số và phương pháp đo trực tiếp. Đối với phương pháp mô phỏng, hiện nay thường sử dụng các phần mềm phần tử hữu hạn hỗ trợ các chương trình mô phỏng quá trình in 3D kim loại như: Ansys, Comsol… Đây là phương pháp hiệu quả để tối ưu hóa quá trình mà không tốn kém thời gian và nguyên liệu nhưng kết quả phản ánh khá sát với thực tế [3-5]. Đối với phương pháp đo ứng suất dư trực tiếp, phương pháp thường được sử dụng chủ yếu là phương pháp bán phá hủy (phương pháp khoan lỗ) cho kết quả chính xác, gần đây một số phương pháp không phá hủy như sử dụng chùm tia X được sử dụng, tuy nhiên do trang thiết bị đắt đỏ, phương pháp đo phức tạp nên chưa được sử dụng phổ biến. Nhìn chung phương đo ứng suất dư trực tiếp cho kết quả chính xác, tuy nhiên không thể tiến hành đo toàn bộ chi tiết và tốn kém về chi phí và thời gian. Phương pháp số đã đươc sử dụng để nghiên cứu ứng suất dư cho quá trình in 3D kiểu LSFF (laser solid freeform fabrication) trên vật liệu SS304L, tuy nhiên trong bài báo tác giả mới chỉ khảo sát 4 lớp in [4]. Sử dụng các phần mềm phần tử hữu hạn để mô phỏng quá trình DLMD đã được xét đến trong tài liệu [5], tuy nhiên tác giả chỉ mới dừng lại ở khảo sát hình dạng của mẫu được tạo thành mà chưa đi nghiên cứu phân bố ứng suất dư của chi tiết sau quá trình DLMD. Trong bài báo này, nhóm tác giả nghiên cứu sử dụng phần mềm ANSYS để mô phỏng quá trình in 3D kim loại SS316L theo kiểu DLMD cho một chi tiết dạng thành, trường phân bố ứng suất dư được khảo sát và kiểm chứng bằng thực nghiệm.

2. Biểu diễn toán học quá trình DLMD

Để nghiên cứu sự phân bố nhiệt độ và trường ứng suất trong quá trình DLMD, các hiện tượng vật lý liên quan đến miền DLMD được biểu diễn bằng các phương trình toán học. Miền vật lý của quá trình DLMD bao gồm đế đỡ (chi tiết), vật liệu lắng đọng, dòng bột và chùm tia laser như sơ đồ trong hình 1.

2.1. Phương trình cơ – nhiệt

2.1.1. Phương trình phân bố nhiệt

Phân bố nhiệt độ $T(x, y, z, t)$ trong toàn bộ miền của quá trình DLMD có thể thu được từ phương trình truyền nhiệt 3D cùng với các điều kiện biên thích hợp. Phương trình vi phân 3D của sự truyền nhiệt được biểu diễn [6]:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(k\frac{\partial T}{\partial z}\right)+Q=\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} \quad (1)$$

trong đó k (kg/mK) là độ dẫn nhiệt, c_p (J/kgK) là nhiệt dung riêng, ρ (kg/m^3) là khối lượng riêng, t(s) là thời gian và Q (W/m^3) là công suất được tạo ra trong một đơn vị thể tích.

2.1.2. Phương trình ứng suất - biến dạng nhiệt

Vật liệu giãn nở hoặc co lại khi thay đổi nhiệt độ, do đó biến dạng nhiệt phụ thuộc vào nhiệt độ hiện tại và nhiệt độ ban đầu. Tổng biến dạng ε của chi tiết có thể được biểu diễn dưới dạng:

$$\varepsilon_{mn}=\varepsilon_{mn}^{M}+\varepsilon_{mn}^{T} \qquad (m,n=1,2,3) \quad (2)$$

trong đó ε_{mn}^{M} (m/m) và ε_{mn}^{T} (m/m) lần lượt là các biến dạng do lực ngoài và sự thay đổi nhiệt độ.

Vì ứng suất là một hàm tuyến tính của biến dạng, phương trình cấu thành cho vật liệu đàn hồi tuyến tính là [7]:

$$\sigma_{ij}=D_{ijmn}.\varepsilon_{mn} \quad (3)$$

trong đó σ_{ij} (Pa) là ứng suất đàn hồi và D_{ijmn} (Pa) là tensor của các hệ số đàn hồi với 81 thành phần. Do sự đối xứng của các tensor biến dạng và ứng suất, nói chung chỉ có 36 thành phần độc lập.

2.2. Điều kiện biên và giả định

Vì phương trình (1) là phương trình bậc hai trong không gian và bậc nhất trong thời gian, nên các điều kiện ranh giới và ban đầu thích hợp được yêu cầu cho tất cả các điểm của một ranh giới khép kín tại mọi thời điểm và các điều kiện cụ thể tại một thời điểm (tức là điều kiện ban đầu), tương ứng. Đối với trường biến dạng nhiệt và ứng suất, cũng cần phải xem xét các điều kiện biên quy định ngoại lực và bất kỳ sự dịch chuyển nào tại bề mặt biên. Hơn nữa, để phù hợp với các phương trình chi phối và các điều kiện biên liên quan của chúng với quá trình DLMD trong khi các hiện tượng chính liên quan được xem xét, một số điều chỉnh cũng như các giả định để giảm độ phức tạp của vấn đề phải được tính đến.

2.2.1. Điều kiện biên

Phương trình dẫn nhiệt bậc hai (1) phải được giải theo các điều kiện ban đầu thích hợp. Các điều kiện biên là:

$$T(x,y,0)=T_0 \quad (4)$$

$$T(x,y,\infty)=T_0 \quad (5)$$

trong đó T_0 (K) là nhiệt độ môi trường.

Điều kiện biên đối lưu và bức xạ có thể được coi là:

$$K(\nabla T.n)\big|_R=\left[-h(T-T_0)-\varepsilon_R\sigma_R\left(T^4-T_0^4\right)\right]\Big|_R \qquad nếu\ R\neq A \quad (6)$$

trong đó $\boldsymbol{n}$ là vectơ pháp tuyến của bề mặt, ε_R là độ phát xạ, h là hệ số đối lưu nhiệt (W/m^{2}K), σ_R là hằng số Stefan–Boltzman (5.67 10^{-8}W/m^{2}K^4), R (m^2) là diện tích bề mặt đế, A (m^2) là diện tích của chùm tia laser trên phôi.

Hiệu ứng của chùm tia laze chuyển động cũng có thể được coi là nguồn nhiệt bề mặt trong điều kiện ranh giới như sau:

$$K(\nabla T.n)\big|_R=\left[\beta I(x,y,z,U,t)-h(T-T_0)-\varepsilon_R\sigma_R\left(T^4-T_0^4\right)\right]\Big|_R \quad nếu\ R\in A \quad (7)$$

trong đó β là hệ số hấp thụ, I (W/m^2) là phân bố năng lượng laser trên chi tiết phôi, U (m/s) là vận tốc theo hướng x, y và z.

Các điều kiện ban đầu cho trường ứng suất và biến dạng quy định ngoại lực và bất kỳ sự dịch chuyển nào tại bề mặt biên khi bắt đầu quá trình DLMD là:

$$\varepsilon(x,y,z,0)|_{T=T_0}=0 \quad và \quad \sigma(x,y,z,0)|_{T=T_0}=0 \quad (8)$$

2.2.2. Một số giả định

Để kết hợp ảnh hưởng của các thông số khác nhau vào phương trình toán học của quá trình DLMD cũng như đơn giản hóa việc giải, các giả định sau đây được xem xét.

a) Phân bố năng lượng của chùm tia laser

Phân bố năng lượng của chùm laser được coi là phân bố dạng Gaussian [8].

$$I(r) = \frac{2P_1}{\pi r_1^2} \exp\left[\frac{-2(r)^2}{r_1^2}\right] \tag{9}$$

trong đó r_l (m) là bán kính chùm tia laze, r (m) là khoảng cách từ tâm chùm tia laser và P_l (W) là công suất trung bình của tia laser. Nếu sử dụng laser xung, thì $P_l = E.F$, trong đó E (J) là năng lượng trên mỗi xung và F (Hz) là tần số xung laser.

Ảnh hưởng của chùm tia laser chuyển động, được xem xét trong phương trình (9), có thể được tính đến bằng cách cập nhật vị trí r của nó trên bề mặt chi tiết phôi dựa trên vận tốc của đầu laser như sau:

$$r = \left[\left(x-\varsigma_t^x\right)^2 + \left(y-\varsigma_t^y\right)^2 + \left(z-\varsigma_t^z\right)^2\right]^{1/2} \tag{10}$$

trong đó $\left(x-\varsigma_t^x\right)^2$, $\left(y-\varsigma_t^y\right)^2$ và $\left(z-\varsigma_t^z\right)^2$, u_x (m/s), u_y (m/s), u_z (m/s) lần lượt là vận tốc liên tục của tâm chùm tia laser theo hướng X, Y và Z.

b) Vật liệu đẳng hướng

Đối với vật liệu đẳng hướng đàn hồi, 36 thành phần độc lập của D_{ijmn} giảm xuống chỉ còn hai thành phần độc lập. Do đó, với giả định này, các biến dạng cơ học và nhiệt có thể được biểu thị dưới dạng:

$$\varepsilon_{11}^M = \varepsilon_x;\quad \varepsilon_{22}^M = \varepsilon_y;\quad \varepsilon_{33}^M = \varepsilon_z;\quad \varepsilon_{23}^M = \varepsilon_{32}^M = \frac{Y_{xy}}{2};\quad \varepsilon_{31}^M = \varepsilon_{13}^M = \frac{Y_{yz}}{2};\quad \varepsilon_{12}^M = \varepsilon_{21}^M = \frac{Y_{zx}}{2}; \tag{11}$$

$$\varepsilon_{mm}^T = \alpha(T - T_{in})\delta_{mn} \qquad (m,n = 1,2,3) \tag{12}$$

trong đó γ (m/m) là biến dạng cắt, T_{in} (K) là nhiệt độ ban đầu, α (m/mK) là hệ số giãn nở nhiệt tuyến tính và δ_{mn} là hàm số Kronecker được định nghĩa là:

$$\delta_{mn} = \begin{cases} 1 & khi\ \ m = n \\ 0 & khi\ \ m \neq n \end{cases} \tag{13}$$

Do đó, ứng suất về các biến dạng được biểu thị bởi các phương trình cấu thành nhiệt đàn hồi, Phương trình (3), có thể được cho bằng [9].

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)}\left[\nu\delta_{ij}\varepsilon_{kk} + (1-2\nu)\varepsilon_{ij} - (1+\nu)\alpha\Delta T\delta_{ij}\right] \quad (i,j,k = 1,2,3) \tag{14}$$

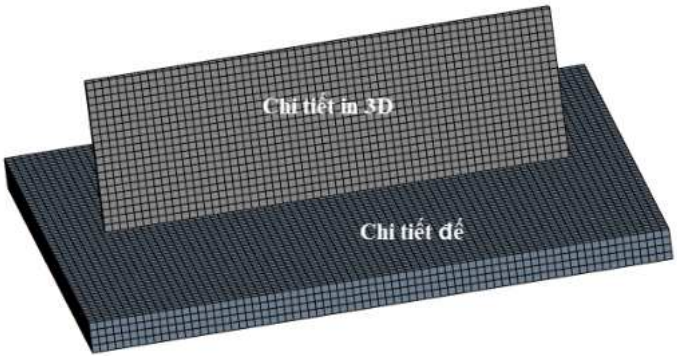
Trong đó ν là hệ số poisson

Thực hiện các giả định được liệt kê ở trên, đồng thời xem xét một chùm tia laser chuyển động trên bề mặt phôi với vận tốc không đổi trên mặt phẳng xy (tức là u_z=0), bằng cách thay phương trình (9) vào phương trình (6) và (7), điều kiện biên cuối cùng để chi phối phương trình nhiệt được suy ra như sau:

$$-K\left(\nabla T.n\right)\Big|_R = \begin{cases} \dfrac{2}{\pi r_1^2}\beta P_1 \exp\left[\dfrac{-2\left[\left(x-u_x t\right)^2+\left(y-u_y t\right)^2\right]}{r_1^2}\right] & (R=A) \\ -h\left(T-T_0\right) & (R\neq A) \end{cases} \quad (15)$$

3. Mô hình hóa quá trình DLMD nhiều lớp

Quá trình DLMD được mô phỏng trên phần mềm Ansys với các thông số quá trình in 3D, vật liệu, hình dạng chi tiết hoàn toàn tương ứng với mẫu in thật. Các lớp in 3D dạng thành mỏng khác nhau được mô phỏng để khảo sát ứng suất dư, bao gồm: 1 lớp in, 4 lớp in, 5 lớp in, 10 lớp in, 15 lớp in và 20 lớp in. Mỗi lớp in có độ dày 2 mm, rộng 2 mm và dài 120 mm được sinh ra lần lượt từ các phần tử dạng khối hộp 2x2x2 mm, việc tạo phần tử lần lượt được điều khiển bởi mã G – code mô phỏng đúng như quá trình in thật. Mô hình chi tiết in 3D với 20 lớp (dạng tấm) được mô tả như hình 2 với kích thước 120x40x2mm.



Hình 2. Mô phỏng in 3D với 20 lớp

Sử dụng mô hình vật liệu SS316L có tính chất vật lý phụ thuộc vào nhiệt độ được lấy như trong tài liệu [11]

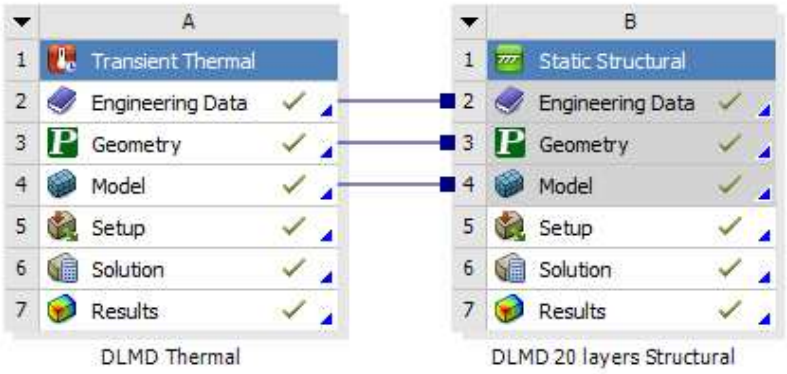
Thông số công nghệ quá trình in 3D theo phương pháp DLMD được lựa chọn để khảo sát được thể hiện trong bảng 1.

Tốc độ in	Lưu lượng cấp bột	Nhiệt độ ban đầu	Nhiệt độ in	Thời gian nguội
8 mm/s	1920 mm^3/s	80^0C	1200^0C	7200 s

Bảng 1. Thông số công nghệ quá trình in 3D kim loại SS316L

Nguồn nhiệt di động trong quá trình in chính là các phần tử được sinh ra lần lượt tương ứng với tốc độ in và có nhiệt độ bằng nhiệt độ của vùng nóng chảy là 1200^0C. Sau quá trình in, chi tiết được làm nguội đến nhiệt độ môi trường là 25^0C.

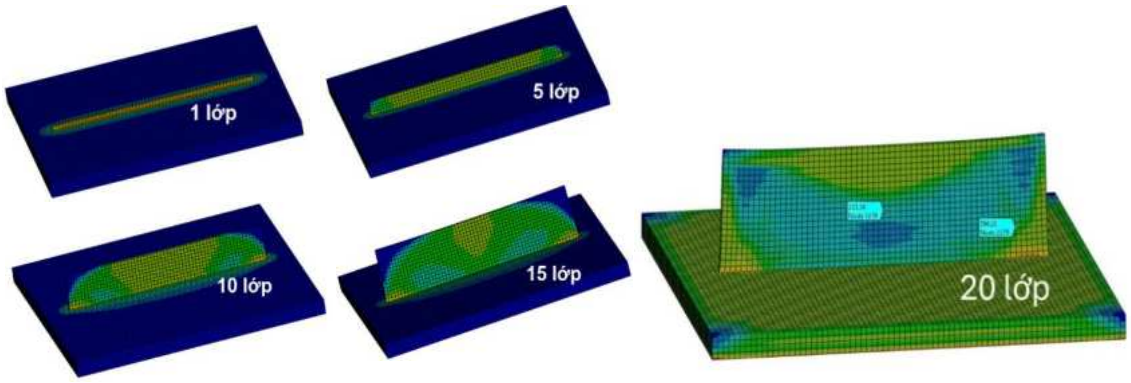
Việc mô phỏng trường ứng suất dư của chi tiết in 3D kim loại được thực hiện qua hai quá trình như trên hình 3, thứ nhất là mô phỏng sự truyền nhiệt của chi tiết trong quá trình in, thứ hai là tính toán trường ứng suất dư trên cơ sở dữ liệu phân bố nhiệt độ.



a) Phân bố nhiệt độ khi in *b) Trường ứng suất dư*

Hình 3. Quá trình Mô phỏng in 3D kim loại

Kết quả mô phỏng trường ứng suất dư của các lớp được thể hiện qua hình 4.



Hình 4. Mô phỏng trường ứng suất dư sau khi in 3D

- Ứng suất dư thường lớn ở khu vực gần đế, và đạt giá trị lớn nhất tại vùng hai góc bên, hiện tượng này phản ánh đúng thực tế là do sự phân bố nhiệt không đồng đều trong quá trình in và sự chuyển tiếp đột ngột về thiết diện.

- Do nhiệt độ cao trong quá trình in, khi in nhiều lớp, phải trải qua nhiều chu kỳ nhiệt độ liên tiếp, điều này giống như quá trình ram nhiệt, nên ứng suất dư có xu hướng tập trung vào vùng 2 góc ở lớp cuối gần đế, vì vùng này có sự chuyển tiếp lớn của thiết diện.

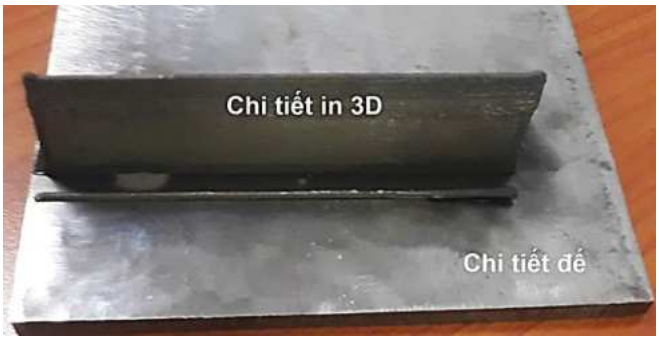
4. Thực nghiệm xác định ứng suất dư

Để kiểm chứng cho kết quả mô phỏng, bài báo tiến hành in mẫu theo đúng kích thước, vật liệu và tham số công nghệ của quá trình in giống như trong mô phỏng. Thành phần vật liệu của SS316L được thể hiện qua bảng 2.

Cr	Ni	Mo	Mn	Si	N	O	P	C	S
18.2	10.2	2.57	1.1	0.8	0,07	0.02	0.009	0.013	0.001

Bảng 2. Thành phần theo phần trăm của bột vật liệu SS316L [10]

Mẫu được in bằng công nghệ DLMD với 20 lớp in, tham số công nghệ được lựa chọn đúng như trong mô phỏng ở mục 3.2. Hình ảnh mẫu được in được thể hiện trên hình 5.



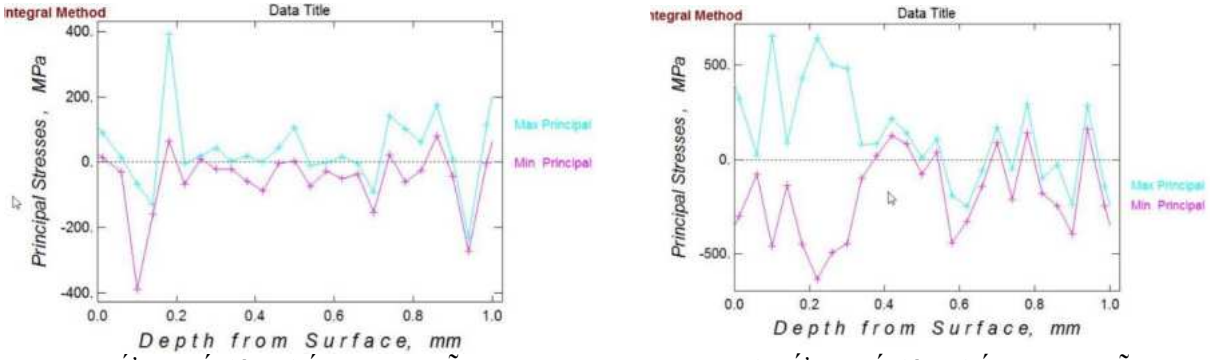
Hình 5. Mẫu in 3D kim loại SS316L bằng công nghệ DLMD

Tiến hành đo ứng suất dư của mẫu theo tiêu chuẩn ASTM 837 trên thiết bị đo RS-200. Trên hình 6 thể hiện mẫu được đo ứng suất tại tâm và góc dưới của mẫu in.



Hình 6. Mẫu được đo ứng suất dư trên thiết bị RS-200.

Kết quả đo ứng suất dư được thể hiện trên hình 7.



a) Ứng suất lớn nhất tại tâm mẫu *b) Ứng suất lớn nhất tại góc mẫu*

Hình 7. Kết quả đo ứng suất dư trên thiết bị RS-200.

5. Kết luận

Từ kết quả mô phỏng ứng suất dư và kết quả đo được tổng hợp và thể hiện trên bảng 3

Bảng 3. Kết quả mô phỏng và đo ứng suất dư trên mẫu

STT	Phương pháp đo	Mô phỏng tính toán	Đo từ thiết bị RS-200	Sai số
1	Ứng suất tại tâm tấm mỏng (MPa)	433,3	395	9,696%
2	Ứng suất tại góc tấm mỏng (MPa)	553,53	645	14,181%

Qua bảng tổng hợp kết quả có một số nhận xét:

Thứ nhất, mô phỏng số quá trình DLMD cho phép thể hiện sự trực quan nhất về quy luật phân bố ứng suất dư khi in 3D kim loại nhiều lớp. Kết quả mô phỏng cho thấy qui luật phân bố ứng suất dư khi in nhiều nhiều loại mẫu với số lớp khác nhau là gần như giống nhau.

Thứ hai, qua kiểm chứng bằng thực nghiệm cho thấy phương pháp mô phỏng số về phân bố ứng suất dư của quá trình DLMD có độ chính xác khá cao (sai số so với thực nghiệm lần lượt 9,696% tại tâm tấm mỏng và 14,181% tại góc tấm mỏng). Sai số này có thể giảm đi nếu quá mô hình hóa về vật liệu, thông số in và sự trao đổi nhiệt được kể đến sát thực tế hơn.

Thứ ba, kết quả mô phỏng còn có thể được sử dụng để khảo sát và tối ưu hóa các tham số công nghệ và các điều kiện biên để sản phẩm in 3D đạt chất lượng cao.

Tài liệu tham khảo

1. Đoàn Tất Khoa (2024), Nghiên cứu sự biến đổi tổ chức trong quá trình in 3D kim loại bằng laser với vật liệu inconel 625, HaUI Journal ofScience and Technology, Vol. 60- No. 4, pp67-71, DOI: http://doi.org/10.57001/huih5804.2024.129.
2. Simon Morville and Muriel Carin (2012), 2D longitudinal modeling of heat transfer and fluid flow during multilayered direct laser metal deposition process, J. Laser Appl., Vol. 24, No. 3.
3. Ehsan Toyserkani (2022), Metal additive manufacturing, John Wiley & Sons Ltd, ISBN 9781119210849.
4. Masoud Alimardani (2007), A 3D dynamic numerical approach for temperature and thermal stress distributions in multilayer laser solid freeform fabrication process, Optics and Lasers in Engineering 45 (2007), pp1115–1130, doi:10.1016/j.optlaseng.2007.06.010.
5. Masoud Alimardani (2009), On the temperature distributions and thermal stresses induced in laser solid freeform fabrication of multi-material structures, ICALEO, pp552-557, doi: 10.2351/1.5061609.
6. White FM (1984), Heat transfer. Addison-Wesley Publishing Company, 588pp.
7. Mase GT, Mase. GE (1999), Continuum mechanics for engineers. 2nd ed. CRC Press.
8. Toyserkani E, Khajepour A, Corbin SF (2003), 3-D finite element model ing of laser cladding by powder deposition: effects of powder feedrate and travel speed on the process. J Laser, 15(3).
9. Noda N, Hetnarski R, Tanigawa Y (2003), Thermal stresses. 2nd ed. Taylor & Francis.
10. Chepkoech, M.; Owolabi, G.; Warner, G (2024), Investigation of Microstructures and Tensile Properties of 316L Stainless Steel Fabricated via Laser Powder Bed Fusion. Materials 2024, 17, 913.
11. Amin Ebrahimi, Mohammad Sattari, Scholte J.L. Bremer, Martin Luckabauer, (2022), The influence of laser characteristics on internal flow behaviour in laser melting of metallic substrates.

Title in English: Numerical Simulation and Analysis of Residual Stress in Thin-Walled Metal 3D Printed Parts

Abstract: *The article presents a numerical method for determining the residual stress field of parts manufactured using metal 3D printing technology. Finite element software is used to simulate the entire printing process layer by layer for SS316L material, with technological parameters accurately declared as in real part printing. The parts are printed and their residual stresses are measured to validate the numerical simulation results. The findings of the article can be applied in investigating metal 3D printing parameters to reduce residual stress.*

Keywords*: 3D printing; Residual stress; Numerical method*

Nghiên cứu thực nghiệm xác định hệ số giảm chấn của chi tiết dạng cánh có và không có vết nứt dựa trên cơ sở phân tích modal thực nghiệm

Bùi Mạnh Cường [1], Nguyễn Quang Trung [2]

[1]*Khoa Cơ khí- Học viện KTQS;* [2]*Cao học khóa 35-Hệ2- Học viện KTQS*

buimanhcuongkck@lqdtu.edu.vn; Tel:0972924526

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu thực nghiệm xác định hệ số giảm chấn của chi tiết dạng cánh có và không có vết nứt thông qua phân tích modal thực nghiệm. Quy trình thí nghiệm được xây dựng một cách toàn diện, bao gồm thiết kế mô hình thí nghiệm, sử dụng và vận hành các thiết bị hiện đại như LMS để kích thích và thu thập dữ liệu dao động. Các kết quả nghiên cứu chỉ ra sự khác biệt rõ rệt trong hệ số giảm chấn giữa các mẫu có và không có vết nứt, điều này khẳng định ảnh hưởng của khuyết tật đến đặc trưng động lực học của cánh. Nghiên cứu cũng chứng minh tính khả thi và độ tin cậy của phương pháp phân tích modal thực nghiệm trong việc đánh giá các đặc trưng động lực học của các chi tiết cánh có khuyết tật. Những kết quả này đóng góp quan trọng vào việc phát triển cơ sở dữ liệu động lực học cho thiết kế và bảo trì các kết cấu cánh trong ngành hàng không.

Từ khóa: *Hệ số giảm chấn; phân tích modal thực nghiệm; cánh có vết nứt; đặc trưng động lực học; nghiên cứu thực nghiệm.*

1. Mở đầu

Trong các ứng dụng cơ khí, đặc biệt là trong ngành hàng không, chi tiết cánh như cánh máy bay có vai trò quan trọng trong việc tạo ra lực nâng và ổn định. Tuy nhiên, sự xuất hiện của các khuyết tật trong kết cấu cánh có thể ảnh hưởng nghiêm trọng đến các đặc trưng động lực học của chúng, làm giảm hiệu suất và độ bền của hệ thống. Một trong những yếu tố quan trọng cần phải được xem xét trong phân tích động lực học của cánh là hệ số giảm chấn mode, phản ánh khả năng suy giảm dao động của kết cấu. Phân tích modal thực nghiệm là một công cụ mạnh mẽ để xác định các tần số tự nhiên, dạng dao động, và hệ số giảm chấn của kết cấu. Việc thực hiện phân tích modal đối với các chi tiết cánh có và không có khuyết tật sẽ giúp làm rõ tác động của khuyết tật đến các đặc trưng động lực học và cung cấp thông tin quan trọng để thiết kế và bảo trì các hệ thống này.

Do tầm quan trọng của hệ số giảm chấn trong phân tích đáp ứng động lực học và thiết kế kết cấu, nhiều nghiên cứu trong và ngoài nước đã tập trung vào việc xác định hệ số này. Chẳng hạn, trong công trình [1] đã khảo sát dao động cộng hưởng và nghiên cứu ổn định của các hệ cơ học được mô tả bởi các phương trình vi phân phi tuyến có chứa đạo hàm cấp phân số, sử dụng cả phương pháp số và phương pháp giải tích để xác định hệ số giảm chấn trong các hệ thống cơ học phức tạp. Các nghiên cứu khác, như nhóm tác giả Aemilius và công sự [2], đã ứng dụng phương pháp phân tích modal thực nghiệm để xác định hệ số giảm chấn trong các bộ phận như cánh quạt turbine, đồng thời cũng xem xét tác động của mức độ dao động lên tần số và hệ số suy giảm. Thêm vào đó, nghiên cứu của [3] đã đề xuất một phương pháp phân tích modal phi tuyến cho các kết cấu không đồng nhất, sự kết hợp của các phương pháp mô phỏng và thí nghiệm đã cho kết quả rất chính xác với các phương pháp truyền thống. Những tiến bộ này đã mở rộng ứng dụng phân tích modal trong việc xác định hệ số giảm chấn cho các vật liệu và kết cấu phức tạp. Các

nghiên cứu gần đây cũng đã tập trung vào việc tối ưu hóa phương pháp phân tích modal cho các hệ kết cấu chịu tác động của điều kiện biên phi tuyến và tải trọng biến đổi, như tác giả Mohamed Rida Seba và cộng sự [4] đã phát triển một mô hình kết hợp giữa phân tích phần tử hữu hạn (FEM) và mạng nơ-ron nhân tạo (ANN) để dự đoán tần số tự nhiên và hệ số giảm chấn của kết cấu. Kỹ thuật này không chỉ giảm thời gian tính toán mà còn tăng độ chính xác khi áp dụng cho các kết cấu có hình học phức tạp hoặc vật liệu phi tuyến. Thêm vào đó, các phương pháp thực nghiệm hiện đại như phân tích tần số quét đa cấp (multi-scale frequency scanning) và sử dụng cảm biến không dây đã được áp dụng để cải thiện khả năng đo đạc hệ số giảm chấn với độ chính xác cao hơn. Những cải tiến này đặc biệt hữu ích trong các ngành công nghiệp yêu cầu độ tin cậy cao như hàng không vũ trụ, năng lượng tái tạo và xây dựng, nơi các kết cấu thường hoạt động trong môi trường khắc nghiệt và chịu các điều kiện tải trọng động đa dạng. Một số nghiên cứu đã ứng dụng phân tích modal để xác định hệ số giảm chấn. Chẳng hạn, các nghiên cứu của Bart Peeters và cộng sự [5] tập trung vào hệ số giảm chấn của nắp capo xe hơi bằng thép. Nghiên cứu sử dụng các phương pháp LSCE (Least Squares Complex Exponential) và PolyMAX để trích xuất các tham số modal từ dữ liệu thực nghiệm. Kết quả cho thấy sự tương quan cao giữa mô phỏng số và dữ liệu thực nghiệm, giúp cải thiện độ chính xác của dự đoán đáp ứng động. Tác giả Kristian và công sự [6] đã áp dụng phân tích modal vận hành (OMA) để ước tính giảm chấn cho tua-bin gió trong điều kiện vận hành không ổn định. Phương pháp này đặc biệt hiệu quả trong việc đánh giá giảm chấn ngắn hạn, cung cấp thông tin quan trọng để thiết kế tua-bin gió chịu tải động và dao động do gió.

Mặc dù có nhiều nghiên cứu trước đây tập trung vào phân tích động lực học và modal của các kết cấu cánh, nhưng rất ít nghiên cứu phân tích ảnh hưởng của khuyết tật đối với các hệ số giảm chấn. Bài báo này hướng đến việc lấp đầy khoảng trống đó thông qua việc nghiên cứu ảnh hưởng của khuyết tật đến hệ số giảm chấn mode của chi tiết dạng cánh, sử dụng phương pháp phân tích modal thực nghiệm.

2. Cơ sở phân tích modal và phương pháp xác định hệ số giảm chấn

2.1. Cơ sở phân tích modal thực nghiệm

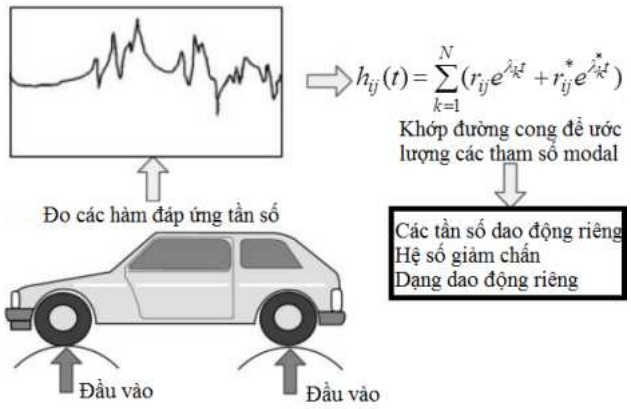
Phân tích modal là một phương pháp phổ biến để xác định các đặc trưng động lực học của kết cấu, bao gồm các tần số tự nhiên, dạng dao động và hệ số giảm chấn. Hệ số giảm chấn ζ đặc trưng cho sự suy giảm năng lượng dao động của kết cấu, có vai trò quan trọng trong việc đánh giá độ ổn định và độ bền của kết cấu dưới tác động của các tải trọng động.

Phân tích modal cung cấp một tập hợp các tham số modal đặc trưng cho ứng xử động học của một kết cấu. Các tham số này tạo thành mô hình modal và Hình 1 dưới đây minh họa việc phân tích mode thực nghiệm và đưa ra các tham số modal.

Như đã biết phương trình chuyển động của kết cấu có dạng chung như sau []:

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = \{F(t)\} \quad (1)$$

ở đây [M], [C] và [K] lần lượt là ma trận khối lượng, giảm chấn và độ cứng của kết cấu; {F(t)}- véc tơ tải trọng ngoài tại nút; $\{x\}, \{\dot{x}\}$ và $\{\ddot{x}\}$ - là các véc tơ dịch chuyển nút, vận tốc và gia tốc nút.



Hình 1. Đưa ra các thông số modal

Theo phương pháp chồng chất mode, nghiệm của phương trình (1) có dạng sau [7]:

$$\{x\}=\sum_{j=1}^{n}\{u_j\}p_j \text{ hay}$$
$$\{x\}=\left[\{u_1\}\{u_2\}\cdots\right]\begin{Bmatrix}p_1\\p_2\\\vdots\end{Bmatrix}=[U]\{p\} \quad (2)$$

ở đây n là số lượng dạng dao động riêng được sử dụng khi tính toán (trong tính toán kỹ thuật thường lấy n=3÷6); $\{u_j\}$ là véc tơ (véc tơ riêng) dịch chuyển nút ứng với dạng dao động riêng thứ j và có tần số dao động riêng tương ứng ω_j (rad/s); còn p_j là các tọa độ mode ứng với dạng dao động riêng thứ j và nó là nghiệm của phương trình sau:

$$\ddot{p}_j+2\omega_j\xi_j\dot{p}_j+\omega_j^2 p_j=R_j(t) \quad (3)$$

với ξ_j – hệ số giảm chấn mode ứng với dạng dao động riêng thứ j; $R_j(t)$ – lực tương ứng với tọa độ mode j: $R_j(t)=\{u_j\}^T\{F(t)\}$.

Mặt khác phương trình (3) có thể được giải và viết trong miền tần số nhờ phép biến đổi Laplace. Phép biến đổi Laplace của một hàm số *f*(*t*) (với mọi số thực $t\geq 0$) là hàm số *F*(*s*), được định nghĩa như sau [7]:

$$L\{f(t)\}=F(s)=\int_{0-}^{\infty}f(t)e^{-st}dt \quad (4)$$

Trong đó: s là biến số phức cho bởi $s=\sigma+j\omega$ (với s là miền tần số, có đơn vị là Hz). Giới hạn 0^- chỉ rõ thời điểm bắt đầu ngay trước khi $t=0$, được 219ang để lấy gốc hàm số $f(t)$ tại thời điểm $t=0$. Một số tính chất của biến đổi Laplace được ứng dụng cho phương trình dao động như sau: Đạo hàm bậc nhất trong miền thời gian $L\{\dot{f}(t)\}=sF(s)-f(0^-)$; đạo hàm bậc hai trong miền thời gian $L\{\ddot{f}(t)\}=s^2F(s)-sf(0^-)-\dot{f}(0^-)$. Áp dụng vào phương trình chuyển động (1) ta thu được phương trình viết trong miền tần số

$$\left[[M]s^2+[C]s+[K]\right]\{X(s)\}=\{F(s)\}+[[M]s+[C]]\{x_0\}+[M]\{\dot{x}_0\} \quad (5)$$

trong đó $\{x_0\}$, $\{\dot{x}_0\}$ lần lượt là chuyển vị và vận tốc lúc ban đầu, nếu chuyển vị và vận tốc lúc ban đầu bằng không. Phương trình (5) có dạng như sau [7]:

$$\begin{gathered}\left[[M]s^2+[C]s+[K]\right]\{X(s)\}=\{F(s)\} \text{ hay}\\ [B(s)]\{X(s)\}=\{F(s)\} \text{ với}\\ [B(s)]=\left[[M]s^2+[C]s+[K]\right]\end{gathered} \quad (6)$$

Ta có tỷ lệ giữa đáp ứng (đầu ra) so với tải tác động (đầu vào) như sau:

$$[B(s)]^{-1}=\frac{\{X(s)\}}{\{F(s)\}} \quad (7)$$

Như vậy rõ ràng theo biểu thức (7) ma trận nghịch đảo của ma trận [B(s)] (là $[B(s)]^{-1}$) chính là ma trận hàm truyền của hệ. Hay hàm truyền của hệ là:

$$[H(s)]=[B(s)]^{-1} \quad (8)$$

Mà ma trận nghịch đảo của ma trận [B(s)] (hàm truyền của hệ) được xác định như sau:

$$[H(s)]=[B(s)]^{-1}=\frac{Adj[B(s)]}{\det[B(s)]}=\frac{[A(s)]}{\det[B(s)]} \quad (9)$$

trong đó $[A(s)]=Adj[B(s)]$ là ma trận các phần phụ đại số hay ma trận phụ hợp của ma trận [B(s)].

Viết biểu thức (9) dưới dạng tường minh có dạng sau:

$$\begin{bmatrix} h_{11}(s) & h_{12}(s) & h_{13}(s) & \cdots \\ h_{21}(s) & h_{22}(s) & h_{23}(s) & \cdots \\ h_{31}(s) & h_{32}(s) & h_{33}(s) & \cdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix}=\frac{\begin{bmatrix} a_{11}(s) & a_{12}(s) & a_{13}(s) & \cdots \\ a_{21}(s) & a_{22}(s) & a_{23}(s) & \cdots \\ a_{31}(s) & a_{32}(s) & a_{33}(s) & \cdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix}}{\det[B(s)]} \quad (10)$$

Hàm truyền của hệ là một bề mặt có giá trị phức. Tử số của phương trình này là [A (s)], được gọi là ma trận dư; mẫu số của phương trình này là det[B (s)] là một đại lượng vô hướng và được gọi là phương trình đặc trưng. Khi giải các phương trình đặc trưng (det [B (s)]=0) ta nhận được các điểm cực (cột) của hệ (liên quan trực tiếp đến các tần số dao động riêng của hệ). Bây giờ để đánh giá một số điểm thú vị trong ma trận truyền của hệ, chúng ta có thể viết:

$$[B(s)][B(s)]^{-1}=I \quad (11)$$

Theo biểu thức (11) ta có thể viết (9) lại như sau:

$$[B(s)][A(s)]=\det[B(s)]I \quad (12)$$

Phương trình (12) có hai thành phần rất quan trọng đó là các vấn đề cơ bản được quan tâm đối khi phân tích mode thực nghiệm gồm: [A(s)] là ma trận phần dư sẽ cho phép ta đưa ra dạng mode của kết cấu (vì khi đánh giá tại điểm cực- tại tần số dao động riêng của hệ, ma trận phần dư đóng vai trò như là ma trân véc tơ riêng-tức là liên quan đến dạng mode của hệ) và det[B(s)]- phương trình đặc trưng cho ta các điểm cực (liên quan trực tiếp đến tần số dao động

riêng của hệ). Khi hàm truyền của hệ được đánh giá tại một điểm cực (khi det[B(s)]=0), phương trình (12) được viết như sau:

$$[B(p_k)][A(p_k)] = 0 \tag{13}$$

Phương trình trên có thể viết lại trong dạng tường minh cột như sau:

$$[B(p_k)][\{a_1(p_k)\}\{a_2(p_k)\}\cdots] = [\{0\}\ \{0\}\cdots]$$

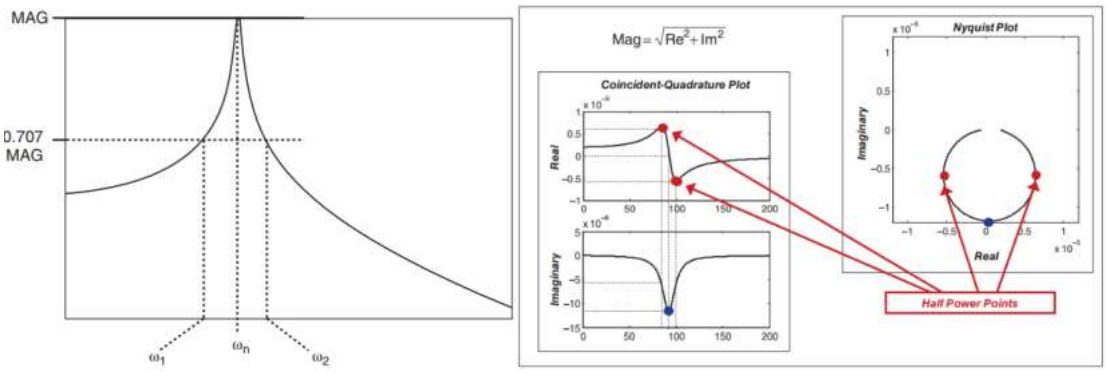
hay

$$\begin{aligned} [B(p_k)]\{a_1(p_k)\} &= \{0\} \\ [B(p_k)]\{a_2(p_k)\} &= \{0\} \\ [B(p_k)]\{a_3(p_k)\} &= \{0\} \\ &\vdots \end{aligned} \tag{14}$$

Như vậy mọi cột của phương trình (14) là một nghiệm của phương trình (13). Ngoài ra, do tính đối xứng, nên mọi hàng của ma trận $[B(s)]$ cũng là một nghiệm của phương trình này. Do đó, mọi hàng và cột (của ma trận $[B(s)]$) là một nghiệm của phương trình (14) khi hàm truyền của hệ được xác định tại một điểm cực của hệ. Điều này có nghĩa là để đánh giá vectơ mode, cần phải hoàn thành đầy đủ bất kỳ một trong các hàng hoặc cột của ma trận hàm truyền là được, các giá trị hàm truyền này xác định thông qua việc đo đạt. Quá trình phân tích Mode thực nghiệm được mô tả một cách ngắn gọn như sau : kích thích kết cấu tại vị trí xác định, đồng thời đo các đáp ứng tại các điểm xác định; thu thập số liệu bao gồm cả thông tin về kích thích và đáp ứng ; thực hiện với nhiều phép đo ở các vị trí khác nhau, xử lý số liệu thu được và phân tích số liệu.

2.2. Phương pháp xác định hệ số giảm chấn

Giảm chấn là một vấn đề quan trọng trong việc đánh giá độ ổn định và hiệu suất của hệ thống. Để đo lường và xác định mức độ giảm chấn của hệ thống, hai phương pháp phổ biến là: "Phương pháp Nửa Công Suất" (Half Power Method) và "Phương pháp Giảm Logarithmic" (Log Decrement Method) được sử dụng rộng rãi trong thực tiễn.



Hình 2. Hàm đáp ứng theo tần số và phương pháp "Nửa Công Suất"

Phương Pháp Nửa Công Suất: Phương Pháp Nửa Công Suất dựa trên việc quan sát sự thay đổi trong công suất của hệ thống khi nó đạt đến mức 70.7% ($1/\sqrt{2}$) so với giá trị tối đa (hình 3.5), gọi là nửa công suất vì khi ấy phần ảo của hàm đáp ứng tần số đạt ½ giá trị lớn nhất so với đỉnh cộng hưởng . Trong phương pháp nửa công suất (Hình 2), giảm chấn của hệ liên

quan đến gia số giữ 2 tần số thu được tại các điểm "nửa công suất". Hệ số giảm chấn mode được xác định qua giá trị hệ số khuếch đại "Q" của hệ và được xác định như sau:

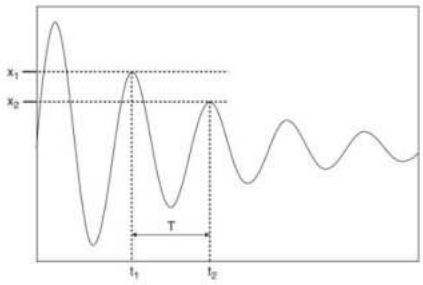
$$Q = \frac{1}{2\xi_n} = \frac{\omega_n}{\omega_2 - \omega_1} = \frac{1}{\eta} \tag{15}$$

Từ biểu thức (15) ta có thể xác định được hệ số giảm chấn ở mode n:

$$\xi_n = \frac{1}{2Q} = \frac{\omega_2 - \omega_1}{2\omega_n} = \frac{\eta}{2} \tag{16}$$

Phương Pháp Giảm Logarithmic: Phương Pháp Giảm Logarithmic tập trung vào sự suy giảm logarithmic của biên độ qua các chu kỳ dao động (Hình 3). Bằng cách ghi nhận biên độ qua các chu kỳ và tính toán sự suy giảm logarithmic, hệ số damping có thể được xác định theo biểu thức sau:

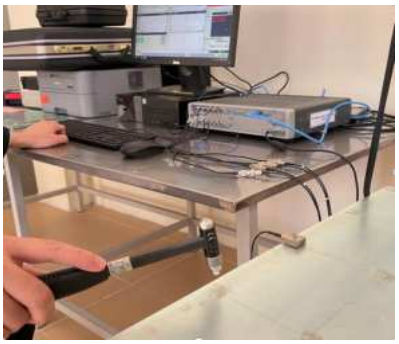
$$\delta = \ln \frac{x_1}{x_2} = 2\pi\xi \tag{17}$$



Hình 3. Phương Pháp Giảm Logarithmic

3. Kết quả nghiên cứu và thảo luận

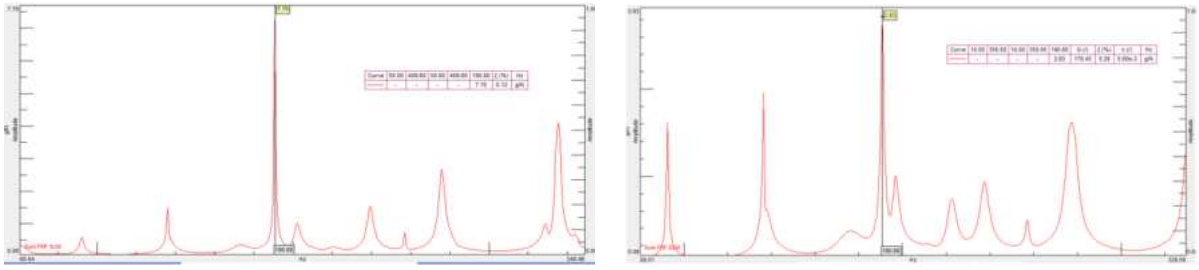




Hình 4. Mẫu và quá trình phân tích modal thực nghiệm

Để thực hiện quá trình nghiên cứu, nhóm tác giả đã thiết kế và chế tạo chi tiết dạng cánh với chiều dài 1010 x 240 x 2 mm. Chi tiết bao gồm hai phần: phần đầu cánh được sử dụng để cố định với các chi tiết khác, trong khi phần thân cánh có nhiệm vụ tạo mô-men và lực đẩy khi cánh quạt hoạt động. Toàn bộ bề mặt cánh được đánh số với 27 nút nhằm thuận lợi trong quá trình đặt cảm biến khi phân tích modal. Để phân tích modal thực nghiệm, nhóm nghiên cứu sử dụng hệ thống đo LMS đóng vai trò thu thập và phân tích dữ liệu, búa lực được sử dụng để kích thích dao động, 01 cảm biến gia tốc 3 phương được gắn trên mẫu và di chuyển lần lượt qua các nút để đo đáp ứng của (phản hồi) của mẫu dưới tác động từ búa gõ. Các thiết bị được kết nối và điều khiển thông qua hệ thống máy tính và phần mềm Simcenter testlab để xử lý và hiển thị kết quả thí nghiệm như hình 1. Kết quả phân tích modal thực nghiệm có hàm đáp ứng theo tần số của tấm không vết nứt và tấm chứa vết nứt được thể hiện trên hình 5. Các giá trị hệ số giảm

chấn được thể hiện trong bảng 5. Xét ở mode đầu tiên, tần số giảm từ 99.00 Hz (không khuyết tật) xuống 89.65 Hz (có khuyết tật). Điều này phản ánh sự giảm độ cứng của cấu trúc do sự hiện diện của khuyết tật. Biên độ giảm đáng kể (từ 7.70 g/N xuống 2.85 g/N). Điều này cho thấy sự hấp thụ năng lượng tăng lên ở chi tiết có khuyết tật, gây ra sự giảm hiệu quả dao động. Ở các mode cao hơn, sự giảm biên độ ít rõ rệt hơn.



a) *b)*

Hình 5. Hàm đáp ứng theo tần số của tấm không vết nứt (a) và tấm chứa vết nứt (b)

Bảng 1. Kết quả tính toán hệ số giảm chấn ζ (%) ở các mode 1, 2, 3.

Mẫu	Tấm phẳng không có khuyết tật				Tấm phẳng có khuyết tật			
Vị trí	*Mode 1*	*Mode 2*	*Mode 3*	*Tấm phẳng*	*Mode 1*	*Mode 2*	*Mode 3*	*Tấm phẳng*
Hệ số giảm chấn ζ	0,126	0,113	0,138	0,118	0,223	0,213	0,258	0,282
Chênh lệch (%)	6,780	4,237	16,949	0	18,829	24,446	8,511	0

Các kết quả thí nghiệm chỉ ra rằng chi tiết cánh có khuyết tật thể hiện sự suy giảm hệ số giảm chấn so với các mẫu không có khuyết tật. Sự khác biệt này có thể được giải thích bằng cách khuyết tật làm giảm khả năng đồng đều của vật liệu và làm thay đổi hình học của cánh, từ đó ảnh hưởng đến sự phân bố năng lượng và khả năng tiêu hao năng lượng trong quá trình dao động. Các kết quả thực nghiệm cũng cho thấy độ lệch giữa các hệ số giảm chấn của các mẫu cánh có và không có khuyết tật có thể lên đến 24%, điều này có ý nghĩa quan trọng trong việc thiết kế và đánh giá kết cấu cánh. Việc xác định sự sai lệch (%) giữa hệ số giảm chấn của mẫu có và không có khuyết tật đóng vai trò quan trọng trong việc đánh giá ảnh hưởng của khuyết tật đến đặc tính động lực học của chi tiết cánh. Sai lệch hệ số giảm chấn giữa các mẫu được tính theo công thức:

$$\Delta\xi = \frac{\zeta_{ckt} - \zeta_{kkt}}{\zeta_{kkt}}$$

Trong đó: + ζ_{ckt} là hệ số giảm chấn của mẫu có khuyết tật.

+ζ_{kkt} là hệ số giảm chấn của mẫu không có khuyết tật.

+ $\Delta\zeta$ là mức độ thay đổi của hệ số giảm chấn, biểu diễn theo phần trăm.

Từ bảng kết quả thực nghiệm, ta có thể thấy rằng hệ số giảm chấn tăng lên đáng kể khi có khuyết tật, đặc biệt ở các mode cao hơn. Cụ thể, sai lệch lớn nhất ghi nhận được là khoảng 24% ở mode 3. Điều này có thể giải thích bằng việc khuyết tật làm thay đổi cách phân bố ứng suất và khả năng tiêu hao năng lượng dao động của kết cấu.

4. Kết luận

Bài báo này đã nghiên cứu thực nghiệm động lực học và phân tích modal để xác định các hệ số giảm chấn mode của chi tiết dạng cánh có và không có khuyết tật. Kết quả nghiên cứu cho thấy sự ảnh hưởng rõ rệt của khuyết tật đến hệ số giảm chấn tới gần 24 % ở các mode khác nhau, qua đó cung cấp thông tin quan trọng cho việc thiết kế và bảo trì kết cấu cánh trong ngành hàng không. Sự gia tăng hệ số giảm chấn có thể được giải thích do sự thay đổi trong cơ chế suy hao năng lượng của kết cấu khi có khuyết tật. Vết nứt hoặc các khuyết tật khác làm thay đổi đặc tính vật liệu, ảnh hưởng đến cách kết cấu hấp thụ và tiêu hao năng lượng khi dao động. Điều này dẫn

đến sự khác biệt đáng kể về hệ số giảm chấn giữa các mẫu, giúp cung cấp thêm thông tin quan trọng để đánh giá mức độ ảnh hưởng của khuyết tật. Việc xác định chính xác sự thay đổi của hệ số giảm chấn giúp tối ưu hóa các phương pháp kiểm tra, phát hiện sớm các hư hỏng và đề xuất các biện pháp gia cố phù hợp nhằm nâng cao độ an toàn và hiệu suất làm việc của kết cấu. Kết quả nghiên cứu trong bài báo này đóng góp quan trọng vào việc hiểu rõ đặc trưng động lực học của chi tiết dạng cánh có và không có vết nứt. Các phương pháp phân tích modal thực nghiệm được áp dụng hiệu quả để xác định hệ số giảm chấn, qua đó hỗ trợ cải tiến thiết kế và phân tích kết cấu trong ngành hàng không và chế tạo máy.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Khang, Phạm Thành Chung (2024). *Tính toán dao động uốn phi tuyến của dầm đàn nhớt cấp phân số, Đại học Bách khoa Hà Nội*.
2. Aemilius A. W. van Vondelen, Sachin T. Navalkar, Alexandros Iliopoulos, Daan C. van der Hoek, and Jan-Willem van Wingerden (2022). *Damping identification of offshore wind turbines using operational modal analysis: a review. European academy of wind energy.*
3. Olivier Barat, V.P, C. B. (2024). *Structural Damping Analysis of a Vehicle Front Hood: Experimental Modal Parameters Extraction and Simulation Correlation*. Guyancourt, France: Machine.
4. Mohamed Rida Seba, Said Kebdani. *Finite Element and Neural Network Based Predictive Model to Determine Natural Frequency of Laminated Composite Plates with Eccentric Cutouts under Free Vibration*. Advances in Technology Innovation, vol. 7, no. 2, 2022, pp. 131-142.
5. Bart Peeters, Herman Van der Auweraer, Patrick Guillaume and Jan Leuridan. *The PolyMAX frequency-domain method: a new standard for modal parameter estimation*. Shock and Vibration 11 (2004) 395–409 395 IOS Press.
6. Kristian Ladefoged Ebbehøj (2023). *Experimental validation of a short-term damping estimation method for wind turbines in nonstationary operating conditions*. The U.S. Siemens Gamesa Renewable Energy Inc., Boulder, CO 80302.
7. Peter Avitabile (2018). *Modal Testing, A Practitioner's Guide*. The Society for Experimental Mechanics and John Wiley & Sons Ltd.

Experimental Study on the Damping Coefficient of Wing-Like Components with and without Cracks Based on Experimental Modal Analysis

Abstract: *This paper presents an experimental study to determine the damping coefficient of wing-like components with and without cracks through experimental modal analysis. A comprehensive experimental procedure was developed, including the design of the test model, operation of advanced equipment such as LMS and LDS to excite and collect vibration data. The research results show a clear difference in damping coefficients between cracked and uncracked samples, confirming the impact of defects on the dynamic characteristics of the wings. The study also validates the feasibility and reliability of experimental modal analysis for evaluating the dynamic properties of defective wing components. These results contribute significantly to the development of dynamic data for the design and maintenance of wing structures in the aerospace industry.*

Keywords: Damping coefficient; experimental modal analysis; cracked wing component; dynamic characteristics; experimental study.

Khảo sát tổ chức và cơ tính của thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sau quá trình gia công cơ nhiệt

Nguyễn Tài Trượng[1], Lại Đăng Giang[1], Trương Viết Hoài[1], Nguyễn Văn Hoàng [1,*]

[1] Khoa Cơ Khí, Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[*] Email: hoangmse@lqdtu.edu.vn, SĐT: 0984193036

Tóm tắt

Bài báo này khảo sát tổ chức và tính chất của thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sau khi tiến hành gia công cơ nhiệt với chế độ cán nóng 1150°C kết hợp với tôi ở 1050°C trong dầu, ram 500°C, 2h trong không khí. Quan sát tổ chức của thép bằng phương pháp hiển vi quang học cho thấy mẫu sau cơ nhiệt luyện có tổ chức gồm các kim mactenxit và một phần austenit chuyển biến ngược. Kết quả thực nghiệm thu được mẫu sau cơ nhiệt luyện có độ cứng đạt 326,3 HV, giới hạn bền 647,8MPa và độ giãn dài tương đối 9,6%. Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sau cơ nhiệt luyện có độ bền và độ dẻo cao và có tiềm năng ứng dụng cho các chi tiết yêu cầu kết hợp tốt giữa độ bền và độ dẻo.

Từ khóa: *Thép không gỉ mactenxit; cơ nhiệt luyện; tổ chức; cơ tính.*

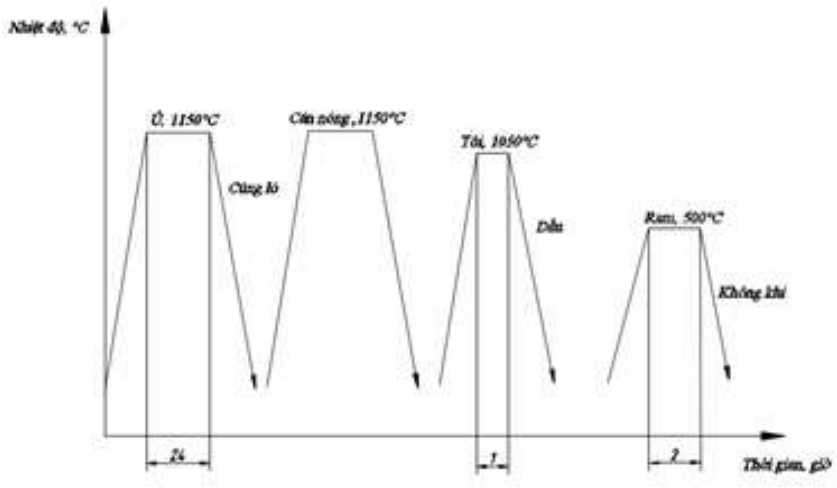
1. Giới thiệu

Thép không gỉ mactenxit thể hiện sự kết hợp tốt giữa khả năng chống ăn mòn, tính chất cơ học, tính hàn và tính gia công nóng nên được sử dụng rộng rãi trong ngành dầu khí, thủy điện và công nghiệp hóa dầu [1]. Các tính chất cơ học của thép không gỉ mactenxit được xác định bởi cấu trúc vi mô của nó sau khi tôi và ram, trong đó austenit đảo ngược đóng vai trò quan trọng trong việc cải thiện độ dẻo, độ dai và khả năng hóa bền khi gia công [2,3]. Một số nghiên cứu trên thép 13Cr [4], thép 13Cr4NiMo [5] đã chỉ ra rằng lượng và hình thái của austenit chuyển biến ngược trong thép không gỉ mactenxit được kiểm soát bằng cách ram vì cơ chế và quá trình biến đổi ngược chủ yếu phụ thuộc vào nhiệt độ và thời gian. Nghiên cứu [3] trên Fe-13%Cr-4%Ni-Mo đã chỉ ra sự phụ thuộc nhiệt độ của quá trình hình thành austenit đảo ngược bằng nhiễu xạ tia X ở nhiệt độ cao. Trong khoảng nhiệt độ ram từ 570 đến 680°C, quá trình austenit chuyển biến ngược được kiểm soát bởi sự khuếch tán Ni, trong khi trên 680°C, quá trình chuyển biến ngược tuân theo cơ chế không khuếch tán. Công trình này khẳng định rằng nhiệt độ ram đóng vai trò quan trọng trong quá trình chuyển biến ngược austenite. Quá trình cơ nhiệt luyện trên một số hợp kim như hợp kim Titan [6], thép độ bền cao [7], [8]… cũng đã được nghiên cứu để kết hợp quá trình biến dạng với nhiệt luyện nhằm nâng cao cơ tính vật liệu. Tuy nhiên, những nghiên cứu về quá trình cơ nhiệt luyện đối với thép không gỉ mactenxit vẫn còn rất hạn chế. Vì vậy, bài báo này tập trung nghiên cứu tổ chức và cơ tính của thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sau khi gia công cơ nhiệt.

2. Thực nghiệm

Thép không gỉ mactenxit 15%Cr-5%Ni-2%Cu sử dụng trong nghiên cứu này được nấu luyện bằng phương pháp nấu chảy cảm ứng trong chân không, đúc thành khối. Quá trình thí nghiệm mẫu được tiến hành theo sơ đồ như trên Hình 1. Thép sau khi nấu luyện được ủ ở 1150°C trong 24 giờ, làm nguội cùng lò. Sau đó được cắt thành các khối với kích thước dài

72mm, rộng 25mm và dày 4mm. Mẫu được cán nóng ở 1150°C với mức độ biến dạng ε=75% để tăng tính dẻo, chuẩn bị tổ chức cho quá trình tiếp theo. Sau đó giữ nhiệt 1h ở 1050°C, tôi trong dầu và ram ở 500°C trong 2h, làm nguội không khí [9]. Độ cứng cứng mẫu được đo trên thiết bị đo độ cứng Vicker Wilson Werlport và tổ chức tế vi của mẫu nghiên cứu được tiến hành đo trên thiết bị kính hiển vi AXIOVERT 25CA đặt tại Bộ môn Vật liệu, Khoa Cơ khí/Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn. Các mẫu thử kéo sử dụng là máy thử kéo DEVOTRANS đặt tại phòng thí nghiệm Cơ lý, Trung tâm Tiêu chuẩn đo lường, Viện Công nghệ.



Hình 1. Quy trình thực nghiệm cán nóng và nhiệt luyện thép không gỉ mactenxit

3. Kết quả và thảo luận

Bảng 1. So sánh thành phần hóa học của các mẫu thép không gỉ mactenxit

	%C	%Cr	%Ni	%Al	%Cu	%Mo	%Mn	%Si	%P	%S
Mẫu sử dụng	0,087	14,85	5,07	0,02	1,79	<0,001	<0,002	0,039	<0,002	<0,002
Mẫu Nga	0,095	15,11	5,08	0,093	1,98	0,046	0,29	0,39	0,034	0,019

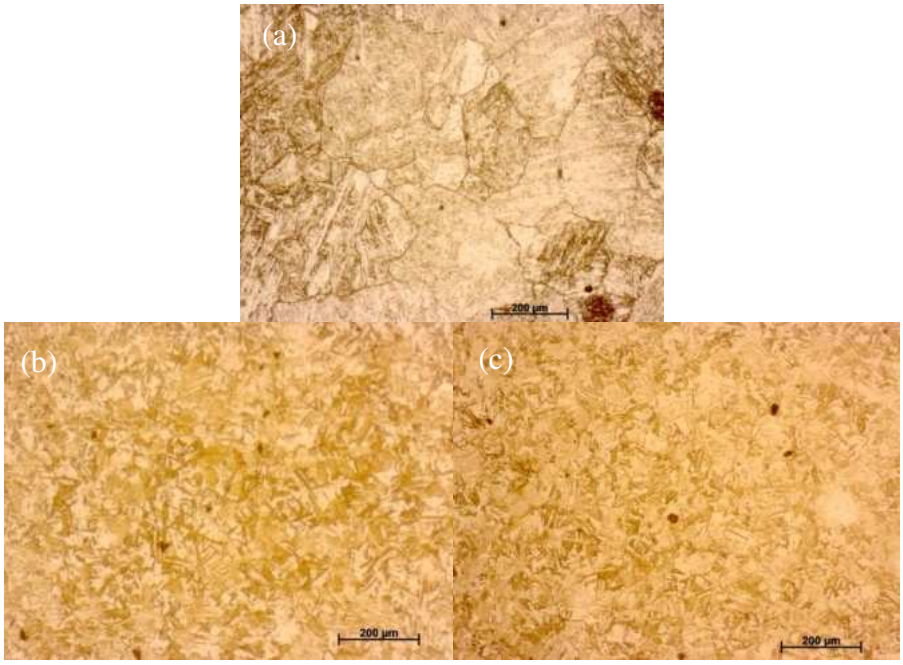
Thành phần mẫu thép sau khi nấu luyện được thể hiện ở Bảng 1. Thành phần các nguyên tố hợp kim chính trong thép là khoảng 15% Cr, 5% Ni, 2% Cu. Hàm lượng P, S rất thấp do thép được nấu từ các nguyên liệu sạch. So sánh thành phần hóa học mẫu thép không gỉ mactenxit được nấu luyện trong bài báo này với nguyên mẫu của Nga cho thấy mẫu được sử dụng để nghiên cứu đảm bảo thành phần tương đương.

Bảng 2. Kết quả đo độ cứng

Lần 1	Lần 2	Lần 3	Lần 4	TB (HV5)
327,2	325	326,8	326,2	326,3

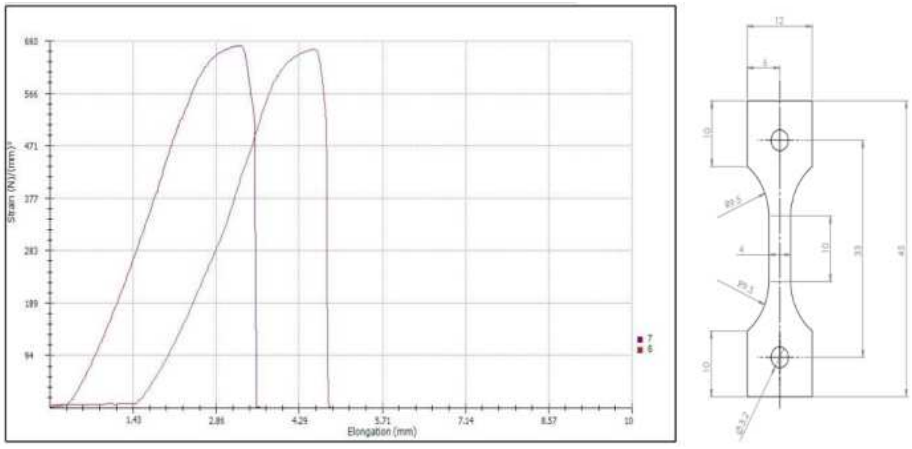
Bảng 3. Kết quả thử kéo

F_{max} (N)	Giới hạn bền (σ_b,MPa)	Giới hạn chảy (σ_{ch},MPa)	Độ giãn dài tương đối (δ_s,%)
2591	647,8	514,2	9,6



Hình 2. Ảnh tổ chức tế vi của mẫu thép không gỉ mactenxit sau tẩm thực: (a) Sau ủ; (b) Sau tôi x50; (c) sau ram x50; dung dịch tẩm thực (30ml H_2O + 20ml HCl + 10ml HNO_3)

Mẫu thép không gỉ sau ủ (Hình 2a) có tổ chức hạt lớn, thô đại do thời gian ủ kéo dài (24h). Tổ chức mẫu sau cán ε = 75% có tỷ số biến dạng nhỏ hơn 6, chưa đạt được tổ chức thớ. Mẫu sau tôi (Hình 2b) có thành phần chủ yếu là các kim mactenxit mỏng và austenite dư. Sau ram (Hình 2c) tổ chức có thêm cacbit và một phần austenit chuyển biến ngược. Austenit có màu tương phản sáng hơn so với mactenxit. Lượng mactenxit giảm do austenit chuyển biến ngược được hình thành bên trong các kim mactenxit. Phù hợp với các nghiên cứu [9] được thực hiện về chuyển biến sau quá trình ram của thép không gỉ mactenxit trên 500°C, mactenxit chuyển một phần thành austenit đảo ngược tương đối ổn định khi làm nguội và được giữ lại một phần ở nhiệt độ phòng.



Hình 3. Kết quả thử kéo và mẫu thử kéo.

Các mẫu sau khi nhiệt luyện được tiến hành đo độ cứng và thử kéo, kết quả được thể hiện trên bảng 2 và 3. Kết quả mẫu đạt độ cứng trung bình 326,3HV, giới hạn bền đạt 647,8MPa, độ giãn dài tương đối 9,6%. Mẫu có độ cứng, độ bền tương đối cao, có tiềm năng để ứng dụng cho các chi tiết làm việc trong điều kiện đặc biệt. Kết quả này đã giảm so với kết quả được báo cáo trong [10], mác thép 13%Cr-4%Ni-Mo không trải qua cán sau ram ở nhiệt độ 520°C có độ cứng

271HV, giới hạn bền 1050MPa, độ giãn dài 15%. Tuy nhiên, tổ chức hạt nhỏ mịn hơn khi bổ sung gia công cán nóng.

4. Kết luận

Ảnh hưởng của gia công cơ nhiệt ở chế độ cụ thể đã được khảo sát. Từ các kết quả thu được của bài báo cho thấy thành phần hóa học của mẫu thí nghiệm tương đương với mẫu sản phẩm do Nga sản xuất. Khảo sát tổ chức tế vi của mẫu sau cơ nhiệt luyện (cán nóng ở 1150°C với mức độ biến dạng ε=75%, tôi ở 1050°C trong dầu và ram ở 500°C) cho thấy có xảy ra sự chuyển biến ngược của austenit. Mẫu sau gia công cơ nhiệt đạt được sự kết hợp tốt giữa độ bền và độ dẻo. Độ cứng đạt 326,3HV, độ bền 647,8MPa và độ giãn dài 9,6%, có tiềm năng ứng dụng cho các chi tiết yêu cầu kết hợp tốt giữa độ bền và độ dẻo. Nghiên cứu cho thấy việc bổ sung gia công cơ nhiệt ảnh hưởng đến tổ chức và cơ tính của thép không gỉ, làm cơ sở để tối ưu hóa các chế độ ở các nghiên cứu trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

[1] Anselmo N, May JE, Mariano NA, Nascente PAP, Kuri SE, "Corrosion behavior of supermactenxitic stainless steel in aerated and CO2-saturated synthetic seawater," *Mater Sci Eng*, A 428:73-79, 2006. https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.04.107

[2] Song YY, Ping DH, Yin FX, Li XY, Li YY, "Microstructural evolution and low temperature impact toughness of a Fe-13%Cr-4%Ni-Mo mactenxitic stainless steel," *Mater Sci Eng*, 527:614-8, A 2010. https://doi.org/10.1016/j.msea.2009.08.022

[3] Song YY, Li XY, Rong LJ, Li Y, "The influence of tempering temperature on the reversed austenit formation and tensile properties in Fe-13%Cr-4%Ni-Mo low carbon mactenxite stainless steels," *Mater Sci Eng*, 528:4075-9, A 2011. https://doi.org/10.1016/j.msea.2011.01.078

[4] Zhang Y, Zhang C, Yuan X, Li D, Yin Y, Li S, "Microstructure evolution and orientation relationship of reverted austenit in 13Cr supermactenxitic stainless steel during the tempering process," *Materials*, 12, 2019. https://doi.org/10.3390/ma12040589

[5] Bojack A, Zhao L, Morris PF, Sietsma J, "In-situ determination of austenit and mactenxite formation in 13Cr6Ni2Mo supermactenxitic stainless steel," *Mater Char*, 71:77-86, 2012. https://doi.org/10.1016/j.matchar.2012.06.004

[6] I. Weiss, S. L. Semiatin, "Thermomechanical processing of alpha titanium alloys-an overview," *Mater Sci Eng,* A263, 243-256, 1999. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(98)01155-1

[7] J. Zhao, Z. Jiang, "Thermomechanical processing of advanced high strength steels," *Progress in Materials Science,* 2018. https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2018.01.006

[8] F. J. Humphreys, P. B. Prangnell, R. Priestner, "Fine-grained alloys by thermomechanical processing," *Solid State and Materials Science*, 5, 15-21, 2001. https://doi.org/10.1016/S1359-0286(00)00020-6

[9] Y. Song, C. Li, Y. Liao, L. Han, J. Gu, "Effects of tempering temperature on the microstructure evolution and mechanical properties of 16%Cr-5%Ni super mactenxitic stainless steel," *Journal of Materials research and Technology,* 24, 9306-9322, 2023. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.05.165

[10] Z. Dening, H. Zing, Z. Wei, F. Xudong, " Influence of Tempering Process on Mechanical Properties of 00Cr13Ni4Mo Supermartensitic Stainless Steel," *Journal of iron and steel research,* 17(8), 50-54, 2010. https://doi.org/10.1016/S1006-706X(10)60128-8.

A study on microstructure and mechanical properties of 15%Cr-5%Ni-2%Cu mactensitic stainless steel after thermomechanical processing

Abstract: *This paper examined the mechanical characteristics and structure of martensitic stainless steel that is 15% Cr-5% Ni-2% Cu after thermomechanical processing including hot rolling at 1150°C, quenching at 1050°C in oil, and tempering at 500°C for two hours in air. The sample after thermomechanical processing has a structure of martensitic laths and a partially reversed austenite. The sample's hardness measurement and tensile test findings, showing it had the hardness of 326,3HV, strength of 647,8MPa, and the relative elongation of 9,6%. According to the results, 15% Cr-5% Ni-2% Cu martensitic stainless steel, following thermomechanical processing, has excellent strength and ductility.*

Keywords: Stainless steel, martensite, thermomechanical, microstructure, mechanical properties.

❑

Ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến tính chất bề mặt của thép 30XH2MΦA được xử lý bằng phương pháp gia công tia lửa điện

Nguyễn Văn Tuân[1], Nguyễn Minh Đạt[2], Đỗ Mạnh Tùng[2], Lê Văn Tạo[3], Nguyễn Văn Hoàng[4], Nguyễn Mạnh Hùng[4*]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[2]*Bộ môn Chế tạo máy, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[3]*Trung tâm Công nghệ, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[4]*Bộ môn Vật liệu và Công nghệ vật liệu, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự.*

[*]*Email:hungnm@lqdtu.edu.vn; Tel:0912119505*

Tóm tắt

Có nhiều nghiên cứu đã được tiến hành về đặc tính của của lớp bề mặt qua gia công bằng tia lửa điện (EDM). Tuy nhiên có khá ít nghiên cứu sử dụng bột nikel trong gia công tia lửa điện có trộn bột (PMEDM) và khảo sát về ảnh hưởng của nó đến tính chất của lớp bề mặt. Trong bài báo này, ảnh hưởng của các thông số công nghệ chính bao gồm dòng điện (I_p), thời gian xung (T_{on}) và nồng độ bột (C_p) tới các tính chất bề mặt như độ nhám (R_a), độ cứng (HV) và tổ chức tế vi của thép 30XH2MΦA được gia công bằng phương pháp PMEDM với bột nikel đã được nghiên cứu. Kết quả chỉ ra rằng I_p ảnh hưởng lớn nhất tới độ nhám bề mặt, độ cứng và tổ chức tế vi.

Từ khóa: *EDM; PMEDM; bột; tổ chức tế vi; độ nhám bề mặt*

1. Mở đầu

Gia công tia lửa điện được sử dụng rộng rãi để xử lý các kim loại có độ cứng cao hoặc kim loại khó cắt gọt, chẳng hạn như hợp kim Ti6Al4V, SKH54, SKD61. Tuy nhiên gia công EDM có đặc điểm là tốc độ bóc tách vật liệu rất chậm và chất lượng bề mặt thấp. Để nâng cao hiệu suất và chất lượng bề mặt gia công, các hạt dẫn điện với kích thước micro được trộn vào dung dịch điện môi của quá trình EDM. Quá trình như vậy được gọi là gia công tia lửa điện có trộn bột (PMEDM). PMEDM đã cải thiện đáng kể quá trình phóng điện. Sự tham gia của các hạt dẫn điện trong quá trình phóng điện đã làm giảm khả năng cách điện của dung dịch điện môi, thay đổi khoảng trống phóng điện giữa vật liệu và phôi [1]. Sự có mặt của các hạt dẫn điện khiến cho các tia lửa điện đồng đều hơn, kênh dẫn điện được mở rộng, năng lượng phóng điện được chia nhỏ và các hố phóng điện trở nên nông hơn [2]. Do đó, quá trình phóng điện trở nên ổn định, nâng cao hiệu suất gia công và chất lượng bề mặt [3].

Có nhiều nhà khoa học đã sử dụng các loại bột khác nhau trong quá trình EDM để đạt được chất lượng bề mặt mong muốn. Tuy nhiên chưa có nghiên cứu nào báo cáo về ảnh hưởng của bột nikel lên bề mặt thép 30XH2MΦA được xử lý bằng PMEDM. Nikel là kim loại có khả năng chống ăn mòn rất tốt, chịu được nhiệt độ cao, thường được sử dụng để mạ các chi tiết thép quan trọng. Thép 30XH2MΦA là một loại thép hợp kim chất lượng cao, được sử dụng phổ biến trong ngành cơ khí và vũ khí. Loại thép này đang được Nhà máy Z111 - TCCNQP sử dụng chế chế tạo nòng súng, đóng vai trò quan trọng đến ngành công nghiệp quốc phòng. Do đó, nghiên

cứu này tập trung vào phân tích, đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ chính bao gồm dòng điện (I_p), thời gian xung (T_{on}) và nồng độ bột (C_p) tới các tính chất bề mặt như độ nhám (R_a), độ cứng (HV) và tổ chức tế vi của thép 30XH2MΦA trong quá trình gia công EDM với bột nikel.

2. Vật liệu và phương pháp

2.1. Vật liệu

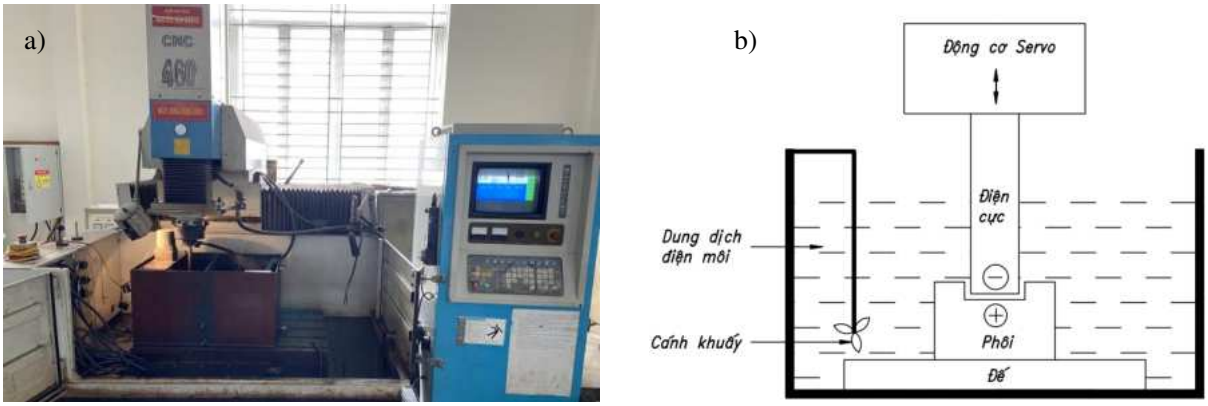
Trong thí nghiệm, vật liệu sử dụng là phôi thép chế tạo nòng súng với mác thép 30XH2MΦA được cung cấp bởi nhà máy Z111-Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng. Thành phần hóa học của thép được cho trong bảng 1. Dung dịch điện môi được sử dụng là dầu xung điện NP EDM FLUID được cung cấp bởi công ty NPOIL. Bột nikel với kích thước hạt 3÷5µm được sử dụng trong quá trình gia công PMEDM.

Bảng 1. Thành phần hóa học của thép 30XH2MΦA

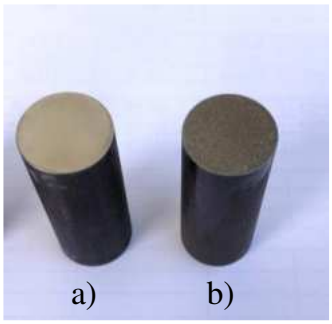
C	Cr	Ni	Mo	V	Si	Mn
0.28÷0.34	0.8÷1.2	1.65÷2	0.3÷0.5	0.08÷0.15	0.17÷0.37	0.25÷0.55

2.2. Phương pháp

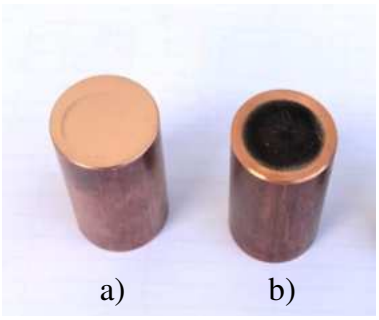
Các mẫu được gia công trên máy xung của Công ty Aristech với phiên bản CNC-460 EDM (Hình 1). Mẫu và điện cực đồng (99%Cu) có dạng hình trụ với kích thước tương ứng ϕ20x50mm và ϕ25x40mm (Hình 2,3), được gia công tạo hình bằng phương pháp cắt dây đạt độ chính xác 0.1mm. Bề mặt mẫu và điện cực được gia công đạt độ chính xác 0.01mm bằng phương pháp mài tinh. Sau đó chúng được gá đặt trên máy xung một cách chính xác, đảm bảo bề mặt mẫu và điện cực luôn song song trong quá trình gia công. Bể chứa dầu có kích thước ba chiều dài x rộng x cao = 400 x 320 x 350 mm, chứa 16 lít dầu, đảm bảo đủ ngập phôi và điện cực. Nồng độ bột nikel được chọn là 10g/l, tính toán khối lượng bột được thêm vào dung dịch điện môi là 160g. Nồng độ bột được xác định trước và trong quá trình gia công. Mục đích của việc này là để xác định và duy trì nồng độ bột luôn không đổi khi gia công. Cách thức xác định nồng độ bột là sử dụng một bình chia độ chứa hỗn hợp dầu và bột được lấy ra từ bể chứa khi đang gia công. Khi bột trong bình định mức lắng hoàn toàn xuống đáy bình, dầu được tách ra, sau đó cân nặng của bột và thể tích dầu được xác định. Từ đó, nồng độ bột được tính toán. Qua quá trình thực nghiệm nhận thấy có một lượng bột nhất định bị lắng trong quá trình gia công, do đó khối lượng bột được thêm dư 10% so với tính toán.



Hình 1. a - Máy xung CNC-460 EDM và b - Sơ đồ nguyên lý của máy

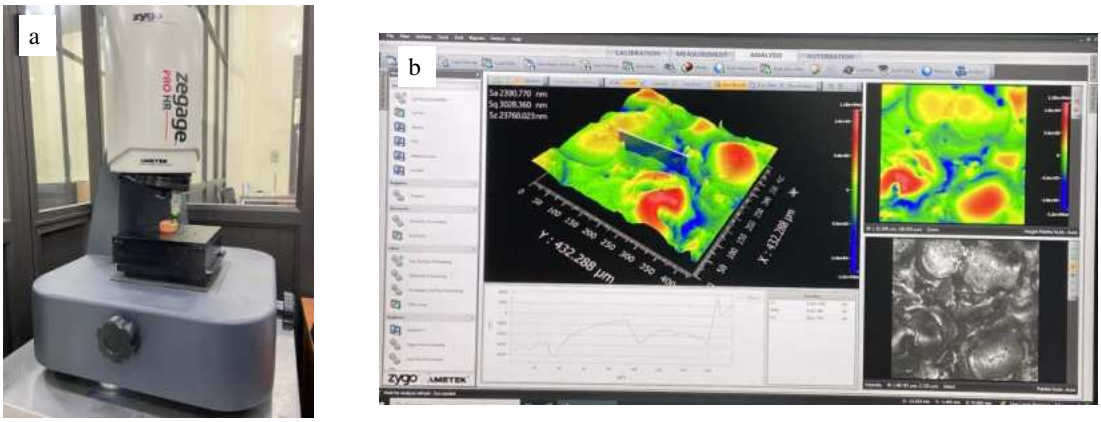


Hình 2. a - Mẫu trước gia công
b - Mẫu sau gia công



Hình 3. a - Điện cực trước gia công
b - Điện cực sau gia công

Độ nhám bề mặt (R_a) các mẫu sau gia công được đo bằng máy đo độ nhám bề mặt không tiếp xúc ZeGage Pro (Hình 4), được cung cấp bởi tập đoàn Zygo. Giá trị độ nhám đạt được trong mỗi chế độ công nghệ là giá trị độ nhám trung bình trên vùng diện tích được đo. Mỗi mẫu tiến hành đo độ nhám trên 4 vị trí tương tự để đảm bảo độ chính xác và dễ dàng so sánh với nhau.

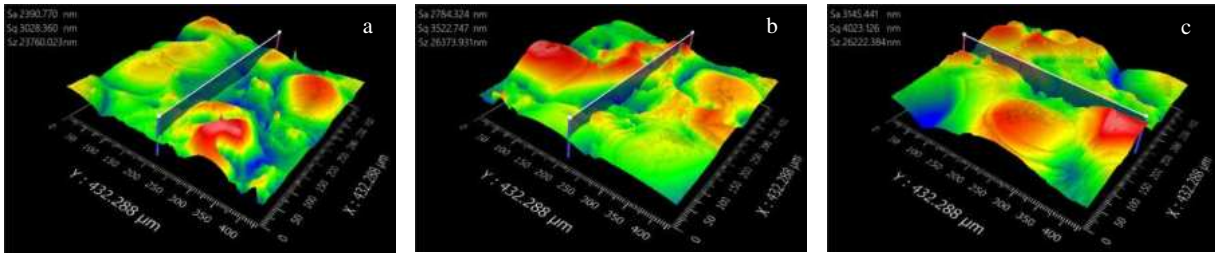


Hình 4. a - Máy đo độ nhám ZeGage Pro và b – Màn hình làm việc của phần mềm Mx

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Ảnh hưởng của cường độ dòng điện đến độ nhám bề mặt

Trong phần này, tác giả tập trung vào phân tích vai trò của cường độ dòng điện đến độ nhám bề mặt trong quá trình gia công PMEDM. Hình 5a, b, c là hình ảnh độ nhám bề mặt tương ứng với các chế độ I=5A, 7A và 9A, được đo bằng máy đo độ nhám Zegage Pro. Qua quan sát có thể thấy độ nhám có sự thay đổi rõ rệt theo chiều hướng tăng khi tăng cường độ dòng điện.



Hình 5. Độ nhám bề mặt tại C_p=10g/l, T_{on}=100µs: a, I=5A; b, I=7A; c,I=9A

Hiện tượng này có thể được giải thích như sau: Khi cường độ dòng điện tăng lên, năng lượng trong mỗi lần phóng điện cũng tăng theo dẫn tới những hố phóng điện sâu hơn, kết quả là độ nhám bề mặt lớn hơn. Khi cường độ dòng quá cao sẽ dẫn tới việc hình thành các bong

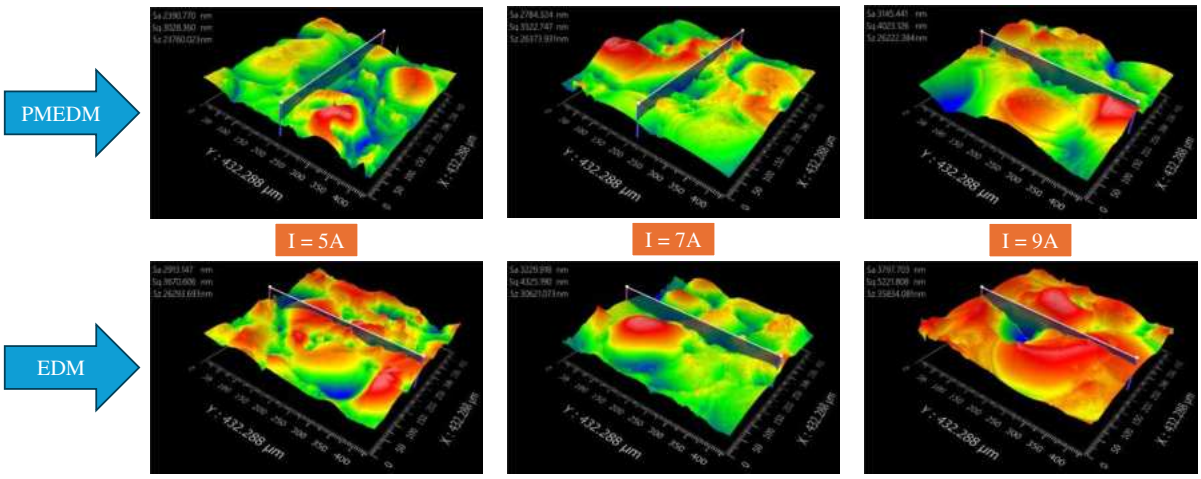
bóng khí với áp suất cao tại vùng gia công. Bong bóng khí này phát nổ sẽ sẽ đẩy bột ra xa khiến cho mật độ bột trong lần phóng điện tiếp theo thấp hơn.

3.2. Ảnh hưởng của bột đến độ nhám bề mặt

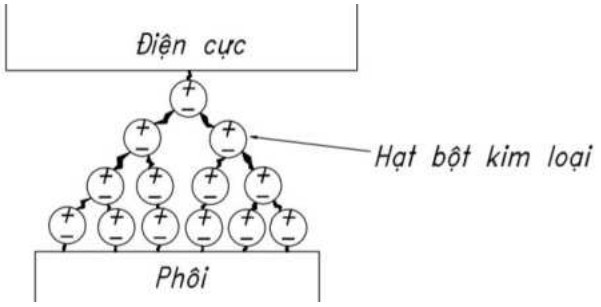
Hình 6 thể hiện độ nhám bề mặt của mẫu sau gia công PMEDM và EDM ở các chế độ dòng điện I = 5A, 7A và 9A. Ta có thể nhận thấy rõ ràng là việc thêm bột nikel vào dung dịch điện môi đã cải thiện đáng kể độ nhám bề mặt từ 15÷20% ở mọi chế độ dòng điện khác nhau. Điều này có thể được giải thích bởi sự tham gia của các hạt dẫn điện trong quá trình phóng tia lửa. Sự tham gia của các hạt dẫn điện làm thay đổi quá trình phóng tia lửa theo các khía cạnh sau:

a. Khi bột dẫn điện được thêm vào, khoảng cách phóng điện giữa điện cực và phôi được tăng lên [4]. Điều này là do các hạt dẫn điện được sắp xếp thành các cầu nối dưới tác động của trường điện từ. Khoảng cách phóng điện tăng lên, dẫn đến giảm năng lượng và tốc độ loại bỏ vật liệu. Do đó, các hố trên bề mặt phôi được tạo ra có độ sâu và chiều rộng giảm, làm giảm độ nhám bề mặt.

b. Khi có sự tham gia của các hạt dẫn điện, các tia lửa điện được tạo ra đồng đều hơn. Trong quá trình EDM, tia lửa điện thường hình thành tại những khoảng cách ngắn nhất giữa điện cực và phôi. Tuy nhiên, trong quá trình PMEDM, các hạt dẫn điện hỗ trợ tạo ra kênh phóng điện. Kết quả là khả năng phóng tia lửa xảy ra tại nhiều điểm (Hình 7), làm phân tán năng lượng, do đó cải thiện đáng kể độ nhám bề mặt.



Hình 6. So sánh độ nhám bề mặt giữa hai phương pháp PMEDM và EDM



Hình 7. Đề xuất quá trình phóng điện với bột dẫn điện trong PMEDM

3.3. Ảnh hưởng của cường độ dòng và nồng bột đến tốc độ bóc tách vật liệu (MRR)

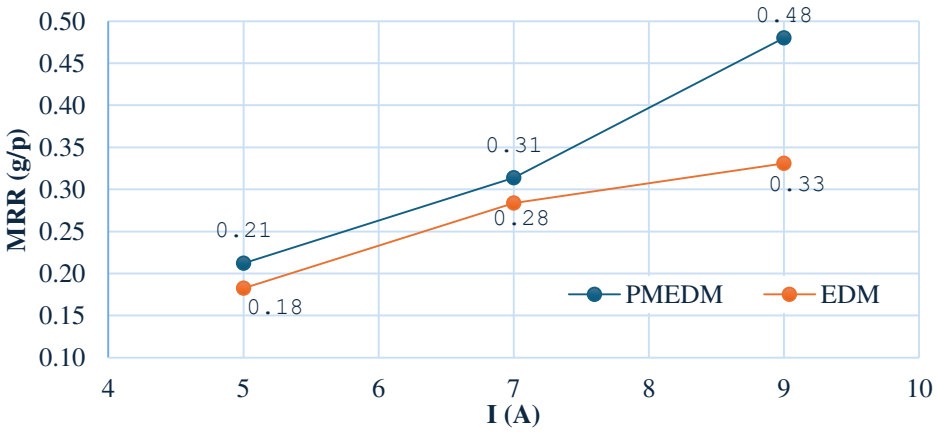
Trong Hình 8, kết quả cho thấy MRR có xu hướng tăng khi tăng cường độ dòng điện. Trong chế độ PMEDM với C_p = 10g/l, khi dòng điện tăng từ 5A đến 9A, MRR tăng từ 0.21g/p

lên 0.48g/p (128%); tương tự MRR tăng từ 0.18g/p lên 0.33g/p (83%) đối với chế độ EDM. Nguyên nhân của hiện tượng này có thể lý giải một cách dễ dàng đó là khi cường độ dòng tăng kéo theo năng lượng phóng điện tăng, kết quả là tốc độ bóc tách vật liệu cũng tăng theo.

Từ Hình 8 cũng có thể nhận thấy tốc độ loại bỏ vật liệu của quá trình PMEDM đã được cải thiện so với quá trình EDM. Mức độ cải thiện từ 10÷45% phụ thuộc vào các thông số công nghệ khác như cường độ dòng, nồng độ bột và thời gian xung bật-tắt. Nguyên nhân của việc cải thiện MRR là do sự tham gia của các hạt dẫn điện trong quá trình EDM. Điều này được giải thích như sau:

a. Khi bột dẫn điện có mặt trong quá trình phóng tia lửa, nó hình thành các kênh phóng điện tại nhiều vị trí giữa điện cực và phôi như đã trình bày ở mục 3.2. Điều này làm cho quá trình phóng tia lửa ổn định hơn so với trường hợp không có bột dẫn điện.

b. Bột được treo trong môi trường dung môi, làm giảm khả năng cách điện của môi trường điện môi [5]. Điều này cải thiện độ dẫn điện của dung môi và giảm độ nhớt của nó, giúp tia lửa phóng điện đều hơn.



Hình 8. Tốc độ bóc tách vật liệu của hai phương pháp PMEDM và EDM ở T_{on} = 100µs

4. Kết luận

Bài báo này tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của cường độ dòng điện đến độ nhám bề mặt và tốc độ bóc tách vật liệu trong quá trình gia công EDM và PMEDM. Bên cạnh đó, vai trò của việc thêm bột nikel vào chất điện môi đối với độ nhám bề mặt cũng được đánh giá. Kết quả chính của nghiên cứu này có thể tổng hợp lại như sau:

- Cơ chế tham gia của các hạt bột trong quá trình phóng tia lửa điện và vai trò của chúng đối với tính chất bề mặt sau gia công đã được phân tích và làm sáng tỏ.
- Cường độ dòng điện có ảnh hưởng lớn tới độ nhám bề mặt và MRR. Cường độ dòng điện nhỏ dẫn tới MRR và độ nhám bề mặt thấp, ngược lại cường độ dòng điện lớn làm cho MRR tăng và độ nhám bề mặt cũng tăng theo.
- Việc thêm bột nikel vào dung dịch điện môi giúp cải thiện MRR và độ nhám bề mặt.

Bên cạnh những kết quả đạt được, nghiên cứu còn một số hạn chế như tốc độ bóc tách vật liệu của phương pháp còn thấp, độ nhám bề mặt sau gia công khá cao. Định hướng tiếp theo tác giả sẽ nghiên cứu ảnh hưởng của bột nikel trong phương pháp PMEDM đối với các tính chất bề mặt như độ cứng, chiều dày lớp đúc lại; phân tích và đánh giá tổ chức lớp bề mặt chi tiết sau gia công.

Lời cảm ơn

Tác giả xin gửi lời cảm ơn đến Trung tâm Công nghệ của Học viện Kỹ thuật quân sự đã cung cấp thiết bị cho nghiên cứu này.

Tài liệu tham khảo

[1] K. Furutani, A. Saneto, H. Takezawa, N. Mohri and H. Miyake, "Accretion of Titanium Carbide by Electrical Discharge Machining with Powder Suspended in Working Fluid," *Precision Engineering,* pp. 138-144, 2001.

[2] X. Wang, C. Li, H. Guo, S. Yi, L. Kong and S. Ding, "Alternating Energy Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy Using a WC-PCD Electrode, J. Manuf. Process.," *Journal of Manufacturing Processes,* pp. 37-47, 2020.

[3] G. Talla, S. Gangopadhayay and C.K. Biswas, "State of the art in powder-mixed electric discharge machining: A review," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture,* pp. 2511-2562, 2017.

[4] Y.-F. Tzeng, C.-Y. Lee, "Effects of Powder Characteristics on Electrodischarge Machining Efficiency," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology,* vol. 17, pp. 586-592, 2001.

[5] Murahari Kolli, Adepu Kumar, "Surfactant and graphite powder–assisted electrical discharge machining of titanium alloy," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture,* pp. 641-657, 2017.

Effect of some technological parameters on the surface properties of 30XH2MΦA steel processed by Electrical Discharge Machining (EDM)

Abstract*: Many studies have been conducted on the surface layer characteristics of electrical discharge machining (EDM). However, there are relatively few studies that use nickel powder in powder-mixed electrical discharge machining (PMEDM) and investigate its effects on surface properties. In this paper, the effects of key technological parameters, including discharge current (I_p), pulse-on time (T_{on}), and powder concentration (C_p), on surface properties such as surface roughness (Ra), hardness (HV), and microstructure of 30XH2MΦA steel processed by PMEDM with nickel powder were studied. The results indicate that Ip has the most significant impact on surface roughness, hardness, and microstructure.*

Keywords: *EDM; PMEDM; powder; microstructure; surface roughness*

Giải pháp thúc đẩy hoạt động nghiên cứu khoa học của cán bộ, giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh

Nguyễn Hoàng An[1], Nguyễn Thị Gấm[2]

[1]Học viên Cao học, Lớp QLKH&CN K235B, Hệ QLHVSĐH, Học viện KTQS

[2]Bộ môn QLKH&CN, Khoa Cơ khí, Học viện KTQS

Tóm tắt

Hoạt động nghiên cứu khoa học (NCKH) là một trong hai nhiệm vụ chính trị trọng tâm trong các trường đại học nói chung và các trường đại học quân đội nói riêng. Cán bộ, giảng viên là lực lượng nòng cốt trong hoạt động NCKH. Tuy nhiên việc tham gia hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh chưa được nhiều người quan tâm và thực sự đam mê với hoạt dộng này. Bài viết nêu ra thực trạng hoạt động NCKH của trường Sĩ quan Pháo binh và đưa ra các giải pháp nhằm thúc đẩy tham gia hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh.

Từ khoá: *Nghiên cứu khoa học, Giảng viên*

1. Đặt vấn đề

Nghiên cứu khoa học là một lĩnh vực, hoạt động quan trọng góp phần thúc đẩy sự nghiệp công nghiệp hóa, hiện đại hóa đất nước theo định hướng xã hội chủ nghĩa. Nghị quyết Đại hội Đại biểu toàn quốc lần thứ XIII của Đảng đã chỉ rõ: "Tiếp tục thực hiện nhất quán chủ trương khoa học và công nghệ là quốc sách hàng đầu, là động lực then chốt để phát triển lực lượng sản xuất, đổi mới mô hình tăng trưởng, nâng cao năng suất, chất lượng, hiệu quả và sức cạnh tranh của nền kinh thế" [1]. Nâng cao chất lượng hoạt động và thúc đẩy tham gia hoạt động NCKH là một yêu cầu, đòi hỏi khách quan, một nhiệm vụ quan trọng. Đối với một trường đại học, tiêu chí về NCKH là một nội dung đánh giá kiểm định chất lượng giáo dục đại học và xếp hạng trường đại học. Trong đó, đội ngũ cán bộ, giảng viên ở các trường là lực lượng nòng cốt thực hiện nhiệm vụ NCKH.

Trong những năm qua, cùng với sự phát triển chung các học viện, nhà trường Quân đội, công tác giáo dục đào tạo (GD-ĐT) và hoạt động NCKH là nhiệm vụ chính trị trung tâm của Trường Sĩ quan Pháo binh (SQPB). Hoạt động NCKH ở Nhà trường đã có những bước phát triển quan trọng, góp phần nâng cao chất lượng, vị thế, uy tín của Nhà trường trong hệ thống học viện, nhà trường Quân đội và giáo dục quốc dân. Trường SQPB không chỉ là cái nôi đào tạo sĩ quan chỉ huy pháo binh, mà còn là trung tâm NCKH quân sự pháo binh của toàn quân. Tuy nhiên, bên cạnh những thành tựu, hoạt động NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên ở Nhà trường hiện nay vẫn còn những hạn chế nhất định. Biểu hiện trong nhận thức và tổ chức thực hiện NCKH chưa thực sự tương xứng với tiềm lực đội ngũ cán bộ, giảng viên ở Nhà trường; một số sản phẩm nghiên cứu có chất lượng, hàm lượng khoa học chưa đáp ứng yêu cầu phát triển của Nhà trường... Những hạn chế nêu trên có nhiều nguyên nhân, trong đó nguyên nhân cơ bản vẫn thuộc về tổ chức thực hiện và chưa tạo được động lực mạnh mẽ thúc đẩy hoạt động NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên phát triển lên một chất mới. Do đó, nghiên cứu tìm các giải pháp để thúc đẩy tham gia hoạt động NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên ở Nhà trường hiện nay vẫn là vấn đề cấp thiết, rất cần được quan tâm lãnh đạo, chỉ đạo, tổ chức nghiên cứu.

2. Cơ sở lý luận về hoạt động nghiên cứu khoa học trong các nhà trường quân đội

2.1. Khái niệm về NCKH

NCKH là một nội dung quan trọng trong chương trình đào tạo ở trường đại học, qua đó hình thành tư duy và phương pháp NCKH, thực hiện phương châm "giảng dạy kết hợp với thực nghiệm và NCKH".

Luật khoa học và công nghệ (Số 13/VBHN-VPQH ngày 8 tháng 7 nằm 2022): "NCKH là hoạt động khám phá, phát hiện, tìm hiểu bản chất, quy luật của sự vật, hiện tượng tự nhiên, xã hội và tư duy; sáng tạo giải pháp nhằm ứng dụng vào thực tiễn." [7]

Theo Giáo trình phương pháp NCKH của tác giả Đinh Văn Sơn và Vũ Mạnh Chiến thì: "NCKH là một hoạt động tìm kiếm, phát hiện, xem xét, điều tra, hoặc thử nghiệm những kiến thức mới, lý thuyết mới... về tự nhiên và xã hội." [6]

Từ những khái niệm trên ta thấy, NCKH chính là các hoạt động tìm kiếm, xem xét, điều tra hoặc thử nghiệm. Dựa trên những số liệu, tài liệu, kiến thức… đạt được từ các hoạt động NCKH để phát hiện những cái mới về bản chất sự vật, về thế người tự nhiên và xã hội và để sáng tạo phương pháp và phương tiện kỹ thuật mới cao hơn, giá trị hơn. Con người muốn NCKH phải có kiến thức nhất định về lĩnh vực nghiên cứu và cái chính là phải rèn luyện cách làm việc tự lực, có phương pháp NCKH phù hợp với năng lực cá nhân.

2.2. Quy định về NCKH trong các nhà trường quân đội

Hoạt động NCKH là một trong hai nhiệm vụ chính trị trọng tâm của cán bộ giảng viên trong các nhà trường quân đội. Đây là một căn cứ để đánh giá kết quả thực hiện nhiệm vụ trong năm học và xếp loại thi đua của giảng viên. Chính vì vậy, Bộ Quốc phòng đã ban hành Thông tư 188/2021/TT-BQP Quy định về định mức giờ chuẩn giảng dạy và NCKH đối với nhà giáo trong Quân đội nhân dân Việt Nam.

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 200 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.

Bên cạnh đó tại điều 8 của Thông tư này cũng quy định rõ về việc quy đổi các hoạt động NCKH, sản phẩm khoa học của nhà giáo. Các đề tài cấp cơ sở (do Giám đốc, Hiệu trưởng nhà trường phê duyệt) là 1200 giờ hành chính; cấp cơ sở (do Thủ trưởng Bộ Tổng tham mưu, Thủ trưởng Tổng cục Chính trị, Thủ trưởng tổng cục, Thủ trưởng đơn vị quản lý trường phê duyệt) được tính bằng 1800 giờ hành chính, cấp bộ được tính bằng 2400 giờ hành chính, cấp quốc gia được tính bằng 3600 giờ hành chính; một sáng kiến cấp cơ sở (do Giám đốc, Hiệu trưởng nhà trường phê duyệt) được tính bằng 300 giờ hành chính, cấp cơ sở (do Thủ trưởng Bộ Tổng tham mưu, Thủ trưởng Tổng cục Chính trị, Thủ trưởng tổng cục, Thủ trưởng đơn vị quản lý trường phê duyệt) được tính bằng 450 giờ hành chính, cấp bộ được tính bằng 600 giờ hành chính, cấp quốc gia được tinhs bằng 900 giờ hành chính; một giáo trình, tài liêu dạy học, tài liệu huấn luyện, điều lệ, điều lệnh được tính bằng 1200 giờ hành chính; một bài báo được công bố trên tạp chí có chỉ số ISSN hoặc một báo cáo khoa học tại hội thảo khoa học cấp cơ sở (do Thủ trưởng Bộ Tổng tham mưu, Thủ trưởng Tổng cục Chính trị, Thủ trưởng tổng cục, Thủ trưởng đơn vị quản lý trường phê duyệt) được tính bằng 300 giờ hành chính; một báo cáo khoa học tại hội thảo cấp bộ được tính bằng 450 giờ hành chính còn cấp quốc gia được tính bằng 600 giờ hành chính; hướng dẫn học viên nghiên cứu đề tài khoa học cấp cơ sở (do Giám đốc, Hiệu

trưởng nhà trường phê duyệt) được đánh giá xếp loại xuất sắc được tính bằng 75 giờ hành chính, đạt được tính bằng 30 giờ hành chính; thành viên hội đồng khoa học cấp cơ sở (do Giám đốc, Hiệu trưởng nhà trường phê duyệt) thông qua 01 đề cương đề tài, sáng kiến, giáo trình, tài liệu dạy học được tính bằng 3.0 giờ hành chính, nghiêm thu 01 đề tài, sáng kiến, giáo trình, tài liệu dạy học được tính bằng 6.0 giờ hành chính; đối với một sản phẩm khoa học có nhiều thành viên tham gia thì xác định: có 02 thành viên tham gia thì chủ nhiệm, chủ biên hưởng 2/3 số giờ hành chính quy đổi, có 03 thành viên thì chủ nhiệm, chủ biên được hưởng 1/2 số giờ hành chính, có hơn 03 thành viên thì chủ biên, chủ nhiệm được hưởng 1/3 số giờ hành chính còn lại chia theo giá trị đóng góp của mỗi thành viên; một sản phẩm khoa học thực hiện trong nhiều năm thì số giờ hành chính từng năm bằng tổng số giờ hành chính quy đổi từ sản phẩm khoa học chia đều cho số năm thực hiện theo quy định.

2.3. Vai trò của NCKH đối với các nhà trường quân đội

Trong các nhà trường quân đội, giảng viên là lực lượng nòng cốt thực hiện các hoạt động NCKH. NCKH vừa là quyền lợi vừa là trách nhiệm của mỗi giảng viên. Tuy nhiên không phải ai cũng nhân thức đầy đủ về vai trò của hoạt động này. Việc nhận thức đúng vai trò của hoạt động NCKH cũng là một yếu tố thúc đẩy giảng viên tham gia hoạt động NCKH tích cực hơn. Chúng ta có thể rút ra một số vai trò chính mà hoạt động NCKH mang lại cho các nhà trường quân đội như sau:

a) Nâng cao vị thế của các nhà trường quân đội, tạo tiền đề thu hút nguồn nhân lực có chất lượng cao tham gia giảng dạy và học tập

Hoạt động NCKH của các nhà trường trong quân đội không chỉ bó gọn trong việc nghiên cứu về lĩnh vực khoa học quân sự mà còn cả các lĩnh vực dân sự. Số lượng các bài báo khoa học, các đề tài khoa học được công bố của các trường quân đội ngày càng nhiều. Đặc biệt số lượng các bài báo khoa học được đăng trên các tạp chí quốc tế được gắn tên tác giả và nhà trường cũng dần tăng lên. Kết qủa hoạt động NCKH của các giảng viên trong các trường quân đội đã góp phần quan trọng để khẳng định vị thế và uy tín của các nhà trường quân đội. Việc này cũng góp phần thu hút được nguồn nhân lực chất lượng cao tham gia vào giảng dạy, đồng thời cũng thu hút được đội ngũ học viên chất lượng thi vào các nhà trường trong quân đội.

b) Nâng cao năng lực và kinh nghiệm của giảng viên

Việc tham gia các hoạt động NCKH giúp cho người giảng viên từng bước hoàn thiện và củng cố kiến thức chuyên môn của giảng viên, gắn lý thuyết với thực hành, giúp cho việc giảng dạy của giảng viên trở nên phong phú và sinh động hơn. Bên cạnh đó, việc tham gia hoạt động NCKH cũng giúp giảng viên nâng cao uy tín của bản thân trong nhà trường. Kết quả NCKH của giảng viên là điều kiện cần có để giảng viên có học hàm, học vị và các danh hiệu nhà giáo cũng như các danh hiệu thi đua. Mặt khác, việc tham gia hoạt động NCKH cũng giúp giảng viên hoàn thiện bản thân, hoàn thiện khả năng NCKH, khám phá tiềm năng NCKH của bản thân và bồi dưỡng dần lòng đam mê nghiên cứu.

b) Nâng cao tính chủ động và kỹ năng mềm

Việc tham gia hoạt động NCKH giúp cho giảng viên luôn chủ động trong việc cập nhật các tri thức mới, định hướng vấn đề nghiên cứu và tìm kiếm thông tin, khám phá các kiến thức mới. Bên cạnh đó, NCKH sẽ góp phần nâng cao và hoàn thiện các kỹ năng mềm cho cán bộ, giảng viên,

trong đó bao gồm các kỹ năng mềm như: kỹ năng phân tích, kỹ năng tư duy, tổng hợp, phán đoán và kết luận một vấn đề nghiên cứu, kỹ năng thuyết trình, kỹ năng làm việc nhóm…

c) Nâng cao chất lượng đào tạo

Tham gia hoạt động NCKH giúp giảng viên có thể tìm ra những kiến thức mới và thường xuyên cập nhật những kiến thức này vào bài giảng để nâng cao chất lượng bài giảng, tạo hứng thu cho học viên trong quá trình học tập. Nếu không tham gia hoạt động NCKH thì những kiến thức mới sẽ khó có thể cập nhật thường xuyên dẫn đến bài giảng của giảng viên sẽ lặp đi lặp lại không có sự đổi mới. Chính vì vậy, chúng ta có thể nói hoạt động NCKH và giảng dạy của giảng viên là hai hoạt động bổ trợ và gắn kết với nhau.

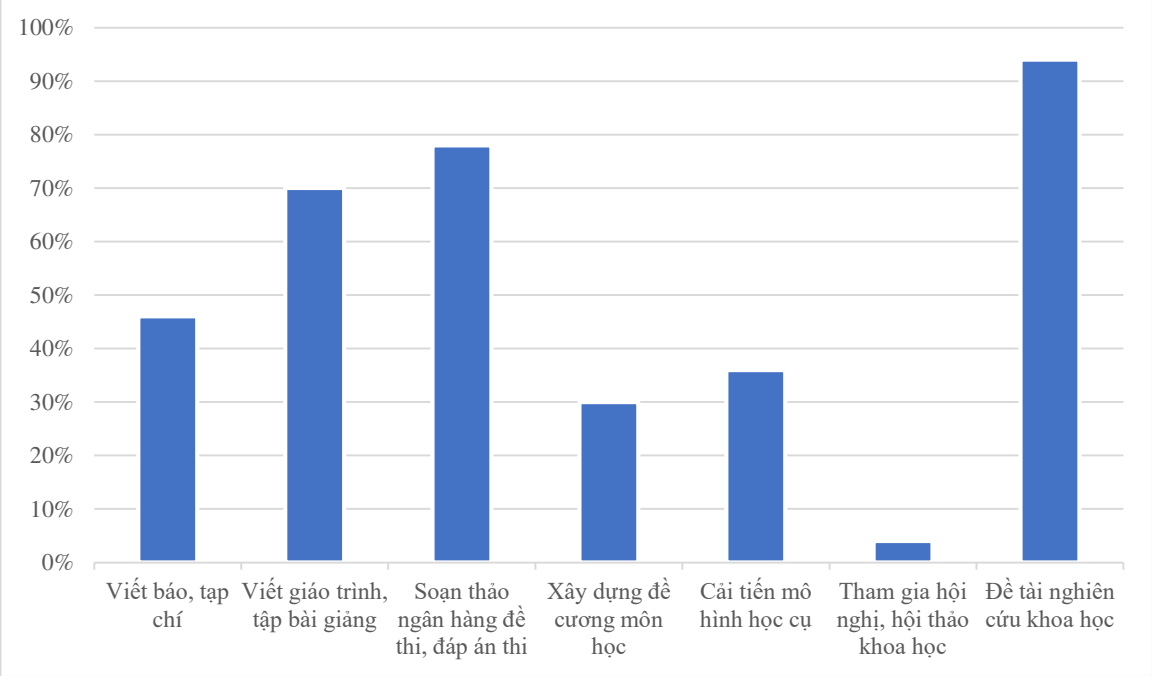
d) Nâng cao năng lực quốc phòng

Thông qua hoạt động NCKH của các nhà trường quân đội có thể phân tích, dự đoán các xu hướng công nghệ mới có thể xuất hiện. Bên cạnh đó hoạt động NCKH có thể từng bước tạo ra được những thế hệ vũ khí, các thiết bị quân sự đến nghệ thuật chính trị, quân sự và hệ thống thông tin hỗ trợ chiến đấu góp phần nâng cao khả năng tác chiến cho quân đội.

3. Thực trạng nghiên cứu khoa học của cán bộ giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh

3.1. Tình hình nghiên cứu khoa học của cán bộ giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh hiện nay

Từ năm 2020 đến năm 2024, Trường SQPB đã triển khai đa dạng các hình thức tham gia hoạt động NCKH gồm: thực hiện đề tài NCKH, viết báo, tạp chí, soạn thảo ngân hàng đề thi, đáp án thi, viết giáo trình, tập bài giảng, xây dựng đề cương môn học, cải tiến mô hình học cụ, sáng kiến NCKH và tham gia hội nghị, hội thảo khoa học.



Hình 1. Thống kê các hình thức tham gia hoạt động NCKH

(Nguồn: Theo dữ liệu khảo sát của tác giả)

Theo kết quả khảo sát, hoạt động NCKH mà cán bộ, giảng viên của Nhà trường tham gia nhiều nhất là thực hiện đề tài, nhiệm vụ NCKH các cấp (trên 90%), bao gồm: đề tài NCKH các cấp; chuyên đề, sáng kiến cấp trường, cấp phòng, khoa, tiểu đoàn, ban trực thuộc trường.

Đây là hoạt động liên quan trực tiếp đến công việc giảng dạy cũng như huấn luyện của cán bộ, giảng viên. Trường đã triển khai nghiên cứu 02 đề tài cấp Bộ, 15 đề tài cấp ngành, 08 đề tài cấp Binh chủng. Chất lượng các sản phẩm NCKH của đội ngũ cán bộ, giảng viên ở Nhà trường qua đánh giá, nghiệm thu của các hội đồng khoa học các cấp đều đạt khá trở lên, có một số đề tài được đánh giá xuất sắc và có tính ứng dụng cao trong Binh chủng pháo binh và toàn quân. Các đề tài cấp trường và cấp phòng, khoa, tiểu đoàn và ban trực thuộc cũng đã được triển khai nghiên cứu và phục vụ thiết thực cho nhiệm vụ GD-ĐT, huấn luyện sẵn sàng chiến đấu của Nhà trường, các đơn vị pháo binh trong toàn Binh chủng.

Bảng 1. Thống kê số lượng các công trình NCKH từ năm 2020 – 2024

STT	Đề tài, nhiệm vụ KH&CN	2020	2021	2022	2023	2024	Tổng
1	**Cấp Bộ**					02	**02**
2	**Cấp Ngành**	02	04	03	03	03	**15**
3	**Cấp Binh chủng**	03		02	01	02	**08**
4	**Cấp Nhà trường**						
	Đề tài			01	03	03	**07**
	Chuyên đề	12	13	14	08	01	**48**
	Sáng kiến	08	08	11	08	10	**45**
5	**Cấp Phòng, Khoa, Tiểu đoàn, Ban trực thuộc**						
	Chuyên đề	141	191	189	150	120	**791**
	Sáng kiến	57	60	63	50	60	**290**

(Nguồn: Theo thống kê của Ban KHQS Trường SQPB)

Tuy nhiên, số lượng cán bộ, giảng viên chủ trì các đề tài, sáng kiến cấp Bộ, Ngành, Binh chủng, thậm chí là đề tài cấp Nhà trường còn rất ít. Các đề tài NCKH ở cấp bộ, cấp ngành, cấp binh chủng chỉ tập trung vào một số khoa, một số cán bộ, giảng viên. Theo số liệu của Ban KHQS của trường thống kê từ năm 2020 đến 2024: 02 đề tài cấp bộ thì 01 đề tài của Khoa KHXN&NV và 01 đề tài của Khoa Bắn pháo; 15 đề tài cấp ngành đều tập trung ở 03 khoa của trường (Khoa KHCB, Khoa Bắn pháo và Khoa KHXH&NV); tương tự như vậy trong 08 đề tài cấp ngành có 07 đề tài của Khoa KHCB, Khoa KHXH&NV, Khoa Bắn pháo, chỉ có duy nhất 01 đề tài không phải của ba khoa nói trên. Con số các đề tài cấp trên cho thấy 03 Khoa đã có những chính sách, cơ chế phù hợp để động viên các cán bộ, giảng viên đăng ký tham gia các đề tài cấp trên như: khen thưởng đối với những giảng viên tích cực trong hoạt động NCKH, đưa tiêu chí NCKH vào bình xét chiến sĩ thi đua hàng năm. Bên cạnh đó cán bộ, giảng viên của các ba khoa cũng đã nhận thức rõ vai trò của NCKH trong sự nghiệp của mình.

Các đề tài cấp bộ, cấp ngành, cấp binh chung hay cấp trường đòi hỏi ngoài kiến thức chuyên môn vững thì cán bộ, giảng viên cần phải có kỹ thuật và phương pháp NCKH. Từ việc hình thành ý tưởng đến hiện thực ý tưởng đó thành sản phẩm khoa học đòi hỏi cán bộ, giảng viên cần phải hiểu biết các phương pháp phân tích, tìm kiếm tài liệu… Theo kết quả khảo sát thì đến 64% cán bộ, giảng viên còn thiếu kỹ năng và phương pháp NCKH. Đây cũng chính là

nguyên nhân mà cán bộ, giảng viên chưa thực sự tự tin để thực hiện các đề tài cấp trên mà chọn thực hiện chuyên đề, sáng kiên cấp phòng, khoa, tiểu đoàn và các ban trực thuộc. Việc thực hiện hoạt động NCKH cấp này dễ dàng thực hiện hơn vì không cần nhiều kỹ năng và phương về NCKH, cũng không tốn quá nhiều kinh phí để thực hiện. Bên cạnh đó, các hoạt động NCKH này vẫn được quy đổi ra giờ NCKH và được tính vào kết quả hoàn thành nhiệm vụ NCKH trong năm của cán bộ, giảng viên.

Ngoài ra, trong giai đoạn 2020-2024 số lượng các bài báo được đăng trên các tạp chí trong nước của cán bộ giảng viên trong nhà trường cũng có chuyển biến rõ rệt về số lượng và chất lượng.

Bảng 2. Thống kê số lượng các bài báo khoa học được đăng từ năm 2020 – 2024

TT	Loại tạp chí	Số lượng					
		2020	**2021**	**2022**	**2023**	**2024**	**Tổng số**
1	Tạp chí khoa học cấp ngành trong nước	25	11	58	85	39	218
2	Tạp chí/tập san khác					71	
	Tổng cộng	**25**	**11**	**58**	**85**	**110**	**289**

(Nguồn: Theo thống kê của Ban KHQS Trường SQPB)

Các bài báo của cán bộ, giảng viên của trường chủ yếu tập trung viết về kiến thức quân sự, vì vậy các tạp chí mà cán bộ, giảng viên gửi đăng bài thường là tạp chí Nghệ thuật quân sự, Lịch sử quân sự, Quân sự quốc phòng, Nghiên cứu Chiến thuật chiến dịch… Tổng các bài báo được đăng trên các tạp chí khoa học trong 05 năm là 218 bài báo (thấp nhất năm 2021: 11 bài, cao nhất năm 2024: 110 bài), trung bình mỗi năm cán bộ, giảng viên của trường thực hiện 57 bài báo, đạt trung bình 0,7 bài/01 cán bộ, giảng viên/năm. Như vậy, số lượng bài báo tính trung bình hàng năm trên một cán bộ, giảng viên của Nhà trường hiện nay còn khá thấp.

Trong năm 2024 số lượng các bài báo của Nhà trường có sự tăng đột biến. Có sự đột biến như vậy là vì trong năm 2024 số lượng giảng viên tham gia thi cán bộ giảng viên giỏi cấp trường tăng lên nhiều so với các năm khác (52 đồng chí tham gia thi). Một trong những điều kiện để cán bộ, giảng viên được tham gia thì là phải có 01 bài báo được đăng trên tạp chí. Bên cạnh đó các giảng viên còn nộp hồ sơ đăng ký giảng viên ngạch khởi đầu và giảng viên chính. Các giảng viên lựa chọn đăng báo ngoài các tạp chí quân sự một phần cũng để nhà trường tăng số lượng bài báo nhằm quảng bá hình ảnh của nhà trường.

3.2. Những tồn tại trong hoạt động nghiên cứu khoa học của cán bộ giảng viên

Bên cạnh những kết quả NCKH đã đạt được trong giai đoạn từ năm 2020-2024 với những sản phẩm NCKH của nhà trường đã được đánh giá cao thì vẫn còn một số tồn tại trong hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên.

- Một số cơ chế, chính sách của Nhà trường chưa tạo được động lực để thúc đẩy cán bộ, giảng viên tham gia hoạt động NCKH. Hiện tại nhà trường đang triển khai chính sách cử cán bộ, giảng đi bồi dưỡng kiến thức về kỹ năng và phương pháp NCKH. Nhưng việc triển khai chính sách này chưa đáp ứng được mong đợi của cán bộ, giảng viên. Việc cử cán bộ, giảng viên đi bồi dưỡng kiến thức về kỹ năng và phương pháp NCKH chưa được đúng cán bộ, giảng viên cần. Người được cử đi bồi dưỡng chưa phát huy được vai trò của mình khi kết thúc khoá bồi

dưỡng. Bên cạnh đó, nhà trường cũng chưa có chính sách hỗ trợ về tài chính cũng như chính sách khen thưởng đối với những sản phẩm NCKH có chất lượng.

- Cán bộ, giảng viên vẫn chưa nhận thức rõ vị trí, vai trò và tầm quan trọng của hoạt động NCKH. NCKH học giúp giảng viên mở rộng được vốn kiến thức của mình và vận dụng những kiến thức lý luận ấy vào trong thực tiễn giảng dạy. Đồng thời nghiên cứu khoa học còn giúp cho người giảng viên có được phong cách và phương pháp làm việc khoa học, đặt các vấn đề trong một khung tác động đa chiều với cách nhìn khách quan, chính xác. Nhưng thực tế một bộ phận cán bộ, giảng viên chưa nhận thức được vấn đề đó. Theo kết quả khảo sát thì đại đa số cán bộ, giảng viên tham gia hoạt động NCKH chỉ với mục đích hoàn thành chỉ tiêu/nhiệm vụ năm học (66%) và trong số cán bộ, giảng viên tham gia khảo sát có 4% không tham gia bất cứ một hoạt động NCKH nào.

- Một số cán bộ, giảng viên chưa nắm vững phương pháp NCKH, còn khá mơ hồ trong nghiên cứu (từ việc hình thành ý tưởng nghiên cứu, cho đến việc xây dựng đề cương nghiên cứu, cách tìm tài liệu liên quan, cách trình bày bài nghiên cứu, …), đặc biệt là đội ngũ cán bộ, giảng viên trẻ. Đa số các cán bộ giảng viên chưa được đào tạo bài bản về phương pháp NCKH nên việc hình thành ý tưởng, cũng như việc xây dựng đề cương và trình bày bài nghiên cứu trở nên khá khó khăn. Theo kết quả khảo sát, trong quá trình thực hiện các hoạt động NCKH có 32% cán bộ, giảng viên chưa biết cách chọn đề tài nghiên cứu; 62% cán bộ, giảng viên chưa nắm vững phương pháp, kỹ năng NCKH.

- Nguồn kinh phí để thực hiện việc nghiên cứu khoa học còn thấp. Hiện nay, nguồn kinh phí dành cho cán bộ, giảng viên để thực hiện các đề tài nghiên cứu khoa học là khá eo hẹp, thậm chí một số cán bộ, giảng viên phải tự bỏ tiền túi ra để thực hiện các đề tài nghiên cứu vì chi phí cho hoạt động nghiên cứu là rất lớn. Trường không có quỹ riêng cho hoạt động NCKH, kinh phí dành cho hoạt động NCKH của trường hoàn toàn do cấp trên phân bổ xuống. Các chuyên đề, sáng kiến cấp khoa, phòng, tiểu đoàn, ban trực thuộc hoàn toàn không có kinh phí hỗ trợ. Cá nhân cán bộ, giảng viên phải tự chi trả mọi chi phí. Điều này ảnh hưởng khá lớn đến việc thúc đẩy cán bộ, giảng viên tham gia hoạt động NCKH.

- Khả năng tiếp cận tài liệu và đọc hiểu các tài liệu nước ngoài còn thấp. Với chuyên ngành quân sự, tài liệu hạn chế, việc tìm kiếm tài liệu trên internet là vô cùng khó khăn. Mặt khác, tài liệu chuyên ngành pháo binh chủ yếu là tài liệu bằng tiếng Nga cũng là rào cản đối với cán bộ, giảng viên khi tiếp cận do khả năng đọc hiểu các tài liệu tiếng Nga của cán bộ, giảng viên còn hạn chế.

4. Giải pháp thúc đẩy tham gia hoạt động nghiên cứu khoa học của cán bộ giảng viên Trường Sĩ quan Pháo binh

4.1. Tăng cường nâng cao nhận thức cho đội ngũ cán bộ, giảng viên về vị trí, vai trò, tầm quan trọng của hoạt động nghiên cứu khoa học

Đây là giải pháp quan trọng hàng đầu. Khi cán bộ giảng viên đã nhận rõ được vai trò và vị trí của hoạt động NCKH thì bản thân mỗi cán bộ giảng viên sẽ có thái độ đúng đắn trong hoạt động NCKH. Họ sẽ tự nâng cao năng lực NCKH của bản thân, tích cực học hỏi, tích luỹ được kiến thức, kỹ năng, kinh nghiệm. Từ thực tế cho thấy, những hạn chế về năng lực NCKH của cán bộ giảng viên đến từ cả nguyên nhân khách quan và chủ quan, trong đó có nguyên nhân chưa làm tốt công tác giáo dục nâng cao nhận thức cho cán bộ, giảng viên về vị trí, vai trò, tầm

quan trọng của hoạt động NCKH. Chính vì vậy, việc giáo dục nâng cao nhận thức là vấn đề có tính tất yếu, nhằm nâng cao năng lực NCKH cho cán bộ, giảng viên. Hoạt động giáo dục nâng cao nhận thức cho cán bộ, giảng viên phải được tiến hành thường xuyên, liên tục, lâu dài, từ đó góp phần chuyển quá trình nhận thức của họ từ tự phát sang tự giác. Một số biện pháp có thể thực hiện để công tác tuyên truyền nhằm nâng cao nhân thức cho đội ngũ cán bộ, giảng viên về vị trí,vai trò và tầm quan trọng của hoạt động NCKH là: nêu gương điển hình tiên tiến về hoạt động NCKH trên website và trên truyền thanh của nhà trường; xây dựng mục thông tin về NCKH trên hệ thống thông tin của Nhà trường để cán bộ, giảng viên có thể cập nhật thông tin, các đề tài, chuyên đề, sáng kiến NCKH mà Nhà trường đang có; xây dựng chuyên mục phát thanh về NCKH để tuyên truyền về tầm quan trọng của NCKH, các chính sách về NCKH, các công trình NCKH nổi bật.

4.2. Cải tiến những chính sách ưu đãi nhằm thu hút đội ngũ cán bộ, giảng viên tham gia hoạt động NCKH

Các chính sách khuyến khích, động viên cán bộ, giảng viên tham gia hoạt đông NCKH cũng là giải pháp quan trọng để kích thích các cán bộ, giảng viên nâng cao năng lực NCKH. Nhà trường cần cải tiến các chơ chế, chính sách về các đề tài, sáng kiến khoa học, đưa những sản phẩm NCKH có chất lượng áp dụng vào trong công tác đổi mới nội dung, chương trình đào tạo. Bên cạnh đó, chính sách hỗ trợ về tài chính cũng cần được chú trọng. Nhà trường cần hỗ trợ tài chính cho các đề tài cấp phòng, khoa, tiểu đoàn và ban trực thuộc. Theo kết quả khảo sát thì 92% số cán bộ, giảng viên được khảo sát mong muốn nhà trường tạo điều kiện về tài chính khi tham gia hoạt động NCKH. Các chính sách này cần ở cả hình thức vật chất và tinh thần. Dù ở bất cứ hình thức nào thì các chính sách cũng cần phải tạo được động lực cho cán bộ, giảng viên khi nghiên cứu khoa học, kích thích họ tích cực, say mê nghiên cứu, dám tiếp cận những vấn đề mới mặc dù có thể phải đối mặt với những thất bại khi nghiên cứu.

4.3. Tăng cường bồi dưỡng kiến thức, kỹ năng và kinh nghiệm nghiên cứu khoa học cho cán bộ, giảng viên.

Kỹ năng NCKH có ý nghĩa quyết định trực tiếp đến việc nâng cao năng lực NCKH của cán bộ, giảng viên. Khi cán bộ, giảng viên đã thành thạo các kỹ năng NCKH thì họ sẽ nhanh chóng lĩnh hội, tiếp cận các vấn đề mà thực tiễn đặt ra, có những biện pháp khắc phục kịp thời trong quá trình NCKH. Kỹ năng NCKH của giảng viên gồm các kỹ năng phát hiện, kỹ năng nghiên cứu tài liệu, kỹ năng khảo sát… Những kỹ năng này sẽ giúp cho cán bộ, giảng viên tiếp cận vấn đề một cách nhanh chóng và đúng ý định, đồng thời có thể xử lý thống tin một cách chính xác để nghiên cứu và giải quyết vấn đề. Để nâng cao được kiến thức, kỹ năng và kinh nghiệm NCKH cho cán bộ, giảng viên, Nhà trường có thể thực hiện một số biện pháp cụ thể như: tạo ra các nhóm NCKH để người có kinh nghiệm hướng dẫn người chưa có kinh nghiệm; cử đúng cán bộ, giảng viên có nhu cầu đi học bồi dưỡng kiến thức, kỹ năng và phương pháp NCKH; tổ chức các lớp bồi dưỡng nâng cao trình độ ngoại ngữ (tiếng Anh, tiếng Nga) cho cán bộ, giảng viên.

4.4. Tạo môi trường thuận lợi cho cán bộ, giảng viên trong quá trình nghiên cứu khoa học.

Môi trường nghiên cứu ảnh hưởng trực tiếp đến việc tham gia hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên. Được làm việc trong môi trường nghiên cứu thuận lợi với bầu không khí tích cực

sẽ thúc đẩy say mê nghiên cứu, trau dồi kinh nghiệm NCKH. Nhà trường cần tạo ra không gian làm việc thoải mái, yên tĩnh cho cán bộ giảng viên có thể tập trung vào nghiên cứu; hệ thống tài liệu cần được cập nhật thường xuyên để đảm bảo tính chính xác và giá trị của thông tin. Việc tạo ra môi trường thuận lợi cho cán bộ, giảng viên nghiên cứu khoa học không chỉ giúp nâng cao chất lượng nghiên cứu mà còn thúc đẩy sự phát triển chuyên môn và tạo động lực cho họ cống hiến hơn cho ngành giáo dục và quốc phòng. Một môi trường nghiên cứu tích cực sẽ khuyến khích sự sáng tạo, đổi mới và khả năng giải quyết vấn đề, từ đó nâng cao vị thế và năng lực của nhà trường. Một số biện pháp cụ thể trường có thể áp dụng như: số hoá tài liệu giúp cán bộ, giảng viên có thể dễ dàng tìm kiếm được tài liệu nghiên cứu, xây dựng các phòng Lap phục vụ cho hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên.

5. Kết luận

NCKH là nhiệm vụ quan trọng giúp cán bộ, giảng viên, là tiêu chí đánh giá hoàn thành nhiệm vụ trong năm học. Tuy nhiên việc thực hiện nhiệm vụ này vẫn chưa được cán bộ, giảng viên Trường SQPB chú trọng và còn mang tính đối phó. Hoạt động NCKH tại Nhà trường chưa thật sự phát triển mạnh mẽ, diễn ra không đồng đều, còn tập trung vào một số khoa, một số cán bộ giảng viên có năng lực, có đam mê NCKH. Để thúc đẩy hoạt động NCKH của cán bộ, giảng viên trong thời gian tới, Nhà trường cần tập chung vào một số giải pháp sau: tăng cường truyền thông nhằm nâng cao nhận thức của cán bộ, giảng viên về vị trí và vai trò của hoạt động NCKH; cải tiến những chính sách ưu đãi nhằm thu hút đội ngũ cán bộ, giảng viên tham gia hoạt động NCKH; tăng cường bồi dưỡng kiến thức, kỹ năng và kinh nghiệm nghiên cứu khoa học cho cán bộ, giảng viên; tạo môi trường thuận lợi cho cán bộ, giảng viên trong quá trình nghiên cứu khoa học. Bên cạnh đó, mỗi cán bộ, giảng viên cũng cần phải nhận thức đúng về lợi ích và trách nhiệm của mình với hoạt động NCKH. Tuỳ theo trình độ, năng lực của bản thân để lựa chọn và tiếp cận với hoạt động NCKH sao cho phù hợp.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Quốc phòng (2021), *Thông tư 188/2021/TT-BQP ngày 31/12/2021 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. Đảng Cộng sản Việt Nam (2021), *Văn kiện Đại hội đại biểu toàn quốc lần thứ XIII*, Nxb Chính trị Quốc gia, Hà Nội.

3. Đảng Cộng sản Việt Nam (2013), Nghị quyết số 29-NQ/TW, ngày 04 tháng 11 năm 2013 của Ban chấp hành Trung ương (Khóa XI) về Đổi mới căn bản, toàn diện giáo dục và đào tạo, Hà Nội.

4. Đảng ủy Quân sự Trung ương (1994), Nghị quyết số 93-NQ/ĐUQSTW, ngày 1/6/1994, Nxb Quân đội nhân dân, Hà Nội.

5. Đảng uỷ Quân sự Trung ương (2007), Nghị quyết số 86-NQ/ĐUQSTW về Công tác Giáo dục - đào tạo trong tình hình mới, Nxb Quân đội nhân dân, Hà Nội.

6. Đinh Văn Sơn, Vũ Mạnh Chiến (2015). *Giáo trình phương pháp NCKH*, Nhà xuất bản Thống kê.

7. Văn Phòng Quốc hội (2022), *Số 13/VBHN-VPQH*, *Luật Khoa học và công nghệ*.

SOLUTIONS TO PROMOTE SCIENTIFIC RESEARCH ACTIVITIES OF OFFICERS AND LECTURERS OF THE COLLEGE OF ARTILLERY OFFICER

Abstract

Scientific research activities are one of the two key political tasks in universities in general and military universities in particular. Officers and lecturers are the core force in scientific research activities. However, the participation in scientific research activities of officers and lecturers of The College of Artillery Officer has not received much attention and true passion for this activity. The article outlines the current status of scientific research activities at The College of Artillery Officer and offers solutions to promote participation in scientific research activities of officers and lecturers of The College of Artillery Officer.

Keywords: *Scientific research; lecturer.*

Giải pháp tạo động lực học tập cho học viên Trường Sĩ quan Lục quân 1

Bùi Đăng Hoàng[1], Nguyễn Thị Gấm[2]

[1]*Lớp Quản lý KH&CN, Lớp Cao học 35B, Hệ QLHVSĐH, Học viện KTQS*

[2]*Bộ môn Quản lý khoa học và Công nghệ, Khoa Cơ khí, Học viện KTQS*

E-mail: danganh021090@gmail.com

Tóm tắt: *Động lực học tập là một trong những yếu tố chính yếu và quan trọng tác động đến kết quả học tập của học viên. Kết quả học tập, những gì mà học viên học và ứng dụng được vào thực tiễn có ảnh hưởng lớn đến sự nghiệp sau này của họ. Theo nhiều nghiên cứu chỉ ra rằng động lực học tập của học viên chịu tác động bởi các nhóm nhân tố thuộc về nhà trường, nhân tố thuộc về gia đình và nhân tố thuộc về đặc tính cá nhân của học viên đó. Nghiên cứu này trình bày kết quả nghiên cứu về thực trạng và các nhân tố tác động đến động lực học tập của học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1. Kết quả khảo sát cho thấy có bảy yếu tố trực tiếp tác động đến động lực học tập của học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1 bao gồm: môi trường học tập, điều kiện học tập, chất lượng giảng viên, chương trình đào tạo, công tác quản lý đào tạo, nhận thức bản thân và ý chí bản thân có tác động tích cực đến động lực học tập.*

Từ khoá: *Động lực học tập; học viên; Trường Sĩ quan Lục quân 1.*

1. Đặt vấn đề:

Động lực học tập (ĐLHT) là yếu tố quan trọng giúp thúc đẩy và duy trì sự nhiệt huyết, tập trung của học viên trong quá trình học tập. ĐLHT là khao khát, mong muốn, hào hứng, cảm thấy có trách nhiệm và đầy nhiệt huyết trong quá trình học tập [1], là sự nỗ lực cố gắng để hoàn thành có kết quả một công việc nào đó [3]. Vì thế, ĐLHT có ảnh hưởng lớn đến thái độ học tập, từ đó dẫn đến kết quả học tập của học viên. Kết quả học tập có ảnh hưởng rất lớn đến sự nghiệp sau này của họ, qua đó chất lượng giảng dạy hay chất lượng đào tạo của một cơ sở đào tạo cũng được đánh giá phần nào. Do đó, làm thế nào để tăng động lực học tập thực sự trở thành mối quan tâm lớn cho những người làm giáo dục. Đối với nhiều người, ĐLHT đến từ mong muốn đạt thành tích cao, nâng cao kiến thức, hoặc đơn giản là thỏa mãn niềm đam mê khám phá và học hỏi. Tuy nhiên, khi đối diện với khối lượng kiến thức lớn hoặc các môn học khó, động lực có thể bị suy giảm, ảnh hưởng đến chất lượng học tập và sự tiến bộ.

Việc tạo ĐLHT là một quá trình liên tục, bao gồm cả những yếu tố bên trong như nhận thức bản thân, ý chí bản thân, và cả những yếu tố bên ngoài như môi trường học tập, điều kiện học tập, chất lượng giảng viên, chương trình đào tạo, công tác quản lý đào tạo. Vì vậy, việc phân tích và thấu hiểu những nhân tố tác động đến ĐLHT của học viên là cơ sở để tìm phương hướng thúc đẩy, gia tăng động lực học tập của học viên, nâng cao kết quả học tập. Để thúc đẩy ĐLHT, cần xây dựng một môi trường học tập tích cực và hỗ trợ, đồng thời người học cũng cần thiết lập mục tiêu rõ ràng, cụ thể và tìm ra cách tiếp cận hiệu quả cho bản thân. Do đó, bài viết này tập trung nghiên cứu thực trạng và các nhân tố tác động đến động lực học tập của học viên Trường Sĩ quan Lục quân. Trên cơ sở đó, đề xuất các giải pháp nhằm thúc đẩy, nâng cao ĐLHT cho học viên Trường Sĩ quan Lục quân 1.

2. Cơ sở lý thuyết về động lực học tập của học viên

Để đánh giá việc học tập của học viên, kết quả học tập là một trong những yếu tố quan trọng phản ánh thành quả của học viên trong quá trình học tập của bản thân. Để có kết quả học tập như mong muốn, học viên phải xác định được động lực học tập (ĐLHT) đúng đắn. Có được ĐLHT, học viên mới có được hứng thú học tập, tiếp thu những kiến thức mong muốn để có được việc làm phù hợp để hoàn thiện bản thân.

Các nhà nghiên cứu về tâm lý học đã chỉ ra rằng động lực có một vai trò quan trọng trong quá trình hoạt động của con người, động lực là một quá trình nội tại, giúp thúc đẩy, định hướng và duy trì hành động liên tục [5-6-7-2]. Nói cách khác động lực chính là sự khát khao và tự nguyện, là yếu tố thôi thúc con người hành động nhằm tăng cường sự nỗ lực để đạt được mục đích hay thỏa mãn nhu cầu. Động lực là một quá trình tâm lý cơ bản, cùng với nhận thức, tính cách, thái độ và học tập, động lực là một yếu tố rất quan trọng của hành vi [8]. Khi bàn luận về ĐLHT của học viên, Willis J. Edmondson đưa ra định nghĩa về ĐLHT như sau: "ĐLHT là sự sẵn sàng đầu tư thời gian, sức lực và các tiềm lực khác của con người trong một khoảng thời gian dài để đạt được một mục đích đã đặt ra trước của bản thân" [4].

ĐLHT là một khái niệm tổng thể bao gồm nhiều nhân tố khác nhau. Theo Gardner, ĐLHT bao gồm 4 nhân tố chính: Mục tiêu đề ra, nỗ lực học tập của bản thân, mong muốn đạt được mục tiêu đã đề ra và thái độ đúng đắn với hành vi của con người. ĐLHT được hình thành và phát triển trong từng tiết học qua những việc làm với tinh thần trách nhiệm cao của cả thầy lẫn trò để học viên chiếm lĩnh được đối tượng của hoạt động học, tức là những tri thức, kỹ năng, kỹ xảo, thái độ, giá trị, chuẩn mực… mà giáo dục mang lại.

ĐLHT biểu hiện ra ngoài ở lòng khát khao đối với tri thức, muốn mình hiểu biết nhiều hơn những điều mới lạ. ĐLHT không có sẵn, cũng không thể áp đặt từ ngoài, mà được hình thành dần dần chính trong quá trình học viên đi sâu vào chiếm lĩnh đối tượng học tập dưới sự hướng dẫn, tổ chức của giảng viên. Trên cơ sở những quan niệm của các tác giả về ĐLHT, chúng tôi quan niệm rằng: ĐLHT là động lực thúc đẩy giúp cho học viên phấn đấu vươn lên trong học tập để đạt được những tri thức, kỹ năng, kỹ xảo, thái độ…thông qua sự hướng dẫn, tổ chức của người giảng viên.

Động lực học tập của học viên chịu sự tác động của nhiều yếu tố bao gồm: môi trường học tập, điều kiện học tập, chất lượng giảng viên, phương pháp giảng dạy, chương trình đào tạo, công tác quản lý đào tạo, nhận thức và ý chí của bản thân.

3. Phương pháp nghiên cứu

3.1. Thiết kế nghiên cứu.

Để phân tích được mức độ ảnh hưởng của các nhân tố đến động lực của học viên trong học tập, đồng thời để có cơ sở đánh giá thực trạng tạo động lực học tập cho học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1, tác giả thực hiện khảo sát có sử dụng "Phiếu khảo sát" đối với các hoc viên đang theo học tại Trường Sĩ quan Lục quân 1.

Việc khảo sát được tiến hành đối với các học viên thuộc các chuyên ngành, các khóa học đang học tập tại trường. Nội dung khảo sát tập trung vào tìm hiểu: (1) Thực trạng động lực học tập của học viên; (2) Mức độ ảnh hưởng của các nhân tố đến động lực học tập của học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1.

Số lượng Phiếu khảo sát phát ra là 220 phiếu. Số phiếu thu về là 200 phiếu.

3.2. Phương pháp phân tích

Dữ liệu từ các hồi đáp được mã hóa và phân tích vận dụng các kỹ thuật thống kê và toán kinh tế để xử lý các dữ liệu thu thập được với sự hỗ trợ của phần mềm thống kê SPSS.

4. Kết quả nghiên cứu và thảo luận.

4.1 Thực trạng động lực học tập của học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1.

Học viên đặt mục tiêu cụ thể cho từng môn học và kỳ học là một yếu tố quan trọng giúp định hướng và thúc đẩy động lực học tập. Khi học viên xác định được mục tiêu rõ ràng, họ có xu hướng tập trung cao độ và nỗ lực nhiều hơn để hoàn thành các yêu cầu đã đề ra.

Bảng 4.1.1. Học viên đặt ra mục tiêu học tập cụ thể cho từng môn học và từng học kì

Mức độ	***Tỷ lệ (%)***
Luôn luôn	40,5
Thường xuyên	22,5
Thỉnh thoảng	18,0
Hiếm khi	10,5
Không bao giờ	8,5

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Theo kết quả khảo sát (Bảng 4.1.1), tỷ lệ học viên luôn và thường xuyên đặt mục tiêu cụ thể cho từng môn học và kỳ học chiếm 63% cho thấy đa số học viên có ý thức trong việc đặt mục tiêu học tập. Việc này thể hiện sự chủ động và khả năng tự định hướng, giúp họ không chỉ học tốt hơn mà còn tăng cường tinh thần trách nhiệm đối với quá trình học tập. Đặt mục tiêu cụ thể còn giúp học viên dễ dàng đánh giá kết quả học tập và điều chỉnh phương pháp học tập sao cho phù hợp với từng môn học hoặc kỳ học.

Bên cạnh việc chủ động đặt ra mục tiêu học tập thì mức độ hứng thú và tập trung của học viên khi tham gia vào các buổi học cũng là yếu tố quan trọng thể hiện động lực học tập của học viên. Dựa trên kết quả khảo sát từ 200 học viên tại Trường Sĩ quan Lục quân 1, mức độ hứng thú và tập trung của học viên khi tham gia vào các nội dung buổi học và môn học được thể hiện qua Bảng 4.1.2 dưới đây.

Bảng 4.1.2. Mức độ hứng thú và tập trung của các học viên khi tham gia vào các buổi học và môn học

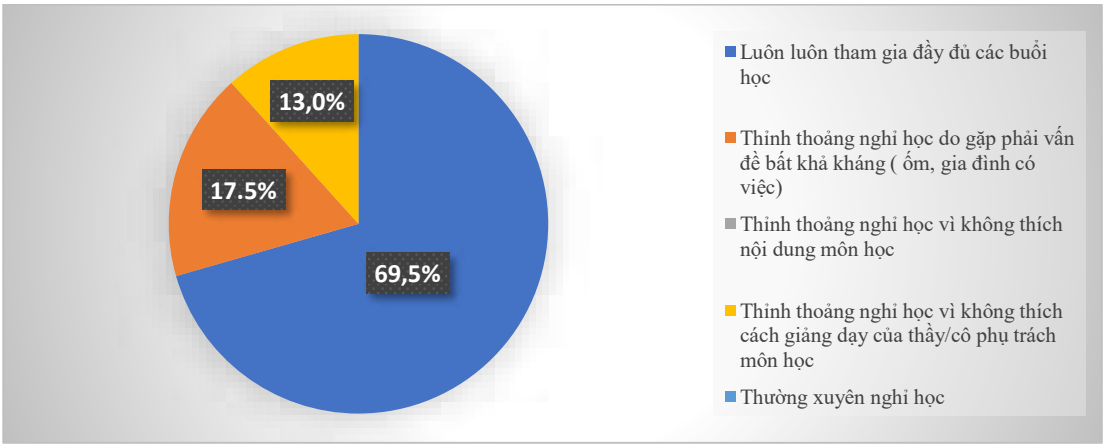
Mức độ hứng thú	***Tỷ lệ (%)***	***Mức độ tập trung***	***Tỷ lệ (%)***
Rất hứng thú	35,5	Rất tập trung	37,5
Hứng thú	29,0	Tập trung	27,5
Bình thường	16,5	Bình thường	15,0
Không hứng thú	11,0	Ít tập trung	11,5
Rất không hứng thú	8,0	Rất ít tập trung	8,5

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Phần lớn học viên cho biết họ cảm thấy rất hứng thú (35,5%) hoặc hứng thú (29%) khi tham gia các buổi học, môn học và (65%) học viên duy trì mức độ tập trung cao (rất tập trung hoặc tập trung) đã phản ánh sự nghiêm túc và có động lực trong học tập của học viên. Tuy nhiên, vẫn còn tỷ lệ khá cao (khoảng 35,5% số học viên được hỏi) chưa cảm thấy hứng thú với các buổi học, trong đó 19% vẫn không hứng thú và rất không hứng thú. Điều đó, cho thấy vẫn còn một tỷ lệ khá lớn học viên trong trường hiện nay có ĐLHT chưa cao.

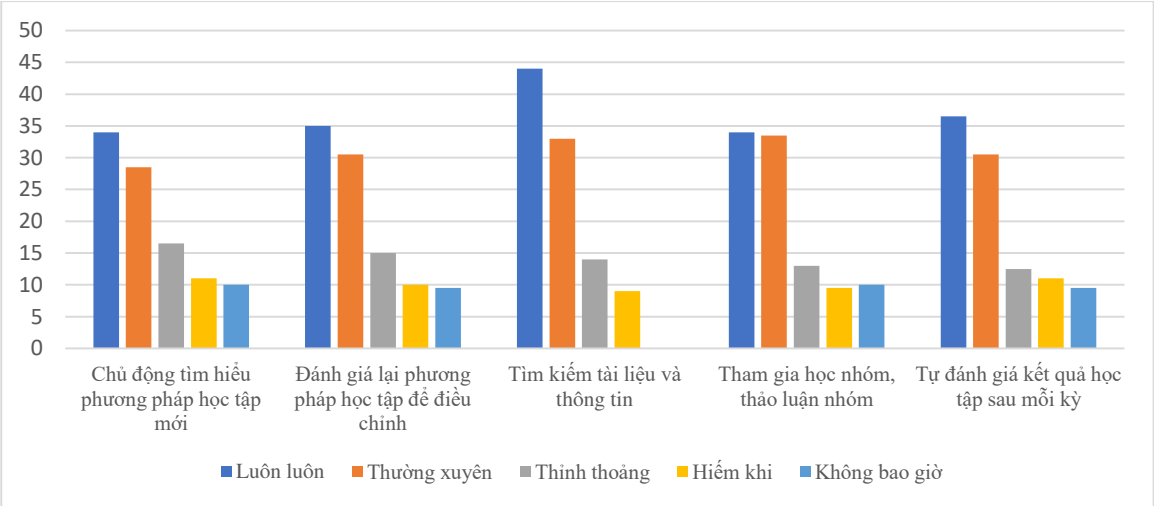
Về mức độ tham gia các buổi học, đa số các học viên luôn tham gia đầy đủ các buổi học (69,5%) và không có trường hợp nào thường xuyên nghỉ học. Tỷ lệ lớn học viên tham gia đầy đủ các buổi học thể hiện tính kỷ luật, ý thức trách nhiệm và sự nghiêm túc trong học tập của học viên trường quân đội. Điều này phản ánh ý thức học tập tốt của học viên và chất lượng quản lý đào tạo tại trường. Tuy nhiên, cần tiếp tục hỗ trợ những học viên nghỉ học do bất khả kháng

để đảm bảo họ không bị gián đoạn kiến thức và duy trì động lực học tập. Bên cạnh đó vẫn còn (13%) học viên nghỉ học do không thích cách giảng dạy của thầy cô phụ trách môn học.



Hình 4.1.1: Mức độ tham gia các buổi học của học viên (Nguồn: Kết quả khảo sát của tác giả)

Hiện nay, đa số học viên đã chủ động trong học tập với khoảng 65% học viên được hỏi luôn luôn và thường xuyên chủ động tìm hiểu phương pháp học tập mới, đánh giá phương pháp học tập để điều chỉnh, tìm kiếm tài liệu thông tin và tự đánh giá kết quả học tập sau mỗi kỳ, cho thấy học viên có động lực học tập tốt. Tuy nhiên, vẫn còn khoảng 20% học viên hiếm khi và không bao giờ chủ động trong các hoạt động học tập, thể hiện họ chưa có ĐLHT.



Hình 4.1.2: Mức độ chủ động trong học tập của học viên (Nguồn: Kết quả khảo sát của tác giả)

Như vậy, theo kết quả kết quả khảo sát vừa phân tích ở trên, chúng ta thấy, hiện nay các học viên trường Sĩ quan Lục quân 1 đa phần đã có ĐLHT khá tốt nhưng bên cạnh đó vẫn còn một tỷ lệ không nhỏ học viên có ĐLHT chưa cao, cần có sự quan tâm và có biện pháp tác động để nâng cao ĐLHT cho các đối tượng này nói riêng và toàn thể học viên của Nhà trường nói chung.

4.2. Các yếu tố ảnh hưởng đến động lực học tập của học viên.

** Yếu tố về môi trường học tập.*

Phân tích nhân tố môi trường tác động đến động lực học tập của học viên, cần tập trung vào các khía cạnh như mối quan hệ bạn bè, sự đoàn kết của các học viên, không khí học tập và các hoạt động phong trào, bởi đây là những yếu tố có khả năng ảnh hưởng đến hứng thú, sự gắn kết và hiệu quả học tập của học viên. Đa số các bạn học viên cho rằng không khí học tập sôi

nổi vui vẻ (trên 4,3 điểm) và các hoạt động phong trào của lớp thường xuyên được tổ chức (trên 4,1 điểm) sẽ thúc đẩy ĐLHT của học viên.

Bảng 4.2.1. Mức độ ảnh hưởng của yếu tố về môi trường học tập đến ĐLHT

Chỉ tiêu	N	1	2	3	4	5	Điểm trung bình (Mean)
Mối quan hệ tích cực giữa bạn và bạn học ảnh hưởng đến hứng thú học tập của bạn?	200	17	21	27	60	75	3,7750
Các thành viên trong lớp đoàn kết sẽ thúc đẩy bạn học tập tốt hơn?	200	15	19	24	65	77	3,8500
Các hoạt động phong trào của lớp thường xuyên được tổ chức sẽ giúp bạn hứng thú hơn với trường, lớp và hoạt động học tập.	200	6	10	16	86	82	4,1400
Không khí học tập sôi nổi, vui vẻ sẽ thúc đẩy bạn học tập tốt hơn?	200	0	11	17	72	100	4,3050

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Theo kết quả khảo sát thì 55% số học viên được hỏi cho rằng môi trường học tập hiện tại ở trường đã phù hợp và tạo được hứng thú cho họ, 30% số học viên lựa chon môi trường học tập hiện tại đã phù hợp nhưng chưa tạo được hứng thú cho học viên trong học tập. Như vậy, môi trường học tập cần phải thay đổi, điều chỉnh để tạo được hứng thú học tập cho học viên.

** Yếu tố điều kiện học tập.*

Trong các nhân tố về điều kiện học tập các trang thiết bị dạy và học hiện đại như máy tính, máy chiếu, phòng thí nghiệm, và các phần mềm mô phỏng giúp học viên dễ dàng tiếp thu kiến thức hơn thông qua hình ảnh và mô phỏng thực tế phục vụ tốt cho quá trình học tập sẽ giúp học viên thích thú học tập hơn. Các yếu tố điều kiện học tập hiện nay của Nhà trường vẫn còn gây khó khăn cho việc học tập của học viên. Theo kết quả khảo sát, hai yếu tố gây khó khăn nhiều nhất cho các bạn học viên trong quá trình học tập là giáo trình tài liệu tham khảo (53% số người được hỏi lựa chọn) và cơ sở vật chất của nhà trường (35% số người được hỏi lựa chọn). Điều này phản ánh thực tế việc tài liệu tham khảo cho học viên trong Trường Sĩ quan Lục quân 1 còn khó khăn, cũng do đặc thù môi trường quân đội tài liệu tham khảo có tài liệu mật và những tài liệu chuyên ngành khác với bên ngoài. Việc mượn tài liệu của nhà trường có lúc còn hạn chế do số lượng đầu sách ít mà lại dùng cho nhiều đối tượng học viên với số lượng lớn nên việc mượn tài liệu khó khăn.

** Yếu tố về chất lượng giảng viên*

Trong các nhân tố về chất lương giảng viên thì nhân tố giảng viên có kiến thức chuyên môn tốt được đánh giá với số điểm cao nhất (trên 3,8 điểm). Điều đó chứng tỏ học viên cho rằng giảng viên có kiến thức chuyên sâu và vững vàng là yếu tố thúc đẩy lớn nhất đối với ĐLHT của họ. Điều này phản ánh sự tin tưởng của học viên vào khả năng và trình độ của đội ngũ giảng viên, từ đó khơi gợi sự hứng thú và nỗ lực học tập ở học viên. Bên cạnh đó việc giảng viên quan tâm sẵn sàng hỗ trợ và giảng viên có phương pháp truyền đạt sinh động dễ hiểu cũng tạo hứng thú và ĐLHT cho học viên.

Bảng 4.2.2. Mức độ ảnh hưởng của yếu tố về chất lượng giảng viên

Chỉ tiêu	N	1	2	3	4	5	Điểm trung bình (Mean)
Giảng viên có kiến thức chuyên môn tốt sẽ thúc đẩy bạn hứng thú học tập.	200	15	18	25	60	82	3,8800
Giảng viên quan tâm, sẵn sàng hỗ trợ và giải đáp các thắc mắc liên quan đến việc học tập của học viên sẽ tạo cho bạn hăng say, tích cực hơn trong học tập.	200	15	24	38	52	71	3,7000
Giảng viên có phương thức truyền đạt sinh động, dễ hiểu tạo cho bạn hứng thú, tích cực hơn trong học tập	200	16	22	32	56	74	3,7500

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Về phương pháp giảng dạy của giảng viên, đa số học viên mong muốn các môn học được giảng dạy theo các phương pháp có sự tương tác nhiều giữa giảng viên và học viên: thực hành (96,0%), dạy học tích cực (85,0%) và phương pháp thảo luận nhóm (68,0%). Đặc biệt, phương pháp thực hành là phương pháp mà sử dụng chủ yếu trong Trường Sĩ quan Lục quân 1 vì do đặc thù đào tạo của các nhà trường quân đội chú trọng về thực hành rèn luyện kỹ năng, kỹ xảo.

Bảng 4.2.3: Mong muốn của học viên về các phương pháp giảng dạy được áp dụng cho các môn học

Phương pháp giảng dạy	Số lượng	Tỷ lệ (%)
Thuyết trình	113	56,5
Đàm thoại	64	32,0
Thảo luận nhóm	136	68,0
Thực hành	192	96,0
Trực quan	55	27,5
Dạy học tích cực	170	85,0

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Kết quả khảo sát cũng cho thấy, phương pháp gây hứng thú nhiều nhất cho học viên trong quá trình học tập là phương pháp thực hành (30%), tiếp đến là phương pháp dạy học tích cực (25%) và phương pháp thảo luận nhóm (18%). Hiện nay, có 51,5% số học viên được hỏi cho rằng tất cả các môn học của họ đã áp dụng những phương pháp giảng dạy trên và 48% cho biết một số môn học của họ áp dụng các phương pháp giảng dạy trên. Như vậy, vẫn còn những môn học chưa áp dụng các phương pháp giảng dạy tích cực, tạo hứng thú cho học viên.

** Yếu tố về chương trình đào tạo*

Nhân tố về chương trình đào tạo (Bảng 4.2.4) cho thấy, nội dung chương trình đào tạo được xây dựng hợp lý, phù hợp với nhu cầu phát triển nghề nghiệp của học viên và sự tin tưởng và tương lai của ngành học (điểm đánh giá trên 4,5 điểm) là yếu tố ảnh hưởng chính đến động lực học tập của học viên. Chính vì vậy, cần cập nhật điều chỉnh và cải thiện chương trình đào tạo là cần thiết để tối ưu hóa quá trình học tập và nâng cao chất lượng đào tạo phù hợp với nhu cầu của các đơn vị trong toàn quân.

Bảng 4.2.4. Mức độ ảnh hưởng của yếu tố về chương trình đào tạo

Chỉ tiêu	N	1	2	3	4	5	Điểm trung bình (Mean)
Nội dung chương trình đào tạo có dung lượng hợp lý.	200		1	19	57	123	4,5100
Nội dung chương trình đáp ứng được các yêu cầu phát triển nghề nghiệp của bạn sau này.	200	2	3	13	58	124	4,4950
Sự tin tưởng vào phát triển tương lai của ngành học	200		2	8	73	117	4,5250

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

** Yếu tố về công tác quản lý đào tạo*

Hai nhân tố chủ yếu trong công tác quản lý đào tạo ảnh hưởng đến ĐLHT của học viên đó là các thông báo liên quan đến học tập (lịch thi, lịch học….) được truyền đạt đến học viên (điểm đánh gia trên 4,6 điểm) và sự hỗ trợ nhiệt tình từ khoa và bộ môn (điểm đánh giá trên 4,6 điểm). Điều này cho thấy, học viên cần nắm rõ các thông báo liên quan đến học tập để từ đó sắp xếp kế hoạch học tập của bản thân học viên phù hợp với kế hoạch chung của nhà trường. Sự giúp đỡ nhiệt tình của khoa và bộ môn trong các nhiệm vụ học tập cũng thúc đẩy học viên học tập tốt hơn. Việc đánh giá kết quả học tập công bằng và chính xác cũng là yếu tố ảnh hưởng mạnh mẽ đến ĐLHT của học viên (4,5 điểm). Tuy nhiên, hiện nay các môn thi tại nhà trường tổ chấm thi theo hình thức trả lời lý thuyết vấn đáp kết hợp với chấm động tác thực hành nên việc chấm thi đôi khi vẫn bị chi phối bởi yếu tố chủ quan của người chấm thi.

Bảng 4.2.5. Mức độ ảnh hưởng của yếu tố về công tác quản lý đào tạo

Chỉ tiêu	N	1	2	3	4	5	Điểm trung bình (Mean)
Công tác tổ chức kỳ thi và đánh giá kết quả học tập công bằng và minh bạch.	200			11	67	122	4,5550
Bạn nhận được hỗ trợ giải đáp thắc mắc về công tác quản lý điểm, điểm thi, điểm phúc khảo từ phòng quản lý đào tạo khi cần.	200		1	8	62	129	4,5950
Các thông báo liên quan đến học tập (lịch thi, lịch học,...) được truyền đạt rõ ràng và kịp thời.	200			8	59	153	4,6250
Sự hỗ trợ và giúp đỡ nhiệt tình của khoa và bộ môn trong học tập khi cần.	200			6	60	134	4,6400

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

** Yếu tố về nhận thức bản thân*

Nhân tố về nhận thức bảo thân cho thấy học viên nỗ lực học tập hơn nếu học biết họ có cơ hội việc làm tốt hơn khi có kết quả học tập tốt với số điểm cao nhất (trên 4,0 điểm). Điều này cho thấy khi học viên biết được kết quả học tập tốt sẽ quyết định đến tương lai công việc của họ sau này từ đó thúc đẩy họ hứng thú và quyết tâm đạt được mục tiêu học tập đó.

Bảng 4.2.6. Mức độ ảnh hưởng của yếu tố về nhận thức bản thân

Chỉ tiêu	N	1	2	3	4	5	Điểm trung bình (Mean)
Bạn có tin rằng nỗ lực của bản thân sẽ quyết định kết quả học tập không?	200	15	20	27	55	83	3,8550
Bạn sẽ nỗ lực học tập hơn nếu bạn biết bạn sẽ có cơ hội việc làm tốt hơn khi có kết quả học tập tốt.	200	15	16	18	54	97	4,0100
Bạn xây dựng được kế hoạch học tập và thực hiện kế hoạch đó hiệu quả giúp bạn học tập tốt hơn.	200	17	21	27	51	84	3,8200

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

** Yếu tố về ý chí bản thân.*

Ý chí bản thân được xem là yếu tố nội tại quan trọng nhất trong việc thúc đẩy ĐLHT của học viên. Phần lớn các học viên (52%) đều cho rằng ý chí của họ quyết định rất lớn trong việc duy trì ĐLHT của họ. Ý chí giúp học viên không bỏ cuộc khi gặp phải những khó khăn trong học tập, chẳng hạn như môn học khó, áp lực thời gian hoặc khối lượng kiến thức lớn. Đây là yếu tố quyết định khả năng học viên hoàn thành các nhiệm vụ và đạt được mục tiêu học tập.

Bảng 4.2.7. Mức độ ảnh hưởng của ý chí của học viên trong duy trì ĐLHT của học viên.

Mức độ ý chí	*Số lựa chọn*	*Tỷ lệ (%)*
Rất cao	104	52,0
Bình thường	57	28,5
Rất thấp.	39	19,5

Nguồn: [Kết quả khảo sát của tác giả]

Như vậy, các yếu tố ảnh hưởng đến ĐLHT của học viên trường Sỹ quan Lục quân 1 khá đa dạng gồm: môi trường học tập, điều kiện học tập, chất lượng đội ngũ giảng viên, công tác quản lý đào tạo và nhận thức, ý chí của bản thân học viên. Hiện nay, các yếu tố của Nhà trường cũng đã đáp ứng khá tốt nhu cầu của học viên nên đã tạo được ĐLHT cho phần lớn học viên. Tuy nhiên, vẫn còn có những hạn chế nhất định, gây khó khăn cho quá trình học tập và chưa tạo được hứng thú cho học viên như: điều kiện cơ sở vật chất và tài liệu học tập, phương pháp giảng dạy tích cực chưa được áp dụng rộng khắp, việc cập nhật chương trình đào tạo… Đây chính là những vấn đề mà Nhà trường cần quan tâm, điều chỉnh để tạo được ĐLHT tốt hơn cho học viên.

4.3. Đề xuất giải pháp tạo động lực học tập cho học viên.

4.3.1. Đầu tư cơ sở vật chất và môi trường học tập thuận lợi dành cho học viên

Để tạo sự hứng thú, hăng say và nhiệt tình cho học viên trong học tập, Trường Sĩ quan Lục quân 1 cần chú trọng đến điều kiện học tập, địa điểm học tập, cơ sở vật chất, trang thiết bị học tập, cụ thể như:

Địa điểm học tập ổn định, thuận lợi trong việc đi lại đặc biệt đối với các môn học tập ở ngoài thao trường. Diện tích phòng học, phòng thí nghiệm, phòng thực hành…được bố trí phù hợp với số lượng học viên. Phòng học phải thoáng mát, đầy đủ ánh sáng và các trang thiết bị

phục vụ cho hoạt động giảng dạy và học tập của học viên. Các phòng thực hành, thư viện cần bố trí mở cửa, tạo điều kiện cho học viên tự học ngoài giờ lên lớp.

Tăng cường thêm nhiều đầu sách phục vụ cho tất cả các ngành học ở thư viện nhằm đáp ứng đầy đủ những tài liệu cần cho việc học tập, giảng dạy và nghiên cứu khoa học của học viên, cán bộ và giảng viên. Bên cạnh đó, cần bổ sung số lượng các đầu sách điện tử nhằm phục vụ tốt hơn cho người đọc. Nâng cấp hệ thống thông tin nội bộ, mạng Internet cố định ở những phòng đọc phục vụ tốt cho nhu cầu tra cứu và học tập của học viên và giảng dạy của giảng viên.

4.3.2. Đội ngũ giảng viên cần cải tiến phương pháp giảng dạy, có sự nhiệt tình và nghiêm túc.

Trong buổi học đầu tiên dành một chút thời gian để hướng dẫn lớp nhằm tạo ra một không khí học tập tốt giúp học viên làm quen với môn học mới cũng như giảng viên mới. Giảng viên cần đưa ra và thảo luận với học viên về các mục tiêu cần đạt được của học phần. Làm cho học viên thấy được học phần đó phù hợp như thế nào với mục tiêu nghề nghiệp của họ cũng như học phần đó trang bị những kiến thức gì cho học viên. Hỏi học viên xem họ kỳ vọng gì ở giảng viên và bằng cách nào có thể đóng góp tốt nhất cho quá trình học tập của họ. Giảng hỗ trợ học viên xây dựng kế hoạch học tập, đặt mục tiêu cụ thể cho từng môn học và kỳ học. Cung cấp tài liệu học tập đầy đủ, cả bản in lẫn tài liệu số, giúp học viên dễ dàng tự học tự nghiên cứu. Giảng viên cũng nên cho học viên biết cách tính điểm chuyên cần, cách tính điểm của môn học cũng như hệ số niên chế (hệ số học phần) để học viên chủ động xác định mục tiêu và cách học.

Giảng viên vận dụng phương pháp dạy học thực hành để tổ chức hoạt động giảng dạy, trong đó học viên trực tiếp tham gia thực hiện các nhiệm vụ cụ thể nhằm rèn luyện kỹ năng và áp dụng kiến thức vào thực tế. Đây là phương pháp quan trọng và được áp dụng nhiều trong các môn huấn luyện quân sự tại nhà trường. Giảng viên làm mẫu động tác thực hành cho học viên quan sát và luyện tập. Giảng viên tổ chức luyện tập các nội dung thực hành của bài học theo dõi uốn nắn và kiểm tra động tác thực hành của học viên.

Giảng viên cần hướng dẫn học viên học theo phương pháp dạy học tích cực. Đây là phương pháp phát huy tối đa tính chủ động, sáng tạo của người học. Trong phương pháp này, người học không chỉ tiếp thu kiến thức một cách thụ động mà còn tham gia vào quá trình tìm hiểu, giải quyết vấn đề và áp dụng kiến thức vào thực tế. Giảng viên có thể vận dụng phương pháp dạy học thảo luận nhóm và phương pháp sử dụng bài tập tình huống, và cách giải quyết bài tập tình huống là giải pháp trong việc tạo động cơ học của cho học viên, khuyến khích tinh thần đoàn kết, hỗ trợ lẫn nhau trong học tập thông qua các hoạt động nhóm hoặc phong trào học tập.

Giảng viên đóng vai trò quan trọng trong việc định hướng và thúc đẩy năng lực tự học, tự nghiên cứu của học viên. Giảng viên cần hướng dẫn cụ thể các phương pháp tự học như: lập kế hoạch học tập, quản lý thời gian, nghe giảng và ghi bài trên lớp tự học, học nhóm, đọc sách đến cách tìm kiếm, phân tích và sử dụng tài liệu hiệu quả. Giảng viên cũng cần tạo điều kiện để học viên thực hành tự nghiên cứu thông qua các bài tập lớn giúp học viên rèn luyện kỹ năng làm việc độc lập và giải quyết vấn đề.

4.3.3. Công tác quản lý học tập cần linh hoạt, phù hợp với điều kiện hiện tại.

Đối với nhà trường: (1) Có kế hoạch xây dựng chương trình chi tiết môn học để xây dựng chương trình và tổ chức đào tạo, để thanh kiểm tra chất lượng giảng dạy của Giảng viên và chất lượng học tập của người học; (2) Xây dựng ngân hàng câu hỏi thi nhằm đa dạng hóa hình thức

đào tạo; (3) Có kế hoạch đổi mới phương pháp kiểm tra đánh giá học tập, bởi đây là công đoạn quyết định chất lượng của quá trình giảng dạy và học tập; (4) Tăng cường sự phối hợp giữa Phòng đào tạo, Khoa, các đơn vị quản lý học viên thường xuyên tổ chức các buổi hội nghị, buổi thảo luận bàn về phương pháp tự học cho từng môn học khác nhau; (5) Thường xuyên tổ chức bồi dưỡng các lớp nghiệp vụ sư phạm đại học cho giảng viên.

Đối với học viên: (1) Cần căn cứ vào chương trình chi tiết để xây dựng, lập kế hoạch học tập, nghiên cứu phù hợp và học tập đạt mục tiêu môn học đã đề ra; (2) Cần căn cứ vào định hướng của giảng viên để lập kế hoạch tự học và tổ chức học nhóm, nắm vững nội dung chuẩn xác và đạt mục tiêu môn học đề ra; (3) Học viên cần quan tâm đến kiểm tra đánh giá để biết chất lượng học tập của bản thân.

4.3.4. Chính sách khuyến khích học tập cho học viên.

Nhà trường cần tổ chức các phong trào thi đua học tập như các cuộc hội thao, hội thi các môn chuyên ngành, hội thi olympic triết học Mác-Lênin nhằm khuyến khích sự tự giác và tinh thần nỗ lực của học viên. Bên cạnh đó, hệ thống đánh giá và khen thưởng cần được áp dụng linh hoạt, ghi nhận và tuyên dương những cá nhân có thành tích xuất sắc hoặc cải thiện rõ rệt. Việc này không chỉ tạo động lực cho học viên phấn đấu mà còn khuyến khích tinh thần học tập tích cực trong toàn trường. Quan tâm và động viên những học viên có động lực thấp cũng là biện pháp quan trọng để họ lấy lại niềm tin và sự hứng thú trong học tập. Ngoài ra nhà trường cũng nên nới lỏng tiêu chí trong việc bình xét thi đua khen thưởng cuối năm và tiêu chí xét quân hàm trung uý cho các học viên có thành tích trong toàn khoá học.

5. Kết luận.

Nghiên cứu đã làm rõ thực trạng ĐLHT và các yếu tố ảnh hưởng tại Trường Sĩ quan Lục quân 1, chỉ ra rằng các yếu tố như môi trường học tập, chất lượng giảng viên, chương trình đào tạo, và nhận thức bản thân, ý chí bản thân đóng vai trò quan trọng trong việc nâng cao ĐLHT của học viên. Dựa trên kết quả khảo sát, nghiên cứu cũng đề xuất các giải pháp thiết thực, bao gồm cải thiện cơ sở vật chất, đổi mới phương pháp giảng dạy, và tăng cường hoạt động phong trào và các chính sách nhằm thúc đẩy hiệu quả học tập và nâng cao chất lượng đào tạo.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Bomia, Lisa; Beluzo, Lynne; Demeester, Debra; Elander, Keli; Johnson, Mary; Sheldon, Betty, 1997. The Impact of Teaching Strategies on Intrinsic Motivation.

2. Deborah Stipek, 2002. Motivation to learn: From theory to practice, Fourth Edition . Needham Heights, MA: Allyn & Bacon, 272 pages.

3. Durbin, A.J., 2008. Human Relations for Career and Personal Success. Upper Saddle River, N.J.: Pearson Education, Inc.

4. Edmondson Willis .J. (1997). *Sprachenlernbewusstheit und Motivation beimFremdsprachenlernen*. Fremdsprachen lehren und lernen, 26, (p.p. 88-110).

5. Murphy, P.K & Alexander, P.A (2000). *A Motivated Exploration of Motivation Terminology*. Contemporary Educational Psychology, 25, 3 – 53.

6. Pintrich, P.R., 2003. A motivational science perspective on the role of student motivation in learning and teaching contexts. Journal of Educational Psychology, 95, 667-686.

7. Schunk, D. H., 2000. Coming to terms with motivation constructs. Contemporary Educational Psychology, 25, 116-119.

8. Tella, Adeyinka; Ayeni, C.O.; and Popoola, S.O., 2007. Work Motivation, Job Satisfaction, and Organisational Commitment of Library Personnel in Academic and Research Libraries in Oyo State, Nigeria. Library Philosophy and Practice (e – journal), Pp. 118 Available at: < http://digitalcommons.unl.edu/libphilprac/118/>.

Abstract: *Learning motivation is one of the main and important factors affecting students' learning outcomes. Learning outcomes, what students learn and apply in practice, have a great influence on their future careers. According to many studies, students' learning motivation is influenced by groups of factors belonging to the school, factors belonging to the family and factors belonging to the students' personal characteristics. This study presents the results of research on the current situation and factors affecting students' learning motivation at Army Officer School 1. The survey results of 200 students from different years, belonging to different majors of the school showed that there are seven factors that directly affect students' learning motivation at Army Officer School 1 including learning environment, learning conditions, quality of lecturers, training programs, training management, self-awareness and self-will have a positive impact on learning motivation.*

Keywords: *Learning motivation; student; Army Officer School 1.*

Tối ưu hoá phân kỳ đầu tư nhà máy thông minh tại Z131/TCCNQP

Hồ Chiến Thắng, Trần Sơn Ninh

Bộ môn Quản lý KH &CN - Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: hothang2207@gmail.com; Tel: 0972515238

Tóm tắt

Nhà máy thông minh là nhà máy được trang bị những máy móc, công nghệ tiên tiến tạo thành một hệ thống có thể tự thu thập, xử lý thông tin và tự cấu hình lại nhà máy, ra quyết định một cách tối ưu phù hợp với từng điều kiện cụ thể bên trong và bên ngoài của nhà máy. Để đạt được mức độ thông minh hoàn hảo như trên cần rất nhiều vốn và thời gian đầu tư, phát triển. Do đó các nhà máy cần xây dựng một lộ trình phù hợp để chuẩn bị vốn, đào tạo con người, sự đồng bộ của các bên liên quan. Bài báo sẽ trình bày những phân tích và chia nhỏ cấp độ thông minh và lộ trình đầu tư tối ưu cho các nhà máy quốc phòng nói chung và nhà máy Z131 nói riêng. Bài báo cũng dừng ở việc phân tích định tính, phần nghiên cứu định lượng sẽ được trình bày trong các nghiên cứu tiếp theo.

Từ khoá: *nhà máy thông minh, tối ưu hoá, đầu tư.*

1. Đặt vấn đề

Thuật ngữ nền công nghiệp 4.0 được giới thiệu lần đầu tiên tại hội chợ thương mại Hanover năm 2011 được tổ chức tại Đức. Khái niệm này nổi lên như một khẩu hiệu trong lĩnh vực công nghiệp ở nhiều nước trên thế giới về tính hiệu quả, tính linh động trong sản xuất đáp ứng mọi nhu cầu đa dạng của khách hàng bằng các hệ thống thực-ảo và kỹ thuật vạn vật kết nối. Cách mạng công nghiệp lần thứ 4 là thông minh hoá quá trình sản xuất, chế tạo nhờ có trí tuệ nhân tạo (AI), kết nối vạn vật (IoT), cơ sở dữ liệu lớn (BigData) và chuỗi khối (BlockChain). Như vậy thế giới đã bắt đầu cuộc cách mạng công nghiệp lần thứ 4 sau hội nghị Hanover (2011), nên sớm hay muộn cũng lan toả sang các nước khác. Nước nào muốn phát triển nhanh thì sớm áp dụng thành quả của cách mạng công nghiệp 4.0, trong quá trình phát triển, có thể bỏ qua giai đoạn phát triển của cách mạng công nghiệp lần thứ 2, 3 để tiến thẳng lên 4.0.

1.1. Khái niệm nhà máy thông minh

Một trong những khái niệm của nền công nghiệp 4.0 là "nhà máy thông minh", có rất nhiều quan điểm quan điểm về Nhà máy thông minh được đưa ra, tuỳ thuộc vào góc nhìn của nhà nghiên cứu, các khái niệm vì vậy có nhiều điểm thiếu thống nhất nên khó khăn trong việc hiểu đúng nội hàm của vấn đề. Sự không thống nhất về mặt khái niệm dẫn đến không thống nhất nhận thức, tạo nên khó khăn trong thiết kế, đầu tư, vận hành Nhà máy thông minh. Hiện nay, có ba hướng tiếp cận chính để đưa ra khái niệm Nhà máy thông minh: Hướng tiếp cận kỹ thuật và công nghệ, hướng tiếp cận theo cách vận hành và hướng tiếp cận vĩ mô.

Trên cơ sở các hướng tiếp trên, nhóm nghiên cứu của Học viện Kỹ thuật Quân sự đã đưa ra khái niệm kết hợp, chung nhất như sau: "*Nhà máy thông minh là nhà máy được trang bị máy móc tự động, cơ sở vật chất, cảm biến và con người có kinh nghiệm. Các hệ thống người-máy đó được kết nối với nhau, cũng như kết nối với các thực thể bên ngoài để nhà máy có thể tự động hoặc bán tự động thu thập và phân tích thông tin về môi trường, nhu cầu của khách hàng và đối tác. Hệ thống có khả năng tự cấu hình hoặc tự tái cấu hình cho phù hợp nhằm tối ưu*

hoá quy trình sản xuất, tiết kiệm tài nguyên, bảo vệ môi trường và nâng cao năng lực cạnh tranh của nhà máy cũng như của ngành và quốc gia" [1].

1.2. Các dấu hiệu nhận biết Nhà máy thông minh

Nhà máy thông minh mang lại lợi ích lâu dài cho quá trình phát triển của doanh nghiệp. Tuy nhiên quá trình thông minh hoá Nhà máy là một quá trình dài, nhiều thách thức và cần nhiều nguồn lực. Việc nhận biết thế nào là một nhà máy thông minh sẽ rất cần thiết, đây sẽ là cơ sở phân tích, xây dựng các chỉ số thông minh và đề ra chiến lược, lộ trình phù hợp nhất để thiết lập nhà máy thông minh. Các nhà máy thông minh có những dấu hiệu nhận biết như sau:

- Cơ sở hạ tầng, công nghệ: Máy móc, thiết bị gia công được số hoá, điều khiển tự động, kết nối và liên thông dữ liệu với nhau. Hệ thống sản xuất được modun hoá, mỗi modun có thể hoạt động độc lập hoặc kết nối với nhau, sắp xếp, cấu hình lại để hình thành một dây chuyền hoàn chỉnh, tạo ra chu trình sản xuất mới nhanh chóng, hiệu quả, phản ứng nhanh, linh hoạt với các thay đổi của môi trường và yêu cầu của khách hàng.

- Nguồn nhân lực: Các nhà máy thông minh có đội ngũ nhân viên có trình độ cao, được đào tạo bài bản, có khả năng nắm bắt, phân tích thông tin và ra quyết định trong hệ thống tự động hoá. Có khả năng vận hành thiết bị, xử lý tình huống về tự động hoá, đưa ra quyết định độc lập dựa trên liên kết số liệu.

- Khả năng vận hành: Các máy và thiết bị gia công được chuyên môn hoá cao, được số hoá và điều khiển bằng máy tính, kết nối với nhau bằng ứng dụng công nghệ IoT. Các thiết bị gia công được tích hợp hệ thống cảm biến để thu thập và truyền dữ liệu về trung tâm chỉ huy điều hành. Có phần mềm quản lý chung để liên kết số liệu, liên thông trong hoạch định chính sách và ra quyết định. Mỗi modun đều được tích hợp hệ thống quản lý tích hợp gồm: Lập kế hoạch, giám sát thực hiện, thu thập, xử lý số liệu và ra quyết định tự động hoặc đưa ra khuyến cáo để người chỉ huy ra quyết định.

1.3. Phân loại cấp độ thông minh

Tùy vào định hướng của doanh nghiệp để có thể xác định được cấp độ mô hình mà nhà máy hướng đến. Có bốn cấp độ có thể được sử dụng để đánh giá nhà máy thông qua quá trình cải tiến để có thể đạt được mô hình sản xuất thông minh.

- Cấp độ một: Tính sẵn có của dữ liệu cơ bản

Cấp độ 1 là cấp độ cơ bản nhất của nhà máy thông minh, khi các thiết bị và quá trình sản xuất được số hóa thông tin, tức là chuyển đổi các dữ liệu thô thành các dạng số, có thể lưu trữ, truyền tải và xử lý bằng các phương tiện điện tử. Ở cấp độ này, các dữ liệu sẵn có nhưng không dễ truy cập. Quá trình nghiên cứu và phân tích sẽ tốn khá nhiều thời gian, thậm chí là gây ra sự kém hiệu quả cho QTSX. Bởi lúc này, các công nghệ mới chưa thực sự được ứng dụng và phát

huy hiệu quả. Các nhà máy đang ở cấp độ này thường phải dành nhiều thời gian cho việc làm quen với công nghệ mới, thay đổi thói quen làm việc.

Đây là cấp độ đầu tiên và cũng là giai đoạn đầu trong quá trình triển khai nhà máy thông minh. Thực trạng phần lớn các nhà máy hiện nay mới dừng ở mức tự động hoá một phần hoặc ứng dụng công nghệ để tăng năng suất, giảm nhân công. Mức độ số hoá thông tin và khả năng thu thập dữ liệu sản xuất bằng các phương tiện, thiết bị điện tử (cảm biến) còn khá hạn chế. Vì vậy, việc triển khai đầu tư từng bước hệ thống thiết bị điện tử phục vụ số hoá thông tin sản xuất là điều kiện kiên quyết để triển khai nhà máy thông minh. Trong quá trình này, việc thu thập, nghiên cứu, phân tích dữ liệu sản xuất tiến hành thủ công do con người chịu trách nhiệm.

- Cấp độ hai: Phân tích dữ liệu chủ động

Cấp độ 2 là mức độ tiến bộ hơn của nhà máy thông minh, khi các thiết bị và quá trình sản xuất không chỉ được số hóa thông tin, mà còn được kết nối với nhau và kết nối với các đối tác bên ngoài qua các mạng không dây hoặc có dây. Các dữ liệu được thu thập từ các nguồn khác nhau được phân tích chủ động, tức là được xử lý và trích xuất các thông tin hữu ích, có thể giúp cải thiện hiệu quả, chất lượng, an toàn và tiết kiệm chi phí của các quá trình. Cấp độ 2 giúp tăng cường khả năng xử lý, phân tích và dự đoán của nhà máy, nhưng chưa có khả năng tự động hóa và thích nghi với các thay đổi.

Đây là giai đoạn tiếp theo trong định hướng chiến lược khiển khai xây dựng nhà máy thông minh. Sau quá trình số hoá số liệu về thiết bị và quá trình sản xuất sản phẩm, tiếp đến là các Nhà máy trang bị hệ thống công nghệ thông tin đồng bộ từ các cơ sở sản xuất tầng thấp nhất đến các tầng quản lý vận hành và tầng chiến lược. Việc liên kết các tầng với nhau thông qua hệ thống mạng nội bộ. Mọi dữ liệu thông tin hữu ích cần trích xuất phân tích để ra quyết định có thể được thu thập đơn giản hơn, nhanh chóng và tiết kiệm chi phí.

Cấp độ này vẫn cần đến con người cụ thể là cấp vận hành hoặc cấp quản lý tầm trung chủ động thu thập xử lý số liệu. Tuy nhiên, cấp độ này phù hợp để có thể để triển khai ngay ở phạm vi rộng bởi chi phí đầu tư không cao, không cần nhiều thời gian huấn luyện đào tạo vận hành, hiệu quả mang lại tức thời, rõ rệt.

- Cấp độ ba: Dữ liệu hoạt động

Cấp độ ba lúc này dữ liệu đã có thể được phân tích nhờ sự hỗ trợ của máy móc và trí tuệ nhân tạo mà không cần đến sự nỗ lực, giám sát của con người. Hệ thống tự động hơn ở cấp độ hai và có thể dự đoán các vấn đề chính hoặc "bất thường" để người vận hành chủ động dự đoán các lỗi tiềm ẩn, từ đó có kế hoạch giải quyết kịp thời.

Đây là cấp độ mà định hướng triển khai nhà máy thông minh trong Tổng cục CNQP hướng đến. Sau khi triển khai đồng hệ thống mạng liên kết và trang bị công nghệ công nghệ

đồng bộ, bước tiếp theo là áp dụng các phần mềm quản lý mọi khâu hoạt động của Nhà máy. Mỗi doanh nghiệp và các cụm doanh nghiệp xây dựng cơ sở lưu trữ quản lý dữ liệu chung (Big data). Mọi dữ liệu từ các máy móc thiết bị và các tầng của hệ thống, khách hàng đuơc phần mềm thu thập, lưu trữ, sắp xếp. Các dữ liệu cần thiết được phần mềm tự động cập nhật phân tích theo thời gian thực dùng làm thông tin định hướng cho mọi quyết định và có thể dự đoán, cảnh báo một số các vấn đề bất thường trong quản lý điều hành.

- Cấp độ bốn: Dữ liệu hướng hành động

Cấp độ bốn được xây dựng dựa trên bản chất tích cực của cấp độ ba nhằm tạo ra các giải pháp giảm bớt một vấn đề hoặc cải thiện một quy trình mà không có sự can thiệp của con người.

Đây là cấp độ mà định hướng xây dựng nhà máy thông minh hướng đến trong trung và dài hạn. Với sự phát triển mạnh mẽ của công nghệ AI và cuộc cách mạng công nghiệp 4.0, trí tuệ nhân tạo AI được ứng dụng sâu vào phần mềm quản lý điều hành giúp phân tích dữ liệu và đưa ra khuyến nghị về việc quyết định của các tầng quản lý, cảnh báo từ xa các dấu hiệu bất thường. Ở mức phát triển cao, nhà máy thông minh trao quyền AI có thể tự động ra quyết định ở mức độ phù hợp đối với các máy móc ở tầng sản xuất. Điều này giúp giảm thiểu rủi ro của yếu tố con người trong quá trình vận hành Nhà máy.

Việc thu thập dữ liệu của AI không còn bị giới hạn trong nội bộ Nhà máy mà AI còn tự động thu thập từ môi trường bên ngoài doanh nghiệp và môi trường vĩ mô. Điều này có ảnh hưởng rất lớn đến việc ra quyết định mang tính chiến lược và điều chỉnh chiến lược hoạt động của đơn vị. Ngoài ra, trí tuệ nhân tạo ứng còn có khả năng tự học hỏi, tự đề xuất giải pháp giải quyết vấn đề tối ưu hoặc đề cải thiện các quy trình hiện có của Nhà máy để nâng cao hiệu lực quản trị.

Có thể nói, cấp độ 4 là cấp độ cao nhất mà định hướng xây dựng nhà máy thông minh hướng đế. Với cấp độ này, việc ứng dụng sâu các công nghệ cốt lõi của cách mạng công nghiệp 4.0 vào quá trình vận hành Nhà máy giúp tăng đáng kể hiệu quả trong sản xuất và quản trị.

Để tạo ra một chiến lược thông minh hoá Nhà máy hiệu quả, cần trải qua quá trình tự đánh giá hiện trạng và xác định cấp độ thông minh phù hợp. Việc đầu tư vào thông minh hoá sẽ đòi hỏi sự cân nhắc kỹ lưỡng về nguồn lực và phân kỳ đầu tư hợp lý. Doanh nghiệp cần có chiến lược cụ thể, từng bước và có tính kế thừa, giúp họ dễ dàng tiếp cận và đạt được kết quả mong muốn.

2. Giải quyết vấn đề

2.1. Đặc điểm chính của các Nhà máy Quốc phòng

Các Nhà máy Quốc phòng được thành lập trong thời kỳ chiến tranh bảo vệ Tổ quốc nên tuổi đời đều trên 50 năm. Các máy móc, thiết bị phần lớn được trang bị từ lâu, thuộc thế hệ cũ, mức độ tự động hoá chưa cao. Gắn với quá trình phát triển của đất nước, các Nhà máy Quốc

phòng được đầu tư nâng cấp nhà xưởng, thiết bị và ứng dụng công nghệ mới, mức độ tự động hoá được cải thiện, nâng cao nhưng nhìn chung chưa được kết nối thành hệ thống. Cơ chế vận hành và quản lý chủ yếu thực hiện theo phương thức truyền thống, tốc độ truyền tin chậm, độ chính xác không cao. Các thông tin về hoạt động thu thập rời rạc, chưa kết nối và xử lý có hệ thống nên việc phát hiện những điểm bất thường diễn ra chậm.

Hầu hết các Nhà máy Quốc phòng đều sản xuất các sản phẩm đặc chủng phục vụ nhu cầu quốc phòng. Các dây chuyền sản xuất và công nghệ chủ yếu được chuyển giao từ nước ngoài. Việc tiếp cận các công nghệ, thiết bị sản xuất phục vụ nhiệm vụ quốc phòng gặp nhiều rào cản về yếu tố chính trị và an ninh quốc gia. Việc triển khai ứng dụng hệ thống thông minh gặp khó khăn do yếu tố bảo mật hoặc chính sách chung của an ninh quân đội, cơ chế đầu tư chịu nhiều ràng buộc từ cơ quan chủ quản là Bộ Quốc phòng.

2.2. Đặc điểm chính của Nhà máy Z131

Nhà máy Z131/Tổng cục CNQP là doanh nghiệp quốc phòng an ninh, nhiệm vụ chính trị trọng tâm là sản xuất các loại đạn chống tăng (B41M, PG9…), sản xuất, tổng lắp các loại tên lửa phòng không tầm thấp (Igla…), các loại mìn, thuỷ lôi cho Hải Quân, Đặc công. Ngoài ra tham gia sản xuất các sản phẩm kinh tế phục vụ dân sinh như: Mồi nổ mạnh, thuốc nổ công nghiệp cho ngành than, khai khoáng và xây dựng công trình giao thông; các sản phẩm cơ khí chính xác khác tham gia vào chuỗi cung ứng trong nước và xuất khẩu.

Các loại hình công nghệ hiện có của Nhà máy bao gồm:

- Công nghệ Đúc, ép các loại thuốc nổ;
- Công nghệ gia công cơ khí chính xác: tiện, phay, mài, nguội
- Công nghệ gia công tấm mỏng, dập nóng, dập nguội
- Công nghệ xử lý nhiệt
- Công nghệ xử lý, phun phủ bề mặt.

Với loại hình công nghệ đa dạng, cùng với việc được cấp trên đầu tư nâng cấp, cải tạo mặt bằng, thiết bị và năng lực hiện có, bên cạnh việc thực hiện nhiệm vụ SXQP, nhà máy ngày càng mở rộng quy mô SXKT, tham gia sâu vào chuỗi cung ứng toàn cầu.

2.3. Đánh giá mức độ thông minh hiện tại của Nhà máy Z131

Nhà máy Z131 là một đơn vị hạch toán độc lập trực thuộc Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng, nhiệm vụ chính trị trọng tâm là sản xuất các loại đạn chống tăng, mìn, thuỷ lôi, tổng lắp tên lửa phòng không tầm thấp. Ngoài ra còn tham gia sản xuất sản phẩm kinh tế phục vụ ngành khai khoáng và dân sinh.

Trong những năm gần đây, cấp trên đã chú trọng vào sự phát triển của Nhà máy Z131 bằng cách đầu tư xây dựng nhà xưởng và mua sắm thiết bị hiện đại. Mục tiêu chính là nâng cao năng lực sản xuất quốc phòng và kinh tế cũng như cải thiện phương pháp quản lý và quản trị.

Dù đã được đầu tư một cách đáng kể, Nhà máy Z131 vẫn chưa đạt được cấp độ thông minh cơ bản theo tiêu chuẩn cấp 1. Để đạt đến cấp độ thông minh cấp 1, cần có thêm nguồn lực đầu tư vào nhiều hạng mục khác nhau. Lộ trình đầu tư phải được lập kế hoạch và thực hiện một cách hợp lý để đạt được mục tiêu này.

2.3. Tối ưu hoá phân kỳ đầu tư thông minh hoá Nhà máy Z131

Kế hoạch thông minh hoá Nhà máy là một kế hoạch chiến lược cần nguồn lực đầu tư lớn, thời gian kéo dài, do vậy cần thực hiện các bước để xây dựng chiến lược gồm: xây dựng mục tiêu, xác định lộ trình, chia nhỏ mục tiêu và thời gian thực hiện, giao nhiệm vụ cho các bộ phận liên quan.

Để tối ưu hoá phân kỳ đầu tư thông minh hoá nhà máy, xác định được cách thức, lộ trình triển khai hợp lý nhưng vẫn đảm bảo mục tiêu, chúng ta xây dựng mô hình phân tích tổng thể gồm: Mục tiêu, chi phí, lợi ích thu được và các biến số ảnh hưởng để tìm ra mức đầu tư tối ưu cho từng giai đoạn.

2.3.1 Mục tiêu thông minh hoá Nhà máy Z131

Lộ trình đầu tư thông minh hoá Nhà máy, bắt đầu thực hiện từ cấp độ 1: Phân tích dữ liệu chủ động, các thiết bị và thông tin được số hoá, khả năng thu thập số liệu chủ động bằng phương tiện, thiết bị điện từ và các cảm biến nhằm giảm sai sót và phụ thuộc vào thông tin thu thập từ con người. Kết hợp với đầu tư, thay thế dần các thiết bị cũ bằng các thiết bị tự động hoá cao, được điều khiển bằng máy tính và bước đầu gép nối thành các mô đun. Nhằm giảm thời gian chết thông quá việc giám sát thiết bị theo thời gian thực, tối ưu hoá quy trình sản xuất bằng cách sử dụng dữ liệu để ra quyết định nhanh chóng. Sử dụng cảm biến và công nghệ kiểm tra tự động để phát hiện lỗi trong quá trình sản xuất. Dựa vào phân tích dữ liệu để dự đoán và khắc phục lỗi trước khi chúng xảy ra. Các hạng mục đầu tư, nâng cấp có tính kế thừa để hướng để đạt được cấp độ thông minh cấp 2.

2.3.2. Chi phí

Việc thông minh hoá Nhà máy là quá trình dài, tiêu tốn nhiều nguồn lực và mất nhiều thời gian, cần hoạch định cụ thể, đầu tư mua sắm trang thiết bị, hạn tầng và đào tạo con người triển khai đồng bộ, có lộ trình chi tiết để xác định phương án đầu tư tối ưu cho từng giai đoạn.

Chi phí đầu tư bao gồm các nội dung:

- Đầu tư cho mua sắm trang bị, nhà xưởng
- Hạ tầng công nghệ, phần mềm

- Đào tạo con người
- Chi phí nghiên cứu phát triển
- Chi phí bảo trì, nâng cấp

Thiết lập bài toán tối ưu chi phí:

- Gọi chi phí đầu tư cho Nhà máy thông minh là C (constan)

+ Đầu tư mua sắm trang, thiết bị: C_1;

* Máy tính: C_{11}
* Hạ tầng, đường dây: C_{12}
* Hệ thống cảm biến, bộ đếm: C_{13}
* Hệ thống điều khiển máy công cụ: C_{14}
* Mua sắm thiết bị gia công tự động, bán tự động: C_{15}

+ Đầu tư phần mềm quản lý: C_2;

* Phần mềm quản lý, lập kế hoạch: C_{21}
* Phần mềm quản lý nhân sự: C_{22}
* Phần mềm quản lý kho, vật tư: C_{23}
* Phần mềm thiết kế công nghệ: C_{24}

+ Đầu tư đào tạo con người: C_3;

* Đào tạo quản lý: C_{31}
* Đào tạo kỹ sư: C_{32}
* Đào tạo công nhân: C_{33}
* Thuê, mướn chuyên gia: C_{34}

- Chi phí nghiên cứu, phát triển: C4;
- Chi phí bảo trì, nâng cấp: C5;
- Gọi biến số hiệu quả (giá trị) mang lại: H

+ Tăng năng suất lao động: H_1
+ Tăng chất lượng sản phẩm (giảm phế phẩm): H_2
+ Giảm thời gian vận hành: H_3
+ Tăng năng suất lao động: H_4

2.3.3. Lợi ích thu được

- Gọi lợi ích thu được khi đầu tư Nhà máy thông minh là hàm $L_y(T)$
- Lợi ích thu được tính bằng tổng giá trị H(T) trừ đi tổng chi phí C(T)

Trong đó: T là biến số theo thời gian đầu tư. T=k(t).

k: là lãi suất tính theo chu kỳ tiền gửi của ngân hàng (năm).

t: là thời gian đầu tư.

- Hàm lợi ích được thiết lập như sau: $L_y(T) = [H][T]-[C][T]$

Trong đó: Ly(T): là lợi ích thu được theo thời gian đầu tư;

[H]: là hiệu quả mang lại gồm H_1, H_2, H_3, H_4 theo thời gian (T)

[T]: là thời gian đầu tư để thông minh hoá nhà máy T=k(t)

[C]: là tổng chi phí đầu tư gồm: C_1, C_2, C_3, C_4, C_5

Ví dụ: Nếu chi phí cho đầu tư Nhà máy thông minh là 100 tỷ, lãi suất 10%/năm; sau 10 năm nếu chưa mang lại giá trị (H(T)=0) thì toàn bộ vốn ban đầu mất đi. Vì vậy để đảm bảo có lợi ích, cần có lộ trình đầu tư phù hợp, bắt đầu từ nội dung mang lại lợi ích tức thì đến lợi ích lâu dài; các nguồn lực đầu tư không có thời gian trễ, đảm bảo tính liên tục. Giải pháp quản lý và điều phối nguồn lực cần thực hiện và điều chỉnh theo từng giai đoạn của quá trình tiến hành thông minh hoá Nhà máy.

2.3.4. Sơ đồ phân tích tối ưu hoá đầu tư

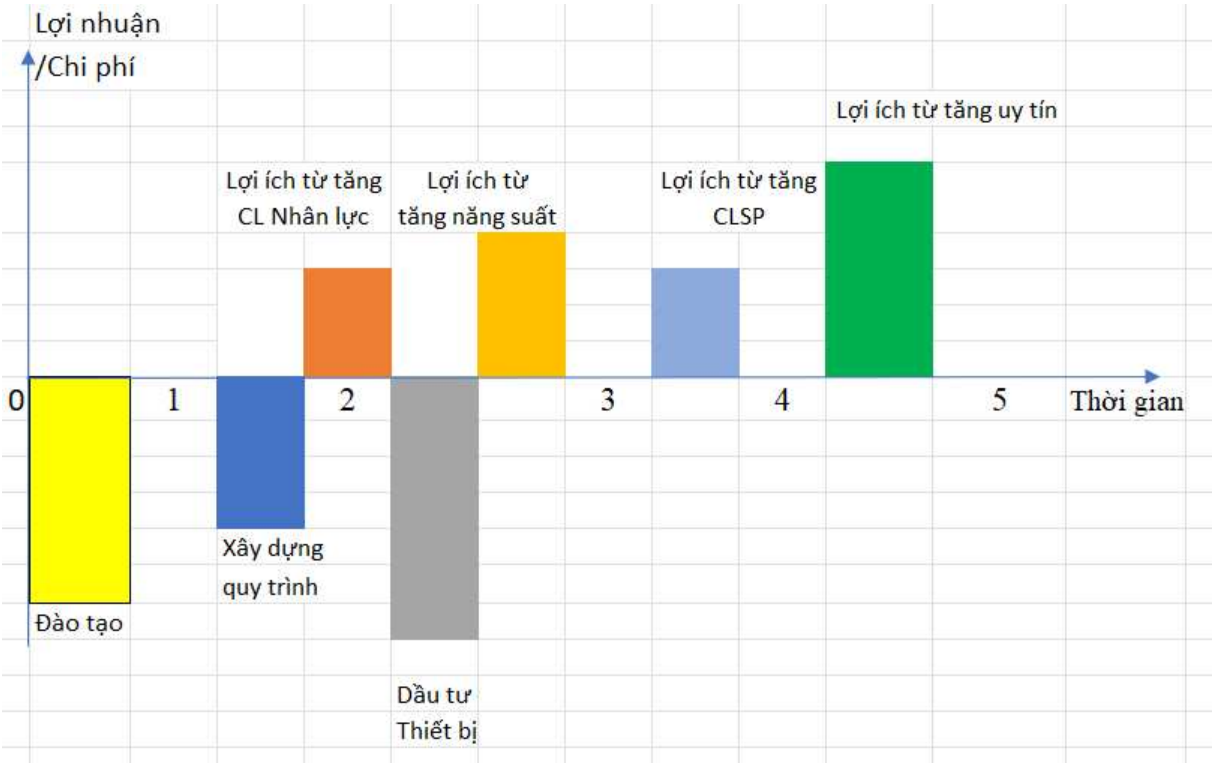
a. Phương án đầu tư một lần



Hình 2.3.4.1: Sơ đồ mô hình đầu tư 01 lần

Quá trình đầu tư Smart hoá nhà máy là quá trình dài, tiêu tốn nhiều kinh phí trong khi các giá trị thu được thường không nhìn thấy được ngay. Giải pháp đầu tư 01 lần cho tất cả các hạng mục không phải là giải pháp tối ưu. Quá trình smart hoá nhà máy cần nhiều thời gian, giá trị tổng mức đầu tư tăng thêm hằng năm tính theo lãi suất tiền gửi của ngân hàng nhà nước. Tuỳ vào việc lựa chọn mức độ thông minh cần hướng đến và tiềm lực của mỗi đơn vị để xác định giải pháp và hướng đầu tư hợp lý.

b. Phương án đầu tư theo giai đoạn



Hình 2.3.4.1: Sơ đồ mô hình đầu tư theo giai đoạn

Do đặc thù của đầu tư smart hoá nhà máy, lựa chọn phương án đầu tư theo giai đoạn là giải pháp tối ưu. Nên tập trung vào việc đào tạo nhân lực, xây dựng quy trình và các yếu tố cần thiết. Khi con người, quy trình làm việc đã được cải tiến, nâng cao chất lượng thì việc đầu tư thiết bị, dây chuyền hiện đại thực hiện sau để đảm bảo sẵn sàng cho vận hành sản xuất. Chi phí cho đầu tư thiết bị là rất lớn, cần phải đảm bảo thiết bị hoạt động được ngay, tránh lãng phí.

Các khoản đầu tư sẽ phát sinh chi phí ngay sử dụng vốn ngay sau khi đầu tư. Chi phí này phát sinh thường tính bằng lãi suất ngân hàng tại thời điểm đầu tư, phương pháp tính lãi suất kép. Do đó dự án nhà máy thông minh sẽ giảm được tối đa chi phí khi tiền đầu tư hiệu quả ngay, phân kỳ đầu tư mục đích là giảm chi phí loại này, ngoài ra còn giảm được chi phí bảo trì trang thiết bị nếu chưa dùng đến. Toàn bộ các chi phí hằng năm này theo ước tính sẽ giao động trong khoảng 10-20% tổng số vốn đầu tư.

Như đã phân tích ở trên, đầu tư Smart hoá Nhà máy sản xuất là quá trình dài, tiêu tốn nhiều nguồn lực, giá trị mang lại theo thời gian có nhiều giá trị hữu hình (lợi nhuận bằng tiền) hay giá trị vô hình (giá trị thương hiệu, sự hài lòng khách hàng, hoặc thu hút nhân lực chất lượng cao…). Vì vậy khi tiến hành Smart hoá nhà máy, dựa trên phân tích nguồn lực sẵn có, doanh nghiệp cần xác định rõ mục tiêu cần đạt được, khả năng nguồn vốn, dự kiến giá trị mang lại cho tương lai để xác định hướng và lộ trình đầu tư hợp lý.

3. Kết luận

Do nghiên cứu về Nhà máy thông minh trong nước và trên thế giới chưa đưa ra được quan điểm tổng hợp hoặc khuyến cáo lộ trình thông minh hoá nhà máy để làm cơ sở cho việc hoạch định chính sách cũng như xây dựng chiến lược đầu tư thông minh hoá. Hệ thống cơ sở lý luận về nhà máy thông minh chưa hoàn thiện nên nội dung bài báo chỉ mới dừng lại ở phân tích đặc điểm của nhà máy thông minh, các nội dung cần đánh giá, thực hiện và các tham số đầu tư thông minh hoá nhà máy, chưa đề xuất được lộ trình cụ thể và giải pháp có thể định lượng cụ thể trong quá trình thông minh hoá nhà máy.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Sơn Ninh, Trần Doãn Hiếu, Phạm Thị Hoài Thu, *Nghiên cứu tổng quan nhà máy thông minh và định hướng ứng dụng trong sản xuất Quốc phòng,* Đề tài Nghiên cứu khoa học, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2022.

2. Bùi Thị Thanh, *Nhà máy thông minh và hiệu quả sản xuất của doanh nghiệp trong cuộc cách mạng công nghiệp 4.0*, trường Đại học Kinh tế Thành phố Hồ Chí Minh, 2021, 2005.

3. Từ Quang Phương, *Giáo trình quản lý dự án đầu tư,* Trường đại học kinh tế quốc dân, Nhà xuất bản Lao động – xã hội, 2005.

4. Joseph Heagney, Quản trị dự án – Những nguyên tắc cơ bản, Nhà xuất bản lao động-xã hội, năm 2014.

5. Shunghoon Chung, Minho Kim, *How smart is a "Smart Factory" Drivers and effects of Factory smattization,* 2021.

OPTIMIZE THE INVESTMENT DIVERGENCE OF THE SMART FACTORY AT Z131/TCCNQP

Summary

A smart factory is a facility equipped with advanced machinery and technology that forms a system capable of autonomously collecting and processing information, reconfiguring itself, and making optimal decisions based on specific internal and external conditions of the factory. Achieving such a high level of intelligence requires significant investment and development time. Therefore, factories need to establish a suitable roadmap to prepare funding, train personnel, and ensure the synchronization of stakeholders. This article will present analyses and break down the levels of intelligence and the optimal investment roadmap for defense factories in general and factory Z131 in particular. The article will also focus on qualitative analysis, while the quantitative research will be presented in subsequent studies.

Keywords*: smart factory, optimization, investment.*

Ứng dụng phương pháp PERT/CPM trong quản lý tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật

Trịnh Xuân Tuân[1*], Trần Anh Vàng[2], Phạm Văn Long[1]

[1]*Lớp Cao học 35B, Hệ QLHVSĐH, Học viện KTQS*

[2]*Bộ môn Công nghệ thiết bị và Hàng không vũ trụ, Khoa HKVT, Học viện KTQS*

E-mail: trinhxuantuan688589@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo đề cập đến việc ứng dụng kỹ thuật tổng quan và đánh giá dự án (Program Evaluation and Review Technique - PERT) và phương pháp đường găng (Critical Path Method - CPM) nhằm tối ưu hóa tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật. Phương pháp PERT giúp ước tính thời gian trong điều kiện bất định, trong khi CPM xác định nhiệm vụ quan trọng và thời gian dự phòng. Việc sử dụng phần mềm máy tính có ứng dụng phương pháp PERT/CPM để tự động hóa các công việc này giúp lập kế hoạch chính xác hơn, theo dõi tiến độ theo thời gian thực và cải thiện khả năng phân bổ nguồn lực so với phương pháp thủ công truyền thống. PERT/CPM khi sử dụng trên phần mềm sẽ đưa ra trình tự hợp lý các công việc và một đường găng giúp trực quan hóa các hoạt động sửa chữa trang bị kỹ thuật điều này sẽ giúp nâng cao hiệu quả quản lý, giảm thiểu rủi ro chậm trễ và đảm bảo chất lượng cũng như tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật.

Từ khóa: *quản lý tiến độ; PERT; CPM; đường găng.*

1. Giới thiệu

Tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật (TBKT) là mức độ tiến triển của hoạt động sửa chữa trong một khoảng thời gian xác định. Tiến độ đề cập đến tốc độ và thời gian hoàn thành các công đoạn trong quá trình sửa chữa TBKT. Đây là ưu tiên hàng đầu đối với các doanh nghiệp quốc phòng để đáp ứng các yêu cầu sẵn sàng chiến đấu của quân đội. Quản lý tiến độ sửa chữa TBKT là việc xây dựng lịch trình thực hiện các công việc sửa chữa và đảm bảo cho lịch trình đó được thực hiện đúng theo kế hoạch đã lập. Đây là quá trình quản lý bao gồm việc thiết lập mạng công việc, xác định thời gian thực hiện từng công việc và quản lý tiến trình thực hiện các công việc sửa chữa trên cơ sở các nguồn lực cho phép và những yêu cầu về chất lượng đã định [1-6 và 8].

Hiện nay, nhiều phương pháp, kỹ thuật quản lý tiến độ đã được áp dụng rộng rãi trong các lĩnh vực sản xuất và sửa chữa. Trong đó, những phương pháp đáng chú ý bao gồm biểu đồ Gantt, biểu đồ đường chéo, kỹ thuật tổng quan và đánh giá dự án và phương pháp đường găng [7]. Biểu đồ Gantt là công cụ thông dụng, trực quan dễ sử dụng nhất, được giới thiệu năm 1917 bởi Gantt. Biểu đồ này là phương pháp trình bày tiến trình thực tế cũng như kế hoạch thực hiện các công việc theo trình tự thời gian. Mục đích của biểu đồ Gantt là xác định một tiến độ hợp lý nhất để thực hiện các công việc khác nhau của dự án. Biểu đồ đường chéo là một công cụ đơn giản để quản lý tiến độ, là biểu đồ so sánh giữa tiến độ dự kiến (kế hoạch) với tiến độ thực hiện các công việc. Kỹ thuật tổng quan và đánh giá dự án lần đầu tiên được sử dụng trong hải quân Mỹ vào năm 1958 để lập kế hoạch và quản lý chương trình phát triển tên lửa xuyên lục địa. Nhờ áp dụng kĩ thuật quản lý dự án nên thời gian thực hiện dự án đã giảm xuống chỉ còn 4 năm. Phương pháp đường găng được công ty Dupont và Remington Rand phát triển trong cùng một thời kỳ để trợ giúp việc quản lý xây dựng và bảo trì các nhà máy hoá chất. Tuy có những nét khác nhau, ví dụ, PERT xem thời gian thực hiện các công việc dự án là một đại lượng biến đổi nhưng có thể xác định được nhờ lý thuyết xác suất

còn CPM lại sử dụng các ước lượng thời gian xác định, nhưng cả hai kỹ thuật đều chỉ rõ mối quan hệ liên tục giữa các công việc, đều dẫn đến tính toán đường găng, cùng chỉ ra thời gian dự trữ của các công việc. Do vậy, trong các sách báo khi đề cập đến phương pháp quản lý tiến độ người ta thường viết đồng thời tên của hai phương pháp viết tắt là PERT/CPM [7].

Trên thế giới, nhiều nghiên cứu đã khẳng định vai trò quan trọng của phương pháp PERT/CPM trong việc quản lý và tối ưu hoá thời gian của các dự án và nhiệm vụ như bảo trì tua-bin thủy điện [9], dự án phát triển sản phẩm nhựa [10], dự án cấp nước cho thị trấn [11], quản lý bảo trì thiết bị tại các trung tâm sửa chữa xe máy Honda [12], may mặc [13] và xây dựng cầu vượt [14]. Tại Việt Nam, một số nghiên cứu cũng đã chỉ ra tính hiệu quả của phương pháp PERT/CPM trong việc quản lý tiến độ các dự án công trình xây dựng [15], quản lý chi phí tại các doanh nghiệp [16].

Các nhà máy trong Quân chủng Phòng không - Không quân là những cơ sở chuyên trách sửa chữa và sản xuất vật tư, khí tài quan trọng phục vụ nhiệm vụ bảo vệ vùng trời của Tổ quốc. Theo chỉ tiêu pháp lệnh hàng năm, các nhà máy tiếp nhận sửa chữa và sản xuất khối lượng lớn sản phẩm là những TBKT phức tạp, bao gồm cả các thiết bị điện tử và cơ khí. Hiện nay, nhiều nhà máy vẫn áp dụng phương pháp quản lý truyền thống, chưa tích hợp các kỹ thuật hiện đại như PERT/CPM để quản lý tiến độ sửa chữa và sản xuất. Phần lớn việc tính toán thời gian vẫn thực hiện thủ công, thiếu tính linh hoạt trong điều chỉnh và chưa xác định rõ các yếu tố quan trọng như đường găng hay thời gian dự phòng. Điều này gây khó khăn trong việc quản lý tiến độ, đồng thời hạn chế khả năng đưa ra các kịch bản dự báo khi có thay đổi hoặc rủi ro phát sinh. Những hạn chế này ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu quả quản lý thời gian và khả năng tối ưu hóa quy trình sửa chữa tại các nhà máy.

Trong nghiên cứu này, tác giả đã sử dụng phương pháp PERT/CPM để giải quyết bài toán quản lý tiến độ thời gian sửa chữa trang bị kỹ thuật. Nội dung chính của nghiên cứu gồm cơ sở lý thuyết về phương pháp PERT/CPM, áp dụng phương pháp này vào thực tế sửa chữa trang bị kỹ thuật, đưa ra kết quả và thảo luận.

2. Phương pháp PERT/CPM và quản lý tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật

Việc ứng dụng phương pháp PERT/CPM vào quản lý tiến độ sửa chữa được thực hiện qua 6 bước cơ bản:

Bước 1. Xác định các hoạt động của dự án.

Bước 2. Xác định mối quan hệ và trình tự thực hiện các công việc.

Bước 3. Vẽ sơ đồ mạng công việc.

Bước 4. Tính toán thời gian và chi phí cho từng công việc.

Bước 5. Xác định thời gian dự trữ của các công việc và sự kiện.

Bước 6. Xác định đường găng.

Để minh họa cụ thể cho sự hiệu quả của phương pháp này, tác giả đã lựa chọn ứng dụng PERT/CPM vào nhiệm vụ sửa chữa một khí tài tiêu biểu tại một Nhà máy của Quân chủng PK-KQ (sau đây gọi là nhiệm vụ M). Hiện nay, việc ước tính thời gian thực hiện các công việc sửa chữa

khí tài này vẫn dựa trên quy trình công nghệ được Tư lệnh Quân chủng PK-KQ phê duyệt và kinh nghiệm của những cán bộ làm công tác kế hoạch cũng như các nhiệm vụ sửa chữa đã thực hiện trước đó. Thực tế cho thấy, tổng thời gian để hoàn thành việc sửa chữa khí tài này (từ lúc tiếp nhận đến lúc nghiệm thu, bàn giao cho đơn vị sử dụng) là khoảng hơn 2 tháng.

Việc ứng dụng phương pháp PERT/CPM vào quản lý tiến độ sửa chữa khí tài được triển khai qua 6 bước cụ thể sau đây:

a. Xác định các hoạt động

Xác định các hoạt động cụ thể phải được thực hiện để triển khai dựa trên quy trình công nghệ và Bảng phân chia công việc (Work Breakdown Structure - WBS). WBS là phương pháp nhằm phân chia nhiệm vụ thành những công việc theo phân cấp giảm dần đến mức độ không thể phân chia được nữa. Đối với nhiệm vụ sửa chữa khí tài, các hoạt động, trình tự và thời gian hoàn thành của từng hoạt động được nêu trong Bảng 1.

TT	Tên công việc thuộc nhiệm vụ M	Ký hiệu	Công việc trước	Thời gian (ngày)
1	Nhận máy, tổng tháo, phân chặng, lập phương án sửa chữa	1	-	3
2	Mạ, gia công sửa chữa cơ khí, in biển nhãn	2	1	8
3	Sửa chữa khối cơ khí, khí cụ điện, cáp, đường truyền, chấn tử	3	1	10
4	Sửa chữa Hệ thống cáp đồng bộ	4	1	6
5	Tháo, vệ sinh tẩy rửa, sấy khối đơn phần không cải tiến	5	1	4
6	Tháo vệ sinh, tẩy rửa, sấy mảng, khối tủ phần cải tiến	6	1	4
7	Sơn khối đơn và chi tiết lẻ	7	5, 6	3
8	Lắp ráp đơn khối tủ phần cải tiến và không cải tiến	8	2, 7	8
9	Sửa chữa, bảo dưỡng Hệ thống điều hòa nhiệt độ	9	1	4
10	Sửa chữa thùng vỏ xe hiện sóng, sơn lần 1	10	1, 2	8
11	Sửa chữa thùng vỏ xe an ten, sơn lần 1	11	1, 2	8
12	Điều chỉnh đơn khối tủ, hệ thống cải tiến và không cải tiến	12	8	12
13	Tổng lắp toàn đài xe hiện sóng	13	3, 4, 9, 10, 12	3
14	Tổng lắp toàn đài xe an ten	14	3, 4, 11, 12	2
15	Thông điện, hiệu chỉnh, sửa chữa lần 1	15	13, 14	8
16	Thử xóc, sơn lần 2, thử mưa xe hiện sóng	16	15	2
17	Thử xóc, sơn lần 2, thử mưa xe an ten	17	15	2
18	Dựng an ten, tổng điều chỉnh lần 2	18	16, 17	2
19	Nghiệm thu cấp Nhà máy	19	18	1
20	Nghiệm thu cấp Cục Kỹ thuật PK-KQ	20	19	1
21	Nghiệm thu cấp Quân chủng	21	20	1
22	Bàn giao đơn vị	22	21	1

Bảng 1: Bảng WBS của nhiệm vụ M

b. Xác định mối quan hệ và trình tự thực hiện các công việc

Xác định trình tự hoạt động trong quản lý tiến độ sản xuất, sửa chữa trang bị là quá trình lập kế hoạch và sắp xếp các công đoạn công việc theo một trình tự hợp lý nhằm đảm bảo quá trình sản xuất hoặc sửa chữa diễn ra một cách hiệu quả, đúng thời gian và đạt được chất lượng mong muốn. Việc xác định trình tự hoạt động giúp kiểm soát tốt hơn quá trình thực hiện, giảm thiểu lãng phí

thời gian và tài nguyên. Ví dụ, trong nhiệm vụ sửa chữa, công việc số 14 chỉ được thực hiện sau khi hoàn thành các công việc 3, 4, 11 và 12.

c. Vẽ sơ đồ mạng

Mạng công việc là kĩ thuật trình bày kế hoạch tiến độ, mô tả dưới dạng sơ đồ mối quan hệ liên tục giữa các công việc đã được xác định cả về thời gian và thứ tự trước sau. Mạng công việc là sự nối kết các công việc và các sự kiện. Có hai phương pháp chính để biểu diễn mạng công việc. Đó là phương pháp "đặt công việc trên mũi tên" (AOA- Activities on Arrow) và phương pháp "đặt công việc trong các nút" (AON- Activities on Node). Cả 2 phương pháp này đều có chung nguyên tắc là: để có thể bắt đầu một công việc mới thì các công việc xắp xếp trước nó phải được hoàn thành, các mũi tên được vẽ theo chiều từ trải sang phải, phản ánh quan hệ logic trước sau giữa các công việc nhưng độ dài mũi tên lại không có ý nghĩa phản ánh độ dài thời gian.

Các thành phần của sơ đồ mạng:

*** Công việc:** Là một hoạt động cần thời gian, kinh phí, vật tư, thiết bị và lao động để thực hiện. Một công việc thường bao gồm một hoặc một vài gói công việc trong WBS.

*** Sự kiện:** Là điểm đánh dấu thời điểm khởi công hay thời điểm hoàn thành một công việc. Sự kiện không phải là một quá trình và không có độ dài.

*** Nhánh:** Một chuỗi các công việc trên sơ đồ mạng mà sự kiện cuối của công việc này là sự kiện đầu của công việc tiếp theo, liên tiếp nhau. Nhánh toàn phần là nhánh mà đầu của nó trùng với sự kiện khởi đầu, cuối của nó trùng với sự kiện kết thúc. Độ dài của nhánh bằng tổng độ dài các nhánh thành phần. Nhánh tới hạn (đường găng - Critical Path) là nhánh có độ dài lớn nhất. Đặc tính cơ bản của nhánh tới hạn là: nếu trì hoãn thực hiện bất kỳ một công việc nào thuộc nhánh này thì sẽ là chậm tiến độ của toàn bộ kế hoạch.

*** Thời gian dự trữ**: Là thời gian cho phép các công việc được trì hoãn mà không ảnh hưởng đến tiến độ chung.

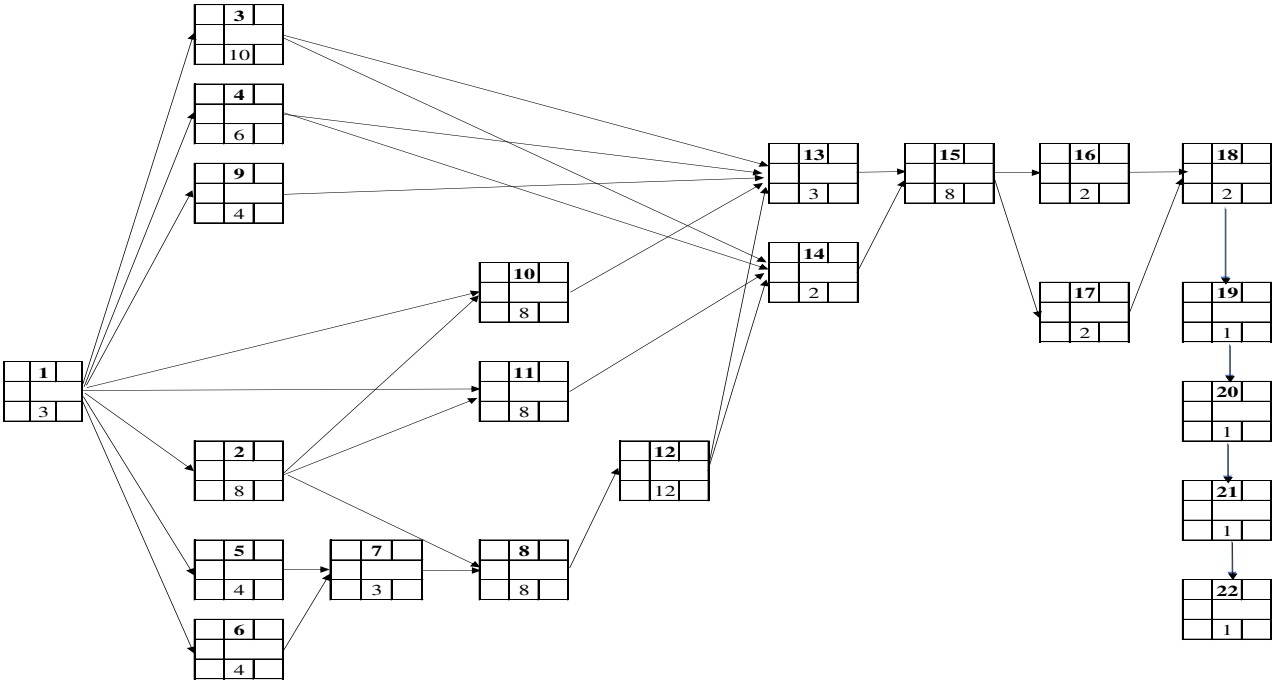
*** Đường găng, việc găng**: Là dòng dài nhất nối sự kiện đầu tiên đến sự kiện cuối cùng, ấn định thời gian hoàn thành nhiệm vụ. Các công việc nằm trên đường găng là những công việc găng, những công việc này không có thời gian dự trữ.

Trong nhiệm vụ M, tác giả sử dụng phương pháp AON (đặt công việc trong các nút), với mỗi nút là một hình chữ nhật gồm 8 ô chứa thông tin về công việc và các sự kiện liên quan đến công việc đó và được trình bày như bảng dưới đây:

Thời điểm bắt đầu sớm (T^i_{ES})	**Ký hiệu công việc**	Thời điểm kết thúc sớm (T^i_{EF})
Thời gian dự trữ (T^i_{SL})	*Tên công việc*	
Thời điểm bắt đầu muộn (T^i_{LS})	Thời gian thực hiện (T_i)	Thời điểm kết thúc muộn (T^i_{LF})

Bảng 2: Bảng mô tả các sự kiện và thời gian tại mỗi nút công việc

Với các dữ liệu đã có (ký hiệu công việc; trình tự, mối quan hệ giữa các công việc và thời gian thực hiện từng công việc), ta tiến hành vẽ sơ đồ mạng của nhiệm vụ M như sau:



Hình 1: Sơ đồ mạng của nhiệm vụ M

d. Tính toán thời gian cho từng công việc

Tại Bảng 2, mỗi công việc trên nút sẽ bao gồm các thời gian sau:

T_i : thời gian thực hiện công việc i

T^i_{ES}: thời điểm sớm nhất để bắt đầu thực hiện công việc i (thời điểm bắt đầu sớm)

T^i_{LS}: thời điểm muộn nhất để bắt đầu thực hiện công việc i (thời điểm bắt đầu muộn)

T^i_{EF}: thời điểm sớm nhất để kết thúc công việc i (thời điểm kết thúc sớm)

T^i_{LF}: thời điểm muộn nhất để kết thúc công việc i (thời điểm kết thúc muộn)

T^i_{SL}: thời gian dự trữ của công việc i

Sau đây, ta lần lượt tính toán các thời gian xuôi chiều sơ đồ mạng (để tính thời điểm bắt đầu sớm, kết thúc sớm) và ngược chiều sơ đồ mạng (để tính thời điểm bắt đầu muộn, kết thúc muộn).

**** Tính các thời gian xuôi chiều sơ đồ mạng:***

Biểu diễn lần lượt các công việc trên các nút của sơ đồ mạng theo trình tự từ trái qua phải, các công việc trước ở bên trái, các công việc sau ở bên phải.

Thời điểm sớm nhất và muộn nhất để bắt đầu công việc đầu tiên của nhiệm vụ là thời điểm 0: $T^1_{ES} = 0$ và $T^1_{LS} = 0$

Thời điểm sớm nhất bắt đầu thực hiện công việc i là:

$$T^i_{ES} = \max\left(T^j_{ES} + T^j\right) \qquad (1)$$

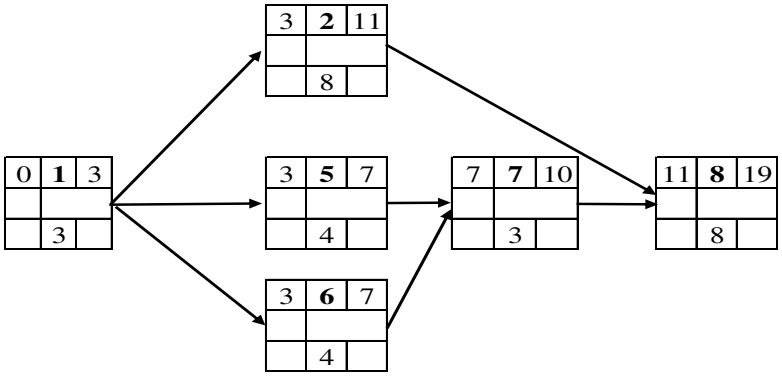
(trong đó j là các công việc thực hiện trước công việc i)

Thời điểm sớm nhất kết thúc công việc i là:

$$T^{i}_{EF} = T^{i}_{ES} + T^{i} \quad (2)$$

Tính toàn bộ thời điểm bắt đầu và kết thúc sớm của tất cả các công việc theo trình tự từ trái qua phải. Cần lưu ý rằng, bất cứ hoạt động nào, nếu chỉ có một hoạt động ngay trước nó đều có thời điểm bắt đầu sớm nhất bằng thời điểm hoàn thành sớm nhất của hoạt động ngay trước nó.

Hình 2 là minh họa cho việc tính toán thời điểm bắt đầu sớm và thời điểm kết thúc sớm của các công việc số 1, 2, 5, 6, 7 và 8 thuộc nhiệm vụ M.



Hình 2: Tính toán thời gian bắt đầu sớm và kết thúc sớm nhiệm vụ M

**** Tính các thời gian ngược chiều sơ đồ mạng:***

Thời điểm muộn nhất để kết thúc công việc thứ n (công việc cuối cùng) bằng với thời điểm sớm nhất để kết thúc nó: $T^{n}_{LF} = T^{n}_{EF}$

Thời điểm muộn nhất để kết thúc công việc thứ i:

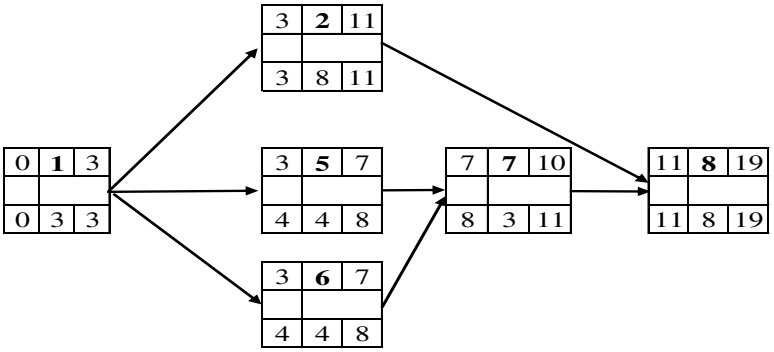
$$T^{i}_{LF} = \min\left(T^{k}_{LF} - T^{k}\right) \quad (3)$$

(trong đó k là các công việc thực hiện sau công việc i)

Thời điểm muộn nhất để bắt đầu công việc thứ i:

$$T^{i}_{LS} = T^{i}_{LF} - T^{i} \quad (4)$$

Tính toàn bộ thời điểm bắt đầu và kết thúc muộn của tất cả các công việc theo trình tự từ phải qua trái. Trong nhiệm vụ nhiệm vụ M, kết quả tính toán thời điểm bắt đầu muộn và thời điểm kết thúc muộn của các công việc số 1, 2, 5, 6, 7 và 8 được thể hiện ở Hình 3.

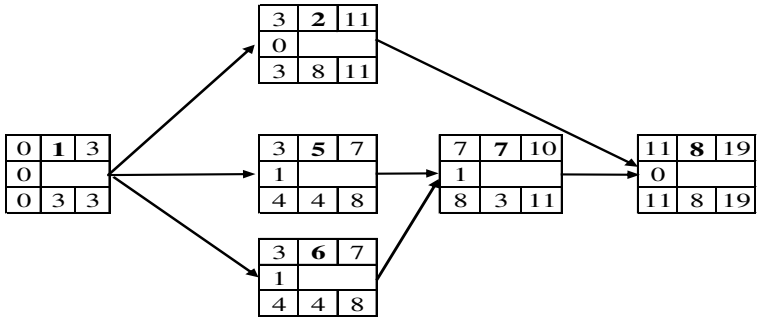


Hình 3: Tính toán thời gian bắt đầu muộn và kết thúc muộn nhiệm vụ M

e. Xác định thời gian dự trữ

Thời gian dự trữ của công việc i được tính theo công thức:

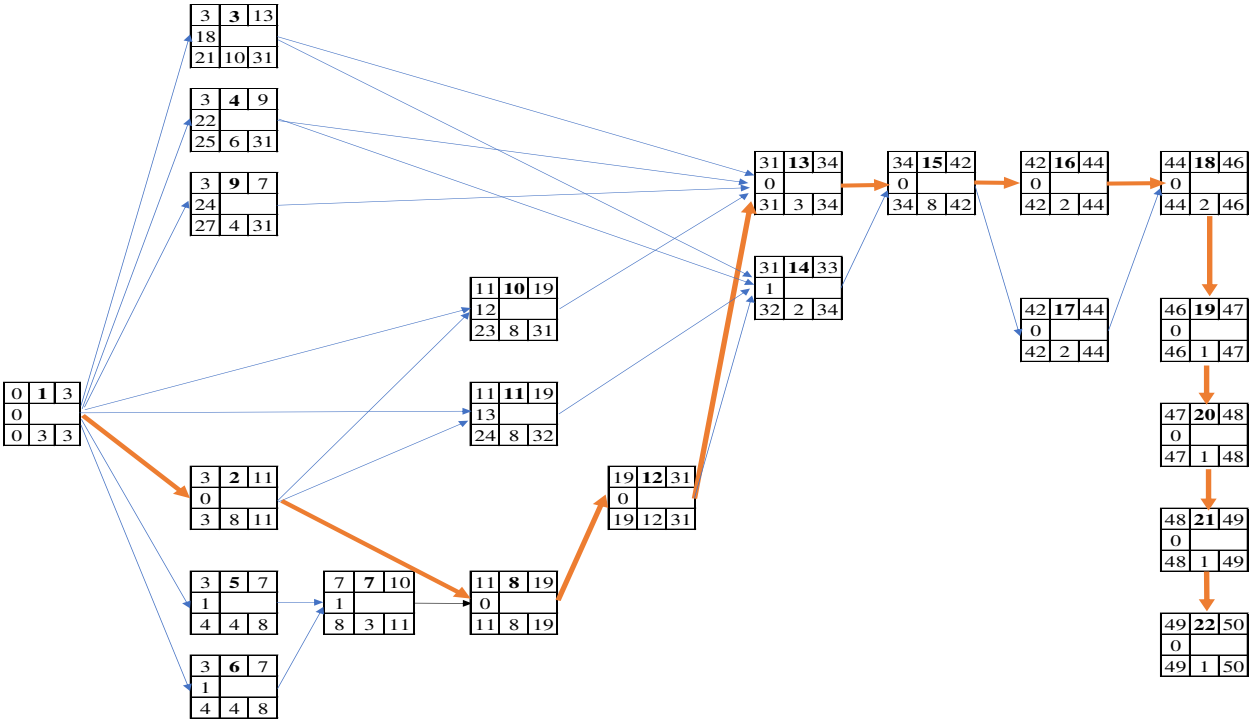
$$T^i_{SL} = T^i_{LS} - T^i_{ES} \quad (5)$$



Hình 4: Tính toán thời dự trữ của một số công việc thuộc nhiệm vụ M

f. Xác định đường găng

Đường găng là đường nối các công việc găng (là các công việc có thời gian dự trữ bằng 0). Căn cứ vào kết quả tính toán các thời điểm bắt đầu sớm, kết thúc sớm, bắt đầu muộn, kết thúc muộn và thời gian dự trữ, ta vẽ được sơ đồ mạng và xác định được đường găng của nhiệm vụ M như Hình 5.



Hình 5: Sơ đồ mạng nhiệm vụ M với đường găng là đường màu cam đi qua các nút công việc số 1 – 2 – 8 – 12 – 13 – 15 – 16 – 18 – 19 – 20 – 21 – 22

Qua tính toán trên, ta cũng xác định được tổng thời gian tối đa hoàn thành nhiệm vụ là: 50 ngày.

3. Kết quả và thảo luận

Để ứng dụng phương pháp PERT/CPM vào quản lý tiến độ sửa chữa trang bị kỹ thuật, tác giả tiến hành sử dụng hai phần mềm quản lý thông dụng hiện nay, đó là Microsoft Project và MiERP.

Microsoft Project (MP) là một phần mềm quản lý dự án chuyên nghiệp do Microsoft phát triển. Đây là công cụ mạnh mẽ hỗ trợ các nhà quản lý dự án và nhóm của họ trong việc lập kế hoạch, theo dõi tiến độ, phân bổ tài nguyên và quản lý ngân sách cho các dự án từ quy mô nhỏ đến lớn.

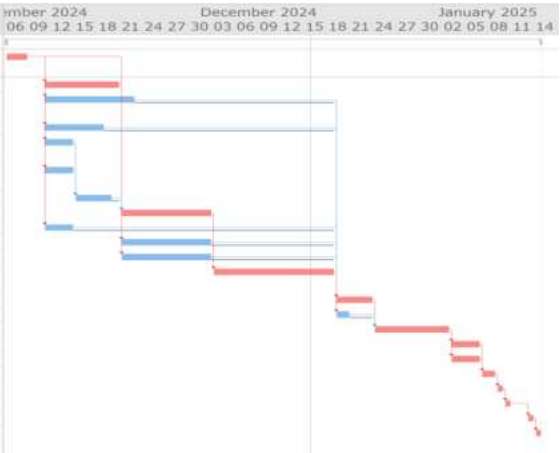
Trong khi đó, MiERP là một nền tảng quản lý doanh nghiệp tích hợp (ERP - Enterprise Resource Planning) mã nguồn mở, cung cấp giải pháp toàn diện cho các hoạt động kinh doanh từ nhỏ đến lớn. MiERP hỗ trợ nhiều mô-đun linh hoạt, có thể mở rộng và tùy chỉnh theo nhu cầu doanh nghiệp, bao gồm quản lý bán hàng, quan hệ khách hàng, quản lý kho, kế toán, sản xuất, nguồn nhân lực, và nhiều ứng dụng khác.

Kết quả khi sử dụng từng phần mềm trên như sau:

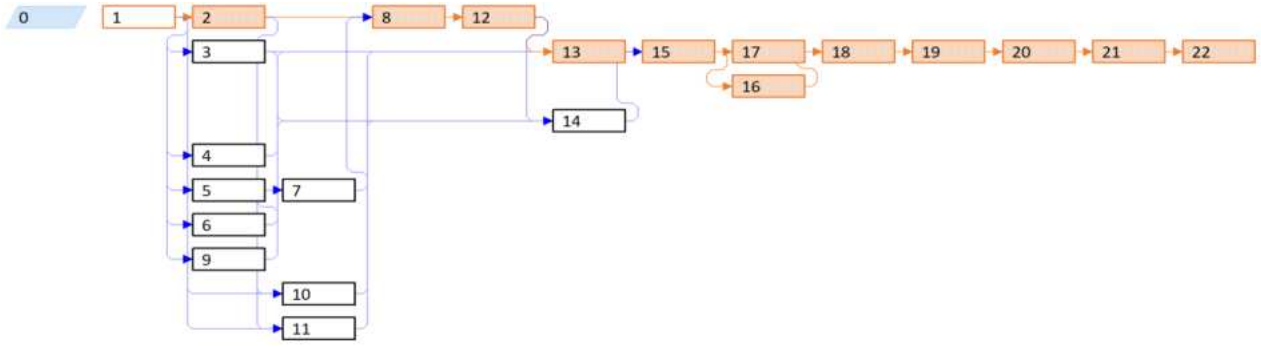
**** Sử dụng Microsoft Project***

Sau khi tiến hành lập bảng WBS, ta có biểu đồ Gannt (Gannt Chart) và sơ đồ mạng (diagram network) như các hình dưới đây:

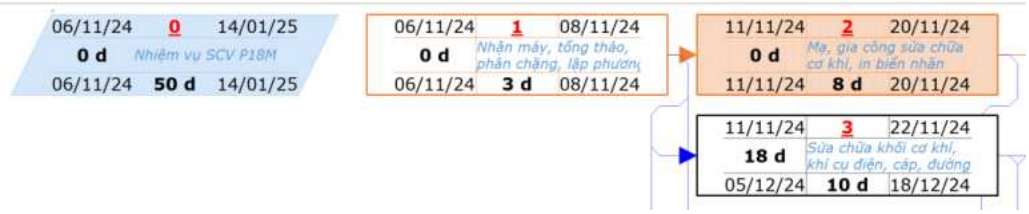
WBS	Task Name	Duration	Predecessors	Total Slack
0	**Nhiệm vụ SCV P18M**	**50 d**		**0 d**
1	Nhận máy, tổng tháo, phân chặng, lập phương án sửa chữa	3 d		0 d
2	Mạ, gia công sửa chữa cơ khí, in biển nhãn	8 d	1	0 d
3	Sửa chữa khối cơ khí, khí cụ điện, cáp, đường truyền, chấn tử	10 d	1	18 d
4	Sửa chữa Hệ thống cáp đồng bộ	6 d	1	22 d
5	Tháo, vệ sinh tẩy rửa, sấy khối đơn phần không cải tiến	4 d	1	1 d
6	Tháo vệ sinh, tẩy rửa, sấy máng, khối tủ phần cải tiến	4 d	1	1 d
7	Sơn khối đơn và chi tiết lẻ	3 d	5,6	1 d
8	Lắp ráp đơn khối tủ phần cải tiến và không cải tiến	8 d	2,7	0 d
9	Sửa chữa, bảo dưỡng Hệ thống điều hòa nhiệt độ	4 d	1	24 d
10	Sửa chữa thùng vỏ xe hiện sóng, sơn lần 1	8 d	1,2	12 d
11	Sửa chữa thùng vỏ xe an ten, sơn lần 1	8 d	1,2	13 d
12	Điều chỉnh đơn khối tủ, hệ thống cải tiến và không cải tiến	12 d	8	0 d
13	Tổng lắp toàn đài xe hiện sóng	3 d	3,4,9,10,12	0 d
14	Tổng lắp toàn đài xe an ten	2 d	3,4,11,12	1 d
15	Thông điện, hiệu chỉnh, sửa chữa lần 1	8 d	13,14	0 d
16	Thử xóc, sơn lần 2, thử mưa xe hiện sóng	2 d	15	0 d
17	Thử xóc, sơn lần 2, thử mưa xe anten	2 d	15	0 d
18	Dựng an ten, tổng điều chỉnh lần 2	2 d	16,17	0 d
19	Nghiệm thu cấp Nhà máy	1 d	18	0 d
20	Nghiệm thu cấp CKT	1 d	19	0 d
21	Nghiệm thu cấp Quân chủng	1 d	20	0 d
22	Bàn giao đơn vị	1 d	21	0 d



Hình 6: Biểu đồ Gantt của nhiệm vụ M trong MP



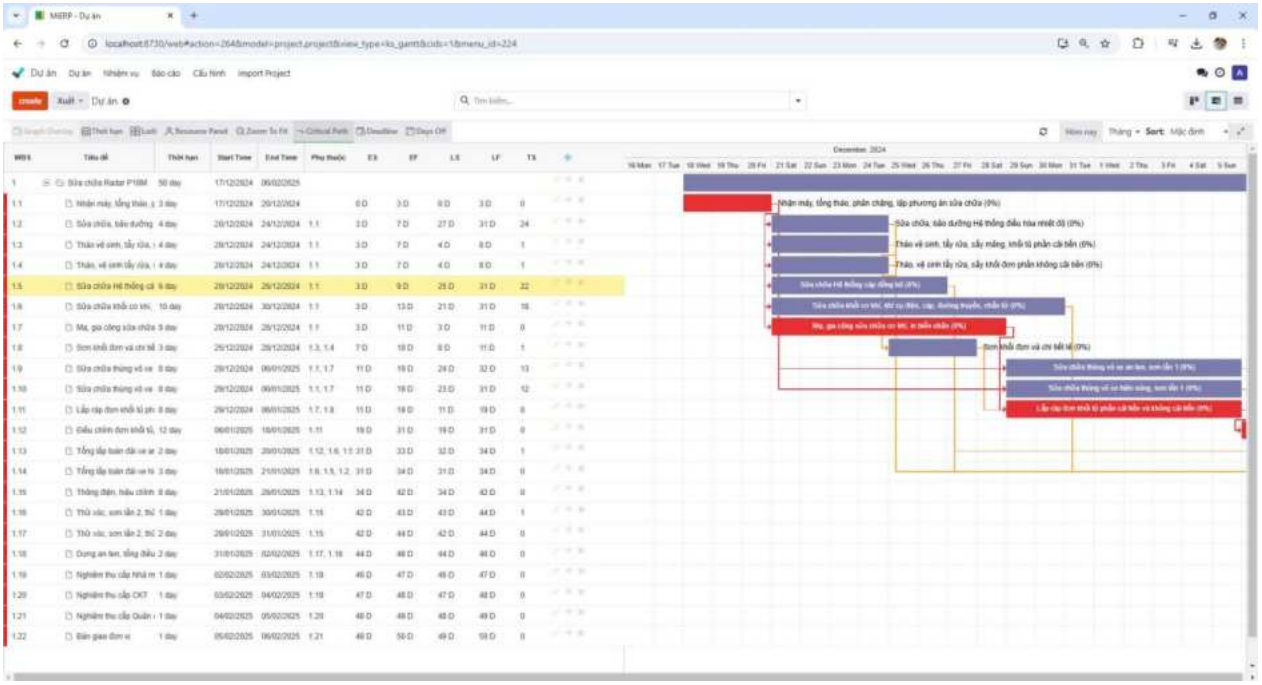
Hình 7: Sơ đồ mạng (thu gọn) nhiệm vụ M thể hiện trong MP
(với đường găng là đường màu cam)



Hình 8: Sơ đồ mạng mở rộng các công việc 1, 2, 3 của nhiệm vụ M

**** Sử dụng phần mềm MiERP***

MiERP không tích hợp sẵn công cụ PERT/CPM. Tuy nhiên, do MiERP là phần mềm mã nguồn mở nên tác giả đã nghiên cứu, thiết kế module PERT/CPM và tích hợp vào MiERP. Tiến hành nhập các dữ liệu trên bảng WBS vào phần mềm MiERP, ta cũng có kết quả tương tự. Phần mềm đã xác định được các thời gian của từng công việc như thời gian bắt đầu, kết thúc sớm nhất, muộn nhất và thời gian dự phòng. Ngoài ra, phần mềm cũng đưa ra được đường găng là đường màu đỏ đi qua các công việc 1 – 2 – 8 – 12 – 13 – 15 – 16 – 18 – 19 – 20 – 21 – 22.

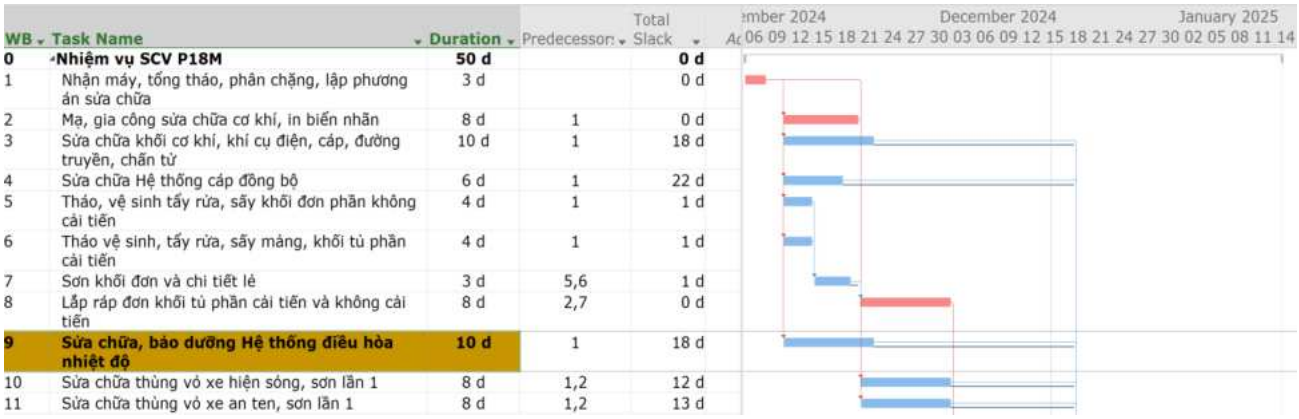


Hình 9: Biểu đồ Gantt khi sử dụng phần mềm MiERP

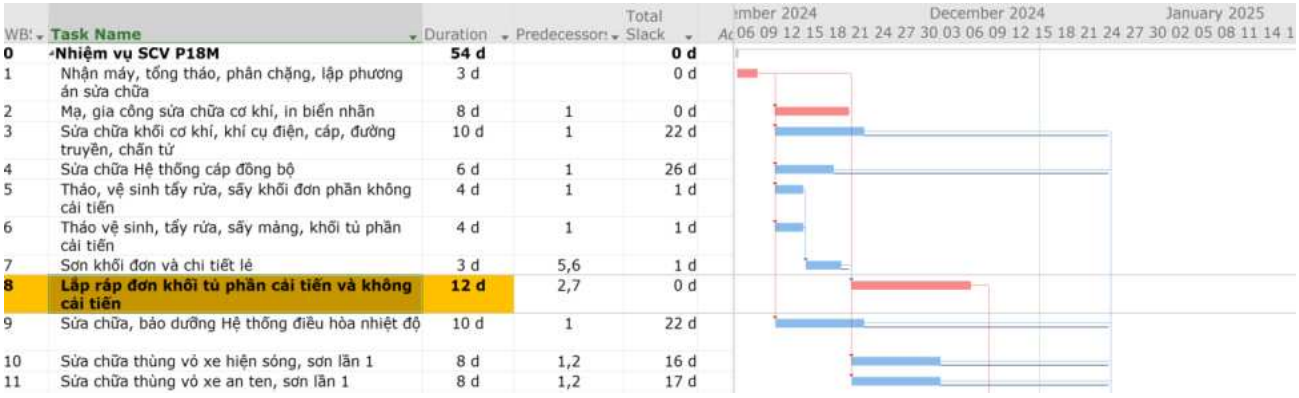
Hạn chế khi sử dụng MiERP là chưa đưa ra được sơ đồ mạng (network diagram) như phần mềm MS, tuy nhiên MiERP vẫn có thể truy xuất sữ liệu sang MS để ta có thể quan sát được sơ đồ mạng một cách trực quan hơn.

Dựa vào kết quả trên, ta thấy rằng dù tính toán thủ công hay sử dụng phần mềm thì đều xác định được tổng thời gian hoàn thành nhiệm vụ là 50 ngày. Đây là một sự cải thiện đáng kể so với thời gian thực tế hiện nay, vốn kéo dài hơn 2 tháng. Bên cạnh đó, cả hai phần mềm này đều đưa ra một đường găng (Critical Path) giống nhau (đó là đường nối các công việc 1 – 2 – 8 – 12 – 13 – 15 – 16 – 18 – 19 – 20 – 21 – 22). Đây là chuỗi các công việc quan trọng nhất, nếu bất kỳ công việc nào trên đường găng bị trì hoãn thì toàn bộ công việc sẽ bị chậm tiến độ. Bên cạnh đó, nhờ sử dụng phương pháp PERT/CPM ta cũng đã xác định được thời gian dự phòng - là khoảng thời gian mà

một công việc có thể trì hoãn mà không ảnh hưởng đến tiến độ của nhiệm vụ. Thời gian dự phòng được tính toán thông qua việc xác định thời điểm sớm nhất và muộn nhất mà một công việc có thể bắt đầu và kết thúc. Ví dụ, trong ứng dụng thực tế thực hiện nhiệm vụ M, công việc số 9 có thời gian dự phòng 24 ngày, nghĩa là công việc này có thể bắt đầu hoặc kéo dài thêm tối đa 24 ngày mà vẫn đảm bảo nhiệm vụ hoàn thành đúng hạn. Dựa vào thời gian dự phòng này, đơn vị sửa chữa có thể tạm điều chuyển nhân lực và thiết bị từ công việc số 9 sang các công việc trên đường găng hoặc những công việc có thời gian dự phòng thấp hơn. Hình 10 cho thấy khi thay đổi thời gian thực hiện công việc số 9 (công việc không nằm trên đường găng) lên 10 ngày (so với 4 ngày như trước đây) thì tổng thời gian thực hiện nhiệm vụ (50 ngày) vẫn không thay đổi. Trong khi đó, theo Hình 11, khi ta thay đổi thời gian thực hiện công việc số 8 lên thành 12 ngày (so với 8 ngày như trước đây) thì thời gian hoàn thành nhiệm vụ sẽ tăng lên thành 54 ngày (bị trễ 4 ngày).



Hình 10: Biểu đồ Gantt khi thay đổi thời gian thực hiện công việc số 9



Hình 11: Biểu đồ Gantt khi thay đổi thời gian thực hiện công việc số 8

Ngoài ra, dựa vào thực tế trên ta cũng thấy được ưu điểm của việc sử dụng phần mềm máy tính trong quản lý tiến độ thời gian công việc so với phương pháp thủ công. Việc tính toán thời gian, đường găng bằng phương pháp thủ công dễ xảy ra sai sót, đặc biệt với các nhiệm vụ lớn, phức tạp hoặc khi xử lý nhiều dữ liệu. Việc làm này tốn nhiều thời gian và công sức, kém hiệu quả khi cần tính toán lại do thay đổi kế hoạch hoặc khi cần đưa ra các phương án dự báo. Hơn nữa, phương pháp này thiếu khả năng trực quan hóa (ví dụ như biểu đồ Gantt hoặc sơ đồ mạng), khiến việc theo dõi và trình bày tiến độ trở nên khó khăn. Trong khi đó, việc ứng dụng phương pháp PERT/CPM vào các phần mềm máy tính (như Microsoft Project hay MiERP) đã giải quyết các hạn chế trên.

Microsoft Project phù hợp cho các nhiệm vụ cần tập trung tối đa vào quản lý tiến độ chi tiết, đặc biệt trong các dự án sửa chữa có quy trình phức tạp và đòi hỏi theo dõi sát sao từng công đoạn. Còn phần mềm MiERP phù hợp hơn khi doanh nghiệp cần một hệ thống quản lý tổng thể, nơi quản lý tiến độ thời gian chỉ là một phần trong chuỗi quy trình sản xuất và sửa chữa.

5. Kết luận

Bài báo đã chứng minh hiệu quả rõ rệt của việc ứng dụng phương pháp PERT/CPM trong quản lý tiến độ sửa chữa tại các đơn vị sửa chữa trang bị kỹ thuật. So với phương pháp quản lý thủ công hiện tại, việc sử dụng PERT/CPM không chỉ giúp rút ngắn thời gian hoàn thành nhiệm vụ từ hơn 2 tháng xuống còn 50 ngày mà còn tăng cường khả năng lập kế hoạch, theo dõi tiến độ và tối ưu hóa nguồn lực.

Bằng cách xác định chính xác đường găng, thời gian dự phòng và các yếu tố ảnh hưởng đến tiến độ, phương pháp này đã cải thiện tính linh hoạt và hiệu quả quản lý. Việc áp dụng PERT/CPM vào các phần mềm quản lý hiện đại như Microsoft Project hoặc MiERP đã minh chứng khả năng tối ưu hóa quy trình và giảm thiểu rủi ro chậm tiến độ, đồng thời nâng cao chất lượng công việc.

Từ kết quả nghiên cứu, bài báo khuyến nghị các đơn vị sửa chữa trang bị kỹ thuật trong toàn quân nên triển khai áp dụng phương pháp PERT/CPM vào thực tế quản lý tiến độ sửa chữa. Điều này không chỉ góp phần nâng cao năng lực sản xuất, sửa chữa mà còn đáp ứng tốt hơn các yêu cầu nhiệm vụ trong bối cảnh ngày càng gia tăng áp lực về tiến độ và chất lượng.

Tài liệu tham khảo

1. TCKT (2003), Quy định quản lý kỹ thuật trong các nhà máy sửa chữa VKTBKT, NXB QĐND.

2. Ngô Thế Khuề (2001), Quản lý kỹ thuật quân sự, NXB QĐND.

3. TCKT (2003), Tổ chức sửa chữa VKTBKT, NXB QĐND.

4. Lê Đăng Doanh (2003), Đổi mới cơ chế quản lý KH&CN ở Việt Nam, NXB KHKT.

5. Trần Minh Thước (2005), Công tác trạm, xưởng, nhà máy sửa chữa VKTBKT, NXB HVKTQS.

6. Điều lệ công tác kỹ thuật Quân đội nhân dân Việt Nam (2023).

7. Từ Quang Phương, Giáo trình Quản lý Dự án, NXB Đại học Kinh tế Quốc dân.

8. Mohamed Ben-Daya, Salih O. Duffuaa, Abdul Raouf, Jezdimir, Knezevic, Daoud Ait-Kadi (2009), Handbook of Maintenance Management and Engineering, Springer.

9. Sunday Albert Lawal (2011), Computer network analysis of maintenance schedule of hydropower turbine, International Journal of Engineering.

10. F S Blaga, A Pop, V Hule, A Karczis, D Buzdugan, 2021, Using critical path method for a new project scheduling – the case of a new product launch in production, IOP Publishing.

11. Agbonaye, A.I, Oriakhi, O, 2024, Application of Critical Path Analysis in Scheduling of Small-Town Water Supply Scheme, Journal of Energy Technology and Environment.

12. I Y Marit, E Nursanti, P Vitasari, 2019, Analysis of time acceleration using Critical Path Method (CPM) to increase motorcycle maintenance in authorized service station, IOP Publishing.

13. https://apparelresources.com/business-news/manufacturing/pertcpm-operation-research-application-apparel-industry/

14. Adel Issa Elsosan, Mohamad Solikin, Muh Nursahid, 2015, Time and cost controlling using critical path method (casestudy at Palur fly-over Surakarta, Scholar

15. Luận văn thạc sĩ Điều hành dự án bằng phương pháp PERT-CPM và ứng dụng giải bài toán lập lịch thi công công trình, 2013

16. Trao đổi về việc vận dụng sơ đồ PERT trong công tác quản trị chi phí doanh nghiệp nhỏ, 2015, Thông tin khoa học công nghệ mỏ.

Application of PERT/CPM in Managing the Progress of Technical Equipment Repairs

Abstract

The article discusses the application of the Program Evaluation and Review Technique (PERT) and the Critical Path Method (CPM) to optimize the scheduling and management of technical equipment repairs. PERT facilitates time estimation under uncertainty, while CPM identifies critical tasks and slack time. Utilizing computer software that integrates PERT/CPM automates these processes, enabling more accurate planning, real-time progress tracking, and improved resource allocation compared to traditional manual methods. When implemented through software, PERT/CPM provides a logical sequence of tasks and a critical path that visualizes repair activities. This approach enhances management efficiency, minimizes delays, and ensures both the quality and timely completion of technical equipment repairs.

Keywords: *progress management; PERT; CPM; critical path.*

Xây dựng mô hình khảo sát ổn định của súng bắn tỉa SVĐ có kể đến ảnh hưởng của dao động nòng khi bắn

Phạm Bá Thế Anh[1], Nguyễn Văn Dũng[2], Nguyễn Văn Ngọc[2] , Nguyễn Thị Cẩm Nhung[3]

[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*

[3]*Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Tóm tắt

Bài báo trình bày nội dung nghiên cứu ảnh hưởng của tham số khối lượng và gia tốc của đầu đạn trong quá trình đạn chuyển động trong nòng tới dao động của nòng súng SVĐ khi bắn. Trên cơ sở xây dựng mô hình tính toán dao động hệ "nòng – đạn", nhóm tác giả xây dựng các phương trình vi phân mô tả dao động của nòng. Tiến hành giải hệ phương trình bằng phương pháp số trên phần mềm Matlab. Kết quả, dao động ngang và dao động dọc tại thời điểm đạn ra khỏi miệng nòng súng lần lượt là $1,889\times10^{-5}$ m và $8,611\times10^{-7}$ m. Kết quả của bài toán có ý nghĩa quan trọng trong việc nghiên cứu dao động của nòng tại thời điểm đạn bay ra khỏi nòng, từ đó có biện pháp giảm dao động nòng nhằm tăng độ chính xác bắn.

Từ khóa: *súng bắn tỉa; ổn định; dao động nòng; phần tử hữu hạn.*

1. Mở đầu

Bài toán khảo sát ảnh hưởng của một số yếu tố đến dao động của nòng súng bắn tỉa SVĐ khi bắn, tính toán dao động ngang và dao động dọc của nòng tại thời điểm đạn bay ra khỏi nòng. Giá trị dao động nòng có ý nghĩa quan trọng trong việc nghiên cứu nâng cao độ chính xác bắn vì vậy nghiên cứu tính toán dao động và tần số riêng của nòng để giảm thiểu hiện tượng cộng hưởng, tăng độ chính xác bắn có ý nghĩa rất quan trọng. Đặc tính và mức độ dao động phụ thuộc vào rất nhiều yếu tố: đạn, nòng, thuốc phóng,…

Nội dung bài báo trình bày ảnh hưởng của khối lượng và gia tốc của đạn trong quá trình đạn chuyển động trong nòng tới dao động của nòng tại vị trí miệng nòng.

2. Xây dựng mô hình tính toán

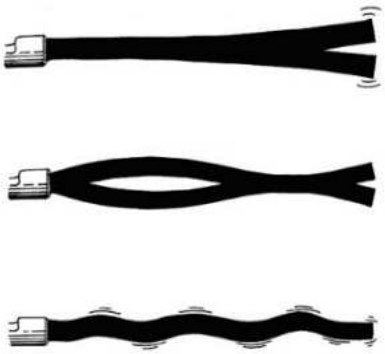
2.1. Các giả thiết ban đầu

Vật liệu kết cấu đồng nhất, đàn hồi tuyến tính. Nòng được xem là ống trụ tiết dạng ngang không đổi và thỏa mãn điều kiện mặt phẳng trung hòa của chúng cũng chính là mặt phẳng trung bình. Đầu đạn là một khối kim loại đồng chất có khối lượng tập trung tại trọng tâm hình học của nó. Đầu đạn trong quá trình chuyển động trong nòng luôn tiếp xúc với lòng nòng. Quá trình tăng tốc đầu đạn trong nòng được coi là tăng dần đều. Chỉ xét dao động của nòng bởi khối lượng đầu đạn và gia tốc của đầu đạn gây ra trong quá trình chuyển động tới miệng nòng. Gia tốc được tính là giá trị trung bình và là gia tốc lớn nhất khi đạn tới miệng nòng. Bỏ qua ma sát giữa đạn và nòng.

2.2. Mô hình tính toán

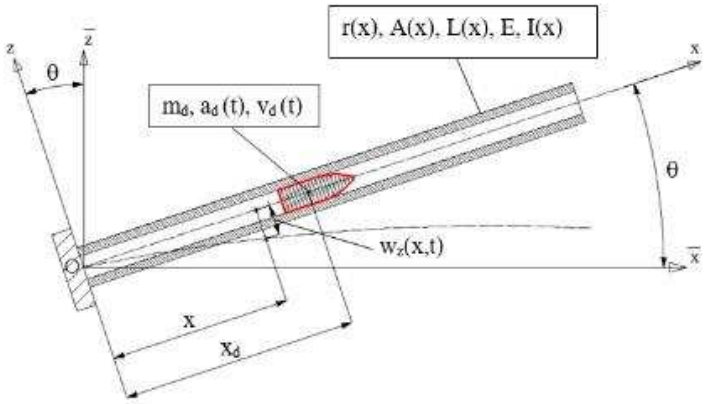
Khi bắn nòng súng pháo sẽ xảy ra dao động: dao động riêng của nòng và dao động cưỡng bức do phát bắn gây ra. Tùy thuộc vào tần số của dao động riêng mà nòng súng pháo có các

dạng dao động riêng khác nhau (Hình 1).



Hình 1. Các dạng dao động riêng khác nhau của nòng súng

Đối với nòng súng, thông thường khi bắn sẽ xảy ra dạng dao động thứ nhất và thứ hai, dạng dao động này phụ thuộc vào tương tác của nòng và đạn trong quá trình bắn cũng như vào chiều dài nòng. Khi xét đến tải trọng cưỡng bức lên nòng như hợp lực khí thuốc tác dụng lên đáy nòng $P_{đn}$, lực loa bù khí, lực quán tính ly tâm của đầu đạn, trọng lực của viên đạn,... sẽ gây nên dao động cưỡng bức cho nòng khi bắn. Dao động này sẽ ảnh hưởng đến góc bay ra của đạn. Ở bài báo này chỉ tính toán thông số uốn động của nòng, thông qua xác định biên độ dao động của nòng tại thời điểm đạn ra khỏi nòng do sự tác động của lực quán tính và trọng lực do đầu đạn gây ra trong mặt phẳng thẳng đứng.



Hình 2. Mô hình tính dao động hệ nòng - đạn khi bắn

Cơ hệ bao gồm một đầu đạn có khối lượng m_d dưới tác dụng của áp suất khí thuốc chuyển động với vận tốc $v_m(t)$, gia tốc $a_m(t)$. Nòng được mô phỏng như một dầm công xôn Euler-Bernoulli tạo với phương ngang một góc θ. Trong mô hình này, đầu đạn di chuyển trong nòng từ trái qua phải. Hệ trục toạ độ địa phương gắn với nòng Oxz, hệ trục tổng thể $O\bar{x}\bar{z}$.

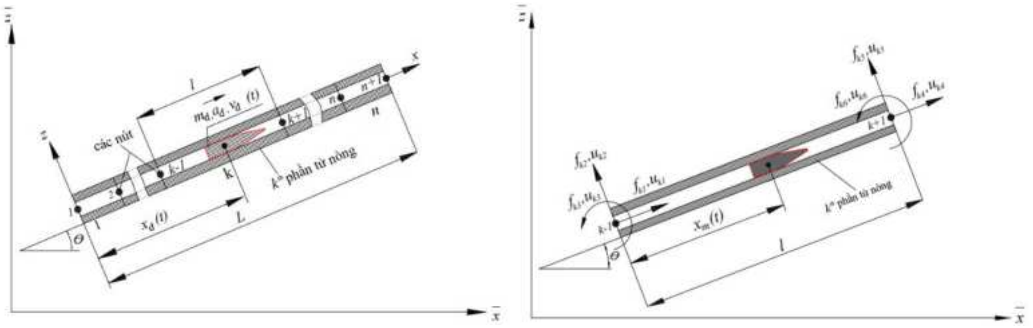
Quy ước dịch chuyển theo phương x và z trong hệ tọa độ địa phương lần lượt là u_x và u_z và trong hệ tọa độ tổng thể là $u_{\bar{x}}$ và $u_{\bar{z}}$.

Mối quan hệ giữa các chuyển vị trên hệ tọa độ cục bộ và tổng thể của nòng được xác định như sau:

$$\begin{aligned} u_{\bar{x}} &= u_x \cos\theta - u_z \sin\theta \\ u_{\bar{z}} &= u_x \sin\theta + u_z \cos\theta \end{aligned}; \begin{Bmatrix} u_{\bar{x}} \\ u_{\bar{z}} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_x \\ u_z \end{Bmatrix} \quad (1)$$

Điều kiện biên và ban đầu của hệ là:

$$w(x,0)=\frac{\partial w(x,0)}{\partial t}=0; w(0,t)=0; \frac{\partial w(0,t)}{\partial x}=0; \frac{\partial^2 w(L,t)}{\partial x^2}=0; \frac{\partial^3 w(L,t)}{\partial x^3}=0 \quad (2)$$



Hình 3. Mô hình phần tử hữu hạn của hệ nòng - đạn và của phần tử thứ k khi đạn chuyển động trong phần tử đó ở thời điểm t

2.2.1. Tương tác giữa đạn và nòng

Tại mỗi vị trí trong quá trình đạn chuyển động, phần tử thứ k của nòng nòng chuyển vị theo phương Oz và Ox được xác định theo các công thức sau [1]:

$$f_z(x,t)=\left[m_d - m_d\frac{d^2 w_z(x_d,t)}{dt^2}\right]\delta(x-x_d) \quad (3)$$

Trong đó: $x_d = x_0 + v_0 t + \frac{a_d t^2}{2}; \frac{dx_d}{dt} = v_0 + a_d t; \frac{d^2 x_d}{dt^2} = a_d$; $f_z(x,t)$ là lực tiếp xúc (theo phương vuông góc với trục nòng) giữa nòng và viên đạn được gia tốc tại điểm x; t là thời gian; $\delta(x-x_d)$ và g tương ứng là hàm Dirac-delta và gia tốc trọng trường; x_0 và v_0 lần lượt là vị trí ban đầu và tốc độ ban đầu của đạn tại thời điểm t = 0; a_d là gia tốc của đầu đạn khi đang chuyển động trong nòng tại thời điểm t. Trong trường hợp tính đến tác dụng quán tính của đạn thì gia tốc $d^2w_z(x_d,t)/dt^2$ được tính từ tổng vi phân bậc hai của hàm $w_z(x_d,t)$ đối với thời gian t, với điểm tiếp xúc thay đổi x_d [1]:

$$\frac{d^2 w_z(x_d,t)}{dt^2}=\frac{\partial^2 w_z(x,t)}{\partial t^2}+2\frac{\partial^2 w_z(x,t)}{\partial x \partial t}\frac{dx_p}{dt}+\frac{\partial^2 w_z(x,t)}{\partial x^2}\left(\frac{dx_d}{dt}\right)^2+\frac{\partial w_z(x,t)}{\partial x}\frac{d^2 x_d}{dt^2} \quad (4)$$

Như vậy ta có thể viết (4) dưới dạng:

$$\frac{d^2 w_z(x_d,t)}{dt^2}=\ddot{w}_z(x,t)+2\left(v_0+a_d t\right)\dot{w}'_z(x,t)+\left(v_0+a_d t\right)^2 w''_z(x,t)+a_d w'_z(x,t) \quad (5)$$

Trong đó: " $\cdot$ " là đạo hàm theo thời gian, " ' " là đạo hàm theo dịch chuyển. $w_z = w_z(x,t)$ là độ võng theo phương thẳng đứng (z) của nòng tại điểm có tọa độ x và thời gian t khi góc $\theta = 0^o$. Vậy ta được:

$$f_z(x,t)=-m_d(\ddot{w}_z+2\dot{w}'_z\left(v_0+a_d t\right)+w''_z\left(v_0+a_d t\right)^2+a_d w'_z-g)\delta(x-x_d) \quad (6)$$

Trong đó: $m_d\ddot{w}_z; w''_z\left(v_0+a_d t\right)^2+a_d w'; 2\dot{w}'_z\left(v_0+a_d t\right)$ lần lượt là lực quán tính, lực hướng tâm, thành phần lực Coriolis của đạn và $m_d g$ là lực hấp dẫn của đạn.

Lực tác dụng của đạn vào nòng theo phương Ox được xác định như sau [2]:

$$f_x(x,t) = m_d \frac{d^2 w_x(x_d,t)}{dt^2}\delta(x-x_d) \Leftrightarrow f_x(x,t) = m_d \ddot{w}_x \delta(x-x_d) \quad (7)$$

Dưới tác dụng của đầu đạn đang được gia tốc, lực nút tương đương của phần tử nòng thứ k có thể được biểu thị như sau:

$$\begin{aligned} &f_{ki} = N_i m_d \ddot{w}_x \qquad (i=1,4),\\ &f_{ki} = -N_i m_d(\ddot{w}_z + 2\dot{w}'_z(v_0 + a_d t) + w''_z(v_0 + a_d t)^2 + a_d w'_z - g) \quad (i=2,3,5,6) \end{aligned} \quad (8)$$

Ở đây N_i (i=1,…,6) là hàm dạng của phần tử dầm:

$$\begin{aligned} &N_1 = 1-\xi(t), N_2 = \xi(t), N_3 = 1-3\xi(t)^2+2\xi(t)^3, N_4 = x_d(1-2\xi(t)+\xi(t)^2),\\ &N_5 = 3\xi(t)^2-2\xi(t)^3, N_6 = x_d(-\xi(t)+\xi(t)^2);\quad \xi(t) = x_d(t)/l_k \end{aligned} \quad (9)$$

Với l_k là chiều dài phần tử nòng, $x_d(t)$ là khoảng cách của trọng tâm đầu đạn đến đầu bên trái của phần tử nòng đang xét. Mối quan hệ giữa hàm dạng và chuyển vị theo phương Ox và Oz được xác định như sau [2]:

$$\begin{aligned} &w_x(x,t) = N_1 u_{k1} + N_4 u_{k4},\\ &w_z(x,t) = N_2 u_{k2} + N_3 u_{k3} + N_5 u_{k5} + N_6 u_{k6} \end{aligned} \quad (10)$$

Ở đây: u_{ki} (i=1,…,6) là chuyển vị nút của phần tử thứ k dưới tác dụng của gia tốc đầu đạn.

Như vậy ta có công thức tổng quát về dao động của nòng dưới dang ma trận như sau:

$$[m]\{\ddot{u}\}+[c]\{\dot{u}\}+[k]\{u\} = \{f\} \quad (11)$$

Với:

$$[m] = m_d \begin{bmatrix} N_1^2 & 0 & 0 & N_1N_4 & 0 & 0\\ 0 & N_2^2 & N_2N_3 & 0 & N_2N_5 & N_2N_6\\ 0 & N_3N_2 & N_3^2 & 0 & N_3N_5 & N_3N_6\\ N_4N_1 & 0 & 0 & N_4^2 & 0 & 0\\ 0 & N_5N_2 & N_5N_3 & 0 & N_5^2 & N_5N_6\\ 0 & N_6N_2 & N_6N_3 & 0 & N_6N_5 & N_6^2 \end{bmatrix} [c] = 2m_d v(t) \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & N_2N'_2 & N_2N'_3 & 0 & N_2N'_5 & N_2N'_6\\ 0 & N_3N'_2 & N_3N'_3 & 0 & N_3N'_5 & N_3N'_6\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & N_5N'_2 & N_5N'_3 & 0 & N_5N'_5 & N_5N'_6\\ 0 & N_6N'_2 & N_6N'_3 & 0 & N_6N'_5 & N_6N'_6 \end{bmatrix};$$

$$[k] = m_d \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & k_{22} & k_{23} & 0 & k_{25} & k_{26}\\ 0 & k_{32} & k_{33} & 0 & k_{35} & k_{36}\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & k_{52} & k_{53} & 0 & k_{55} & k_{56}\\ 0 & k_{62} & k_{63} & 0 & k_{65} & k_{66} \end{bmatrix}$$

Trong đó $k_{i,j}$ được xác định như sau: $k_{i,j} = v(t)^2 N_i N''_j + a_d N_i N'_j$ (12)

Để tính toán các ma trận phụ thuộc thời gian, giá trị tức thời của $x_m(t)$ và phần tử thứ k được tính như sau: $x_m(t) = x_d(t) - (k-1).l$ (13)

Ở đây: k= (phần nguyên của $x_d(t)/L$)+1; k=1÷n;

Dịch chuyển của các điểm nút trên hệ tọa độ địa phương được chuyển sang hệ tọa độ tổng

thể bằng cách sử dụng phép đổi trục với u_i (i=1, ..., 6) là chuyển vị của các điểm nút của phần tử nòng trên hệ tọa độ cũ, $\bar{u}_i$ (i=1, ..., 6) là các chuyển vị trên mặt phẳng tọa độ tổng thể $O\bar{x}\bar{z}$. θ là góc giữa nòng và mặt phẳng nằm ngang, [T] là ma trận chuyển giữa hệ tọa độ tổng thể và hệ tọa độ địa phương như sau:

$$\{\bar{u}\} = [T]^T \{u\}; \{\dot{\bar{u}}\} = [T]^T \{\dot{u}\}; \{\ddot{\bar{u}}\} = [T]^T \{\ddot{u}\} \quad (14)$$

$$\{u\} = [u_1\ u_2\ u_3\ u_4\ u_5\ u_6]^T, \{\bar{u}\} = [\bar{u}_1\ \bar{u}_2\ \bar{u}_3\ \bar{u}_4\ \bar{u}_5\ \bar{u}_6]^T$$
$$\{\dot{u}\} = [\dot{u}_1\ \dot{u}_2\ \dot{u}_3\ \dot{u}_4\ \dot{u}_5\ \dot{u}_6]^T, \{\dot{\bar{u}}\} = [\dot{\bar{u}}_1\ \dot{\bar{u}}_2\ \dot{\bar{u}}_3\ \dot{\bar{u}}_4\ \dot{\bar{u}}_5\ \dot{\bar{u}}_6]^T;$$
$$\{\ddot{u}\} = [\ddot{u}_1\ \ddot{u}_2\ \ddot{u}_3\ \ddot{u}_4\ \ddot{u}_5\ \ddot{u}_6]^T, \{\ddot{\bar{u}}\} = [\ddot{\bar{u}}_1\ \ddot{\bar{u}}_2\ \ddot{\bar{u}}_3\ \ddot{\bar{u}}_4\ \ddot{\bar{u}}_5\ \ddot{\bar{u}}_6]^T$$

$$[T] = m_d \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Tương tự, các ma trận về ngoại lực trong hệ trục tọa độ tổng thể được viết dưới dạng:

$$\{\bar{f}\} = [T]^T \{f\}, \{f\} = [f_1\ f_2\ f_3\ f_4\ f_5\ f_6]^T, \{\bar{f}\} = [\bar{f}_1\ \bar{f}_2\ \bar{f}_3\ \bar{f}_4\ \bar{f}_5\ \bar{f}_6]^T \quad (15)$$

Khi đó tương tác giữa đầu đạn và phần tử nòng trong hệ trục tọa độ mới được xác định bởi công thức: $$[\bar{m}]\{\ddot{\bar{u}}\} + [\bar{c}]\{\dot{\bar{u}}\} + [\bar{k}]\{\bar{u}\} = \{\bar{f}\} \quad (16)$$

2.2.2. Phương trình chuyển động của hệ thống nòng và đầu đạn

Phương trình chuyển động của hệ nhiều bậc tự do bao gồm nòng và đạn gia tốc được biểu diễn như sau:

$$[\bar{M}(t)]\{\ddot{\bar{u}}(t)\} + [\bar{C}(t)]\{\dot{\bar{u}}(t)\} + [\bar{K}(t)]\{\bar{u}(t)\} = \{\bar{F}(t)\} \quad (17)$$

Các ma trận khối lượng, ma trận cản và ma trận độ cứng là các ma trận phụ thuộc thời gian khi đầu đạn dịch chuyển, vì vậy các ma trận tổng thể này được gọi là ma trận tức thời.

2.2.3. Ma trận khối lượng và độ cứng của hệ nòng và đạn trên mặt phẳng tọa độ tổng thể

Đối với tọa độ tổng thể, ma trận độ cứng tức thời và ma trận khối lượng tức thời của toàn bộ hệ thống với n đại diện cho tổng bậc tự do của các phần tử sau khi đặt các điều kiện biên được biểu diễn như sau:

$$[\bar{M}(t)]_{nxn} = [\bar{M}]_{nxn}; [\bar{K}(t)]_{nxn} = [\bar{K}]_{nxn} \quad (18)$$

Đối với phần tử thứ k:

$$\bar{K}_{i,j} = K^e_{ki,kj} + \bar{k}_{ij} \quad (i,j = 1,...6); \bar{M}_{i,j} = M^e_{ki,kj} + \bar{m}_{ij} \quad (i,j = 1,...6) \quad (19)$$

2.2.4. Ma trận cản của nòng dưới tác dụng của đầu đạn

Ma trận [C] tỷ lệ với ma trận khối lượng và độ cứng: $$[\bar{C}] = \alpha[\bar{M}] + \beta[\bar{K}] \quad (20)$$

Các hằng số cản Rayleigh α và β được xác định theo tỷ số cản và tần số dao động riêng kết cấu [2].

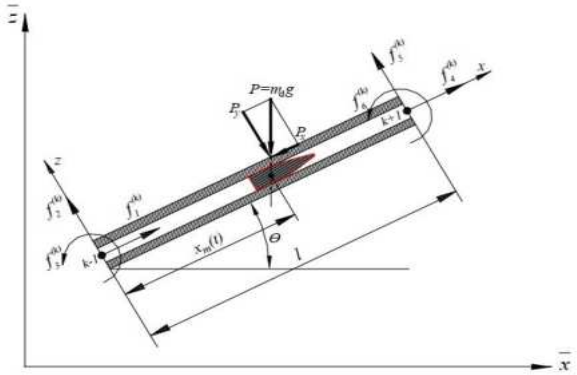
Tổng ma trận cản tức thời của hệ được xác định: $$[\bar{C}(t)]_{nxn} = [\bar{C}]_{nxn} \quad (21)$$

Đối với phần tử thứ k: $$\bar{C}_{ki,kj} = \bar{C}^e_{i,j} + \bar{c}_{i,j} \quad (i,j = 1,\ldots,6) \quad (22)$$

2.2.5. Vectơ lực tổng thể của hệ dưới tác dụng của đầu đạn đang chuyển động

Do sự tập trung của khối lượng đạn tại trọng tâm, lực giữa nòng và đầu đạn được biểu thị bằng P như sau: $$P = iP_x + jP_y \quad (23)$$

Trong đó P_x, P_y lần lượt là thành phần lực theo phương trục nòng và phương vuông góc với trục nòng. $$P_x = -m_d g.\sin\phi; P_y = -m_d g.\cos\phi \quad (24)$$



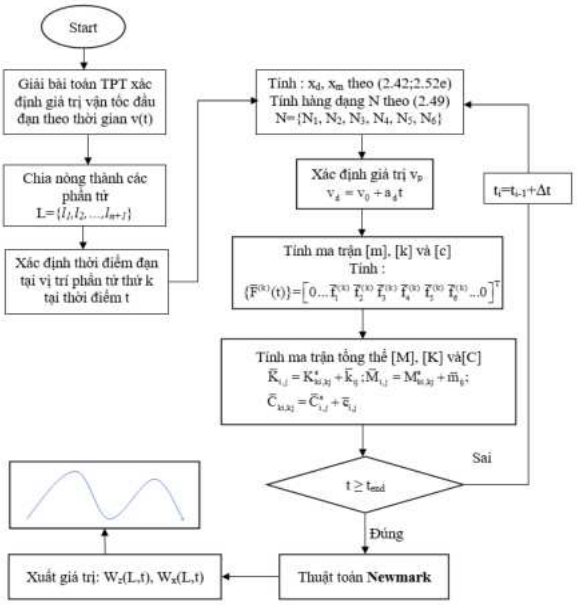
Hình 4. Trọng lực của đầu đạn tác dụng lên phần tử nòng thứ k

Từ đó ta có véc tơ lực tổng thể $\{\overline{F}^{(k)}(t)\}=\left[0...\overline{f}_1^{(k)}\ \overline{f}_2^{(k)}\ \overline{f}_3^{(k)}\ \overline{f}_4^{(k)}\ \overline{f}_5^{(k)}\ \overline{f}_6^{(k)}...0\right]^T$. Ở đây $\overline{f}_i^{(k)}(i=1,..,6)$ là lực nút tương đương của P trong hệ tọa độ tổng thể.

3. Phương pháp giải và kết quả tính toán

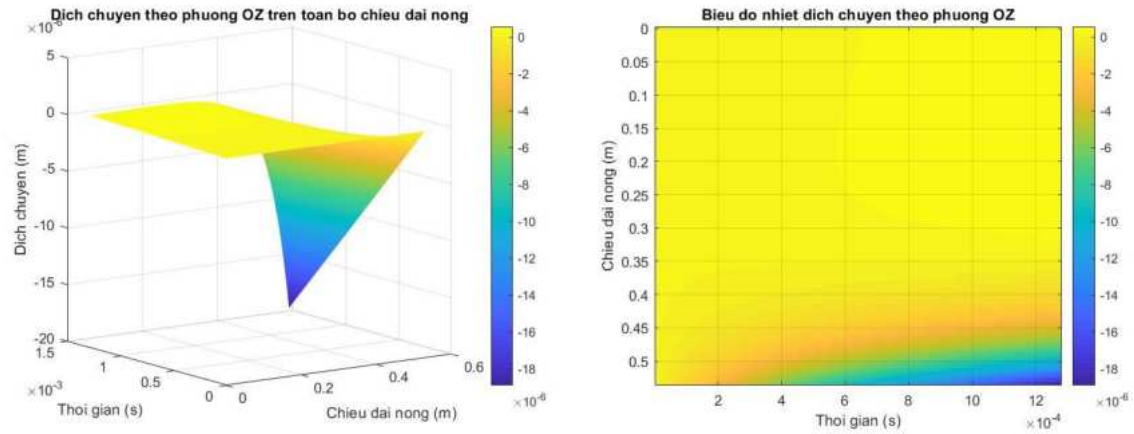
Trong bài báo này, phương pháp tích phân trực tiếp Newmark được sử dụng cùng với bước thời gian $\Delta t = 1.10^{-6}$ giây, các giá trị $\beta = 0,25$ và $\alpha = 0,5$ để thu được nghiệm của phương trình (17), trong đó β và α là các tham số xác định độ chính xác và ổn định của thủ tục Newmark. Khi $\beta = 0,25$ và $\alpha = 0,5$ sẽ cho kết quả hội tụ vô điều kiện.

Sơ đồ khối giải hệ phương trình (17) như sau:

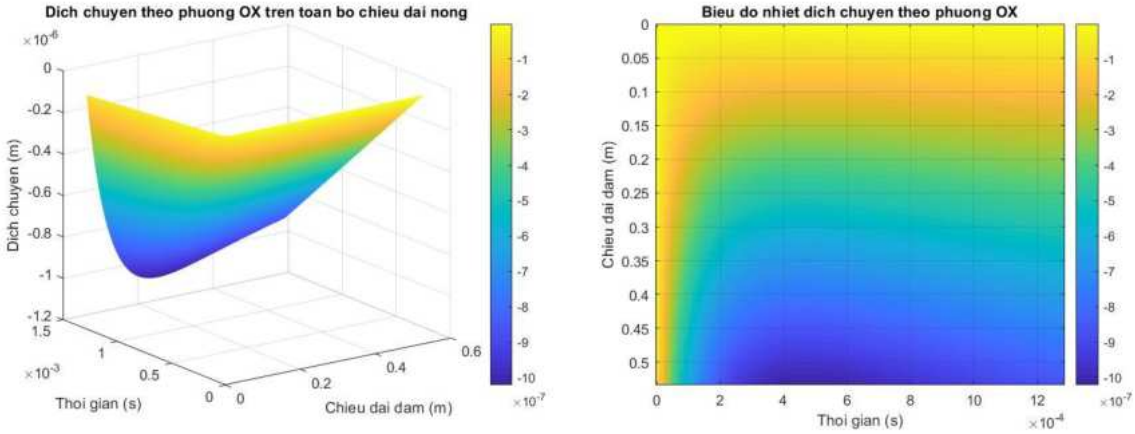


Hình 5. Sơ đồ thuật toán giải hệ phương trình vi phân dao động nòng khi đạn di chuyển trong nòng

Thực hiện tính toán với bộ số liệu đầu vào là súng bắn tỉa 7,62mm kiểu SVĐ do Liên Xô sản xuất được trang bị trong Quân đội ta. Chương trình được tính bằng phần mềm Matlab R2018a. Kết quả tính chuyển vị của nòng theo các trục tọa độ Oz và Ox như sau:



Hình 6. Dao động của nòng theo phương Oz (dao động ngang)



Hình 6. Dao động của nòng theo phương Ox (dao động dọc trục)

Nhận xét:

- Từ kết quả thấy rằng dao động ngang theo phương Oz và dao động dọc trục theo phương Ox lớn nhất của nòng tại thời điểm đạn ra khỏi nòng lần lượt là $1,889\times10^{-5}$ m và $8,611\times10^{-7}$ m.

- Dao động của nòng theo phương ngang lớn hơn dao động nòng theo phương dọc trục tại thời điểm đạn ra khỏi nòng.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình nghiên cứu dao động dọc và ngang của nòng súng dưới tác dụng của phát bắn. Trên cơ sở mô hình, thiết lập hệ phương trình dao động cưỡng bức của hệ nòng – đạn. Bài báo đã sử dụng số liệu đầu vào là súng bắn tỉa 7,62mm SVĐ được trang bị trong Quân đội, tìm được kết quả dao động nòng theo phương ngang và phương dọc trục. Kết quả tính toán còn dừng lại ở mặt lý thuyết chưa đánh giá được hết các tác động của hệ súng – xạ thủ nhất là các tác động của ngoại lực trong quá trình bắn. Tuy nhiên với kết quả tính toán này làm cơ sở tiền đề cho phép có những nghiên cứu đầy đủ về cơ hệ "vũ khí – xạ thủ", để từ đó có những số liệu phục vụ nghiên cứu thiết kế mới và cải tiến vũ khí tự động.

Tài liệu tham khảo

[1] Cifuentes, A.O., (1989). *Dynamic response of a beam excited by a moving mass*. Finite Elements in Analysis and Design 5: 237– 46.

[2] Esen, I., (2011). *Dynamic response of a beam due to an accelerating moving mass using moving finite element approximation*. Math. Comput. Appl. 16(1): 171-182.

Developing a Model to Investigate the Stability of the SVĐ Sniper Rifle Considering Barrel Oscillations During Firing

Abstract: *This paper presents a study on the influence of the mass and acceleration parameters of the projectile during its motion in the barrel on the vibration of the SVĐ sniper rifle barrel when firing. Based on the development of a calculation model for the "barrel-projectile" system vibrations, the authors formulated differential equations describing the barrel's oscillations. The system of equations was solved numerically using Matlab software. The results show the horizontal and vertical vibrations at the moment the projectile exits the muzzle are m and m, respectively. The findings of this study are crucial in understanding the barrel's vibrations at the instant the projectile leaves the barrel, thereby providing methods to reduce barrel vibrations to improve shooting accuracy.*

Keywords: sniper rifle; stability; barrel oscillations; finite element method.

Xây dựng mô hình động lực học khoá nòng lùi giữ chậm kiểu con lăn

Nguyễn Cao Đệ [1*]

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

[*]*Email: nguyencaode@gmail.com; Tel: 0985077721*

Tóm tắt:

Súng tiểu liên MP5 được thiết kế theo nguyên lý khóa nòng lùi, giữ chậm. Theo đó, khóa nòng được "giữ chậm" chỉ chuyển động lùi về sau khi đầu đạn rời miệng nòng. Cơ cấu mở khóa dưới tác dụng của áp lực khí thuốc giải phóng khóa nòng cho phép khóa nòng lùi về sau để thực hiện các nhiệm vụ tiếp theo. Bài báo trình bày thứ tự các bước thành lập các phương trình tính toán động lực học cho hệ vũ khí hoạt động theo nguyên lý khóa nòng lùi giữ chậm nói chung, từ đó ta có thể giải bài toán động lực học cho từng loại vũ khí cụ thể mà hoạt động theo nguyên lý nói trên.

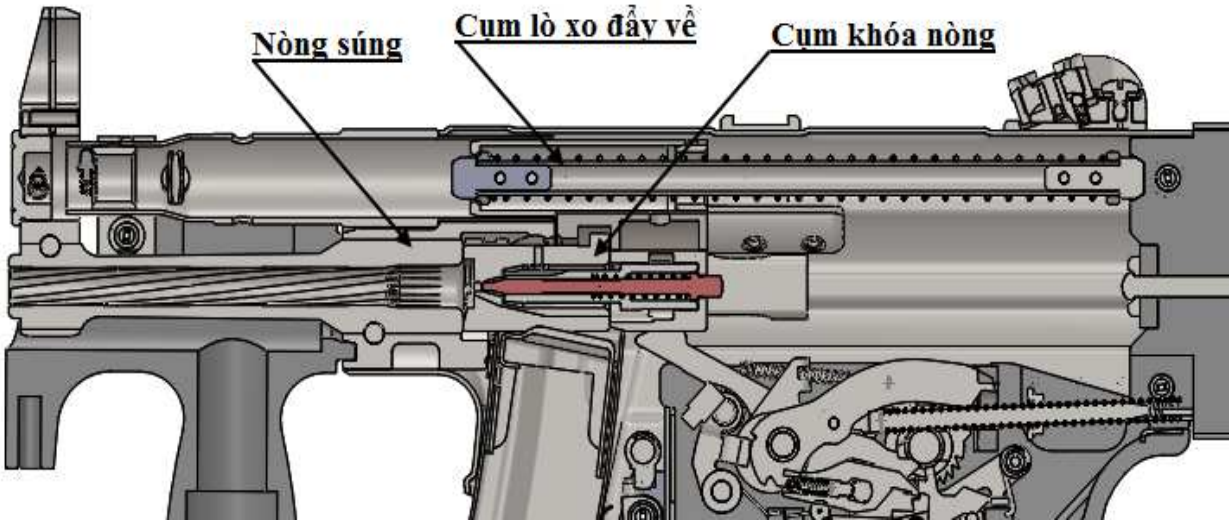
Từ khóa: *Súng tiểu liên, động lực học, khóa nòng lùi giữ chậm*

1. Mở đầu

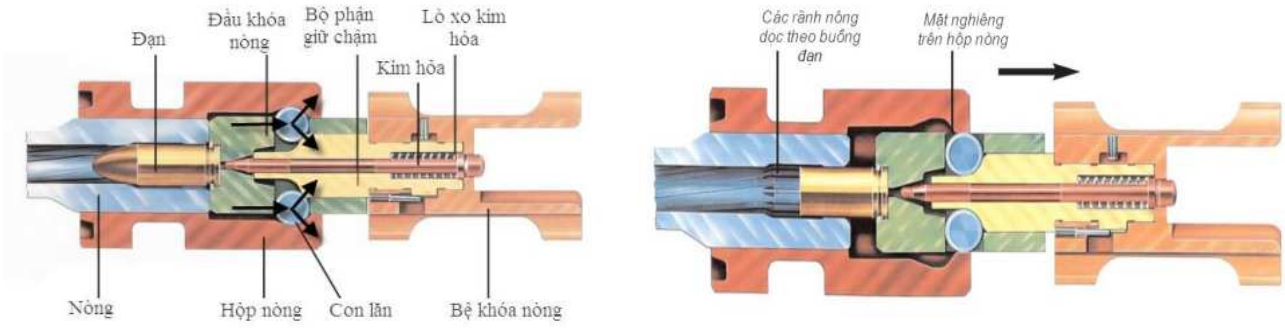
Súng tiểu liên MP5 là loại súng trang bị cho cá nhân dùng để tiêu diệt sinh lực địch trong cự ly 100m trở lại. Súng dùng đạn 9x19mm Parabellum, có ba chế độ bắn, phát một, ba phát và liên thanh. Súng hoạt động theo nguyên lý khóa nòng lùi, giữ chậm. Khi bắn cụm khóa nòng là khâu cơ sở nhận năng lượng từ áp suất khí thuốc sau đáy đạn truyền chuyển động cho toàn bộ cơ cấu của súng hoạt động. Để có cơ sở khoa học cho việc xây dựng tài liệu thiết kế đảm bảo súng sau khi chế tạo luôn hoạt động tin cậy cần thiết phải xây dựng bài toán ĐLH để nghiên cứu ảnh hưởng của các số thông số kết cấu đến hoạt động của súng.

2. Bài toán động lực học máy tự động

2.1. Cấu tạo máy tự động súng MP5



Hình 1. Cấu tạo máy tự động súng MP5



Hình 2: Nguyên lý giữ chậm cơ cấu khóa nòng của súng tiểu liên MP5

Súng MP5 (hình 1) bao gồm các bộ phận chính: Nòng súng, cụm thân súng, cụm khóa nòng, cụm lò xo đẩy về, cụm hộp tiếp đạn, cụm báng súng. Khi bắn, dưới tác dụng của áp suất khi thuốc, đầu đạn chuyển động về phía trước, dưới tác dụng của lực hãm giữa con lăn và mặt nghiêng trên hộp nòng giữ khóa nòng bịt kín lòng nòng (hình 2). Khi đạn rời khỏi miệng nòng, áp suất khí thuốc trong nòng đã giảm về mức an toàn, con lăn dịch chuyển vào trong thân khóa nòng giải phóng liên kết với hộp nòng, lúc này cụm khóa nòng bắt đầu mở khóa và chuyển động về phía sau tiến hành rút, hất vỏ đạn ra ngoài. Cụm khóa nòng tiếp tục hành trình lùi đến vị trí sau cùng. Dưới tác dụng của cụm lò xo đẩy về, cụm khóa nòng chuyển động lên trên tiến hành tống đạn vào buồng đạn đồng thời con lăn di chuyển vào vị trí đóng khóa và khóa chắc.

Với nguyên lý này khối lượng khối lùi không cần quá nặng như kiểu nguyên lý khóa nòng lùi tự do giúp giảm trọng lượng đồng thời tăng tốc độ bắn của súng. Như vậy việc tính toán thời gian giữ chậm, chu kỳ hoạt động của máy tự động là rất quan trọng.

2.2. Bài toán động lực học máy tự động

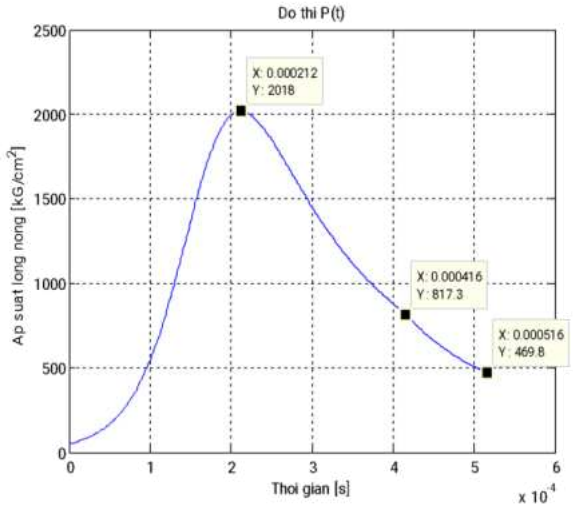
Trên cơ sở các giả thiết cơ bản, kết hợp với kết cấu thực tế của súng, hệ phương trình bài toán động lực học của súng như sau [1],[2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = s_1 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi\left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = s_2 \dfrac{gpS}{\phi q} \\ \dfrac{dl}{dt} = s_2 . v \\ \dfrac{dw}{dt} = \dfrac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi\omega\left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right)\dfrac{dz}{dt} + S\dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{w}\left[f\chi\omega\left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right)\dfrac{dz}{dt} - p\dfrac{dw}{dt} - \dfrac{\theta\phi q v}{g}\dfrac{dv}{dt}\right] \\ \dot{X}_{Kh} = V_{Kh} \\ \dot{V}_{Kh} = \dfrac{s_3 pS - \Pi - R_V - P_b}{M_{Kh}} \end{cases} \qquad (1.1)$$

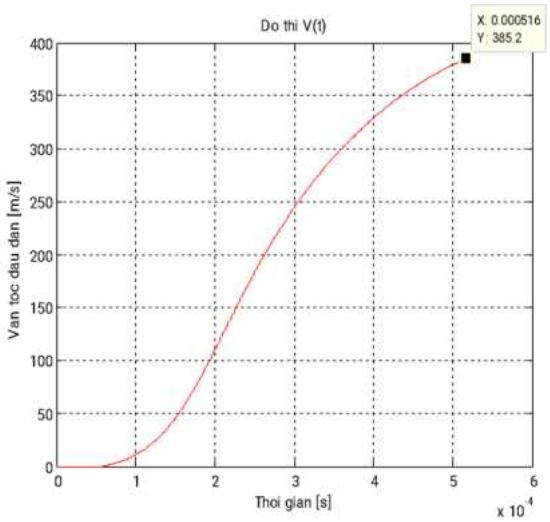
3. Kết quả tính toán

Sử dụng phương pháp tích phân số trên phần mềm MATLAB 2018b giải hệ phương trình 1.1. Với các thông số đầu vào của đạn 9x19mm Parabellum, thông số kết cấu của súng tiểu liên MP5 và tham khảo [1],[2] thu được các kết quả như sau:

3.1. Kết quả giải bài toán TPT.



Hình 3: Đồ thị biến thiên áp suất khí thuốc trong lòng nòng



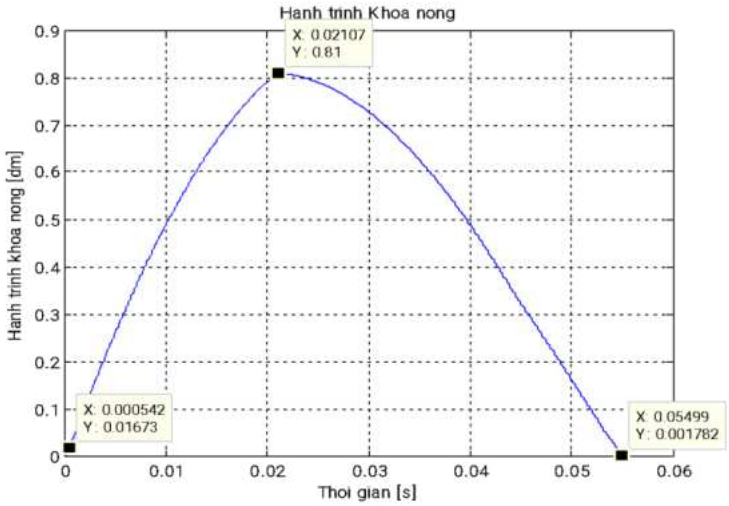
Hình 4: Đồ thị thay đổi vận tốc đầu đạn trong lòng nòng

- Thời gian đạn ra khỏi nòng: t=0,000516 s;
- Sơ tốc đầu đạn: v_o=385,2 m/s;
- Áp suất lớn nhất: 2018 kG/cm^2;
- Áp suất khí thuốc tại miệng nòng: 469,8 kG/cm^2;

3.2. Kết quả bài toán ĐLH máy tự động.

a. Đồ thị hành trình của cụm khóa nòng theo thời gian.

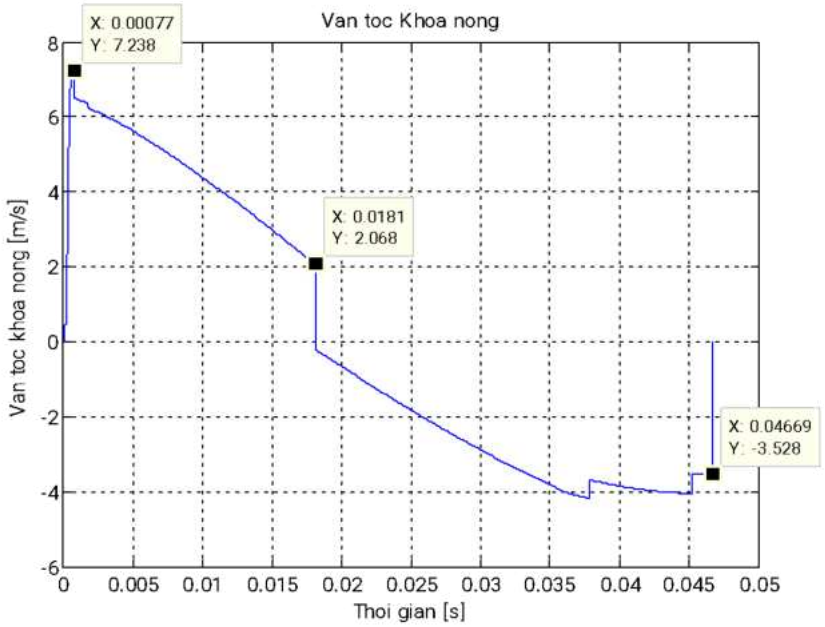
- Khoảng dịch chuyển của cụm khóa nòng: l_{kn} = 81 mm;
- Thời gian dịch chuyển: t_k = 0,055 s;
- Khoảng dịch chuyển mở khóa nòng: l_{mk} = 1,673 mm;
- Thời gian mở khóa: t_{mk} = 0,000542 s.



Hình 5: Đồ thị dịch chuyển cụm khóa nòng theo thời gian

b. Đồ thị vận tốc của cụm khóa nòng theo thời gian.

- Vận tốc cực đại của cụm khóa nòng: V_{max} = 7,238 m/s;
- Vận tốc của cụm khóa nòng lùi va chạm với nắp đáy: V_{vc1} = 2,068 m/s;
- Vận tốc của cụm khóa nòng đẩy lên va chạm với hộp nòng: V_{vc2} = 3,528 m/s.



Hình 5: Đồ thị vận tốc của cụm khóa nòng theo thời gian

Nhận xét kết quả tính toán:

Kết quả tính toán cho thấy các giá trị áp suất lớn nhất, khoảng dịch chuyển mở khóa nòng, thời gian mở khóa nòng là hoàn toàn phù hợp. Khoảng dịch chuyển mở khóa nòng là 1,673mm và thời gian mở khóa là 0,000542s. Với thời gian này thì đầu đạn đã rời miệng nòng 0,00516s, áp suất ở mức an toàn để rút vỏ đạn, nhưng vẫn đủ lớn để đảm bảo hoạt động tin cậy của súng. Như vậy việc xây dựng các phương trình tính toán và xác định các thông số đầu vào để giải bài toán là sát với thực tế.

Vận tốc chuyển động của cụm bệ khóa nòng khi va chạm với nắp đáy là 2,068 m/s. Giá trị này là tương đối nhỏ, đủ năng lượng cho khóa nòng về hết hành trình, loại bỏ được các vướng kẹt có thể xảy ra do bụi bẩn, giảm năng lượng do sự chênh lệch nhiệt độ môi trường hay sai lệch về thuốc phóng gây ra. Mặt khác vận tốc va chạm sau cùng nhỏ làm cho súng có độ giật thấp, giảm lực giật lên xạ thủ.

4. Kết luận

Súng MP5 sử dụng nguyên lý khóa nòng lùi, giữ chậm bằng con lăn, tuy nguyên lý không mới nhưng kết cấu giữ chậm bằng con lăn cần tính toán kỹ lưỡng để kiểm soát thời gian giữ chậm đạt được yêu cầu đề ra. Qua các kết quả tính toán bài toán thuật phóng trong và động lực học máy tự động ở trên có thể khẳng định các thông số kết cấu của súng là hợp lý. Đảm bảo thời gian giữ chậm khi đạn đã ra khỏi miệng nòng đáp ứng được thời điểm mở khóa áp suất không quá cao gây đứt vỏ đạn nhưng vẫn đủ năng lượng cho máy tự động hoạt động tin cậy.

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Ngọc Du- Đỗ Văn Thọ, *Thuật phóng trong của súng pháo,* Học viện kỹ thuật quân sự, Hà nội, 1976.

[2] Phạm Huy Chương, *Động lực học vũ khí tự động,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà nội, 2002.

Building a dynamic model for a delayed blowback locking system using rollers

Abstract*: Submachine gun MP5 is the system that keeps the botl locked until the projectile leaves the muzzle. At this instant an unlocking mechanism, responding to some influence such as recoil or propellant gas pressure, releases the bolt thereby permitting blowback to take effect. This article presents order of steps to establish equations compute dynamics for weapon systems which operate according to general delayed blowback. Since then we can solve the dynamic problem for kind of concrete weapon.*

Keywords: Submachine gun, dynamic, delayed blowback.

Khảo sát động lực học hệ robot - vũ khí khi bắn sử dụng ứng dụng phần mềm MSC Adams

Trần Thành Đồng[1]*, Lại Thanh Tuấn[2]
[1]Hệ 2, Học viện kỹ thuật quân sự
[2]Học viện kỹ thuật quân sự
Email: tranthanhdong.hvktqs@gmail.com; Tel: 0353223101

Tóm tắt
Bài báo trình bày nội dung nghiên cứu động lực học hệ robot - vũ khí khi bắn trên cơ sở ứng dụng phần mềm mô phỏng MSC Adams. Trên cơ sở xây dựng mô hình súng đại liên PKMS gắn trên robot chiến đấu, kết hợp đưa vào các lực tác dụng bao gồm: lực do áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng, lực do áp suất trích khí tác dụng vào piston, tải trọng, và các tham số giảm chấn, tác giả đã tiến hành mô phỏng động lực học cơ hệ. Kết quả khảo sát cho thấy rằng hệ thống giảm chấn có vai trò quan trọng trong việc giảm thiểu lực giật và tăng cường độ chính xác, đồng thời xác định các yếu tố động lực học chính cần được tối ưu hóa để cải thiện khả năng chiến đấu của robot. Kết quả nghiên cứu là cơ sở khoa học cho việc thiết kế và tối ưu hóa hệ thống vũ khí gắn trên các robot chiến đấu trong tương lai.
Từ khóa: *hệ robot - vũ khí, động lực học, phần mềm MSC Adams*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh phát triển công nghệ quân sự hiện nay, robot chiến đấu ngày càng trở nên quan trọng nhờ khả năng tự động hóa và độ chính xác cao. Việc tích hợp hệ thống vũ khí như súng đại liên PKMS trên các robot mở ra tiềm năng lớn, giúp tăng cường khả năng tác chiến và giảm thiểu rủi ro cho con người. Tuy nhiên, vấn đề đặt ra là khi bắn súng đại liên PKSM, lực do áp suất khí thuốc có thể làm mất ổn định của robot, gây ảnh hưởng đến độ chính bắn xác và an toàn trong quá trình hoạt động.

Hiện nay, việc khảo sát động lực học hệ robot - vũ khí khí bắn có thể thực hiện bằng nhiều phương pháp khác nhau như: phương pháp số, giải tích, cơ học hệ nhiều vật, phần tử hữu hạn … Việc phân tích hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động, của thân súng khi có giảm giật và trên cơ sở giải đồng thời hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của hệ robot - vũ khí trong không gian, hệ phương trình TPT, hệ phương trình nhiệt động buồng khí [1]. Sử dụng phần mêm Maple để giải hệ phương trình vi phân, qua đó mô phỏng động lực học của súng PKMS và robot. Phương pháp này mạnh ở khả năng tùy chỉnh linh hoạt các thông số tính toán và phù hợp với các bài toán lớn yêu cầu xử lý dữ liệu phức tạp. Tuy nhiên, cách tiếp cận này chủ yếu dựa trên mô hình lý thuyết, không tích hợp trực tiếp các yếu tố thực tế như ma sát phi tuyến, giảm chấn. Điều này có thể hạn chế khả năng kiểm chứng các kịch bản thực tế phức tạp hoặc tối ưu hóa thiết kế một cách trực quan.

Ngược lại, nghiên cứu hiện tại sử dụng phần mềm MSC Adams, một công cụ cho phép tích hợp trực tiếp các mô hình 3D và mô phỏng các yếu tố phi tuyến như lực giật và hoạt động cơ cấu giảm chấn. Phần mềm không chỉ tự động hóa việc giải quyết các bài toán động lực học mà còn cung cấp giao diện trực quan, giúp phân tích và đánh giá hiệu quả hệ thống nhanh chóng và chính xác. Hơn nữa, MSC Adams hỗ trợ cho nhiều kịch bản thực tế và tối ưu hóa thiết kế, điều mà phương pháp khác khó đạt được.

Để giải quyết bài toán này, nội dung nghiên cứu của tác giả tập trung vào việc khảo sát động lực học của súng đại liên PKMS gắn trên robot chiến đấu. Bằng cách sử dụng phần mềm MSC Adams, là một công cụ mạnh mẽ trong mô phỏng động lực học cơ hệ nhiều vật, nghiên cứu này tiến hành xây dựng mô hình chi tiết của hệ robot – vũ khí, để phân tích ảnh hưởng của lực áp

suất khí thuốc khi bắn, áp suất trong buồng khi và trọng lượng của hệ đến độ chính xác bắn và độ ổn định của robot chiến đấu.

Nghiên cứu hướng đến việc xây dựng cơ sở khoa học cho việc thiết kế và tối ưu hóa hệ thống vũ khí tích hợp 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 cơ hệ, các yếu tố chính ảnh hưởng đến độ ổn định của robot khi bắn sẽ được làm rõ, từ đó đưa ra các giải pháp cải thiện và đề xuất hướng phát triển cho các nghiên cứu tiếp theo.

2. Xây dựng mô hình bài toán

2.1. Các giả thiết

Trên cơ sở phân tích nguyên lý hoạt động, tính chất của hệ khảo sát, đưa ra các giả thiết cho mô hình mô phỏng như sau:

- Cơ hệ là hệ nhiều vật, trừ lò xo là phần tử đàn hồi, các cơ cấu của súng được coi là vật rắn tuyệt đối được tạo bởi một số chi tiết và bộ phận;

- Khối lượng phân bố của hệ được thay thế bằng khối lượng tập trung và mô men quán tính đặt tại khối tâm các vật thuộc hệ;

- Tác dụng của thân súng lên giá được thông qua lò xo giảm giật, làm thân súng chuyển động theo phương tịnh tiến với các hệ số là Kgg, Bgg. Coi giá súng tuyệt đối cứng và đứng yên trước khi phát bắn xảy ra.

- Các khâu làm việc được coi như các chất điểm có khối lượng đặt tại điểm tiếp xúc, chuyển động tương đối với thân súng là các chuyển động song phẳng.

- Bỏ qua một số ngoại lực có giá trị nhỏ như là: lực đập búa, lực hất vỏ đạn, lực cản không khí trong lòng nòng,..

2.2. Mô hình cơ hệ robot - vũ khí

Hệ robot - vũ khí được thể hiện trên hình 1, bao gồm các phần tử: Thân xe, giá súng, thân súng, khâu cơ sở (bệ khóa, khóa nòng). Ngoài ra, liên kết các phần tử như sau

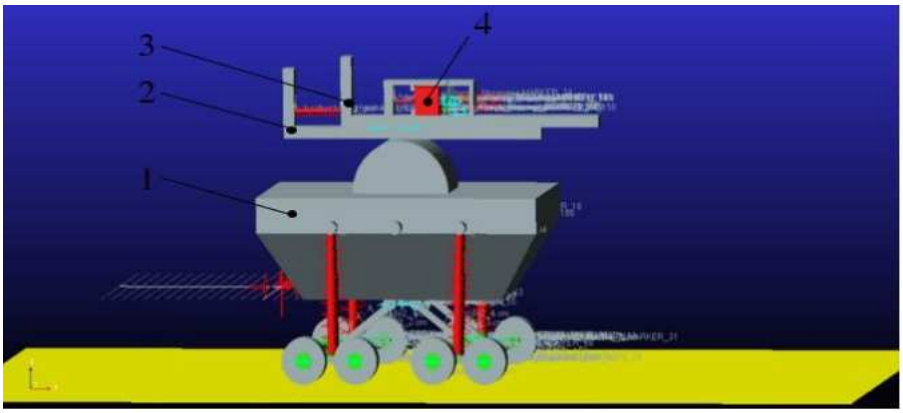
- Khâu cơ sở gồm bệ khóa và khóa nòng thành một khối chuyển động tịnh tiến theo trục Ox.

- Thân súng chuyển động tịnh tiến tương đối trên mặt giá cũng theo phương Ox.

- Giữa bệ khóa và thân súng được liên kết bằng lò xo đẩy về với các giá trị về độ cứng và điểm đặt đảm bảo theo trang bị thực tế. Giữa thân súng và giá liên kết với nhau bởi cơ cấu lò xo giảm chấn (thông số về giá trị độ cứng và hệ số cản nhớt sẽ được trình bày trong phần sau).

- Thân xe liên kết với thân súng thông qua cơ cấu tầm hướng.

- Các bộ phận chuyển động (khóa nòng, bệ khóa và thân súng mang đầy đủ các giá trị về khối lượng, trọng tâm và momen quán tính).



Hình 1. Mô hình mô phỏng bằng MSC Adams

1. Thân xe, 2. Giá súng, 3. Thân súng, 4. Khâu cơ sở

Hoạt động của cơ hệ như sau:

Khi phát hỏa, khí thuốc gây ra áp suất trong lòng nòng tạo thành lực đẩy đầu đạn về phía trước đồng thời tác dụng vào đáy nòng gây ra lực giật cho súng. Sau khi đầu đạn chuyển động qua lỗ trích khí trên thành nòng, áp suất qua lỗ trích khí tác dụng vào piston gây ra lực đẩy bệ khóa nòng về sau, tiến hành mở khóa nòng, lò xo đẩy về bị nén lại thực hiện quá trình tự động của súng. Do trọng lượng của thân súng cũng như bệ khóa, sau khi giật về sau súng theo quán tính được đẩy lên bởi lò xo giảm giật, gây ảnh hưởng quá trình chuyển động của cơ hệ.

Trên cơ sở chuyển động của thân súng, dẫn đến dao động của thân xe theo các phương khác nhau.

2.3. Các thông số đầu vào cho mô phỏng

Các thông số đầu vào cho quá trình mô phỏng được thể hiện trong bảng 1.

Bảng 1. Các thông số đầu vào

TT	Các số liệu	Ký hiệu	Thứ nguyên	Giá trị
1	Khối lượng thân xe	m_1	kg	60
2	Khối lượng giá súng	m_2		3.58
3	Khối lượng thân súng	m_3		7.55
4	Khối lượng khóa nòng	M_4		0.860
5	Momen quán tính của thân xe	$J1_{xx}$	$kg.dm^2$	1.667
		$J1_{yy}$		2.833
		$J1_{zz}$		3.234
6	Momen quán tính của giá súng	$J2_{xx}$		0.0183
		$J2_{yy}$		0.0183
		$J2_{zz}$		0.0144
7	Momen quán tính của thân súng	$J3_{xx}$		0.01
		$J3_{yy}$		0.027
		$J3_{zz}$		0.269
8	Momen quán tính của khóa nòng	$J4_{xx}$		0.00014
		$J4_{yy}$		0.009
		$J4_{zz}$		0.008
9	Tọa độ trọng tậm giá súng với thân xe	a21	m	0.6
		b21		0
		c21		1
10	Tọa độ trọng tâm thân súng với giá súng	a32		-0.6
		b32		0

TT	Các số liệu	Ký hiệu	Thứ nguyên	Giá trị
		c32		0.48
11	Tọa độ trọng tâm khóa nòng với thân súng	a43		0
		b43		0
		c43		-0.15
12	Độ cứng của các lò xo đẩy về	$K_{Lxđv}$	N/m	400
13	Độ cứng của các lò xo giảm giật	K_{Lxgc}		6000
14	Độ cứng của các lò xo giảm xóc	K_{Lxgx}		8000
15	Hệ số ma sát tính giữa bánh xe và nền đất	f_{mst}		0.15

2.4. Giải bài toán thuật phóng trong và nhiệt động học buồng khí.

2.4.1. Giải bài toán thuật phóng trong

Trong bài báo sử dụng hệ phương trình vi phân của bài toán TPT đã được trình bày trong tài liệu tham khảo [2-4].

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{dv}{dt} = \xi_1\xi_3\frac{p.S}{\varphi.m};\\
&\frac{dl}{dt} = \xi_1\xi_3.v\ ;\\
&\frac{dz}{dt} = \xi_2\frac{p}{I_k}\ ;\\
&\frac{d\omega_c}{dt} = \xi_2\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\frac{p}{I_k} - \xi_b G_b - \left(1-\xi_3\right)G_d;\\
&\frac{dw}{dt} = \xi_2\frac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\frac{p}{I_k} + \xi_3 Sv;\\
&\frac{dp}{dt} = \frac{1}{w}\left\{\left[\xi_2\frac{p\chi.\omega}{I_k}\left(f - kp\frac{1-\alpha\delta}{\delta}\right)\left(1+2\lambda z\right) - kpSv\xi_3\right] - \right.\\
&\qquad\qquad \left. K_p\left[\xi_b G_b + \left(1-\xi_3\right)G_d\right] - K_t p\right\}.
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

Trong hệ phương trình (1), ta có:

- v: Vận tốc đầu đạn, [dm/s];
- p: Áp suất khí thuốc, [KG/dm^2];
- S: Diện tích tiết diện ngang lòng nòng, [dm^2];
- φ: Hệ số ảo khối lượng đầu đạn;
- m: Khối lượng đầu đạn, [Kg];
- l: Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng, [dm];
- z: Bề dày cháy tương đối của thuốc phóng
- I_k: Xung lượng áp suất khí thuốc, [KG.s/dm^2];
- ω_c: Trọng lượng khí thuốc, [KG];
- χ,λ: Các đặc trưng hình dạng thuốc phóng;
- ω: Trọng lượng thuốc phóng, [KG];
- G_b: Lưu lượng khí chảy vào buồng khí, [KG/s];
- G_d: Lưu lượng khí phụt qua miệng nòng, [KG/s];

$$\left.\begin{aligned} G_b &= \mu_\phi . S_{\phi i} . \sqrt{\frac{p.\omega_c}{w}} \; . \left[\xi_4 A_1 + \left(1-\xi_4\right) A_2 . A_2(\beta) \right] \\ G_d &= \mu . S . \sqrt{\frac{p.\omega_c}{w}} \; . \left[\xi_d A_1 + \left(1-\xi_d\right) A_2 . A_2(\beta) \right] \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Trong đó:

+ μ, μ_ϕ: Hệ số tổn thất dòng khí khi chảy qua miệng nòng và qua lỗ trích khí [2], [4]. Khi tính toán có thể lấy các giá trị:

+ Khí chảy qua miệng nòng $\mu = 0,95$;

+ Khí chảy qua lỗ trích khí $\mu_\phi = 0,3 \div 0,8$.

+ $S_{\phi i}$: Diện tích lỗ trích khí, [dm^2];

+ Hệ số tổn thất $A_1 = \sqrt{gk\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}}$ và $A_2 = \sqrt{\frac{2kg}{k-1}}$

+ Hàm tổn thất $A_2(\beta) = \sqrt{\beta^{\frac{2}{k}} - \beta^{\frac{k+1}{k}}}$ với $\beta = \frac{p_1}{p_2}$

+ p_1, p_2: Áp suất trong buồng mà khí thuốc chảy vào và chảy ra, [KG/dm^2];

+ g: Gia tốc trọng trường, [dm/s^2] ;

+ k: Chỉ số mũ đoạn nhiệt;

- w: Thể tích không gian sau đáy đạn, $w = w_0 + S.l$ [dm^3];

- w_0: Thể tích ban đầu buồng đạn, [dm^3];

- α: Cộng tích khí thuốc, [dm^3/KG];

- δ: Trọng lượng riêng thuốc phóng, [KG/dm^3];

- f : Lực thuốc phóng, [KG.dm/dm^3];

- K_p : Hàm khi tính lưu lượng

$$K_p = \frac{k.p.w}{\omega} \quad (3)$$

- K_t : Hàm xác định tổn thất nhiệt

$$K_t = \frac{\left(k-1\right) A \nu_1 \sigma_T \left(F_k + \pi.d.l\right)}{R} \quad (4)$$

+ A: Đương lượng cơ nhiệt, [KG.dm/kcal];

+ $\nu_1 = 1 - T_{tb}/T^0$ với T_{tb}: Nhiệt độ bề mặt trong của nòng, [K^0];

+ T^0: Nhiệt độ khí thuốc, $T^0 = \frac{p.w}{\omega_c . R}$, [K^0];

+ σ_T: Hệ số truyền nhiệt, [kcal/dm/(KG.độ.s)];

+ F_k : Diện tích bề mặt ban đầu của buồng đạn, [dm^2];

+ *d*: Cỡ nòng, [dm];

+ *R*: Hằng số khí, [KG.dm/(KG.độ)];

Bảng 2. Các hệ số ξ_i khi tính thuật phóng

ξ	ξ_1		ξ_2		ξ_3		ξ_b	
Giá trị	1	0	1	0	1	0	1	0
Điều kiện	$p>p_o$	$p<p_o$	$z<1$	$z\geq 1$	$l<l_đ$	$l\geq l_đ$	$l\geq l_b$	$l<l_b$

Trong đó:

- p_o : Áp suất cắt đai đạn, [KG/dm^2];

- $l_đ$: Chiều dài phần nòng có rãnh xoắn, [dm];

- l_i : Vị trí lỗ trích khí kể từ đầu rãnh xoắn, [dm];

Bảng 3. Giá trị ξ_4 và ξ_d

ξ_4		ξ_d	
1	0	1	0
$\beta<=\beta_{gh}$	$\beta>\beta_{gh}$	$\beta<=\beta_{gh}$	$\beta>\beta_{gh}$

- Với $\beta_{gh} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k+1}}$ [3,4];

Khi hộp súng có dịch chuyển nhỏ thì hệ phương trình (1) có thể giải độc lập mà vẫn bảo đảm độ chính xác.

2.4.2. Giải bài toán nhiệt động học buồng khí

Hệ phương trình mô tả quá trình nhiệt động trong buồng khí [4,5] trên cơ sở các quá trình cơ bản của khí động lực học là:

$$\left.\begin{aligned} \frac{d\omega_b}{dt} &= \xi_i\left(G_b - G_{bk}\right); \\ \frac{dw_b}{dt} &= \xi_i\left(\dot{X}.S_b\right); \\ \frac{dp_b}{dt} &= \frac{1}{w_b}\left(k.R.T.G_b - k.R.T_b - k.p_b.w_b\right)\xi_i . \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Trong đó:

- ω_b: Trọng lượng khí thuốc chảy vào buồng khí, [KG];

- w_b: Thể tích khí thuốc chiếm chỗ trong buồng khí, [dm^3];

- S_b: Diện tích tiết diện ngang bề mặt piston, [dm^2];

- p_b: Áp suất trong buồng khí, [KG/dm^2];

- $\dot{X}$: Vận tốc bệ khoá nòng, [dm/s];

- T_b: Nhiệt độ khí trong buồng khí, [K^0];

- G_{bk}: Lưu lượng khí chảy qua khe hở xi lanh với piston [KG/s];

$$G_{bk} = \mu_k . S_\Delta . A_1 . \sqrt{\frac{P_b . \omega_b}{w_b}} . \quad (6)$$

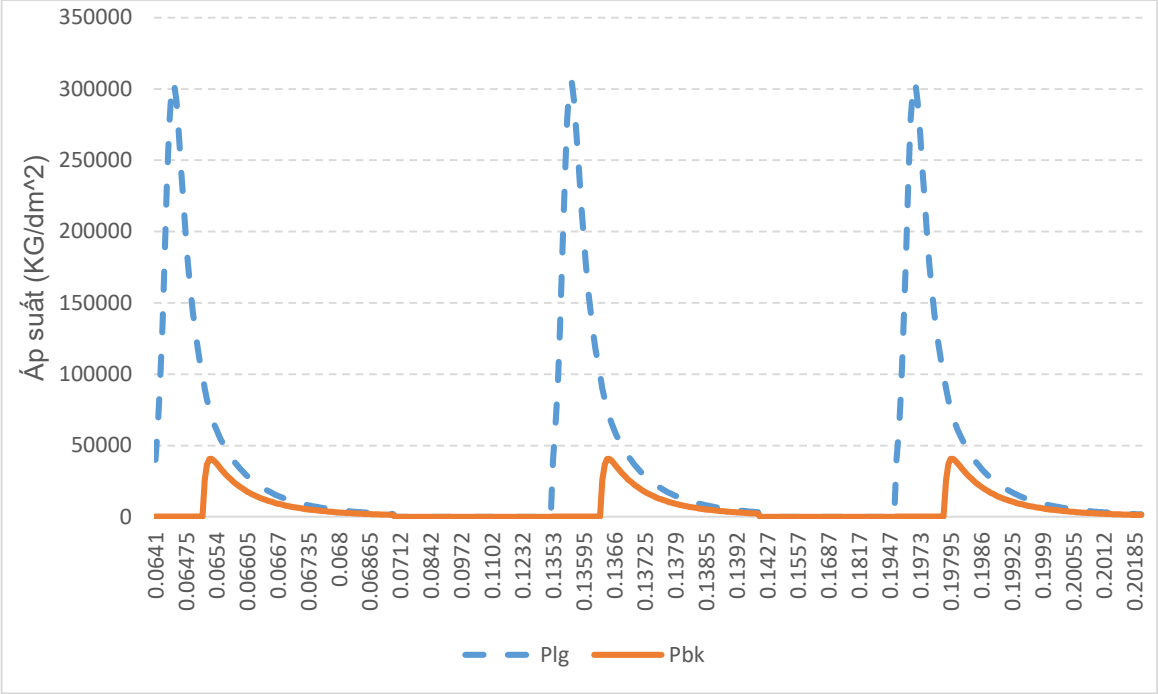
- S_Δ : Diện tích khe hở giữa piston và xi lanh buồng khí, [dm^2];

- ξ_i: Hệ số điều khiển lấy theo bảng 2 và 3;

- μ_k: Hệ số tổn thất ($\mu_k = 0{,}3 \div 0{,}5$).

Hệ phương trình (5) được giải đồng thời với hệ phương trình (1).

Từ kết quả bài toán thuật phóng trong và bài toán nhiệt động học buồng khí ta xác định được lực chủ yếu gây nên chuyển động cho cơ hệ bao gồm: lực do áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng (hình 2, đường nét đứt) và lực cho áp suất trích khí tác dụng vào piston (hình 2, đường nét liền):



Hình 2: Đồ thị áp suất thuật phóng và áp suất khí thuốc trong buồng khí khi thực hiện 3 phát bắn liên tiếp

3. Kết quả mô phỏng và đánh giá

3.1. Kết quả mô phỏng

Quá trình mô phỏng trong MSC Adams được thực hiện qua các bước sau:

Bước 1: Chuẩn bị dữ liệu đầu vào: Mô hình 3D của súng PKMS và robot được thiết kế trong phần mềm CAD (NX) và xuất sang định dạng tương thích.

Bước 2: Nhập và xử lý mô hình: Mô hình 3D được nhập vào MSC Adams/View, gán thuộc tính vật liệu.

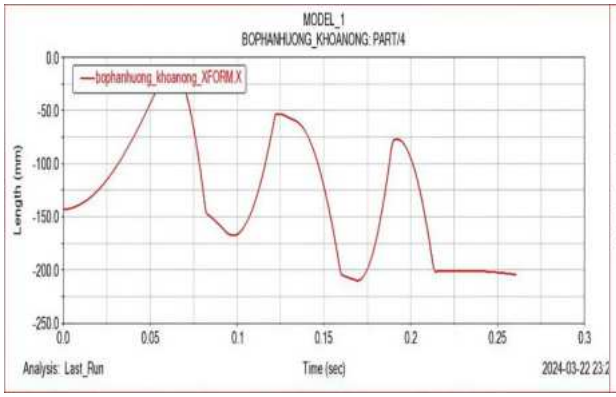
Bước 3: Tạo cấu trúc và kết nối: Khớp xoay (Revolute Joint) và khớp tịnh tiến (Prismatic Joint) được thiết lập để mô phỏng chuyển động của súng. Hệ thống giảm chấn được thêm vào với tham số độ cứng và giảm chấn.

Bước 4: Thiết lập lực: Lực giật của súng được mô phỏng bằng hàm xung lực, đồng thời thêm trọng lượng của hệ.

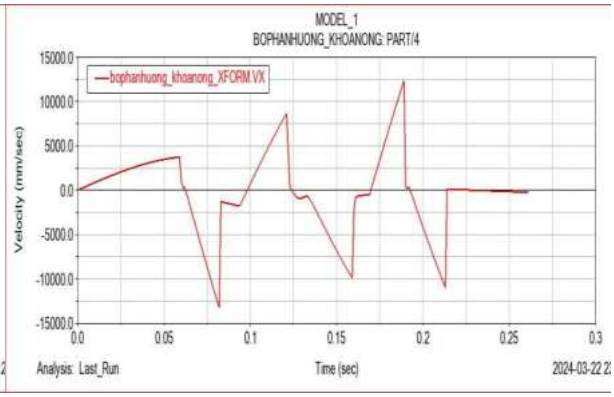
Bước 5: Phân tích và xử lý kết quả: Chạy mô phỏng động lực học để thu thập dữ liệu như chuyển động, vận tốc các thành phần của hệ. Kết quả được hiển thị qua đồ thị và phân tích để đánh giá độ ổn định.

Bước 6: Hiệu chỉnh mô hình: Các thông số thiết kế được tối ưu hóa dựa trên kết quả mô phỏng nhằm cải thiện hiệu quả và tính ổn định của hệ thống.

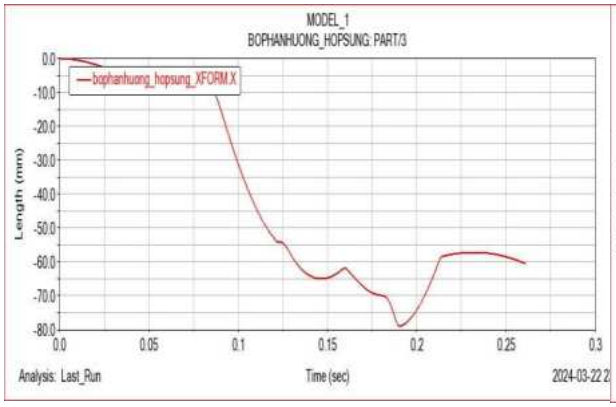
Thực hiện quá trình mô phỏng bằng phần mềm MSC ADAMS, ta nhận được kết quả là đồ thị biểu diễn chuyển động và vận tốc của bệ khóa nòng (hình 3,4); chuyển động và vận tốc của thân súng (hình 5,6); chuyển động và vận tốc của thân xe (hình 7,8) theo thời gian ở góc tầm bằng 0. Các đồ thị tương ứng ở góc tầm bằng 30º được thể hiện ở các hình 9-14.



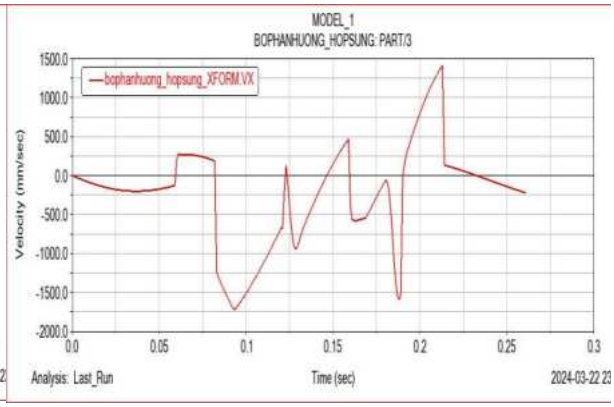
Hình 3. Chuyển động của bệ khóa nòng



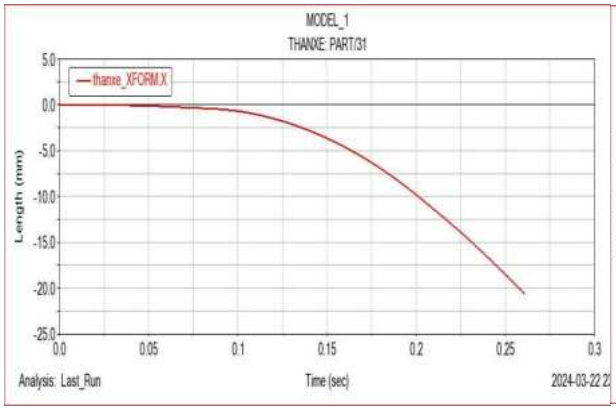
Hình 4. Vận tốc của bệ khóa nòng



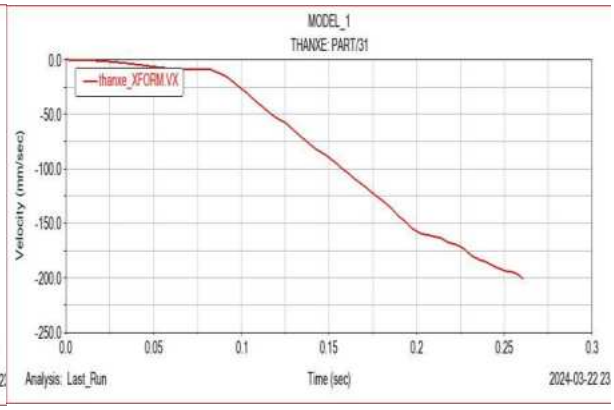
Hình 5. Chuyển động của thân súng



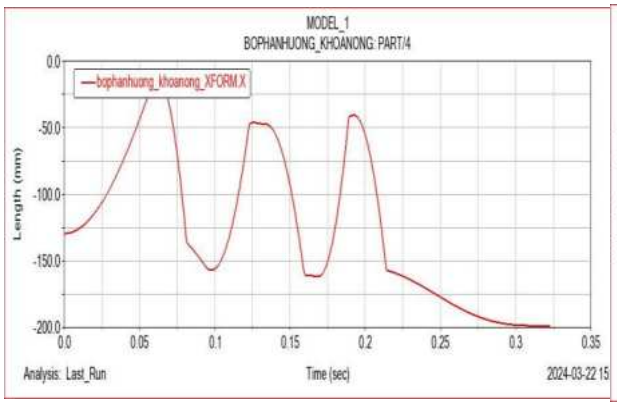
Hình 6. Vận tốc của thân súng



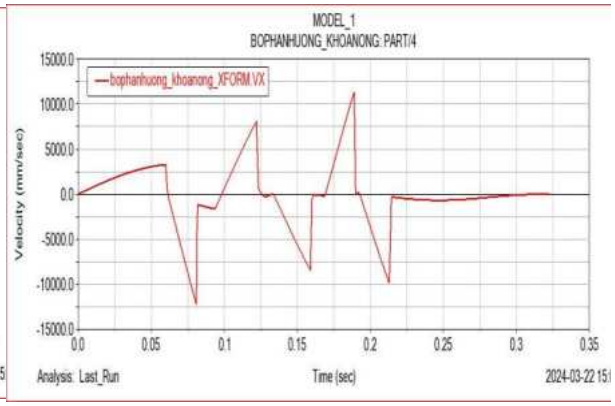
Hình 7. Chuyển động của thân xe



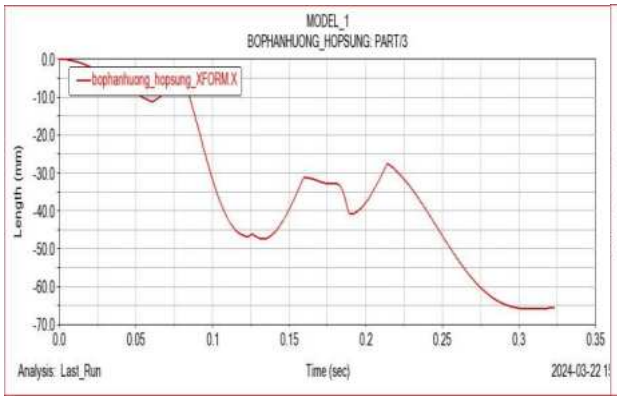
Hình 8. Vận tốc của thân xe



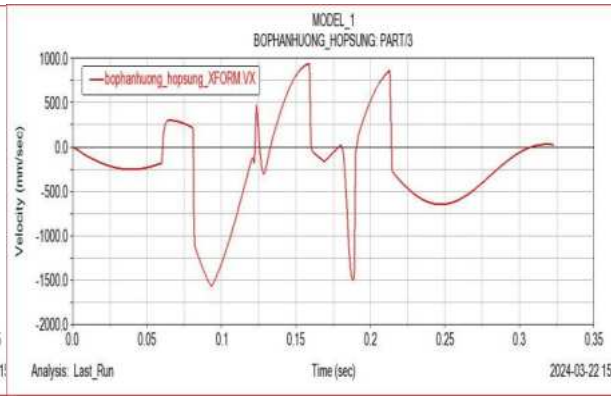
Hình 9. Chuyển động của bệ khóa nòng



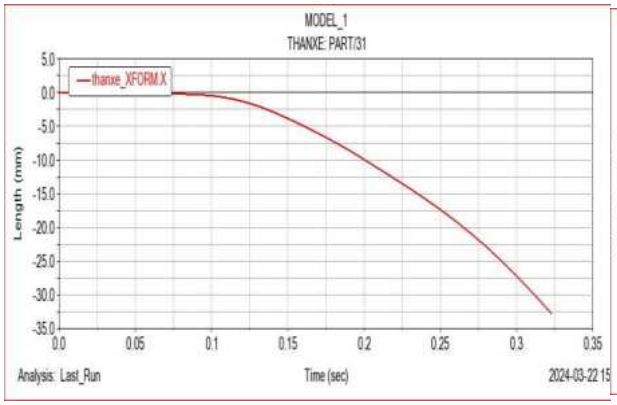
Hình 10. Vận tốc của bệ khóa nòng



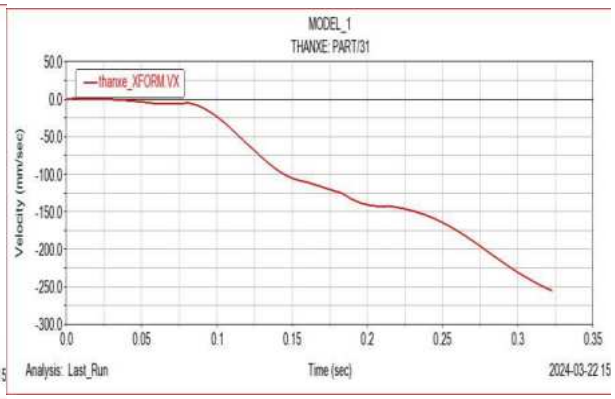
Hình 11. Chuyển động của thân súng



Hình 12. Vận tốc của thân súng



Hình 13. Chuyển động của thân xe



Hình 14. Vận tốc của thân xe

3.2. Đánh giá kết quả

Dao động của thân súng:

Từ hình 5 và 11 ta thấy rằng, dịch chuyển của thân súng so với giá thông qua giảm giật phụ thuộc vào thông số sơ bộ ban đầu của cơ cấu giảm giật.

Từ hình 7 và 13 ta thấy, dao động của thân xe so với hệ tọa độ cố định phụ thuộc vào trọng lượng toàn khối và ma sát tại các bánh. Lực tác dụng lên các bánh là tổng hợp lực do trọng lực khối và các lực sinh ra từ phát bắn gây nên.

Đồ thị biểu diễn dao động theo thời gian khi bắn ở 2 góc tầm (0º và 30º) là tương đối giống nhau. Khi bắn ở góc tầm 30° cho kết quả dịch chuyển của các khâu lớn hơn so với góc

tầm 0° nhưng không đáng kể. Khi bắn ở các góc hướng khác cho kết quả góc lắc lớn hơn so với góc tầm 0^{o} nhưng không đáng kể.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày ứng dụng của phần mềm MSC Adams trong mô phỏng động lực học hệ thống súng đại liên PKMS lắp đặt trên robot chiến đấu. Thông qua quá trình mô phỏng, chúng tôi đã đánh giá được các yếu tố quan trọng như: lực giật của súng, độ ổn định của hệ robot trong quá trình bắn, và hiệu quả của các cơ cấu giảm chấn tới dịch chuyển của thân súng.

Phương pháp tiếp cận bằng mô phỏng động lực học trong MSC Adams không chỉ giúp giảm thời gian và chi phí phát triển hệ thống mà còn cung cấp cơ sở khoa học vững chắc để triển khai trong môi trường thực tế. Trong tương lai, nghiên cứu sẽ tập trung vào việc tích hợp thêm các mô-đun mô phỏng tương tác với môi trường chiến đấu thực tế, bao gồm địa hình không đồng nhất và các tác động ngoại cảnh khác, nhằm nâng cao độ chính xác và hiệu quả của hệ thống robot chiến đấu.

Tài liệu tham khảo

[1] Vũ Duy Thuấn (2021), Nghiên cứu bài toán động lực học súng đại liên PKMS lắp trên robot chiến đấu, Luân văn Thạc sỹ, Hà Nội.

[2] Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, (2010), Thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[3] Uông Sỹ Quyền (2010), Nghiên cứu một số biện pháp nâng cao độ chính xác khi bắn của súng tự động cầm tay, Luận án Tiến Sĩ Kỹ thuật, Hà Nội.

[4] Trương Tư Hiếu (2006), Khảo sát ảnh hưởng của một số thông số cơ bản tới sự ổn định của đại liên khi bắn, Luận án Tiến Sỹ, Hà Nội.

Dynamic analysis of the robot-weapon system during firing using MSC Adams software

Abstract

The paper presents a study on the dynamics of the robot-weapon system during firing, based on the finite element method and simulation software MSC Adams. A model of the PKMS heavy machine gun mounted on a combat robot was developed, incorporating factors such as the force generated by propellant gas pressure on the barrel base, the force of gas extraction acting on the piston, loads, and damper parameters. The simulation results indicate that the damping system plays a crucial role in mitigating recoil forces and enhancing accuracy. Additionally, the study identifies key dynamic factors that need to be optimized to improve the combat effectiveness of the robot. This research provides a scientific foundation for the design and optimization of advanced weapon systems mounted on combat robots in the future.

Keywords: robot-weapon system, dynamics, finite element method, MSC Adams software.

Nghiên cứu xây dựng phương án đo lực đẩy hai thành phần của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn

Trịnh Đình Hải[1], Bùi Trọng Tuấn[1], Bùi Đình Tân[2]

[1]*Học viện KTQS;* [2]*Viện Tên lửa, Viện KH-CN quân sự*

Email: Trinhhaiktq50@gmail.com; Tel: 0973671094

Tóm tắt

Với các tên lửa sử dụng lực đẩy ngang của loa phụt làm lực điều khiển (điển hình tên lửa B72), động cơ tên lửa nhiên liệu rắn (ĐTR) của tên lửa này tạo ra thành phần lực dọc trục và thành phần lực ngang tùy theo góc chuyển động của loa phụt. Việc thử nghiệm đo thành phần lực ngang của ĐTR hiện còn gặp nhiều khó khăn do giá trị lực ngang khá nhỏ so với lực dọc trục, phương pháp gá lắp để đo được đồng thời cả hai thành phần lực này khá phức tạp.

Bài báo nghiên cứu về đặc điểm cấu tạo, các đặc trưng làm việc của động cơ điển hình của nhóm này làm cơ sở thiết kế giá đo lực đẩy hai thành phần, lựa chọn cảm biến đo phù hợp. Tiến hành thử nghiệm, đo đạc thực tế các thành phần lực đẩy của động cơ. Kết quả nghiên cứu này có thể ứng dụng đo lực đẩy hai thành phần của lớp tên lửa sử dụng loa phụt làm lực điều khiển chuyển động.

Từ khóa: *Động cơ; Tên lửa; Lực đẩy ngang; Giá đo; Hai thành phần.*

1. Đặt vấn đề

Để dẫn tên lửa có điều khiển tới mục tiêu người ta thường sử dụng hai phương pháp điều khiển hướng bay cơ bản: điều khiển bằng lực khí động của khí quyển và điều khiển bằng lực khí động của khí thuốc [1]. Với động cơ sử dụng khí thuốc, để điều khiển lực đẩy, ngoài thành phần lực đẩy dọc trục, yêu cầu phải xuất hiện thêm lực đẩy ngang với các giá trị và phương khác nhau theo thời gian tùy theo lệnh điều khiển.

Với lực đẩy dọc trục, hiện nay đã có nhiều đơn vị nghiên cứu trong quân đội tiến hành đo đạc với các dải lực đẩy từ vài chục Newton đến hàng chục Kilonewton [2]. Tuy nhiên, với việc đo đạc, thử nghiệm, đánh giá lực đẩy ngang gặp nhiều khó khăn do phải thiết kế đồng bộ giá thử nghiệm cho phép đo lực đẩy ngang, lực chọn cảm biến phù hợp với giá trị lực đẩy, trong khi giá trị lực đẩy theo phương ngang không phải là một giá trị cố định.

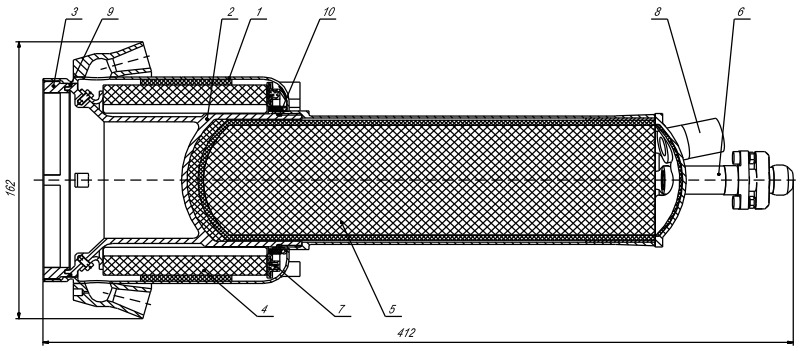
Bài báo sử dụng mô hình kết cấu động cơ điều khiển lực đẩy điển hình (động cơ hành trình tên lửa B72) làm đối tượng nghiên cứu xây dựng phương án đo lực đẩy hai thành phần bao gồm: tính toán xác định các thông số lực đẩy của động cơ, thiết kế chế tạo giá thử nghiệm, lực chọn cảm biến và tiến hành thử nghiệm đánh giá.

2. Nghiên cứu xây dựng phương án đo

2.1. Sơ lược về động cơ tên lửa B72

Động cơ tên lửa B72 do Nga sản xuất, bao gồm động cơ phóng (ĐCP) và động cơ hành trình (ĐCHT) [3]. Cấu tạo của động cơ tên lửa B72 được mô tả như trên hình 1, bao gồm cụm vỏ ngoài (1) là kết cấu hàn, cụm nắp (2), đai ốc (3), liều phóng ĐCP (4) và liều phóng ĐCHT (5). Cụm vỏ ngoài liên kết với cụm nắp và đai ốc bằng ren, giữa các mối ghép có các gioăng cao su làm kín (9), (10). Liều phóng hình xuyến của ĐCP được mồi cháy bằng liều mồi (7), còn liều phóng hình trụ đặc cháy một mặt đầu của ĐCHT được mồi bằng liều (8). Bốn loa phụt ĐCP được hàn trực tiếp vào cụm vỏ ngoài. Trục của các loa phụt ĐCP hợp với trục tên lửa một góc 15º và lệch một góc 0º50’ so với đường sinh để tạo chuyển động quay cho tên lửa. Hai loa phụt ĐCHT (6) được cố định vào động cơ qua các bu lông có tác dụng tạo ra hướng lái cho tên

lửa. Ở phần đuôi ĐCHT có lắp bộ lọc khí thuốc và bộ giữ chậm giúp lọc sạch khí thuốc và điều tiết lượng khí thuốc này tới máy lái.



Hình 1. Động cơ tên lửa B72

1-Vỏ động cơ; 2-Cụm nắp; 3-Đai ốc; 4-Liều phóng ĐCP; 5-Liều phóng ĐCHT; 6-Loa phụt hành trình; 7-Mồi ĐCP; 8-Mồi ĐCHT; 9, 10-Vòng đệm.

Khi ĐCHT của tên lửa B72 làm việc. Khí thuốc trong buồng đốt ĐCHT thổi qua 2 loa phụt ở cuối động cơ tạo thành phản lực. Phản lực này có 2 thành phần lực gồm lực đẩy dọc trục và lực đẩy ngang do loa phụt của ĐCHT tạo với trục dọc của tên lửa 1 góc có giá trị thay đổi trong quá trình lái. Lực này sẽ đảm bảo duy trì vận tốc bay của quả đạn trên toàn bộ đoạn quỹ đạo theo điều khiển của trắc thủ. Một phần khí thuốc của ĐCHT đi qua bộ lọc và dẫn tới máy lái tên lửa.

Trong bảng 1 trình bày một số thông số kỹ thuật chính của động cơ tên lửa B72 [4]

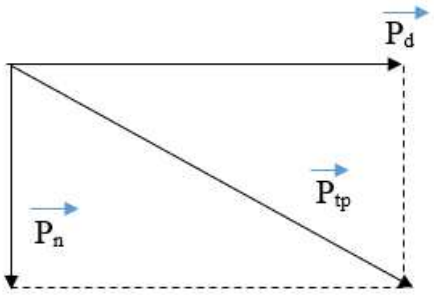
Bảng 1. Thông số kỹ thuật chính của động cơ tên lửa B72

TT	Thông số kỹ thuật	Đơn vị tính	Giá trị			Ghi chú
			Khi nhiệt độ thuốc phóng +20°C	Khi nhiệt độ thuốc phóng +50°C	Khi nhiệt độ thuốc phóng -40°C	
1	Lực đẩy trung bình ĐCP	N	1981	2227	1648	
2	Áp suất làm việc trung bình của ĐCP	MPa	6,8			
3	Thời gian cháy của ĐCP	s	0,68	0,61	0,81	
4	Lực đẩy trung bình của ĐCHT	N	79,5	88,3	69,7	
5	Áp suất làm việc trung bình của ĐCHT	MPa	5,1			
6	Thời gian cháy thuốc phóng của ĐCHT	s	27,1	25,1	30,3	

2.2. Tính toán xác định các thông số lực đẩy ngang

Từ tài liệu tham khảo [5], giữa thành phần lực đẩy dọc trục P_d, thành phần lực đẩy ngang P_n và lực đẩy toàn phần P_{tp} của ĐCHT tên lửa B72 có mối liên hệ sau:

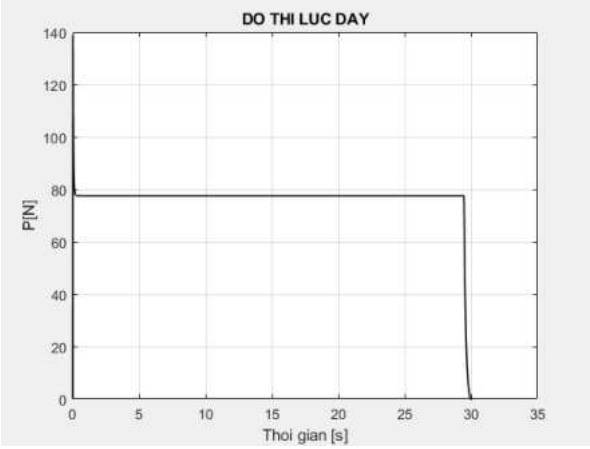
$$\frac{P_d}{P_{tp}} = 0,875; \qquad \frac{P_n}{P_{tp}} = 0,515 \qquad (1)$$



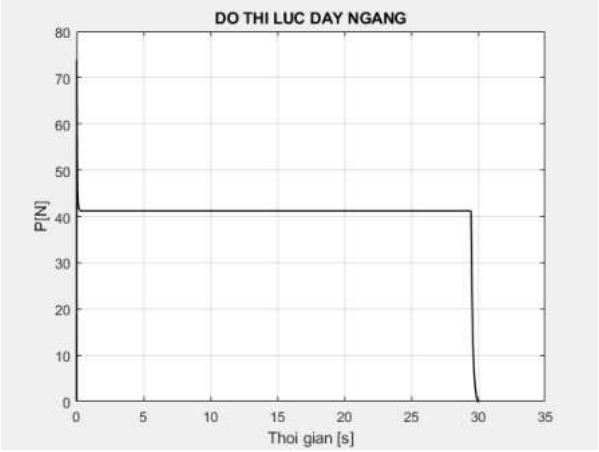
Hình 2. Phân tích lực đẩy động cơ theo các thành phần lực dọc và lực ngang

P_{tp}- Lực đẩy toàn phần; P_d- Lực đẩy dọc trục; P_n- lực đẩy ngang

Theo các thông số kết cấu và các tham số làm việc của động cơ nêu trên, chưa có thông số lực đẩy ngang của động cơ hành trình. Để có cơ sở thiết kế giá đo, lựa chọn cảm biến, bài báo tiến hành xây dựng mô hình, giải bài toán thuật phóng trong của ĐCHT xác định lực đẩy toàn phần, lực đẩy dọc trục và lực đẩy ngang. Kết quả tính toán được mô tả trên hình 3 và hình 4.



Hình 3. Đồ thị lực đẩy dọc trục của ĐCHT tên lửa B72



Hình 4. Đồ thị lực đẩy ngang của ĐCHT tên lửa B72

Xác định lực đẩy ngang thực tế: gọi khoảng cách từ trục quay của giá đến trục cảm biến đo thành phần lực đẩy ngang là $a = 105\ mm$; khoảng cách từ cầu quay loa phụt hành trình đến trục quay của giá là $b = 441\ mm$. Khi đó, thành phần lực đẩy ngang thực tế P_n của động cơ được xác định thông qua phương trình cân bằng mô men:

$$P_n = \frac{a}{b} P_{n\_do} = \frac{P_{n\_do}}{k_{kd}}, \qquad (2)$$

trong đó, P_{n_do} là lực đẩy đo được bởi cảm biến, N; $k_{kd} = 4,2$ là hệ số khuếch đại lực đẩy.

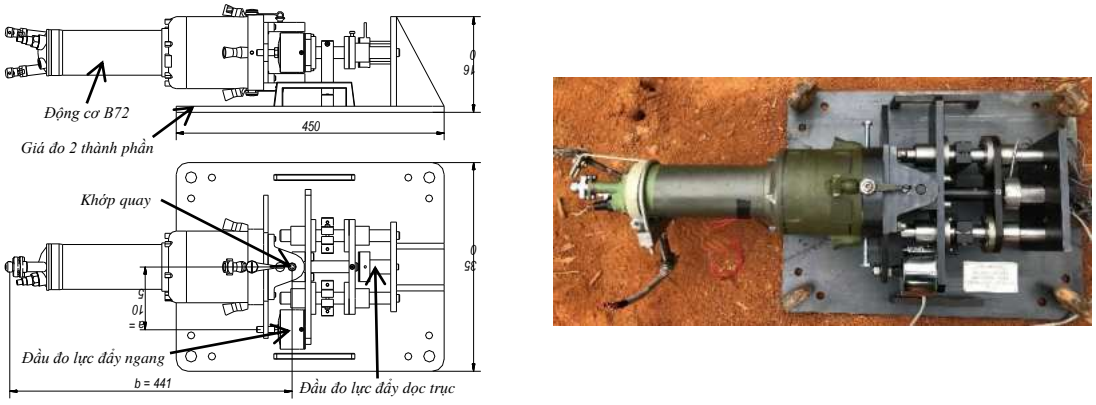
2.3. Xây dựng phương án thiết kế giá đo lực đẩy hai thành phần

Giá đo là thiết bị để lắp đặt các thiết bị đo và gá kẹp, định hướng động cơ theo những hướng xác định. Độ tin cậy làm việc của giá đo ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng và độ tin cậy của các phép đo. Ngoài ra, giá đo quyết định trực tiếp đến an toàn của phép thử [6].

Tuỳ thuộc vào kích thước động cơ, giá trị lớn nhất của thông số lực đẩy và yêu cầu về số lượng các tham số làm việc của động cơ cần đo (lực đẩy dọc trục, lực đẩy ngang, mô men xoắn, lực điều khiển…) mà giá đo có kích thước và kết cấu phù hợp nhằm đo được các thông số làm việc với độ tin cậy cao nhất, đảm bảo an toàn cho người và trang thiết bị tham gia thử nghiệm.

Động cơ tên lửa chống tăng B72 có tổng khối lượng chưa đến 4,5 kg, trong khi đó tổng khối lượng thuốc phóng của cả hai tầng động cơ khoảng 2,3 kg và lực đẩy toàn phần của động cơ hành trình ở điều kiện nhiệt độ tiêu chuẩn là 79,5 N. Như vậy, trọng lượng thuốc phóng bằng 28,2 % giá trị lực đẩy toàn phần động cơ hành trình nên nếu sử dụng giá đo đứng sẽ có sai số khá lớn. Do đó, lựa chọn phương án giá đo kiểu nằm ngang để thiết kế, chế tạo phục vụ thử nghiệm động cơ tên lửa chống tăng B72 là hợp lý.

Mặt khác, tên lửa B72 được điều khiển bằng phương pháp thay đổi hướng loa phụt động cơ hành trình, nên lực điều khiển được thể hiện thông qua lực đẩy dọc trục và lực đẩy ngang của động cơ hành trình. Thành phần lực đẩy dọc trục được đo thông qua chuyển động tịnh tiến của phần gá lắp động cơ trên giá đo (hình 5). Thành phần lực đẩy ngang được đo gián tiếp thông qua giá trị lực sinh ra bởi mô men quay quanh trục nằm trên trục động cơ, giá trị lực ngang thực tế được tính toán thông qua phương trình cân bằng mô men.



a) b)

Hình 5: Thiết kế giá đo lực đẩy hai thành phần (a); Giá đo hai thành phần (b)

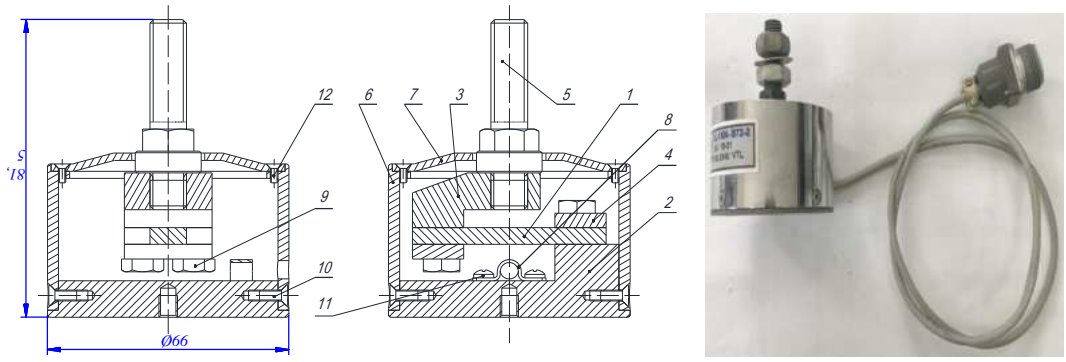
Ngoài ra, do động cơ hành trình của tên lửa B72 có thời gian làm việc dài, nên để tránh luồng lửa của loa phụt và sự nung nóng bởi nhiệt độ của thành vỏ động cơ hành trình cũng như thuận tiện cho gá lắp đầu đo nhiệt độ ở các vị trí khác nhau trên vỏ động cơ, vị trí gá lắp động cơ vào giá được thiết kế ở đầu động cơ phóng.

Thiết kế giá đo lực đẩy hai thành phần được trình bày như trong hình 1a. Giá đo lực đẩy hai thành phần được chế tạo thể hiện trong hình 1b với các khớp trượt, khớp quay sử dụng các vòng bi nhằm giảm tối đa các tổn thất do ma sát.

2.4. Thiết kế, chế tạo cảm biến đo lực đẩy hai thành phần

Theo tài liệu kỹ thuật của động cơ tên lửa chống tăng B72, lực đẩy toàn phần, lực đẩy dọc trục và lực đẩy ngang của động cơ hành trình có giá trị không lớn hơn 100 N. Mặt khác, khi động cơ hành trình hoạt động, dưới tác dụng của máy lái, các loa phụt hành trình lắc trong biên độ góc từ -14^o đến $+14^o$ sẽ sinh ra 2 mô men ngược chiều qua khớp quay trên giá đo (xem hình 5a), đặt ra yêu cầu cho cảm biến đo lực đẩy ngang là vừa đo được lực nén, vừa đo được lực kéo. Từ đó, nhánh đề tài thiết kế cảm biến đo lực đẩy có dải đo $0 \div 500\ N$, có độ không đảm bảo đo $U = 0{,}5.10^{-2}$, hệ số phủ: $K = 2$, mức tin cậy $P \approx 95\%$ và sử dụng cấu trúc phần tử biến dạng (loadcell) dạng chữ z.

Thiết kế cảm biến đo lực đẩy hai thành phần được trình bày như trên hình 6.

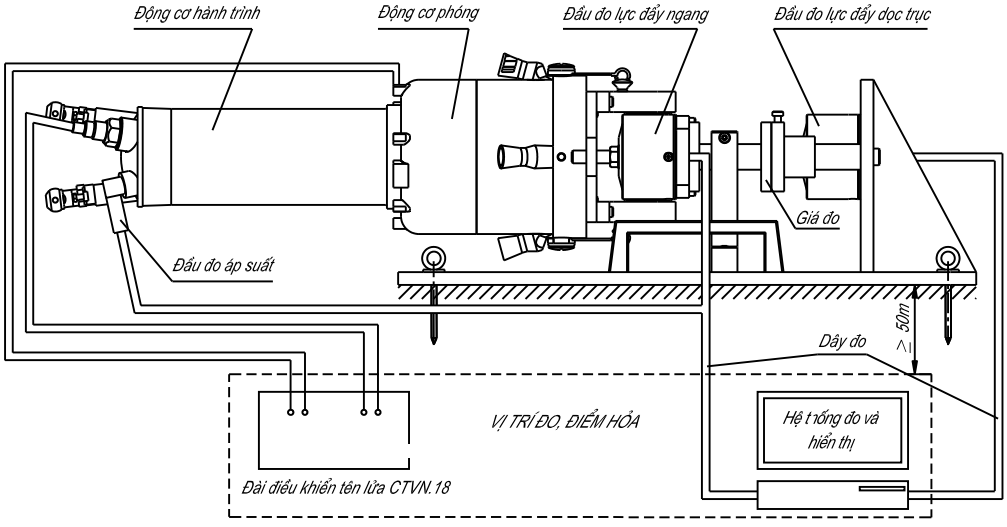


a) b)

Hình 6: Thiết kế (a) và sản phẩm (b) cảm biến đo lực đẩy hai thành phần

1-Thanh biến dạng; 2-Đế cảm biến; 3-Tấm liên kết; 4-Đệm; 5-Bu lông; 6-Vỏ cảm biến; 7-Nắp cảm biến; 8-Gá; 9-Bu lông M6; 10, 11, 12-Vít.

3. Kết quả thử nghiệm đo lực đẩy hai thành phần ĐCHT B72

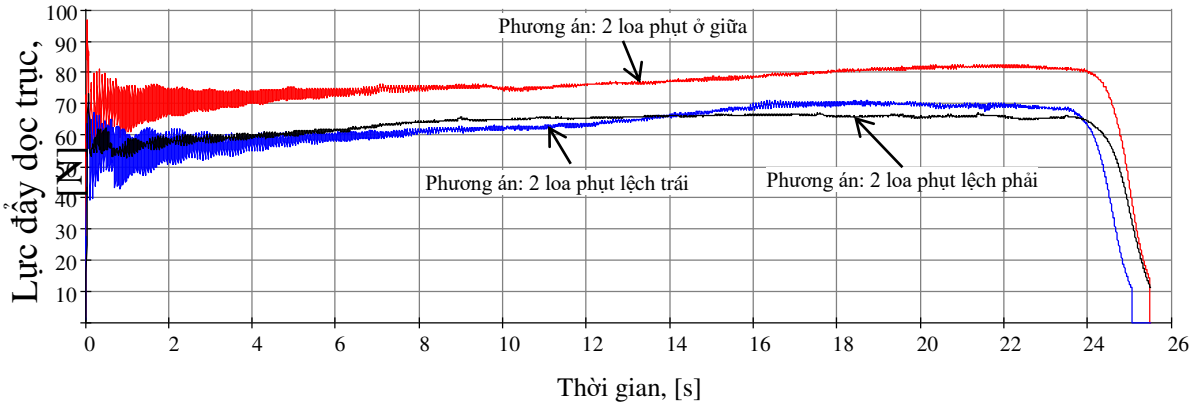


Hình 7. Sơ đồ thử nghiệm

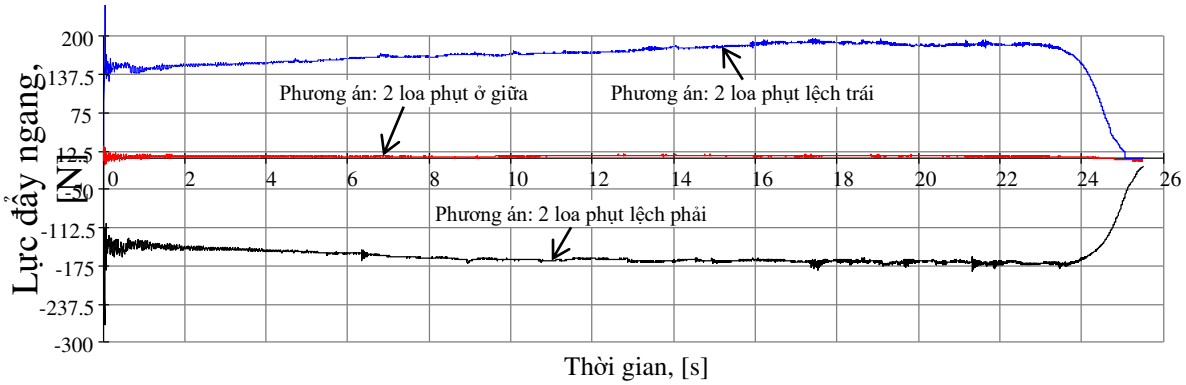
Tiến hành thử nghiệm 03 động cơ tên lửa B72 trên giá theo sơ đồ (hình 7), trong đó 01 động cơ có 02 loa phụt hành trình được cố định nằm trên mặt phẳng trục dọc động cơ, 01 động cơ có 02 loa phụt hành trình nằm hoàn toàn về bên trái và 01 động cơ có 02 loa phụt hành trình nằm hoàn toàn về bên phải so với mặt phẳng trục dọc động cơ. Tổng hợp kết quả thử nghiệm được thể hiện trong bảng 2 và các hình 8, 9:

Bảng 2. Kết quả thử nghiệm động cơ tên lửa ĐCHT B72

STT	Lực dọc trục trung bình (N)	Lực đẩy ngang khuếch đại trung bình P_{n_do} (N)	Lực đẩy ngang trung bình P_n (N)	Thời gian cháy thuốc phòng (s)	Ghi chú
1	76,217	3,406	0,811	24,688	Loa phụt giữa
2	63,166	170,72	40,648	24,633	Loa phụt trái
3	63,306	160,83	38,294	24,982	Loa phụt phải
4	63,24±0,07	165,78±4,94	39,47±1,18	24,77±0,66	



Hình 8. Biểu đồ lực đẩy dọc trục



Hình 9. Biểu đồ lực đẩy ngang khuếch đại

Nhận xét: Lực đẩy dọc trục trung bình, lực đẩy ngang trung bình và thời gian cháy thuốc phóng (bảng 2) khi đo ở điều kiện thường (nhiệt độ môi trường 20ºC - 25ºC) có giá trị phù hợp với số liệu được nêu trong tài liệu kỹ thuật động cơ tên lửa chống tăng B72 [4]. Quy luật biến đổi lực đẩy của các động cơ, đặc biệt là thành phần lực đẩy ngang phù hợp quy luật điều khiển đối với loại động cơ tên lửa chống tăng tầm gần. Tỷ lệ lực đẩy ngang so với lực đẩy toàn phần ($P_n/P_{tp} = 0,52$) xấp xỉ đạt tỷ lệ của lực điều khiển [4], do đó, các động cơ đã đo đạt yêu cầu sử dụng.

4. Kết luận

Giải pháp thực nghiệm đo lực đẩy hai thành phần của động cơ hành trình tên lửa chống tăng B72 nói riêng và các loại động cơ tên lửa tương tự nói chung với việc sử dụng giá đo, cảm biến đo được thiết kế, chế tạo bằng công nghệ trong nước, đáp ứng được yêu cầu thực nghiệm động cơ trên giá, các số liệu đo thu được phù hợp với yêu cầu kỹ thuật đặt ra.

Ngoài ra, việc làm chủ thiết kế và chế tạo giá đo, phương tiện đo bằng công nghệ trong nước mang lại lợi ích kinh tế, giảm chi phí cho các cuộc thử nghiệm động cơ tên lửa ở các đơn vị nghiên cứu, sử dụng.

Tài liệu tham khảo

[1] Đặng Hồng Triển, Lê Song Tùng (2016), Lý thuyết động cơ tên lửa nhiên liệu rắn, Nhà xuất bản Khoa học Kỹ thuật.

[2] Đào Mộng Lâm (2004), Đo lường các tham số động cơ phản lực, NXB Quân đội Nhân dân.

[3] Phan Văn Chương (2019), Nghiên cứu thiết kế, chế tạo tổ hợp tên lửa chống tăng có điều khiển tầm gần (CTVN.18) - Động cơ CTVN.18 - Điều kiện kỹ thuật 20TL.CT18-ĐC.ĐK, Báo cáo kết quả đề tài, Viện Khoa học và Công nghệ quân sự, Hà Nội.

[4] Управляемый снаряд 9M14M (9M14) - Техническое описание (1966), Воеенное Издатель-ство Министерства Обороны СССР, Москва.

[5] Tổ hợp tên lửa chống tăng 9K11 (2006), Cục Kỹ thuật / Bộ tư lệnh Pháo binh, Hà Nội.

[6] Волков В.Т., Ягодников Д.А. (2007), Исследование и стендовая отработка ракетных двигателей на твердом топливе, Издательство МГТУ им. Н.Э.Баумана.

Research and develop a plan to measure two component thrust of solid fuel rocket engines

Abstracts: With rockets that use the horizontal thrust of the nozzle as the control force (typically the B72 rocket), the solid fuel rocket motor (DTR) of this rocket creates an axial force component and a horizontal force component. depending on the angle of movement of the ejector. Testing to measure the horizontal force component of the DTR currently faces many difficulties because the horizontal force value is quite small compared to the axial force, and the mounting method to measure both force components simultaneously is quite complicated.

This article studies the structural characteristics and working characteristics of typical engines of this group as a basis for designing a two-component thrust measuring rack and selecting appropriate measuring sensors. Conduct testing and actual measurements of engine thrust components. The results of this research can be applied to measure two-component thrust of class rockets using nozzles as the motion control force.

Keywords: *Motive; Missile; Horizontal thrust; Measured price; Two ingredients.*

Study of counter-recoil motion using the Simulink platform in Matlab software

Tran Van Tan[1*], Nguyen Viet Trung[1]

[1] *The Faculty of Special Equipments, Le Quy Don Technical University*

**Email: tranvantan@lqdtu.edu.vn, Contract number: 0973428157*

Abtract

The recoil mechanism is an essential component of artillery weapons, responsible for braking the movement of recoiling parts during both recoil and counter-recoil motion, thereby maintaining the recoiling parts in their initial position. This function is crucial for ensuring weapon stability and enhancing shot accuracy. This paper presents a mathematical model for calculating the pressure in the working volume of the recoil brake during counter-recoil motion, based on theoretical fluid dynamics principles. An experiment was conducted on a T72 tank cannon mounted on a stand. The results are intended to verify and refine the design process, as well as to assess weapon stability during counter-recoil motion.

Keywords: *counter-recoil movement; Matlab Simulink; recoil mechanism; recoil brake.*

1. Introduction

The introduction of the recoil mechanism substantially decreased the weight of the cannon, thereby enhancing its mobility. This mechanism effectively resolves the inherent conflict between power and mobility. Functioning as an intermediary between the cradle and the cannon carriage, the recoil mechanism extends the shot's duration, thereby significantly mitigating the force exerted on the cannon carriage during firing. Due to these advantages, the recoil mechanism constitutes a critical component that significantly influences the technical and tactical characteristics of artillery systems.

The majority of modern recoil brakes are hydraulic in design, functioning by converting the kinetic energy generated by the recoiling parts during firing into heat energy. This heat is subsequently dissipated into the surrounding air through the working medium and the components of the recoiling parts.

The counter-recoil process plays a critical role in determining the stability of the gun. For all types of artillery equipped with elastic supports, the periods of increasing and decreasing acceleration are invariably present, whereas the counter-recoil period may or may not occur. Specifically, following the recoil of the barrel, the recoiling parts must come to a stop and subsequently move forward. This requires that the counter-recoil resistance $r > 0$. Consequently, the velocity of the recoiling parts increases, leading to an initial counter-recoil period characterized by continuously increasing motion. During this period, the inertial force acts in the opposite direction to the counter-recoil movement.

During the period of accelerating counter-recoil motion, the inertial force is directed backward, resembling the counter-recoil resistance force during recoil, albeit with a significantly smaller magnitude. As a result, it does not compromise the stability of the cannon, provided the recoil movement has been properly controlled. To decelerate the recoiling parts, the counter-recoil resistance force becomes negative. At this stage, the inertial force is directed

forward, corresponding to the decelerating counter-recoil period. This forward-directed inertial force simultaneously tends to propel the cannon forward and destabilize it. Therefore, the analysis of the cannon's stability during counter-recoil motion need only focus on this period, as the inertial force during this period has the potential to induce instability.

Globally, numerous articles and research projects have examined the recoil and counter-recoil motion of cannons. However, the effects of air and the compressibility of oil have yet to be thoroughly investigated. Notably, the majority of these studies lack experimental validation. In Vietnam, several graduation projects and master's theses have addressed the calculation of counter-recoil motion. However, these works also lack experimental validation, and the developed models remain incomplete, see [1-6].

A computational model is developed by applying fluid mechanics theory in conjunction with MATLAB Simulink. The calculation process, input parameters, and factors influencing the pressure within the working volume of the recoil brake are systematically and comprehensively represented using Simulink blocks. The results of this analysis aim to provide recommendations for optimizing the calculation process and improving the design of the recoil brake to achieve maximum efficiency.

2. Mathematical model

The mixing of air with liquid and liquid occurs consistently during processes such as liquid refilling and air leakage through seals in the event of an oil leak. Previous studies have primarily focused on the effects of liquid depletion, often treating the absence of air as a vacuum. In the present mathematical model, the liquid and air within the recoil brake are represented as a series spring system characterized by stiffness constants k and k_v. This approach integrates fluid mechanics principles and dynamic modeling into the mathematical framework, as illustrated in the figure below:

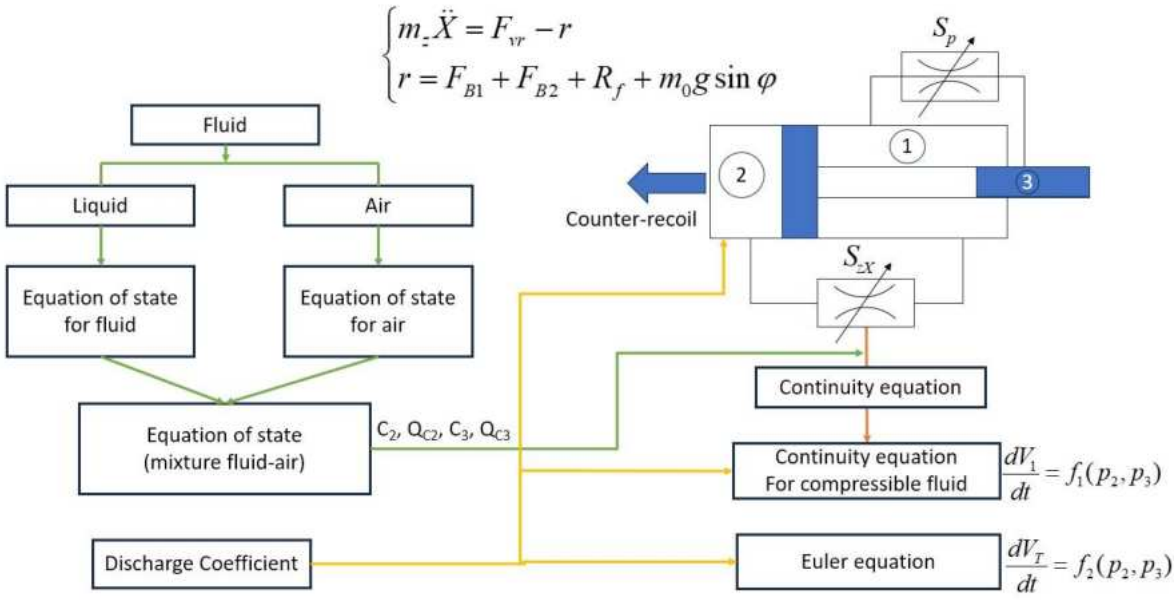


Figure 1. Calculation diagram

2.1. Operation of the recoil brake when counter-recoil motion

The schematic diagram depicting the structural principle of the recoil brake utilized in the tank T72 is presented in Fig. 1. This design typically comprises a control rod and groove in the channel of the piston rod. As the diagram depicted, the recoil brake cylinder and control rod are are fixed together with threads. Notably, the end of the control rod is equipped with a one-way valve. The throttling ring is affixed to the piston; enclosed within the recoil brake cylinder is STEOL-M oil.

Following the conclusion of the recoil motion, the liquid within volume 3 undergoes substantial compression, prompting the closure of the one-way valve. Consequently, the liquid only flows through the grooves on the inner cylinder of the piston rod, thereby engendering a hydraulic braking force with a modulating profile corresponding to the alteration in depth of the grooves.

As the recoiling parts advance a specific distance, the vacuum within volume 2 is eradicated, leading to the stream of liquid from volume 2 into volume 1 of the recoil brake, thereby engendering hydraulic resistance.

Hence, throughout the counter-recoil motion, the braking force arises within both volume 3 and volume 2. During the counter-recoil process, the liquid flow is distributed across three primary pathways:

- Flow through the gap between the throttling ring and the control rod, characterized by liquid volume V1;

- Flow through the gap between the recoil brake tube and the piston, characterized by liquid volume V2;

- Flow through the recoil brake grooves, characterized by liquid volume V3.

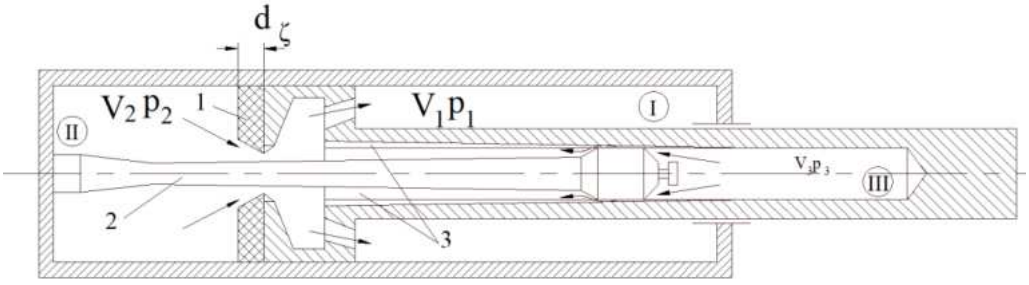


Figure 2. Illustration of fluid flow when counter-recoil

1. Throtling ring; 2. Control rod; 3. Grooves

Given the complexity of liquid flow, the calculation process relies on the following assumptions:

- The flow from volume 2 to volume 1 is independent of the fluid flow from volume 3 to volume 1, and vice versa.

- After the recoil process, volume 3 is entirely filled with liquid, with no air mixing with the liquid, and the impact of temperature on the expansion of liquid within the volumes is disregarded.

Initially, the total volume of liquid in the recoil brake is contained within volume 2 and 3. Their instantaneous volumes are expressed as follows [7,8]:

$$\begin{cases} dV_{c2} = dV_2 - dV_{21} \\ dV_{c3} = dV_3 - dV_{31} \end{cases} \quad (1)$$

Where $dV_2 = \frac{\partial V_{c2}}{\partial p_2}; dV_3 = \frac{\partial V_{c3}}{\partial p_3}; dV_{12} = S_{21}(X) \cdot d\zeta; dV_{31} = S_{p3}(X) \cdot dX$,

X is counter-recoil displacement, dV_2, dV_3 is the change in liquid volume in volume 2 and 3 due to deformation of the inner surface of cylinders, dV_{21}, dV_{31} is the change due to fluid flow from volume 2, volume 3 to volume 1 of the recoil brake.

Continuity equation and the equation of state [7,9]:

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}V_K} = -\frac{K}{V_K} \; or \; \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}\rho_K} = \frac{K}{\rho_K} \quad (2)$$

Where V_k is the volume of the liquid at pressure p, K is bulk modulus of elasticity, ρ_k is destiny of fluid (oil).

From the above equations, we obtain the final formula to calculate the pressure in volume 2 and 3 of the recoil brake [10,11]:

$$dp_i = \frac{Q_{Ci}}{C_i}, i = 2,3 \quad (3)$$

Where Q_{Ci} is total instantaneous "retained" volume discharge of liquid and the air dispersed with the vapors of liquid in the *i-th* volume; C_i is the instantaneous capacity of the *i-th* of the brake. Through the blocks in Simulink, we will get the values p_2, p_3 corresponding to the pressure in volume 2 and volume 3 of the recoil brake machine during the counter-recoil process as shown in Figure 3.

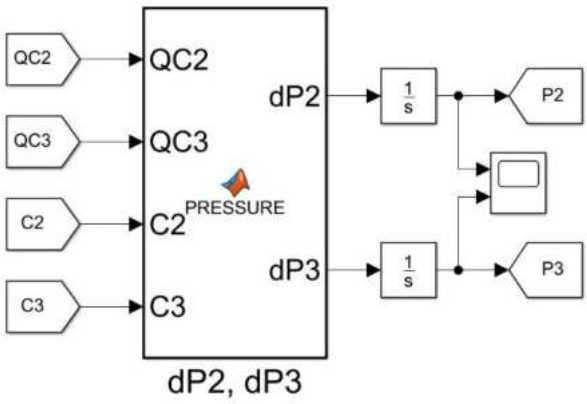


Figure 3. Calculation pressures in volume 2, 3

The value of Q_{Ci} depends on the area of the flow holes, the flow velocity and the counter-recoil velocity. The corresponding values of C_i depend on the mass flow rates m_{21}, m_{31} and the density values of liquid and air ρ_{ki}, ρ_{vi}, calculated according to Figure 4, Figure 5:

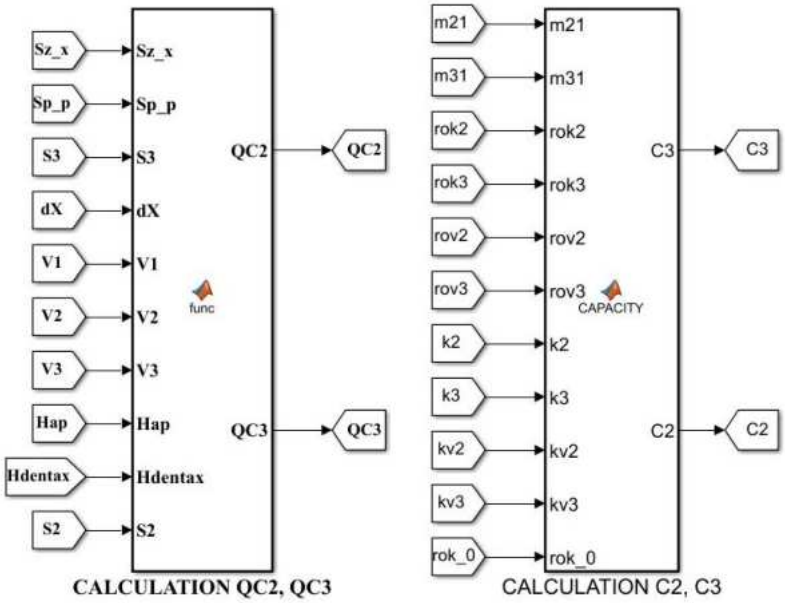


Figure 4. Calculation Q_{ci}, C_i

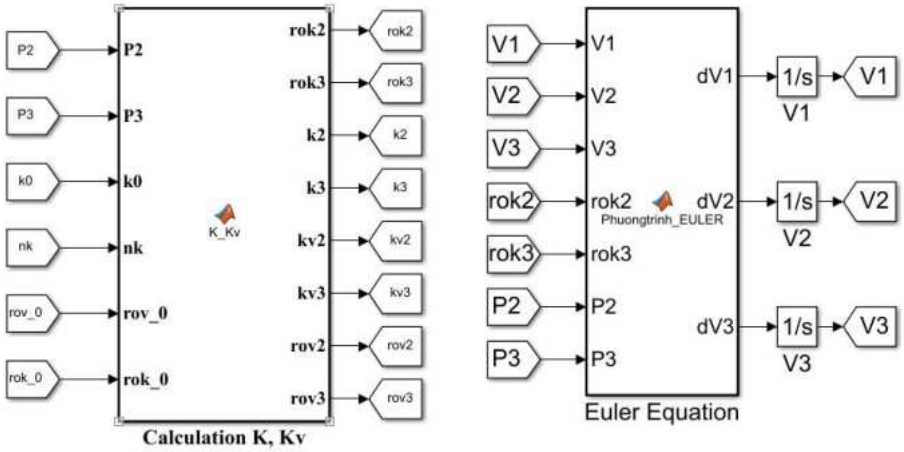


Figure 5. Calculation k_i, kv_i and flow rate of liquid (oil)

It can be seen that the density values of liquid and air are functions that depend on the pressure in the working volumes and their initial values, see equation (4).

$$\begin{cases} \rho_{ki} = \rho_{k0}\left(\dfrac{k_i}{k_0}\right)^{\frac{1}{n_k}}, k_i = k_0 + n_k P_i, i = 2,3 \\ \rho_{kvi} = \rho_{v0}\left(\dfrac{P_i}{P_0}\right)^{\frac{1}{n}}, k_{vi} = nP_i, i = 2,3 \end{cases} \tag{4}$$

The quantities v_1, v_2, v_3 represent the flow velocities through distinct regions: the gap between the throttling ring and the control rod $S_z(X)$, the gap between the recoil brake tube and the piston, and the brake groove, respectively. These velocities are determined using the Euler equation, as illustrated in Figure 6.

$$dv_i = \frac{1}{2l_{Ei}}\left(v_{TB}^2 - v_{Ti}^2\right), i = 1,2,3 \tag{6}$$

Where v_{TB} is the theoretical flow velocity of the liquid when passing through a narrow gap. v_{Ti} is the actual flow velocity of the liquid. The mass flows rate m_{21}, m_{31} depend on the contraction coefficient, density of liquid, air, flow velocity v_1, v_2, v_3.

$$m_{ij} = \rho_k S_i (v_j \pm \dot{X}) \tag{8}$$

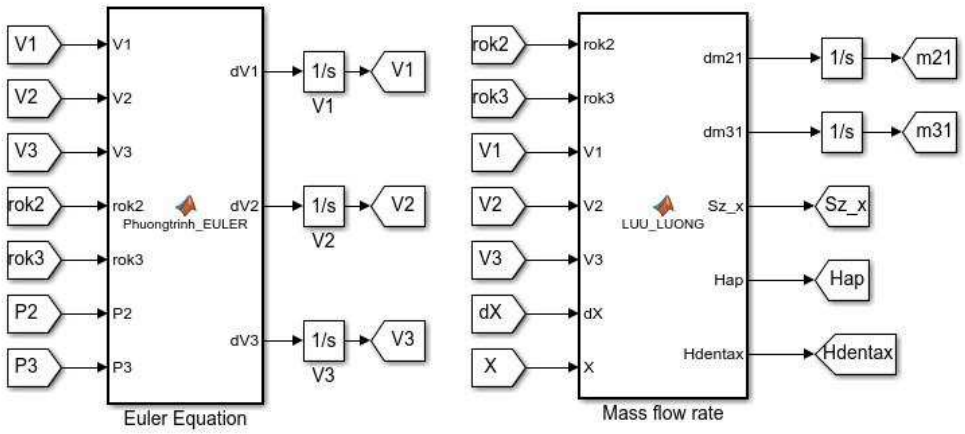


Figure 6. Calculation Euler equation and mass flow rates

Based on the diagram presented in Figure 6, $S_z(X)$ represents the clearance area between the throttling ring and the control rod, $H\delta_x$ denotes the area of the control rod as a function of the counter-recoil length, and Ha_p corresponds to the area of the grooves.

2.2 Dynamic model of recoiling parts

After the recoil movement, the recoiling parts move forward by the recuperator force F_{rec} and are braked by the following forces: the force of the brake (brake force) F_{bp}, the total friction resistances R_f and the gravitational component $G_r \cdot \sin\varphi$ in the counter-recoil motion direction. The calculation process considers carriage to be absolutely rigid [7,8].

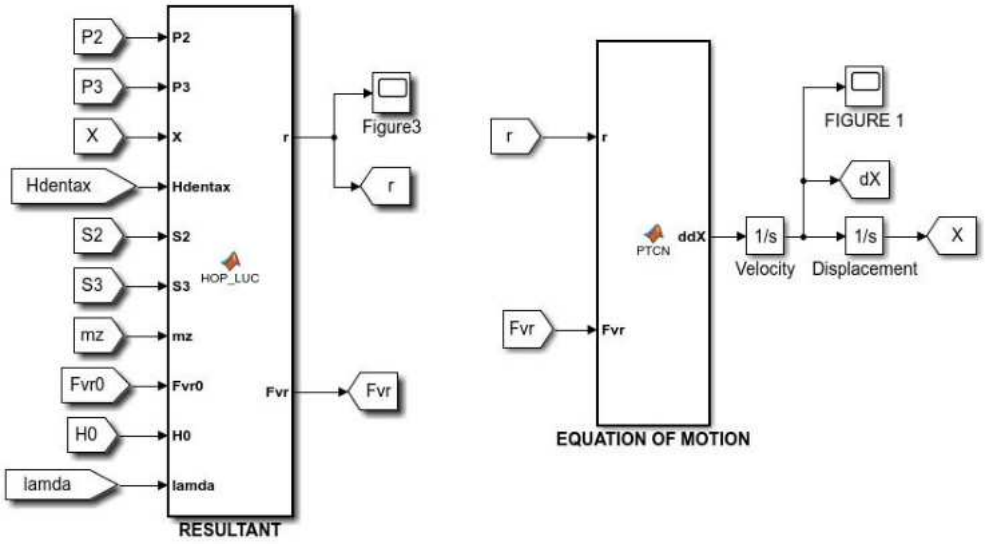


Figure 7. Simulation of dynamic motion of recoiling parts

In the calculation diagram above: X is counter-recoil displacement; S_2, S_3 are the working areas in volume 2 and 3 respectively.; m_z is mass of the recoiling parts, F_{vr0} initial recuperator force, H_0 is reduced high of liquid in recuperator, λ is recoil displacement.

The total braking resistance during the counter-recoil movement is given by the relation:

$$r = F_{bp} + R_f + G_r \sin\varphi \tag{9}$$

Where: $F_{bp} = F_{b2} + F_{b3}$ is hydraulic resistance; $F_{b2} = p_2 \cdot S_2, F_{b3} = p_3 \cdot S_3$ with p_2, p_3 are the pressures in volume 2 and volume 3.

Table 1. Entrace data

Parameters	Symbol	Unit	Value
Initial capacity of gas in recuperator	W_0	m^3	0.0041
Working areas in volume 2	S_2	m^2	0.0166
Working areas in volume 3	S_3	m^2	0.0021
Mass of the recoiling parts	m_z	kg	1820
Initial recuperator force	Fvr_0	N	15037
Reduced high of liquid in recuperator	H_0	m	0.4087
Recoil displacement	λ	m	0.331
Initial density values of liquid	ρ_{k0}	kg/m^3	1090
Initial density values of air	ρ_{v0}	kg/m^3	1.206

3. Experiment and evaluate the results of mathematical model

The experiment was conducted on a 125 mm T72 cannon mounted on a stand. The pressure value in Volume 2 of the recoil brake was measured by a KISTLER pressure sensor by drilling a hole (with a sealing part at the position as shown in Figure 8). The measured results will be processed for noise on Matlab software.



Figure 8. Pressure measurement experiment

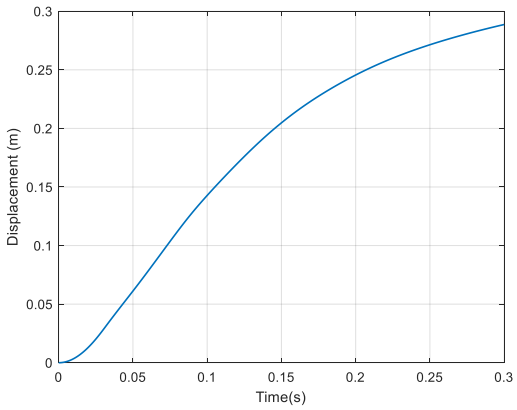


Figure 9. Displacement of recoiling parts versus time

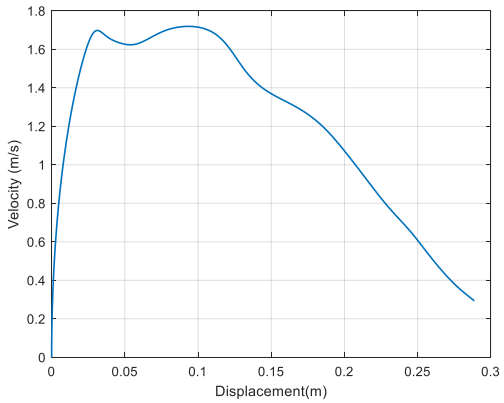


Figure 10. Velocity of recoiling parts versus displacement

The velocity and displacement graphs obtained align well with values reported in the literature, see figure 9, figure 10. The counter-recoil process corresponds to a five-phase diagram characterized by alternating segments of progressively accelerating, decelerating, and uniform motion. The maximum counter-recoil displacement is approximately 0.3 m, with a peak counter-recoil velocity of approximately 1.7 m/s. The final velocity prior to impact at the top of the cradle is 0.27 m/s.

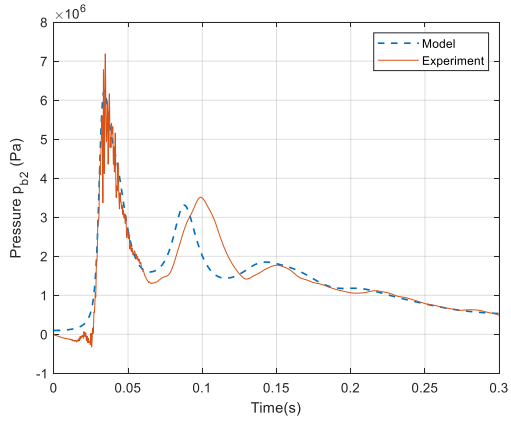


Figure 11. Pressure in the volum 2 of the recoil brake

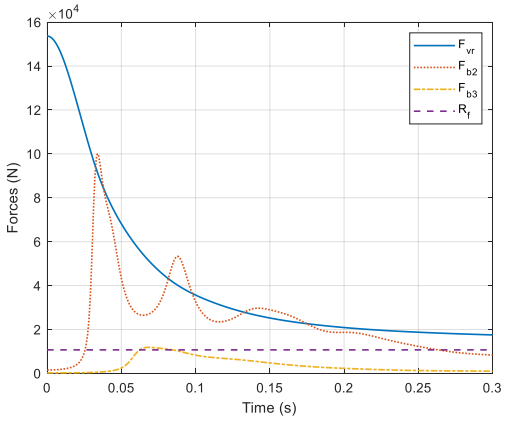


Figure 12. Forces acting on the recoiling parts

The calculated pressure in Volume 2 demonstrates reasonable accuracy when compared to the experimental results, see figure 11. Errors arise at $t > 0.05$ s, corresponding to the initiation of the breech opening process. The model does not account for the influence of the semi-automatic breech mechanism. During the initial period ($t \leq 0.25$ s), the presence of air in both Volume 2 and Volume 3 results in zero pressure in these volumes, which subsequently reaches the maximum value of approximately 6.3 MPa. Figure 12 shows the forces acting on the recoiling recoiling parts. It is evident that the recoil resistance generated in Volume 2 constitutes the primary force responsible for decelerating the counter-recoil motion. Conversely, the resistance produced in Volume 3 serves to mitigate movement during the initial phase of operation.

3. Conclusion

The process of designing the recoil mechanism (recoil brake and recuperator) depends on many factors, among which the issue of stability of the cannon when counter-recoil motion to minimize impacts at the end and collapse moment, research is needed. The paper has built a mathematical model to calculate the counter-recoil process based on the theoretical fluid mechanics, considering the influence of semi-automatic breech. The results of the problem are quite consistent with the experimental results (pressure in the volume 2 of the recoil brake), the values of displacement and velocity are consistent with the design criteria. The results given are of great value in designing, manufacturing, and checking the operation of the recoil mechanism in particular and improving the overall stability of the gun.

References

[1] D. Bao and B. Hou. *Parameters identification of a cannon counter-recoil mechanism based on PSO and interval analysis theory.* Vibroengineering PROCEDIA, Vol. 20, pp. 248–253, Oct. 2018, https://doi.org/10.21595/vp.2018.20243.

[2] Tiwari N., Patil M., Shankar R., Saraswat A., Dwivedi R. *Rigid body dynamics modeling, experimental characterization, and performance analysis of a howitzer*. (2016) Defence Technology, 12 (6), pp. 480 - 489, DOI: 10.1016/j.dt.2016.10.001.

[3] Akiwate D C, Gawade S S (2014) *Design and Performance Analysis of Smart Fluid Damper for Gun Recoil System* – International Journal of Advanced Mechanical Engineering, ISSN 2250-3234 Volume 4, Number 5, pp. 543-550.

https://www.ripublication.com/ijame-spl/ijamev4n5spl_12.pdf.

[4] Elsaady W, Alah A A, Ibrahim A Z and Hussien A H (2014). *Dynamic simulation of tank gun recoil cycle,* Proceedings of the 16th Int. AMME conference, 27-29. https://amme.journals.ekb.eg/article_35481_fdc779b659715b36922409c5f7379d39.pdf

[5] Lin T Y, Ping H C, Yang T Y, Chan C T and Yang C C (2009). *Dynamic simulation of the recoil mechanism on artillery weapons.* ICCES, vol. 11, no. 4, pp. 115-121. https://cdn.techscience.cn/files/icces/2009/v11n4/icces.2009.011.115.pdf.

[6] Textbook of Ballistics and Gunnery. Volume One. Part I - Basic theory. Part II - Applications and Design (Book style), London. Her Majesty's Stationary office, 1987.

[7] Rheinmetall GmBH. Handbook on Weaponry, Düsseldorf. Second English Edition, 1982.

[8] V. Cech, Recoil system I (Book style). Military acedemy in Brno (Czech republic), 1991, p.190.

[9] V. Cech, Recoil system II (Book style). Military acedemy in Brno (Czech republic), 1991, p.303.

[10] V. Cech, Dynamic properties of a hydraulic damper – combined gun brakes. Habilitation thesis [Vol. 1], [Vol. 2]. Text part. Image and appendix part, 1993.

[11] E.L. Lehmann, George Casella, Theory of Point Estimation Second Edition, Springer-Verlag New York, Inc, 1998, ISBN 0-387-98502-6.

Tính toán chuyển động đẩy lên sử dụng phần mềm Matlab Simulink

Tóm tắt: Thiết bị hãm lùi là thành phần quan trọng của vũ khí pháo binh, có chức năng hãm chuyển động của khối lùi trong cả chuyển động lùi và đẩy lên, đồng thời giữ khối lùi ở vị trí trên cùng ở mọi góc bắn. Điều này để đảm bảo độ ổn định của vũ khí và tăng độ chính xác của phát bắn. Bài báo này trình bày mô hình toán học để tính toán áp suất trong khoang làm việc của máy hãm lùi ở quá trình đẩy lên, dựa trên các lý thuyết động lực học chất lưu. Thực nghiệm được tiến hành trên pháo xe tăng T72 gắn trên giá đỡ. Các kết quả thu được nhằm mục đích kiểm chứng và tinh chỉnh quy trình thiết kế, cũng như đánh giá độ ổn định của vũ khí trong chuyển động đẩy lên.

Từ khóa: *chuyển động đẩy lên; Matlab Simulink; thiết bị hãm lùi; máy hãm lùi.*

Xây dựng phương pháp xác định áp suất theo chiều dài nòng bằng thực nghiệm

Nguyễn Văn Hưng[1], Bùi Trọng Tuấn[1], Nguyễn Hải Minh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: nguyenhungsqkt@gmail.com, Tel: 0966020296

Tóm tắt

Xác định áp suất khí thuốc thường được xác định dựa trên bài toán thuật phóng trong, tuy nhiên sử dụng mô hình tính toán áp suất trong nòng súng thông qua hệ phương trình thuật phóng trong và dựa vào nhiều giả thuyết, thông số thực nghiệm thường chỉ cho kết quả gần đúng, việc đánh giá mô hình toán học và kết quả lý thuyết được kiểm chứng bằng thực nghiệm. Việc đo đạc thực nghiệm áp suất khí thuốc khi bắn trên các nòng súng cỡ nhỏ thường được sử dụng các hệ thống đo theo nguyên lý Piezo (áp điện) và thường chỉ đo một số điểm quan trọng trên nòng. Nội dung bài báo khảo sát phương pháp đo áp suất theo chiều dài nòng hiện nay đang được sử dụng (trích một số điểm trên nòng là vị trí lắp cảm biến đo áp) và đưa ra một giải pháp đo áp suất theo chiều dài nòng không cần tác động khoan trực tiếp trên các nòng súng thử nghiệm – sử dụng nguyên lý xác định áp suất của nòng súng thông qua biến dạng của nòng tại các vị trí khác nhau.

Từ khóa: *tem biến dạng, phương pháp đo áp suất; áp suất khí thuốc; nguyên lý Piezo.*

1. Đặt vấn đề:

Nòng súng pháo là chi tiết quan trọng nhất của súng pháo, các quá trình xảy ra trong nòng rất khắc nghiệt, đây là nơi diễn ra quá trình giãn nở khí thuốc, tăng tốc cho đầu đạn chuyển động, tạo vận tốc quay để đạn ổn định,...

Trong các bài toán thiết kế vũ khí hiện nay, thông số áp suất thường được sử dụng là các đường bao áp suất, đây là phương pháp thông dụng được sử dụng trong thiết kế chế tạo (giai đoạn sơ bộ). Các đường bao áp suất được xây dựng dựa trên các bài toán lý thuyết tính toán áp suất của khí thuốc theo chiều dài của nòng. Phương pháp tính áp suất bằng lý thuyết sẽ làm xuất hiện nhiều sai số do khi tính toán chúng ta đã sử dụng nhiều giả thiết khác nhau. Để kết quả lý thuyết có tính tiệm cận với thực tế (làm cơ sở cho những nghiên cứu kế thừa và đồng thời cũng mang tính định hướng cho các thử nghiệm thực tế) người ta thường tiến hành đo đạc, thử nghiệm thông số áp suất tại một số vị trí quan trọng.

Ngày nay, với việc áp dụng sự phát triển của khoa học công nghệ bằng cách sử dụng các hệ máy tính mạnh có khả năng tính toán nhanh cùng với các phần mềm tính toán chuyên dụng cho phép chúng ta giảm bớt các sai số khi tính toán lý thuyết nhưng không thể loại trừ hết. Vì vậy để xác định được thông số chính xác của áp suất trong thời gian diễn ra của phát bắn người ta sử dụng các hệ thống đo thực nghiệm có độ chính xác cao để đo thông số áp suất.

Khi tiến hành đo thực nghiệm áp suất trong nòng súng pháo, dựa vào cỡ nòng (đạn) người ta sử dụng các hệ thống đo và phương pháp đo khác nhau. Hiện nay để đo áp suất trong nòng súng pháo người ta thường sử dụng hai phương pháp đo chính: Phương pháp đo sử dụng các loại cảm biến Piezo để đo toàn bộ đường cong áp suất khi bắn thường được sử dụng để xác định áp suất trong nòng các loại súng pháo cỡ nhỏ và phương pháp dùng trụ đồng (Crusher) để xác định áp suất lớn nhất xuất hiện khi bắn.

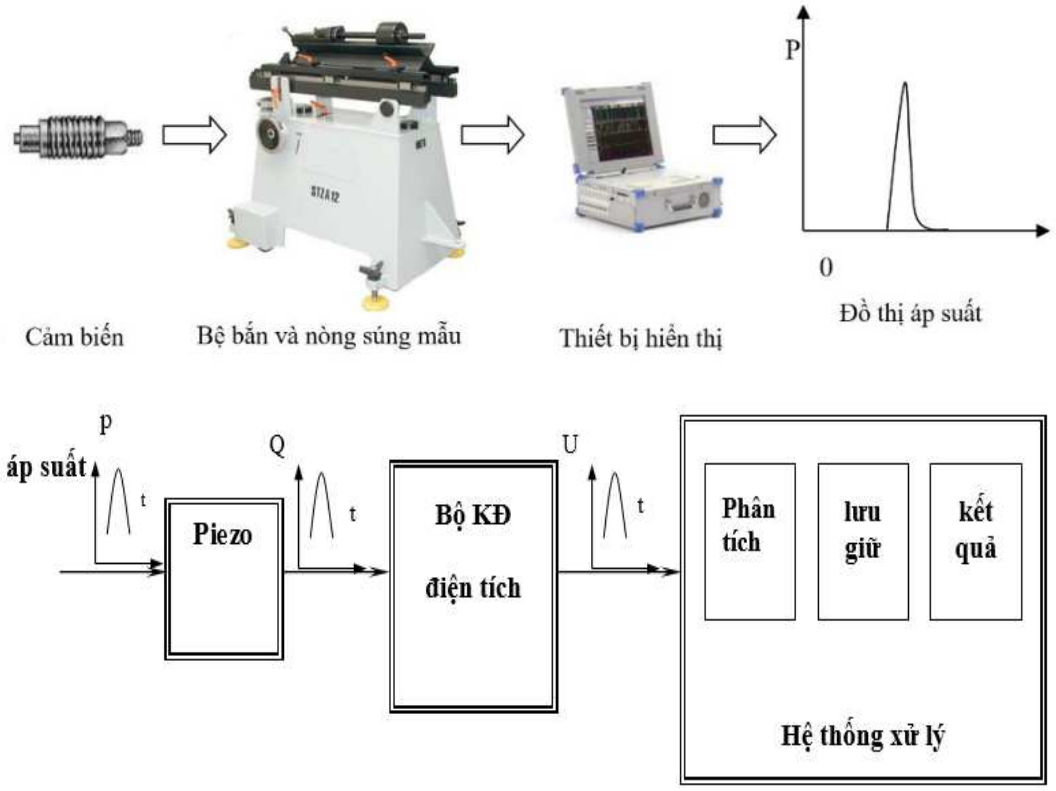
Hiện nay, ngoài hai phương pháp đo nêu trên thì phương pháp đo áp suất sử dụng nguyên lý áp trở (sử dụng các tem biến dạng) để đo áp trong lòng nòng súng pháo hiện đang trở thành một hướng đi mới được nhiều cơ sở nghiên cứu ở Việt Nam quan tâm. Giải pháp đo áp suất trong nòng súng bằng tem biến dạng giúp chúng ta xác định được các giá trị áp suất trong nòng súng bằng thực nghiệm thông qua biến dạng của nòng súng. Sử dụng phương pháp này giúp chúng ta có thể chế tạo các nòng súng thử nghiệm mỏng hơn (gần giống nòng súng chiến đấu) và tiết kiệm hơn, mặt khác theo nguyên lý biến dạng chúng ta không phải khoan các vị trí lắp cảm biến như khi chúng ta sử dụng các phương pháp thông thường vì vậy nòng thử nghiệm sẽ được tăng độ bền và dễ chế tạo hơn.

2. Khảo sát phương pháp đo áp suất theo chiều dài nòng hiện nay đang sử dụng (trích một số điểm trên nòng làm cảm biến đo áp)

Hiện nay để đo áp suất trong nòng súng pháo người ta thường sử dụng hai phương pháp đo chính: Phương pháp đo sử dụng các loại cảm biến Piezo và trụ đồng (Crusher) [1-2].

Hệ thống đo sử dụng trụ đồng (xác định áp suất lớn nhất xuất hiện khi bắn) được sử dụng trong quá trình đo đạc lấy số liệu đánh giá chất lượng của thuốc phóng, đạn và thường được sử dụng để xác định áp suất trong nòng các loại súng pháo cỡ lớn (cảm biến đo được đặt dưới đáy ống liều). Bản chất của phương pháp này là dựa trên nguyên lý biến dạng dẻo của chi tiết nhạy cảm (trụ đồng nguyên chất 99,97%), lượng biến dạng này tỉ lệ thuận với lực tác dụng. Khi đo, trụ đồng được đặt trong một dụng cụ gọi là crusher và được lắp vào lỗ đã khoan sẵn trên buồng đạn, khi bắn áp suất khí thuốc tác dụng lên piston của crusher và nén trụ đồng làm cho nó biến dạng dẻo và chùn lại. Quan hệ tỉ lệ giữa độ chùn và P_{max} đối với từng loại trụ đồng đã được thiết lập thành các bảng tính đổi (theo phương pháp lập bảng cho từng lô trụ đồng). Nhờ vậy trên cơ sở đo được độ chùn của trụ đồng có thể suy ra áp suất lớn nhất trong buồng đạn.

Hệ thống đo sử dụng các loại cảm biến Piezo có thể đo được toàn bộ đường cong áp suất khi bắn và thường được sử dụng trong quá trình đo đạc lấy thông số phục vụ nhiệm vụ nghiên cứu thiết kế, chế tạo và thường được sử dụng để xác định áp suất trong nòng các loại súng pháo cỡ nhỏ (cảm biến đo được bố trí dọc theo chiều dài nòng súng pháo). Bản chất của phương pháp này là dựa trên nguyên lý biến dạng đàn hồi của chi tiết nhạy cảm (thường sử dụng các lớp tinh thể thạch anh), biến dạng này được chuyển đổi thành tín hiệu điện, sau đó khuếch đại và đưa vào hệ thống xử lý tín hiệu. Khi đó, để tiến hành đo, người ta lắp đầu đo áp suất vào lỗ đã khoan sẵn trên buồng đạn, khi bắn áp suất trong buồng đạn sẽ tác động lên màng đàn hồi của đầu đo Piezo, xuất hiện một lượng điện tích ở đầu ra của đầu đo Piezo tỷ lệ với độ lớn của áp suất. Lượng điện tích này được đưa vào thiết bị thu thập dữ liệu. Thiết bị thu thập dữ liệu thực hiện chuyển đổi, xử lý tín hiệu cho ra kết quả đo là đường cong áp suất dạng đồ thị hiển thị trên màn hình.

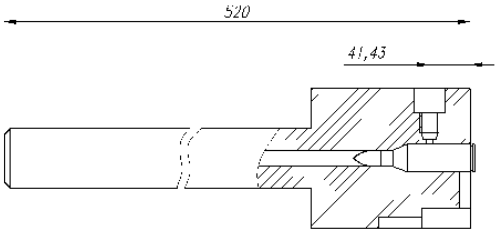


Hình 1. Sơ đồ nguyên lý đo áp suất bằng đầu đo Piezo

2.1 . Phương pháp xác định các vị trí cảm biến

2.1.1. Nòng súng thí nghiệm

Nòng súng được sử dụng trong thí nghiệm đo áp suất phải là các nòng súng chuyên dụng (nòng mẫu, nòng thử nghiệm), tại các vị trí cần đo có khoan sẵn các lỗ để lắp cảm biến. Tuyệt đối không được sử dụng các nòng súng thật gia công khoan lỗ làm nòng súng thí nghiệm. Nòng súng thí nghiệm được chế tạo có bề dày nòng và chiều dài lớn hơn so với các nòng súng thật để có thể lắp và cố định vững chắc các cảm biến đo và đảm bảo điều kiện đo của mỗi phát bắn giống nhau.



Hình 2. Nòng chuyên dùng đo áp suất trong catut đạn K56

2.1.2. Xác định vị trí lắp cảm biến

Như chúng ta đã biết, áp suất trong nòng súng sẽ thay đổi theo chiều dài của nòng, dựa vào giá trị áp suất trong nòng các nhà thiết kế sẽ lựa chọn vật liệu chế tạo nòng và các thông số kích thước hình học của nòng (bề dày, chiều dài)... Mỗi cảm biến chỉ đo được áp suất tại một vị trí của nòng súng. Vì vậy để xác định được áp suất khí thuốc theo chiều dài của nòng chúng ta bố trí cảm biến tại càng nhiều vị trí trên thành nòng càng tốt tuy nhiên chúng ta không thể khoan quá nhiều lỗ trên nòng súng thực nghiệm (giảm độ bền của nòng súng thí nghiệm, tăng chí phí thí nghiệm và cũng không đủ các cảm biến thí nghiệm). Trên thực tế để xác định được áp suất của khí thuốc theo chiều dài của nòng chúng ta chỉ cần xác định được áp suất tại một số vị trí tiêu biểu: Áp suất trong ống liều (ca tút), áp suất tại vị trí lớn nhất, áp suất tại lỗ trích khí (nếu có), áp suất đầu nòng. Từ các giá trị áp suất trên hiệu chỉnh bài toán lý thuyết chúng ta sẽ xác định được toàn bộ giá trị áp suất theo chiều dài nòng.



Hình 3. Nòng súng mẫu

2.2. Các hệ thống đo áp suất đang được sử dụng trong các phòng thí nhiệm

Hiện nay trong các phòng thí nghiệm của các trường đại học và các trung tâm nghiên cứu, thử nghiệm các hệ thống đo áp suất trong nòng súng (giá, bệ, hệ thống điểm hỏa, hệ thống đo...) không có nhiều và chủ yếu là các hệ thống nhập ngoại của các hãng có uy tín khác nhau như AVL, Kisler.. Thông thường tại mỗi cơ sở nghiên cứu, thử nghiệm chỉ có một hệ thống. Sự khác nhau của chúng chủ yếu chúng là ở chỗ số lượng các nòng súng thử nghiệm, hệ thống đo đi kèm: sử dụng các loại cảm biến của các hãng khác nhau (AVL, PCB, Kisler...) hay các hệ thống hiển thị khác nhau được nhập (DEWE, KMT...) hay tự chế tạo.

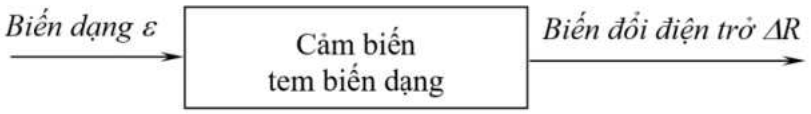
3. Giải pháp đo áp suất theo chiều dài nòng không cần tác động khoan trực tiếp trên các nòng súng thử nghiệm

Ngoài ra hiện nay tại một số cơ sở nghiên cứu tại Việt Nam đã nghiên cứu, chế tạo một số hệ thống đo áp suất sử dụng nguyên lý áp trở (sử dụng các tem biến dạng dùng để đo áp suất trong buồng đốt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn). Việc nghiên cứu đưa ra giải pháp đo áp suất trong nòng súng bằng tem biến dạng giúp chúng ta xác định được các giá trị áp suất trong nòng súng bằng thực nghiệm. Đồng thời từ đó rút ra được các phương pháp nhằm làm giảm sai số

phép đo. Điều này có ý nghĩa hết sức quan trọng trong việc nâng cao độ chính xác trong quá trình thiết kế, chế tạo vũ khí.

3.1. Nguyên lý làm việc của tem biến dạng [1]

Tem biến dạng là một loại phần tử nhạy cảm hoạt động theo nguyên lý chuyển đổi biến dạng thành biến đổi điện trở như sơ đồ khối trên *hình 4* đã chỉ rõ. Đại lượng vào là các ứng suất cơ học làm biến dạng phần tử mang tem và do đó làm biến dạng tem, đại lượng ra là gia số điện trở tem do biến dạng tạo nên. Như vậy, về thực chất phần tử chuyển đổi tem biến dạng chính là một loại chuyển đổi điện trở. Tem có thể được dán trực tiếp lên vùng biến dạng cần đo, cũng có thể dán lên những phần tử biến dạng đàn hồi được thiết kế gia công sẵn.



Hình 4. Sơ đồ khối của phần tử chuyển đổi tem biến dạng

Để xác định điện trở của một dây dẫn, thường dùng biểu thức:

$$R = \rho \frac{l}{A} \qquad (1)$$

Trong đó: l và A độ dài và thiết diện ban đầu (gốc) của nhánh tem;

ρ là điện trở suất của vật liệu làm tem.

Biến đổi tương đối của điện trở:

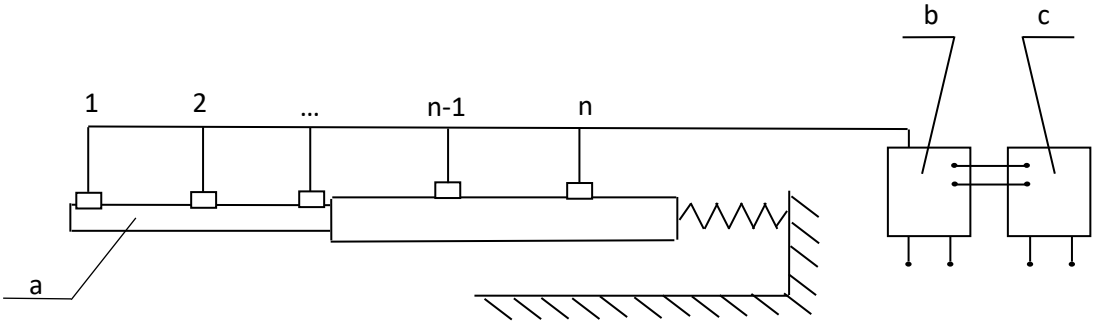
$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dl}{l} - \frac{dA}{A} \qquad (2)$$

3.2. Phương pháp xác định áp suất khí thuốc khi bắn thông qua biến dạng nòng

Khi bắn nòng chịu tác dụng đồng thời của cả áp suất và nhiệt độ khí thuốc gây ra biến dạng thành nòng [3-4]. Các tác động này biến thiên rất phức tạp với các chu kỳ bắn khác nhau.

Với chu kỳ bắn phát một biến dạng của nòng chủ yếu là do áp suất khí thuốc gây ra là chính bởi thời gian đạn chuyển động trong lòng nòng rất ngắn (một vài ms) nên lượng nhiệt khí thuốc truyền vào thành nòng không đáng kể nên hầu như không gây ra biến dạng cho thành nòng. Vì vậy, để phù hợp nội dung nghiên cứu là đưa ra giải pháp đo áp suất trong nòng súng thông qua tham số biến dạng và giả thiết bỏ qua ảnh hưởng của nhiệt độ khí thuốc làm biến dạng thành nòng.

Mô hình xác định biến dạng nòng súng được trình bày như hình:



Hình 5. Mô hình đo biến dạng nòng súng bằng tem biến dạng
a- Nòng súng mẫu ; b- Thiết bị thu thập dữ liệu; c- Thiết bị xử lý, lưu trữ;
1, 2, ..., n-1, n: Cảm biến tem biến dạng.

Như vậy, mô hình của giải pháp đo áp suất trong nòng súng bằng tem biến dạng cơ bản được tiến hành theo các bước:

Bước 1: Thông qua mô hình đo biến dạng nòng súng, sử dụng hệ thống đo cảm biến tem biến dạng ta sẽ xác định được biến dạng tiếp tuyến ($\varepsilon_{\pi\tau}$) của nòng súng tại vị trí cần đo.

Bước 2: Trên cơ sở lý thuyết mối quan hệ giữa áp suất và biến dạng ta dễ dàng xác định được áp suất trong nòng súng (p_1) tại điểm cần khảo sát.

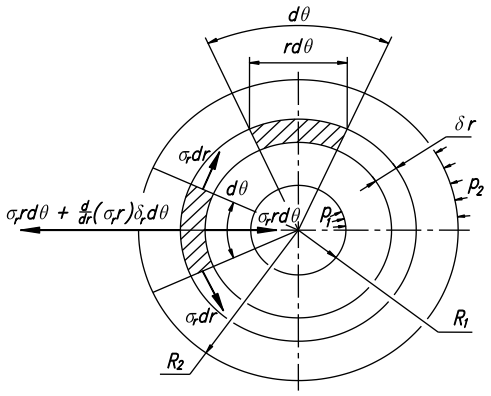
3.2.1. Cơ sở lý thuyết ứng dụng về mối quan hệ giữa áp suất và biến dạng trong nòng

Ứng suất và biến dạng thành nòng do áp lực khí thuốc

Việc tính toán này được dựa trên cơ sở lý thuyết sức bền của ống dày bài toán Lamê, bài toán này đã được Hadolin A.B áp dụng cho việc tính toán nòng súng pháo.

Bài toán Lamê - Hadolin được giải thông qua các giả thiết sau:

- Vật liệu làm nòng coi như đồng nhất và đẳng hướng;
- Áp suất khí thuốc tác dụng lên thành nòng là tĩnh, phân bố đều suốt chiều dài và đối xứng qua trục nòng;
- Nòng trước và sau biến dạng vẫn giữ nguyên hình dạng, tiết diện bất kỳ là phẳng sau biến dạng vẫn là phẳng;
- Mọi phân tố của nòng luôn ở trạng thái cân bằng;
- Sự phụ thuộc $\sigma'(\varepsilon)$ là tuyến tính.



Hình 6. Sơ đồ trạng thái ứng suất của nòng khi bắn

Từ công thức tính ứng suất theo phương tiếp tuyến [5]:

$$E\varepsilon_{\pi\tau} = (1-\mu)\frac{p_1\left[1-\frac{1+\mu}{1-\mu}a_{2r}^2\right]-p_2\left[a_{21}^2-\frac{1+\mu}{1-\mu}a_{2r}^2\right]}{1-a_{21}^2} \quad (3)$$

Giải thích các ký hiệu trong phương trình (3) được trình bày chi tiết trong tài liệu [5].

Ta rút ra được công thức tính áp suất trong lòng nòng như sau:

$$p_1 = \frac{\frac{E\varepsilon_{\pi\tau}.\left(1-a_{21}^2\right)}{(1-\mu)}+p_2\left[a_{21}^2-\frac{1+\mu}{1-\mu}a_{2r}^2\right]}{\left[1-\frac{1+\mu}{1-\mu}a_{2r}^2\right]} \quad (4)$$

Như vậy, thông qua việc đo đạc thực nghiệm biến dạng của thành nòng và mối quan hệ của áp suất và biến dạng ta có thể xác định được áp suất lòng nòng tại tất cả các vị trí theo chiều dài nòng súng cần khảo sát.

3.2.2. Sơ bộ thiết kế nòng súng thử nghiệm đo áp suất theo nguyên lý biến dạng

Như đã trình bày bên trên, ta có thể xác định được áp suất khí thuốc tại vị trí bất kỳ nào trên nòng (áp suất max hay áp suất theo thời gian) nếu chúng ta biết được biến dạng của nòng tại vị trí đó. Nhiệm vụ đặt ra là phải chế tạo các nòng súng có dán tem biến dạng để có thể xác định chính xác biến dạng của nòng súng dưới tải trọng phát bắn, từ đo có thể xác định được áp xuất xuất hiện trong nòng tại vị trí được dán tem (p(t)).

Các công đoạn tiến hành để thiết kế chế tạo một nòng súng chuyên dụng đo áp suất theo nguyên lý biến dạng như sau:

Công đoạn 1: Thiết kế, chế tạo nòng theo yêu cầu và theo từng loại đạn, đối với từng loại súng, đạn, phải căn cứ vào kết quả tính toán lý thuyết sơ bộ và điều kiện thực tế có thể lựa chọn vật liệu và chế tạo nòng đáp ứng các yêu cầu đặt ra, thường có thể căn cứ theo một số chỉ tiêu sau:

- Loại đạn sẽ sử dụng;
- Sơ tốc, vận tốc đạn;
- Số phát bắn;

……..

Dựa vào các chỉ tiêu đã được xác định chế tạo nòng thử nghiêm.

Chú ý: Các nòng được chế tạo nên có thêm một vị trí để lắp các cảm biến Piezo đo áp suất có độ chính xác cao và được dùng trong khí hiệu chuẩn, xác định độ nhạy.

Công đoạn 2: Dán các tem biến dạng lên thành nòng tại các vị trí quan tâm đã được xác định trước:

- Các tem được dán lên thành nòng phải đảm bảo trục của tem trùng khít với biến dạng được xác định.
- Thường tại mỗi vị trí chúng ta sẽ dán 4 tem theo mạch cầu (2 tem đo và 2 tem bù nhiệt)
- Tất cả các vị trí quan tâm đều sẽ được dán tem. Các tem dán phải tuân thủ đúng quy trình và phải tiếp bám trung thành với bề mặt nòng, phải chuyển đổi chính xác biến dạng của nòng thành biến dạng của tem (tại cùng mặt cắt vị trí khoan lỗ lắp cảm biến Piezo bắt buộc phải dán tem để so sánh, hiệu chuẩn).
- Có thể dán tem tại nhiều vị trí trên thành nòng (thông qua biến dạng lớn nhất và thời điểm đạt biến dạng lớn nhất tại các vị trí khác nhau ta có thể xác định được vận tốc thực tế đạn chuyển động trong nòng).

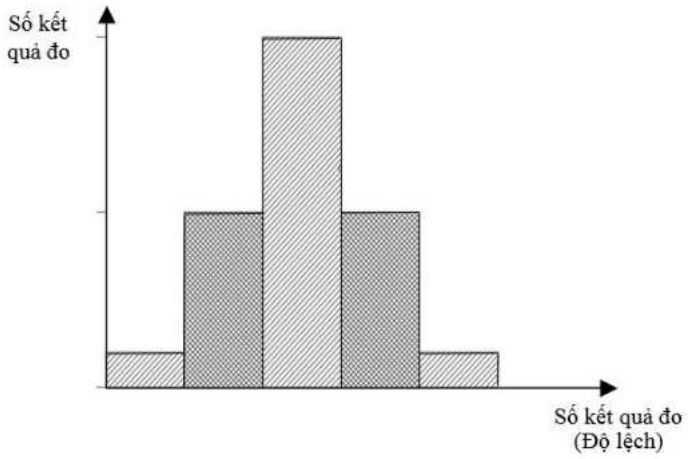
Công đoạn 3: Căn chuẩn, xác định hệ số chuyển đổi (độ nhạy) của các tổ hợp tem được dán trên thành nòng:

Bản chất của việc dán tem biến dạng lên nòng súng để xác định áp suất xuất hiện trong nòng khi bắn là ta đã và đang chế tạo một cảm biến đo áp suất cao trên nguyên lý tem biến dạng và nòng súng thử nghiệm lúc này là phần tử nhạy cảm (chuyển đổi áp suất khí thuốc thành biến dạng của phần tử nhạy cảm (nòng súng thử nghiệm). Vì vậy sau khi dán tem chúng ta cần thực hiện đầy đủ các bước như đang chế tạo một cảm biến:

- Bước 1, Chuẩn tĩnh, xác định độ nhạy của các tổ hợp tem được dán trên nòng:

+ Đưa nòng súng thử nghệm đã được dán tem vào hệ thống tạo áp suất cao và bị kín một đầu để khi gia áp không xuất hiện dò khí làm tụt giảm áp suất.

+ Thiết lập áp suất cao (chuẩn) tác động vào phía trong nòng súng, áp suất lớn nhất tạo ra và đặt tải lên mặt trong của nòng cần có giá trị gần bằng hoặc lớn hơn giá trị áp suất thực tế của khí thuốc khi bắn để đảm bảo giá trị chuyển đổi có tính chính xác và tuyến tính. Chú ý phải tiến hành đồng thời quá trình chất tải và rút tải, phải tiến hành nhiều lần và kết quả tại từng điểm áp suất sẽ được lấy theo giá trị trung bình.



Hình 7. Biểu đồ kết quả đo và độ lệch

+ Ghi nhận kết quả xuất hiện trên hệ thống đo áp suất khí thuốc trong nòng (kết nối với các tổ hợp tem được dán trên thành nòng), so sánh kết quả nhận được với các tải áp chuẩn được được đặt lên nòng, từ đó có thể tính toán độ nhạy của từng tổ hợp tem được dán trên thành nòng.

- Bước 2, Xác định sai số khi tải tác động lên thành nòng là áp suất khí thuốc khi bắn:

Do các bước xác định độ nhạy của nòng thử nghiệm là chuẩn tĩnh, khi bắn áp xuất khí thuốc tác động lên thành nòng có thời gia rất ngắn (một vài ms) và thời điểm đạt áp suất lớn nhất cực ngắn vì vậy để xác định được chính xác giá trị độ nhạy của tổ hợp nòng – tem tốt nhất phải chuẩn động. Tuy nhiên, điều kiện hiện nay của chúng ta chưa có các thiết bị chuẩn động kiểu này lên nhóm đề tài sử dụng phương pháp đo đối chứng: Bắn thực tế một số lượng nhỏ đạn trên nòng vừa chế tạo, tại vị trí khoan lỗ lắp cảm biến Piezo có độ chính xác cao. Kết quả nhận được từ hệ thống đo sử dụng cảm biến Piezo phải được so sánh với kết quả nhận được cùng mặt cắt vị trí đó theo nguyên lý tem biến dạng. Từ các kết quả đó chúng ta có thể xác định được sai số của hệ thống chúng ta chế tạo khi chịu tải động áp suất cao và chúng ta có thể tính toán, hiệu chính tất cả các vị trí được dán tem còn lại theo sai số của vị trí đo đối chứng.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã khảo sát phương pháp đo áp suất theo chiều dài nòng hiện nay đang được sử dụng (trích một số điểm trên nòng là vị trí lắp cảm biến đo áp) và đưa ra một giải pháp đo áp suất theo chiều dài nòng không cần tác động khoan trực tiếp trên các nòng súng thử nghiêm – sử dụng nguyên lý xác định áp suất của nòng súng thông qua biến dạng của nòng tại các vị trí khác nhau. Việc nghiên cứu đưa ra giải pháp đo áp suất trong nòng súng bằng tem biến dạng giúp chúng ta xác định được các giá trị áp suất trong nòng súng bằng thực nghiệm. Đồng thời từ đó rút ra được các phương pháp nhằm làm giảm sai số phép đo. Điều này có ý nghĩa hết sức quan trọng trong việc nâng cao độ chính xác trong quá trình thiết kế, chế tạo vũ khí. Do không đủ điều kiện để chế để thiết kế một nòng mẫu theo phương pháp trên. Trong tương lai khi có đủ điều kiện, tôi sẽ thiết kế một nòng súng thử nghiệm cụ thể theo nguyên lý theo nguyên lý biến dạng để đo áp suất trong nòng súng.

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Thái Dũng, Nguyễn Lạc Hồng, Bùi Trọng Tuấn (2014), *Giáo trình Đo lường thử nghiệm vũ khí,* NXB Quân đội nhân dân, Hà Nội.

[2] Nguyễn Lạc Hồng (2000), *Đo lường và thử nghiệm vũ khí*, NXB Quân đội nhân dân, Hà Nội

[3] Võ Ngọc Anh (1995), *Động lực học vũ khí tự động*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.

[4] Phạm Huy Chương (2002), *Động lực học vũ khí tự động*, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[5] Đỗ Mạnh Đức (2023), *Nghiên cứu bài toán ứng suất và biến dạng của nòng pháo AK-230 khi bắn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Develop a method for experimentally determining the pressure along the barrel length

Abstract: The propellant gas pressure is typically determined based on the interior ballistics problem. *However, using a model to calculate the pressure inside the barrel through the interior ballistics equations, along with various assumptions and experimental parameters, usually provides an approximate result. The evaluation of the mathematical model and the theoretical results are verified through experimentation. Experimental measurement of propellant gas pressure during firing in small-caliber gun barrels is typically performed using Piezoelectric (piezo) measurement systems, which usually measure pressure at specific critical points along the barrel. The paper investigates the current methods of measuring pressure along the barrel length, which involve sampling specific points on the barrel for sensor placement, and proposes a solution for measuring barrel pressure along its length without the need for direct drilling on the test barrels—by utilizing the principle of determining pressure through the deformation of the barrel at various positions.*

Keywords: deformation stamp; pressure measurement method; propellant gas pressure; piezoelectric principle.

Tối ưu hóa thiết kế đạn bắn dưới nước theo hàm mục tiêu sơ tốc đầu đạn bằng phương pháp đáp ứng bề mặt

Nguyễn Văn Kiên[1], Nguyễn Văn Hưng[2]
[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự
[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự
*nguyenvankientphcm@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo này nghiên cứu quá trình thiết kế và thử nghiệm đạn bắn dưới nước 5,56x45mm, một loại đạn mới được phát triển trong nước. Do tính phức tạp của quá trình thiết kế, việc khảo sát nhiều thông số ảnh hưởng đến tính năng chiến – kỹ thuật của đạn là rất quan trọng. Đặc biệt, khối lượng thực nghiệm trong quá trình thiết kế rất lớn. Bài báo sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng (Response Surface Methodology - RSM) để tối ưu hóa ba thông số chính trong thiết kế: khối lượng đầu đạn, khối lượng thuốc phóng và lực rút đầu đạn. Mục tiêu tối ưu hóa là đạt được sơ tốc đầu đạn theo yêu cầu kỹ thuật nghiệm thu. Kết quả nghiên cứu cho thấy phương pháp bề mặt đáp ứng là công cụ hiệu quả giúp cải thiện các thông số thiết kế và đảm bảo đạn đạt được hiệu suất kỹ thuật mong muốn khi sử dụng trên súng bắn hai môi trường.

***Từ khóa**: đạn bắn dưới nước; quy hoạch thực nghiệm; bề mặt đáp ứng; sơ tốc đầu đạn.*

1. Đặt vấn đề

Đạn bắn dưới nước đã được nghiên cứu và quan tâm từ lâu ở các quốc gia có nền công nghiệp quốc phòng phát triển. Tại Việt Nam, công tác nghiên cứu và thiết kế đạn bắn dưới nước bắt đầu từ năm 2005. Đặc biệt, loại đạn 5,56x45mm sử dụng trên súng bắn hai môi trường là đạn chuyên dụng đang được nghiên cứu, thiết kế và chế thử trong nước. Các nghiên cứu khoa học hiện tại chủ yếu tập trung vào việc xây dựng các mô hình toán học để giải quyết bài toán thuật phóng và vấn đề ổn định của đạn khi ra khỏi nòng súng, cũng như chuyển động của đạn trong môi trường nước theo nguyên lý "siêu khoang". Tuy nhiên, việc chỉ sử dụng mô hình toán học để khảo sát ảnh hưởng của các thông số đầu vào nhằm xác định bộ thông số tối ưu cho thiết kế đạn bắn dưới nước sẽ không mang lại hiệu quả cao, vì thiếu tính định hướng và giá trị cụ thể cho các tham số thiết kế. Hơn nữa, trong quá trình nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số thiết kế đối với tính năng thuật phóng của đạn, các tác giả thường chỉ thay đổi một thông số trong khi giữ cố định các thông số khác. Điều này không phản ánh đầy đủ thực tế quá trình bắn và yêu cầu thiết kế đạn. Để khắc phục những hạn chế này, lý thuyết quy hoạch thực nghiệm đã trở thành một lựa chọn phổ biến trong nhiều nghiên cứu khoa học. Lý thuyết này được ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực như hóa học, sinh học, môi trường, cơ khí, sản xuất, y học và nhiều ngành khác. Tuy nhiên, số lượng các nghiên cứu áp dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong lĩnh vực vũ khí còn hạn chế, chủ yếu do liên quan đến tài liệu mật, khiến việc công bố và tiếp cận thông tin gặp khó khăn.

Bài báo này sẽ trình bày việc áp dụng phương pháp bề mặt đáp ứng (Response Surface Methodology - RSM) để tối ưu hóa ba thông số thiết kế quan trọng: khối lượng đầu đạn, khối lượng thuốc phóng và lực rút đầu đạn, với mục tiêu đạt được sơ tốc đầu đạn theo yêu cầu kỹ thuật nghiệm thu. Đối tượng nghiên cứu là đạn bắn dưới nước cỡ 5,56x45mm sử dụng trên súng bắn hai môi trường.

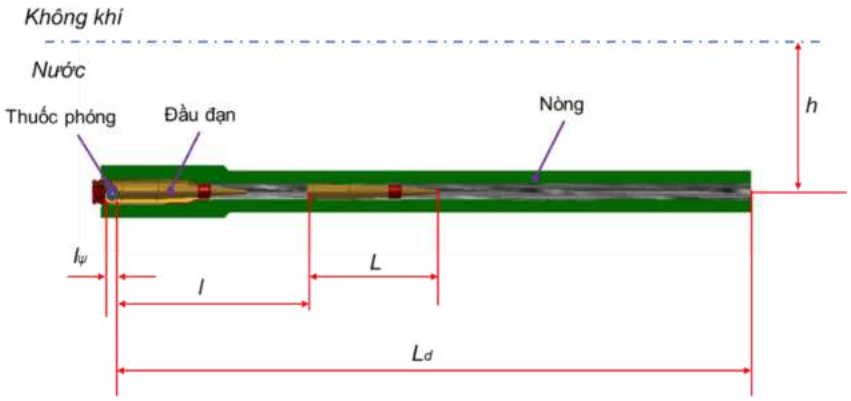
2. Mô hình tính toán thuật phóng trong của đạn và thiết kế thực nghiệm tối ưu

2.1. Mô hình tính toán thuật phóng trong của đạn

Tính thuật phóng trong của hệ súng-đạn bắn dưới nước có những điểm khác biệt so với hệ súng-đạn bắn trong không khí thông thường. Ảnh hưởng của nước tới chuyển động của

đạn là rất lớn, bao gồm: áp lực thủy tĩnh, áp lực thủy động và lực cản ma sát giữa lượng nước trong nòng với thành lòng nòng. Đồng thời quá trình biến đổi nhiệt lượng sinh ra của thuốc phóng thành công của hiện tượng bắn của đạn khi bắn dưới nước, ngoài công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến, năng lượng khí thuốc còn thực hiện công để đẩy cột nước ra khỏi nòng súng, công để thắng lực cản ma sát, áp lực thủy động, áp lực thủy tĩnh ở những độ sâu bắn khác nhau.

Sơ đồ mô hình nguyên lý thuật phóng trong cho hệ súng-đạn bắn dưới nước như Hình 1.



Hình 1. Mô hình nguyên lý thuật phóng trong hệ súng – đạn bắn dưới nước

Trong sơ đồ này, l_ψ - Chiều dài quy đổi thể tích tự do của buồng đốt; l - Quãng đường chuyển động của đạn tại thời điểm xét; L - Chiều dài quy đổi của đầu đạn; L_d - Quãng đường chuyển động của đạn trong nòng; h - Độ sâu của phát bắn.

- Các phương trình mô tả quy luật cháy và tạo khí của thuốc phóng [1].

$$\frac{dz}{dt}=\frac{p}{I_K} \tag{1}$$

$$\frac{d\psi}{dt}=\frac{\chi\sigma}{I_K}p \tag{2}$$

Trong đó:

$\psi=\chi z(1+\lambda z+\mu z^2)$; $\sigma=1+2\lambda z+3\mu z^2$

p, z, ψ, σ - Lần lượt là áp suất thuật phóng của khí thuốc, bề dày cháy tương đối, lượng thuốc phóng cháy tương đối và diện tích bề mặt cháy tương đối của phân tố thuốc phóng.

χ, λ, μ - Các đặc trưng hình dạng của phân tố thuốc phóng.

I_k - Xung lượng áp suất khí thuốc trong thời gian thuốc cháy.

- Các phương trình chuyển động của đầu đạn

$$\frac{dv}{dt}=\frac{Sp_{dd}+k_1\frac{\rho v^2 S}{2}-k_1 S(p_{kk}+\rho gh)}{m+k_1\rho S(L_d-L-l)} - \frac{k_1\frac{\lambda^* \rho v^2 \pi d(L_d-L-l)}{2}+k_2 F_{blk}}{m+k_1\rho S(L_d-L-l)} \tag{3}$$

$$\frac{dl}{dt}=v \tag{4}$$

Trong đó: k_1,k_2 - là hệ số điều khiển tương ứng trong từng giai đoạn, giai đoạn

chuyển động liên kết: $k_1=1$, $k_2=0$; giai đoạn chuyển động bán liên kết: $k_1=0$, $k_2=1$.

λ^* - là hệ số lực cản ma sát sinh ra bởi quá trình chảy tầng và chảy rối của cột nước với thành nòng [2]; theo đó, trong giai đoạn đầu của chuyển động tốc độ của cột nước nhỏ, hệ số reynolds $re=\frac{vd}{\upsilon}<2320$, coi chuyển động của cột nước trong nòng là dòng chảy tầng nên lấy $\lambda^*=\frac{64}{Re}$; ở giai đoạn sau chuyển động cột nước trong nòng là dòng chảy rối, giá trị λ* được lấy theo công thức thực nghiệm Blasius [3] $\lambda^*=\frac{0,316}{Re^{0,25}}$;

p_{dd}, p_{kk} - lần lượt là áp suất khí thuốc tại đáy đạn và áp suất không khí tại bề mặt thoáng.

d, S, ρ - lần lượt là đường kính trong của nòng, diện tích tiết diện của nòng và khối lượng riêng của nước.

- Phương trình cơ bản thuật phóng trong của hiện tượng bắn:

$$p=\frac{\theta}{S(l_\psi+l)}\left[\begin{array}{l}\frac{f\omega\psi}{\theta}-\frac{mv^2}{2}-k_1\frac{\rho v^2S(L_d-L-l)}{2}-k_1\int_0^l\frac{\rho v^2S}{2}dl\\ -k_1\int_0^l\frac{\lambda^*\rho v^2\pi d(L_d-L-l)}{2}dl-\frac{\omega v^2}{6}-k_1Sl(p_{kk}+\rho gh)-k_2F_{blk}\int_0^L dx\end{array}\right] \quad (5)$$

Kết hợp các biểu thức (1), (2), (3), (4) và (5), ta được hệ phương trình thuật phóng trong mô tả hiện tượng bắn của hệ súng - đạn bắn dưới nước có kể đến tổn thất nhiệt (χ_t):

$$\left\{\begin{array}{l}\frac{dz}{dt}=\frac{p}{I_K}\\ \frac{d\psi}{dt}=\frac{\chi\sigma}{I_K}p\\ \frac{dv}{dt}=\frac{Sp/(1+\frac{\omega}{3\varphi_1\bar{q}})}{\varphi_1\bar{m}}\\ \frac{dl}{dt}=v\\ p=\frac{\theta}{S(l_\psi+l)}\left[\begin{array}{l}\frac{(1-\chi_t)f\omega\psi}{\theta}-\frac{mv^2}{2}-k_1\frac{\rho v^2S(L_d-L-l)}{2}-k_1\int_0^l\frac{\rho v^2S}{2}dl\\ -k_1\int_0^l\frac{\lambda^*\rho v^2\pi d(L_d-L-l)}{2}dl-\frac{\omega v^2}{6}-k_1Sl(p_{kk}+\rho gh)-k_2F_{blk}\int_0^L dx\end{array}\right]\end{array}\right. \quad (6)$$

Các mối liên hệ bổ sung: $\chi\sigma=\sqrt{\chi^2-4(\chi-1)\psi}$; $\bar{m}=m+k_1\rho S(L_d-L-l)$;

$$\varphi_1=\frac{Sp_{dd}}{Sp_{dd}-k_1\frac{\rho v^2S}{2}+k_1S(p_{kk}+\rho gh)+k_1\frac{\lambda^*\rho v^2\pi d(L_d-L-l)}{2}+k_2F_{blk}};\ p=p_{dd}(1+\frac{\omega}{3\varphi_1 q})$$

Điều kiện đầu để giải hệ phương trình vi phân (6) là:

t=0; z=z_0; ψ=$ψ_0$; p=p_0;v=0;l=0.

Do điều kiện thí nghiệm đặc thù trong thiết kế đạn dược, đặc biệt là đạn bắn trong môi trường nước nên không thể tiến hành thực nghiệm ở các phương án khác nhau. Chính vì vậy, bài báo sẽ sử dụng kết quả tính được của hệ các phương trình trên để làm thông số đầu vào của bài toán tối ưu trong quy hoạch thực nghiệm.

2.2. Thiết kế thực nghiệm tối ưu

Việc thiết kế đạn bắn dưới nước yêu cầu phải kiểm soát ảnh hưởng của rất nhiều yếu tố khác nhau. Trong số đó, có ba yếu tố ảnh hưởng lớn nhất đến sơ tốc đầu đạn bao gồm: khối lượng đầu đạn, khối lượng thuốc phóng và lực rút đầu đạn. Bài báo giải quyết bài toán tối ưu bằng quy hoạch thực nghiệm. Sử dụng phương pháp bề mặt đáp ứng với 03 yếu tố đầu vào và 01 hàm mục tiêu đầu ra là sơ tốc đầu đạn. Việc lựa chọn khoảng giá trị biến động của các yếu tố đầu vào căn cứ vào các loại vật liệu chế tạo đầu đạn hiện có trong nước, khoảng không gian có thể nhồi thuốc phóng trong vỏ liều và kết quả thực nghiệm sơ bộ ban đầu. Ký hiệu của 03 tham số đầu vào và khoảng giá trị của từng tham số được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Ký hiệu và khoảng giá trị các tham số đầu vào

Tên tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Khoảng giá trị
Khối lượng đầu đạn	A	g	12,15 - 14,85
Khối lượng thuốc phóng	B	g	0,5 - 0,7
Lực rút đầu đạn	C	N	20 - 30

Trong thực nghiệm tối ưu thuộc lý thuyết quy hoạch thực nghiệm, phương pháp bề mặt đáp ứng là một công cụ hữu hiệu và được sử dụng rộng rãi. Phương pháp này bao gồm hai phương pháp chính: phương pháp Box-Wilson và phương pháp Box-Behnken [4], mỗi phương pháp đều có những ưu và nhược điểm riêng. Qua phân tích các mô hình có thể thấy, đối với bài toán tối ưu thiết kế đạn bắn dưới nước thì sử dụng mô hình FCCD là phù hợp (Hình 2). Quyết định lựa chọn này được phân tích dựa trên các cơ sở sau.

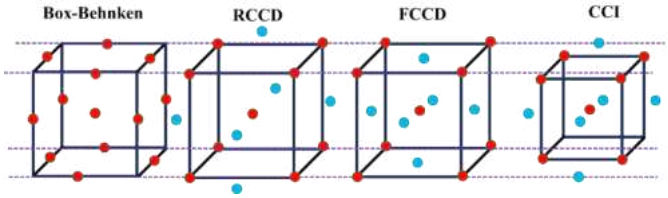
- Mô hình Box-Behnken, được hai tác giả Box và Behnken đề xuất vào năm 1960 với mục đích thiết kế các thí nghiệm 3 mức nhằm xây dựng bề mặt đáp ứng. Nó được sử dụng với từ 3 đến 10 yếu tố. Mặc dù số lần bắn thực nghiệm giảm xuống; Tuy nhiên, các điểm thí nghiệm lại không nằm ở các góc, tức là không kiểm soát tại vị trí mà khối lượng đầu đạn, khối lượng thuốc phóng và lực rút đầu đạn là nhỏ nhất/lớn nhất. Như vậy sẽ không sát với thực tế khi thiết kế đạn bắn dưới nước.

- Mô hình RCCD thì vừa đảm bảo được thí nghiệm tại tâm, vừa đảm bảo được thí nghiệm ở góc, đồng thời có thể thử nghiệm ở vùng biên mở rộng. Tuy nhiên, đối với thông số khối lượng thuốc phóng, khối lượng đầu đạn thì khi chế tạo mẫu thực nghiệm sẽ khó đối với trường hợp này do nó vượt quá giới hạn thực tế của khối lượng đầu đạn và lượng thuốc phóng có thể nhồi vào vỏ đạn khi lắp đầu đạn.

- Tương tự như mô hình RCCD, mô hình CCI, chúng ta phải thiết kế khối lượng thuốc phóng nhỏ đi, sẽ không đủ để tạo sơ tốc đầu đạn cần thiết, nên không phù hợp trong thực tế thiết kế đạn bắn dưới nước;

- Còn đối với mô hình FCCD, vừa thực nghiệm được ở giá trị mức “0“, mức -1

(nhỏ nhất), mức +1 (lớn nhất), đồng thời việc chế tạo các phương án thử nghiệm của 03 thông số đầu vào là khả thi, phù hợp với thực tế thiết kế đạn bắn dưới nước. Bên cạnh đó, bản chất của mô hình FCCD cũng chính là RCCD trong trường hợp khoảng cách xoay α = 1.

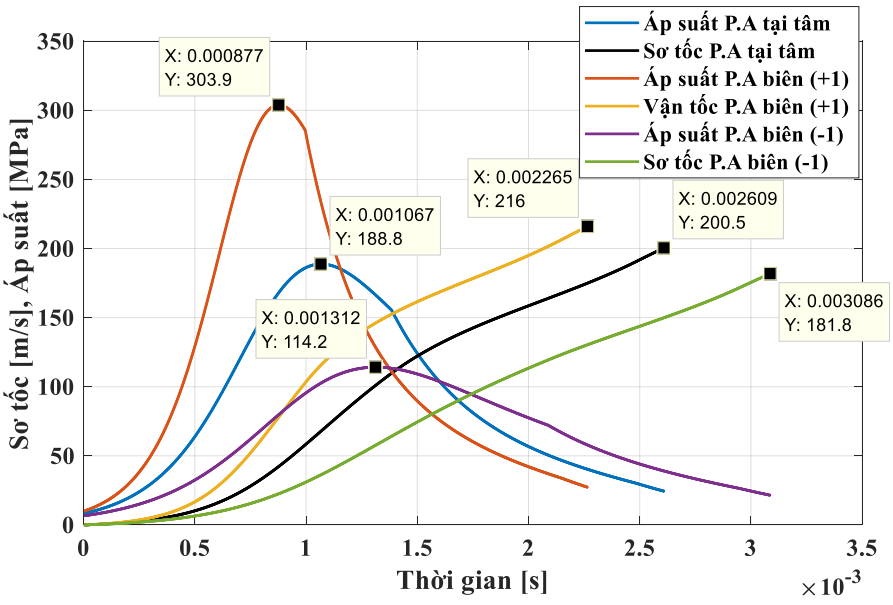


Hình 2. Phân bố thí nghiệm của các phương pháp đáp ứng bề mặt đối với ba yếu tố

Dựa vào mô hình FCCD ta xây dựng được bảng giá trị các tham số đầu vào như Bảng 2 và trình tự tiến hành thực nghiệm như Bảng 3. Sau khi có được trình tự tiến hành thực nghiệm, thay các thông số vào hệ phương trình đã xây dựng ở trên ta sẽ thu nhận được các kết quả vận tốc áp suất lớn nhất trong lòng nòng và sơ tốc đầu đạn (Hình 3, Bảng 3).

Bảng 2. Bảng giá trị các tham số đầu vào

Tên các tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị mã hóa			Giá trị thực tế		
			Lớn nhất	Trung bình	Nhỏ nhất	Lớn nhất	Trung bình	Nhỏ nhất
Khối lượng đầu đạn	A	g	+1	0	-1	14,85	13,5	12,15
Khối lượng thuốc phóng	B	g	+1	0	-1	0,7	0,6	0,5
Lực rút đầu đạn	C	N	+1	0	-1	30	25	20



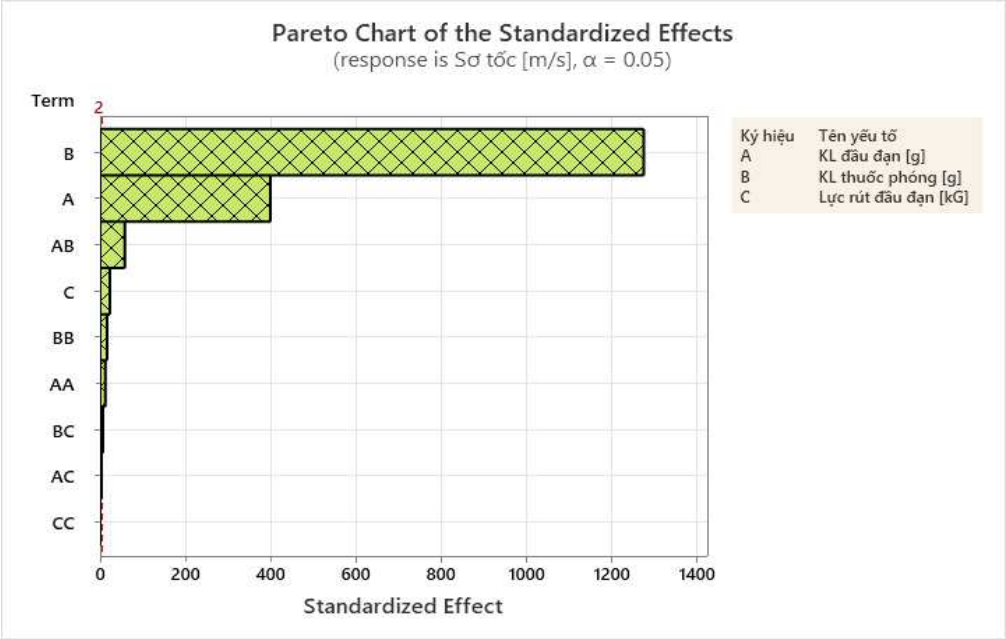
Hình 3. Kết quả giải bài toán thuật phóng trong đối với các phương án tại tâm, phương án biên giá trị thấp nhất (-1), phương án biên giá trị lớn nhất (+1)

Bảng 3. Trình tự tiến hành thực nghiệm và kết quả

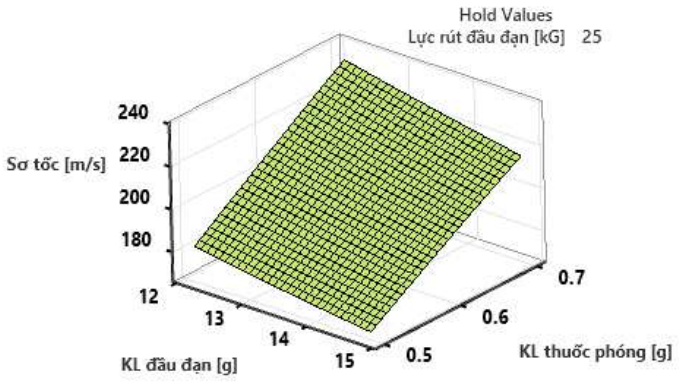
Phương án thử nghiệm	Khối lượng đầu đạn [g]	Khối lượng thuốc phóng [g]	Lực rút đầu đạn [kG]	Sơ tốc [m/s]	Áp suất Max [MPa]
1	13,5	0,6	25	200,5	188,8
2	12,15	0,5	30	183,1	118,8
3	13,5	0,6	25	200,5	188,8
4	13,5	0,7	25	224	283,3
5	13,5	0,5	25	175,8	123,4
6	13,5	0,6	30	200,9	191,4
7	12,15	0,7	30	233,7	268,9
8	14,85	0,6	25	193,3	199,7
9	13,5	0,6	20	200,1	186,1
10	14,85	0,5	30	170,3	132,5
11	13,5	0,6	25	200,5	188,8
12	12,15	0,5	20	181,8	114,1
13	14,85	0,7	30	216	303,8
14	14,85	0,7	20	215,5	297,5
15	12,15	0,6	25	208,6	177,8
16	13,5	0,6	25	200,5	188,8
17	12,15	0,7	20	233	262,8
18	13,5	0,6	25	200,5	188,8
19	13,5	0,6	25	200,5	188,8
20	14,85	0,5	20	169,3	127,8

3. Kết quả và thảo luận

Dựa trên kết quả thu được từ Bảng 3, với sự hỗ trợ của phần mềm MINITAB, ta tiến hành phân tích tối ưu đối với hàm mục tiêu là sơ tốc đầu đạn. Với mức ý nghĩa $\alpha = 95\%$, ta thu được đồ thị Pareto của ba yếu tố ảnh hưởng như Hình 4, đồ thị bề mặt đáp ứng như Hình 5 và các số liệu phân tích thống kê được trình bày trong Bảng 4.



Hình 4. Đồ thị Pareto của 03 yếu tố ảnh hưởng đến sơ tốc đầu đạn



Hình 5. Đồ thị bề mặt đáp ứng của hàm mục tiêu sơ tốc

Từ đồ thị, có thể nhận thấy rằng khối lượng thuốc phóng là yếu tố có ảnh hưởng lớn nhất đến hàm mục tiêu sơ tốc đầu đạn, tiếp theo là khối lượng đầu đạn. Trong khi đó, lực rút vỏ đạn có ảnh hưởng ít hơn so với hai yếu tố trên.

Bảng 4. Bảng phân tích thống kê với hàm mục tiêu sơ tốc đầu đạn

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value
Constant	200.502	0.021	9711.38	0.000
A [g]	-7.58	0.019	-399.12	0.000
B [g]	24.19	0.019	1273.72	0.000
C [kG]	0.43	0.019	22.64	0.000
A.A [g]	0.4455	0.0362	12.3	0.000
B.B [g]	-0.6045	0.0362	-16.69	0.000
C.C [kG]	-0.0045	0.0362	-0.13	0.903
A.B [g]	-1.2375	0.0212	-58.28	0.000

A.C [kG]	-0.0625	0.0212	-2.94	0.015
B.C [kG]	-0.1375	0.0212	-6.48	0.000

Dựa trên kết quả phân tích, phương trình hồi quy cho hàm mục tiêu sơ tốc đầu đạn như sau:

$$V_0 = 70{,}18 - 6{,}483.A + 445{,}07.B + 0{,}3851.C + 0{,}2444.A^2 - 60{,}45.B^2 - 0{,}00018.C^2 - 9{,}167.A.B - 0{,}00926.A.C - 0{,}2750.B.C \quad (7)$$

Trong điều kiện kỹ thuật nghiệm thu đầu đạn bắn dưới nước, sơ tốc trung bình của đầu đạn là 200 m/s. Với mục tiêu như vậy, bộ thông số tối ưu được xác định như sau: khối lượng đầu đạn là 13,5 g; khối lượng thuốc phóng là 0,6 g và lực rút đầu đạn là 20 kG (Hình 6).

Solution

Solution	KL đầu đạn [g]	KL thuốc phóng [g]	Lực rút đầu đạn [kG]	Sơ tốc [m/s] Fit	Composite Desirability
1	13.5	0.599723	20	200.000	1.00000

Hình 6. Bộ thông số tối ưu để đạt sơ tốc 200 m/s.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày việc ứng dụng phương pháp đáp ứng bề mặt để tối ưu hóa thiết kế đạn bắn dưới nước cỡ 5,56x45mm, được sử dụng cho súng bắn hai môi trường cỡ 5,56mm. Các thông số đầu vào cho quá trình tối ưu bao gồm: khối lượng đầu đạn, khối lượng thuốc phóng và lực rút đầu đạn; với mục tiêu tối ưu là đạt được sơ tốc đầu đạn cao nhất. Bài báo đã xây dựng phương trình hồi quy bậc hai để mô tả mối quan hệ giữa sơ tốc đầu đạn và ba thông số đầu vào. Đồng thời, nghiên cứu thực nghiệm nhằm kiểm chứng tính chính xác của bộ thông số tối ưu cũng đã được thực hiện. Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng, trong phạm vi khảo sát của bài toán, khối lượng thuốc phóng có ảnh hưởng lớn nhất đến sơ tốc đầu đạn, tiếp theo là khối lượng đầu đạn và lực rút đầu đạn. Để đạt được sơ tốc trung bình 200 m/s (phù hợp với yêu cầu kỹ thuật nghiệm thu đạn sau thiết kế và chế tạo), các thông số tối ưu bao gồm khối lượng đầu đạn 13,5 g, khối lượng thuốc phóng 0,6 g và lực rút đầu đạn 20 kG.

Tài liệu tham khảo

[1]. Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ (1976), *Thuật phóng trong của súng pháo*, NXB QĐND, Hà Nội, 383 tr.

[2]. Nguyễn Hữu Thắng (2023), *Nghiên cứu chuyển động và tản mát của đạn súng bắn dưới nước*, Luận án tiến sĩ Kỹ thuật, Hà Nội.

[3]. Bộ môn Cơ lưu chất (1993), *Giáo trình cơ lưu chất*, Trường Đại học Bách khoa-Đại học Quốc gia T.p Hồ Chí Minh.

[4]. Nguyễn Văn Dự, Nguyễn Đăng Bình (2011), *Quy hoạch thực nghiệm trong kỹ thuật, Khoa học kỹ thuật.* NXB KHKT, Hà Nội, 227 tr.

Optimization of Underwater Ammunition Design Based on Muzzle Velocity Objective Function Using Response Surface Methodology

Abstract: *This paper investigates the design and testing process of a 5.56x45mm underwater bullet, a new type of ammunition developed domestically. Due to the complexity of the design process, it is crucial to survey various parameters that affect the ammunition's technical and tactical performance. In particular, the experimental workload during the design process is substantial. This paper employs Response Surface Methodology (RSM) to optimize three key design parameters: projectile mass, propellant mass, and bullet pull force. The optimization objective is to achieve the required muzzle velocity according to acceptance technical specifications. The research results demonstrate that Response Surface Methodology is an effective tool for improving design parameters and ensuring the ammunition achieves the desired technical performance when used in dual-environment firearms.*

Keywords: underwater ammunition; design of experimental; response surface methodology

Xây dựng quy trình công nghệ sửa chữa một số chi tiết máy tự động trong quá trình sửa chữa lớn pháo cao xạ 37mm K65

Ngô Duy Hùng[1]

[1]*Học viện kỹ thuật quân sự*

* *Email: ngohung.bqp@gmail.com, Tel: 0982.666.323*

Tóm tắt

Hiện nay các pháo phòng không 37mm K65 của quân đội ta thuộc thế hệ cũ, được sản xuất từ hàng chục năm trước, qua nhiều năm sử dụng đã xuống cấp do chịu sự tác động khắc nghiệt của thời tiết, khí hậu đồng thời phải tác chiến trong điều kiện chiến tranh hiện đại do đó một số chi tiết của máy tự động hoạt động không đảm bảo tin cậy, hay hóc tắc cần phải sửa chữa, thay thế. Trong điều kiện của nước ta hiện nay khả năng mua sắm hoặc sản xuất trang bị mới còn hạn chế, nguồn viện trợ nước ngoài không còn nữa. Điều đó đặt ra cho chúng ta một nhiệm vụ to lớn là phải tìm hiểu đặc điểm cấu tạo và khai thác sử dụng có hiệu quả vũ khí có trong biên chế, giữ gìn bảo quản khả năng sẵn sàng chiến đấu của vũ khí trang bị kỹ thuật đảm bảo tốt bền an toàn tiết kiệm; ứng dụng khoa học kỹ thuật vào công tác bảo dưỡng sửa chữa, từ đó xây dựng quy trình công nghệ sửa chữa chi tiết và đưa ra khuyến nghị về khắc phục hỏng hóc của máy tự động trong quá trình sửa chữa lớn tại Nhà máy.

Từ khóa: *quy trình công nghệ, sửa chữa cơ cấu máy tự động 37K65*

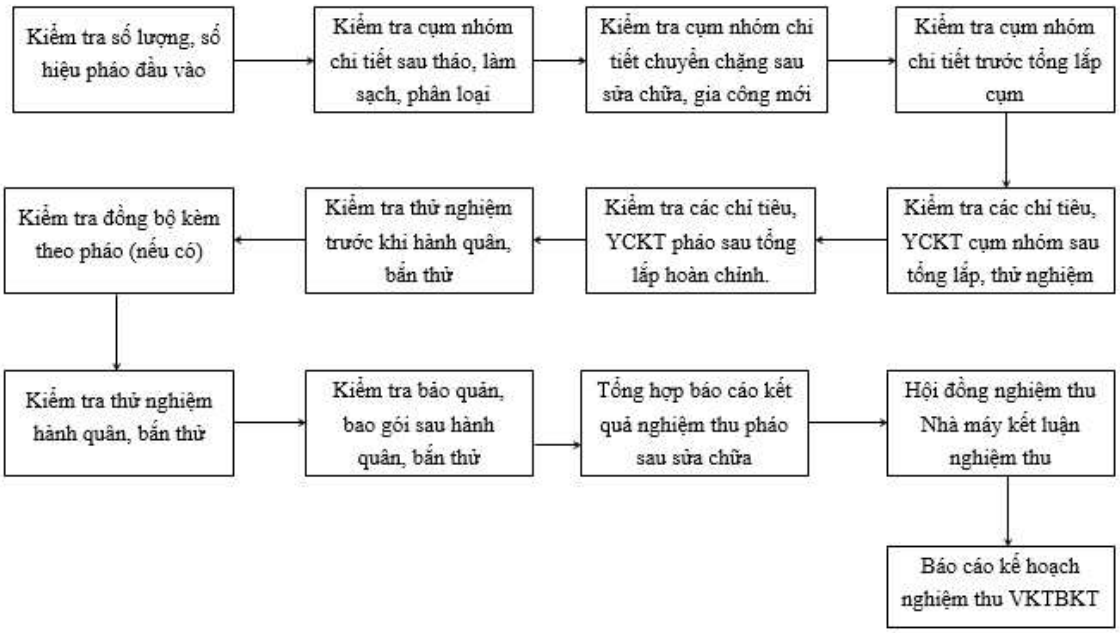
1. Đặt vấn đề

Pháo cao xạ 37mm dùng để bắn các mục tiêu di động trên không như các máy bay, quân dù, thiết bị chiếu sáng …ở cự ly dưới 4000 m và độ cao dưới 3000m. Khi cần thiết bắn các mục tiêu trên mặt đất và mặt nước như: Xe tăng loại nhẹ, xe bọc thép, lô cốt, hoả điểm, tàu, xuồng và sinh lực địch. Trong trang bị của Quân đội ta hiện nay có các loại pháo 37mm K39, K65-2, K65-2 lắp trên tàu do Trung Quốc và Việt Nam sản xuất.

Trong giai đoạn hiện nay, với sự phát triển của các loại vũ khí phòng không hiện đại, pháo 37-K65 vẫn còn nằm trong biên chế của nhiều nước trên thế giới. Thực tế hiện nay trình độ khoa học, công nghệ quân sự trong nước còn hạn chế. Mặt khác nền kinh tế quốc dân đáp ứng khả năng nhập các loại vũ khí mới có hạn, trong khi pháo phòng không hai nòng 37-K65 trang bị cho quân đội ta hiện nay với số lượng lớn và sẽ vẫn đóng vai trò quan trọng trong biên chế lực lượng phòng không của quân đội trong hiện tại và trong tương lai. Tuy nhiên hiện nay các pháo phòng không 37-K65 của quân đội ta thuộc thế hệ cũ, được sản xuất từ hàng chục năm trước, qua nhiều năm sử dụng đã xuống cấp, tính đồng bộ, ổn định của các tham số bảo đảm đáp ứng cho chiến đấu bị ảnh hưởng do chịu sự tác động khắc nghiệt của thời tiết, khí hậu nước ta, nhất là các vùng biển, đảo..., lại phải tác chiến trong điều kiện chiến tranh hiện đại ngày nay do đó nhu cầu sửa chữa, nâng cấp, cải tiến là rất cao.

2. Xây dựng quy trình công nghệ sửa chữa lớn pháo 37mm

2.1. Sơ đồ quá trình nghiệm thu pháo 37mm-2 K65



Hình 1. Sơ đồ quá trình nghiệm thu pháo 37mm

2.2. Căn cứ pháp lý xây dựng quy trình

- Quy định kỹ thuật nghiệm thu sau sửa chữa lớn pháo Cao xạ 37mm -2;

- Hướng dẫn sử dụng pháo Cao xạ 37mm - 2;

- Tiêu chuẩn 06 TCN 654:1997 Pháo cao xạ 37mm - 2 - Phân cấp chất lượng;

- Quy trình nghiệm thu pháo Cao xạ 37mm -2 sau sửa chữa lớn, số 2143/HĐ- QTNT ngày 27/4/2009 của Cục Quân Khí;

- Thông tư số 61/2017/TT-BQP ngày 27/3/2017 của Bộ Quốc phòng quy định nội dung hoạt động kiểm tra chất lượng sản phẩm trong các cơ sở sản suất, sửa chữa quốc phòng.

2.3. Sửa chữa, phục hồi, gia công cơ khí một số chi tiết máy tự động

Trong quá trình huấn luyện, bắn đạn thật diễn tập hoặc kiểm tra kỹ thuật pháo 37mm, các cơ cấu máy tự động làm việc không tin cậy dẫn đến một số hỏng hóc như:

Khi lắp kẹp đạn vào bộ phận nạp đạn, kéo tay mở khóa nòng về sau hết mức, để tay mở khóa nòng ở vị trí nạp đạn (khâu sau), dùng tay ấn đạn xuống thì một viên đạn phải xuống máng tống đạn và được hai cặp tống đạn giữ lại phía sau, trường hợp **không ấn được đạn xuống máng tống đạn** có thể do các nguyên nhân và phương pháp sửa chữa:

- Ngòi đạn xiết chặt, hoặc đạn bị kẹt ở bộ phận ấn đạn. Đưa khóa an toàn về vị trí an toàn, dùng dao lấy đạn ra, xiết chặt ngòi đạn hoặc thao tác nạp đạn lại.

- Chốt của bộ phận hạn chế quay bị gãy hoặc bị tuột ra ngoài. Thay chốt khác hoặc lắp lại chốt.

- Miếng hãm sắt hình sao của bộ phận hãm quay lắp không đúng. Tháo ra lắp lại. Mặt vát bằng quay xuống dưới, mặt vát lõm quay lên trên.

- Hai trục của thân lật đạn bị cong hoặc han rỉ. Nếu bị cong thì nắn nguội, nếu bị han rỉ thì tẩy rỉ rồi bôi mơ mới.

- Lò xo của bộ phận hạn chế quay bị gãy, yếu hoặc đầu lò xo tuột ra khỏi lỗ cắm đầu lò xo. Thay lò xo hạn chế khác, hoặc lắp lại.

- Thành trước và thành sau của thân bộ phận nạp đạn bị cong. Nắn lại chỗ bị cong.

- Thoi ấn đạn hoặc bàn móng của bộ phận ấn đạn bị cong, vênh, xây xước. Nếu bị cong, vênh thì nắn nguội hoặc dùng dũa để sửa vết xây xước cho nhẵn.

- Lò xo móng ấn đạn yếu, gãy. Thay lò xo móng ấn đạn khác.

-Vòng lăn thoi ấn đạn bị vỡ hoặc trục vòng lăn bị cong, gãy. Thay vòng lăn khác, trục vòng lăn bị cong, gãy thì nắn nguội hoặc thay trục khác.

- Máng tống đạn bị cong, bẹp hoặc bị nứt ở rãnh gấp khúc. Nếu bị cong, bẹp thì nắn lại. Nếu bị nứt thì hàn đắp và sửa lại.

- Thoi trượt bằng đồng bị vỡ, bị bẹp, hoặc mấu của thoi trượt bằng đồng bị gãy. Thay thoi trượt bằng đồng, hoặc hàn lại mấu của thoi trượt.

- Lò xo bản đẩy máng tống đạn bị gãy, yếu. Thay lò xo bản đẩy khác.

- Thân bộ phận hạn chế quay quay không hết góc. Khi thân hạn chế quay quay, nếu chân trên vướng vào thân lật đạn thì phải dũa bớt chân trên để có khe hở (0,4 - 1,5) mm.

- Lò xo bảo hiểm của thoi ấn đạn bị yếu, gãy. Thay lò xo bảo hiểm khác. Chiều dài tự do của lò xo bảo hiểm là (154 - 170) mm.

2.3.1. Sửa chữa trục thân lật đạn (04-27)

Nội dung công việc:

+ Nong lại mép lỗ nếu bị biến dạng: Lỗ rộng quá 10,4 khoan rộng đến ϕ12

+ Dùng que hàn, hàn đắp vào lỗ và chỗ có vết nứt ở mép lỗ

+ Sửa phẳng mối hàn

+ Dựa vào kích thước hình vẽ lấy đấu và khoan lại lỗ $\phi 10^{+0,1}$

+ Khoan lỗ ϕ13,5

+ Sửa ba via và vát góc R≈0,6.

Chọn vít (04-35) để lắp ghép

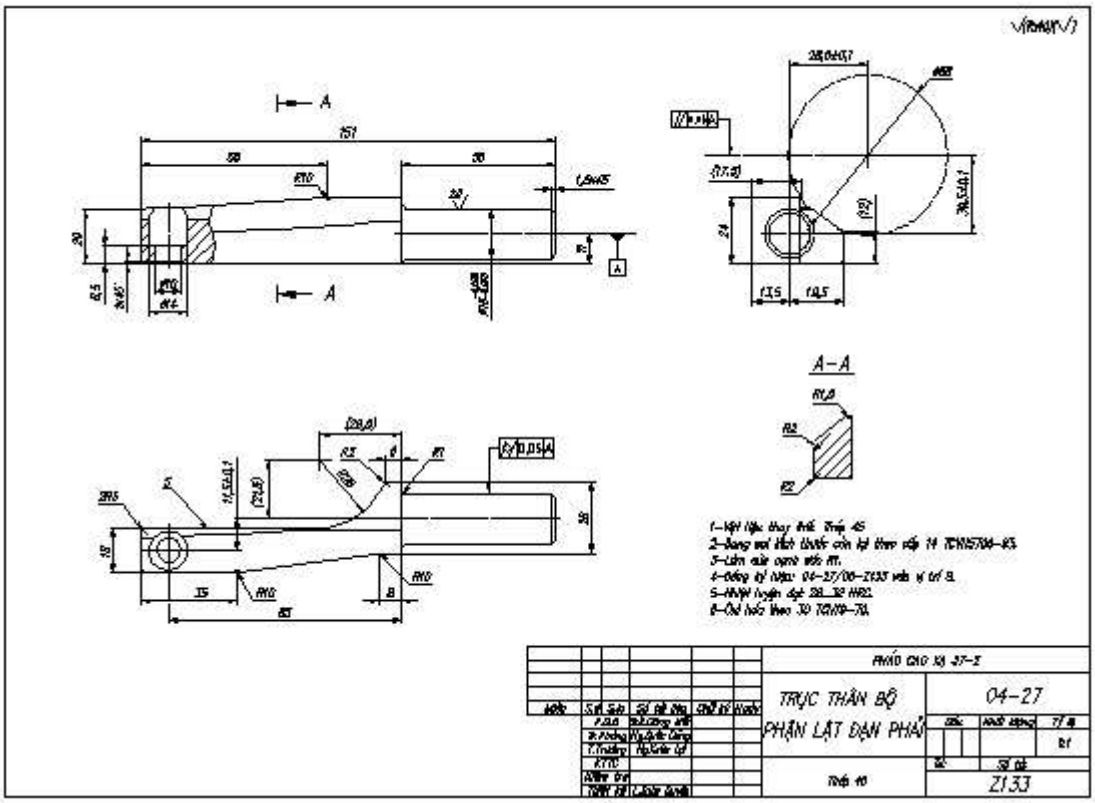
Yêu cầu kỹ thuật:

+ Độ sai lệch giữa đường vít với lỗ ϕ10 không vượt qua 0,05mm

Phương pháp thực hiện: Cơ khí và gia công nhiệt

Trang bị công nghệ: Máy khoan, máy hàn điện.

Lao động: Thợ bậc 4/7



Hình 2. Bản vẽ trục thân bộ phận lật đạn phải

Quá trình huấn luyện hoặc kiểm tra kỹ thuật pháo 37mm, khi tháo nắp trên máng pháo, kéo tay mở khóa nòng về sau hết mức để mở khóa nòng. Đưa thân tống đạn mắc vào khóa bắn. Đặt đạn tập vào máng tống đạn. Đưa tay mở khóa nòng về vị trí cũ. Thao tác bắn, đạn phải vào buồng đạn, khóa nòng đóng kín đuôi nòng phát hỏa. Trường hợp khi **nạp đạn vào buồng đạn, khóa nòng không đóng** được thì do các nguyên nhân và phương pháp sửa chữa:

- Trục và lỗ trục đóng mở ở hộp khóa nòng bị xây xước. Dùng mũi cạo hoặc dùng dũa mịn để sửa chỗ bị xây xước.

- Trục cần hất vỏ đạn bị gãy. Thay trục cần hất vỏ đạn khác hoặc cắt rời rồi nối trục.

- Lò xo khóa nòng bị yếu hoặc gãy. Thay lò xo khóa nòng khác. Chiều dài tự do của lò xo khóa nòng từ (181 - 199) mm.

- Nắp chặn kim hỏa nhô cao hơn mặt gương khóa nòng. Dùng clê chữ T để điều chỉnh lại. *Yêu cầu:* Nắp chặn kim hỏa không cao hơn mặt gương khóa nòng 0,05 mm.

- Móng hất vỏ đạn của cần hất vỏ đạn bị sứt. Thay cần hất vỏ đạn khác.

2.3.2. Sửa chữa phục hồi trục cần hất vỏ đạn (01-39)

Nội dung công việc:

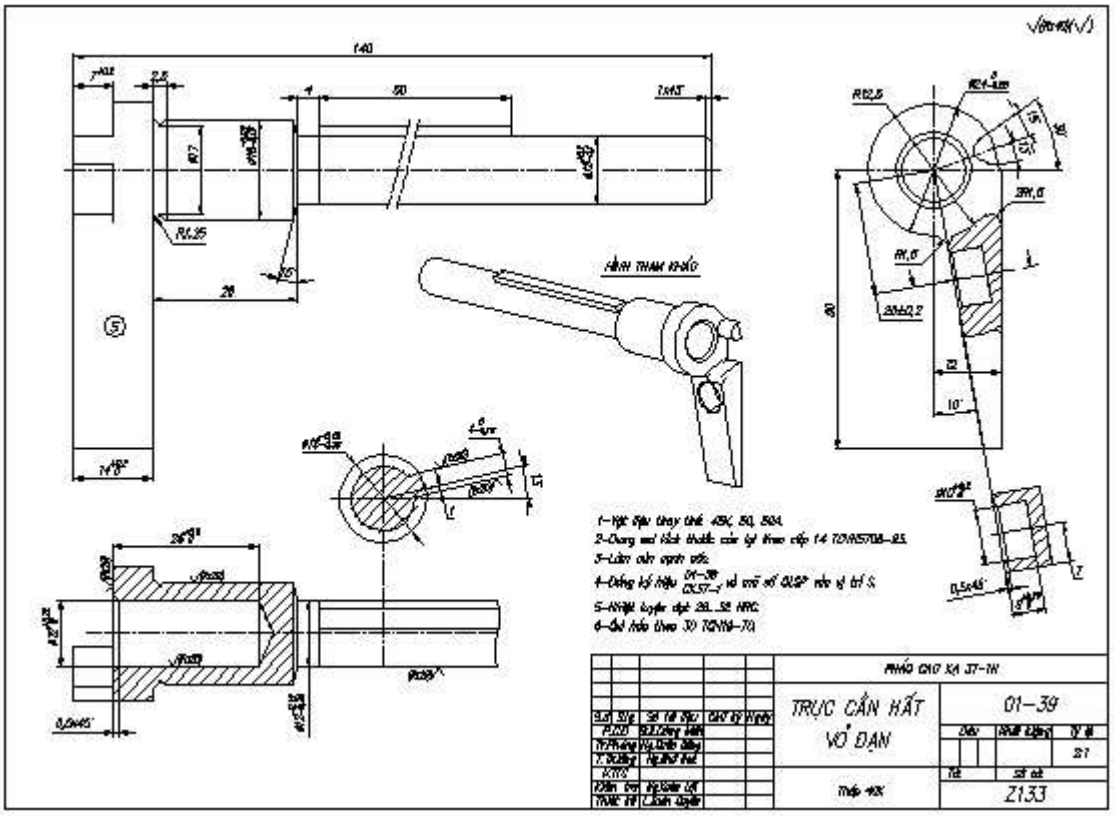
- Nếu then bị mài mòn dùng que hàn điện hàn đắp một lớp kim loại

- Hàn xong kiểm tra lại trục xem có bị cong không, nếu cong thù ta nắn thẳng rồi mang trục ram.

- Dùng máy bào hoặc gia công nguội tự do làm then hãm của trục theo kích thước bản vẽ

- Sửa nguội xung quanh để đạt yêu cầu kỹ thuật,

- Nếu độ cứng thấp quá 45 HRC phải xử lý nhiệt lại



Hình 3. Bản vẽ trục cần hất vỏ đạn

Yêu cầu kỹ thuật:

Độ cong tại chỗ $\phi 12^{-0,12}_{-0,36}$ không lớn quá 0,15

Không được rơ lỏng

Phương pháp thực hiện: Cơ khí

Trang bị công nghệ: Máy hàn điện, máy bào

Lao động: Thợ bậc 4/7

Khi tiến hành kiểm tra kỹ thuật bắn đạn tập hoặc huấn luyện diễn tập bắn đạn thật, **đạn không tống được vào buồng đạn** có thể do các nguyên nhân và phương pháp sửa chữa như sau:

- Khóa tự động bắn điều chỉnh không đúng. Tháo bộ phận nạp đạn ra ngoài, điều chỉnh vít điều chỉnh dưới bệ của thân bộ phận nạp đạn (sao cho khi rút máng tống đạn ra khỏi bộ phận nạp đạn thì khóa tự động bắn phải cao hơn khóa bắn từ (0,6 - 0,8) mm.)

- Lò xo đẩy khóa tự động bắn yếu hoặc gãy. Thay lò xo khác.

- Khóa tự động bắn hoặc thân bộ phận tống đạn bị mòn ở chỗ tiếp giáp nhau. Hàn đắp rồi gia công lại theo kích thước bản vẽ.

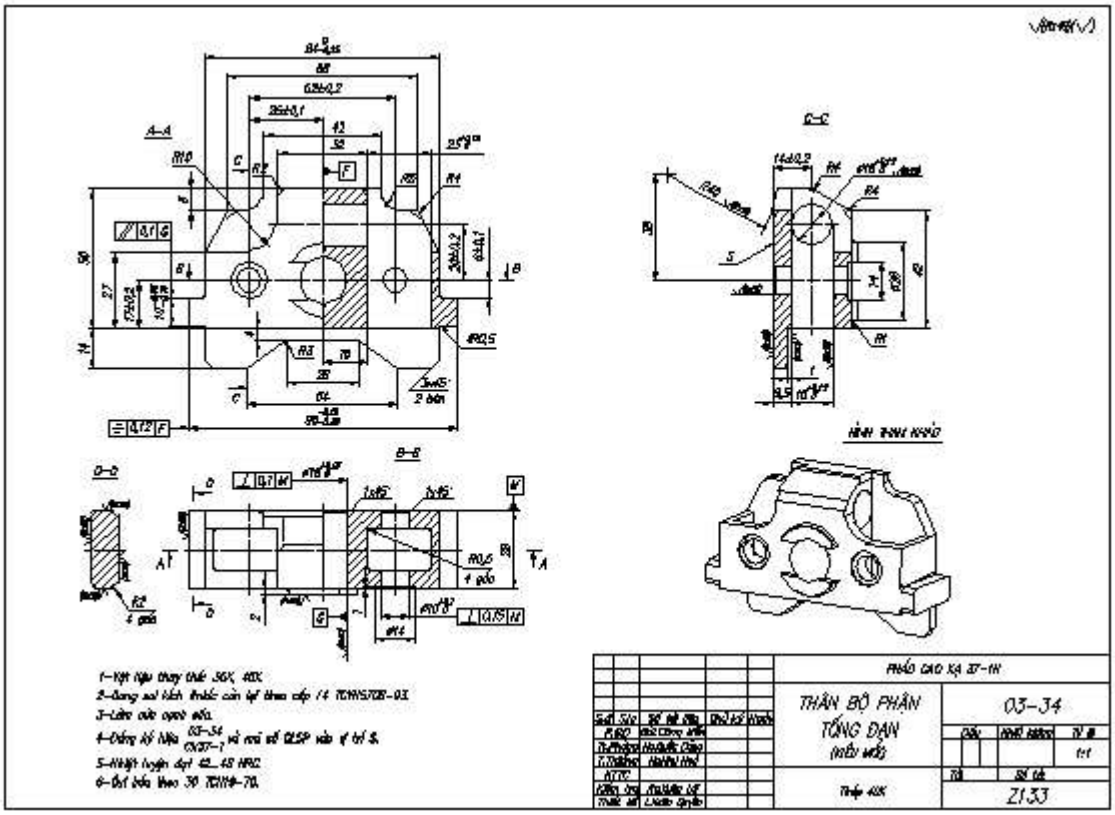
- Bản định hướng ở thành trước bộ phận nạp đạn bị cong. Mở khóa nòng, tháo nắp trên máng pháo và máng thoát vỏ đạn. Đẩy một viên đạn tập đến ngang vị trí bản định hướng ở thành trước bộ phận nạp đạn, kiểm tra khe hở giữa mặt trên gờ đáy đạn đạn với bản định hướng, khe hở đó phải từ (2 - 2,5) mm. Nếu không đạt yêu cầu trên thì phải nắn lại bản định hướng ở thành trước bộ phận nạp đạn.

- Lò xo lắp trong thân tống đạn yếu hoặc gãy. Thay lò xo khác.

- Lò xo tống đạn bị yếu hoặc gãy. Thay lò xo tống đạn khác. Chiều dài tự do của lò xo tống đạn là (481 - 531) mm.

- Đầu cần lẫy khóa tự động bắn hoặc mấu lồi của máng tống đạn bị mòn. Thân tống đạn phải tuột khỏi khóa tự động bắn khi thân pháo tiến về phía trước hết mức. Nếu không đạt yêu cầu trên, thì phải hàn đắp vào đầu cần lẫy khóa tự động bắn rồi gia công lại để sau khi điều chỉnh vít điều chỉnh. Khóa tự động bắn phải cao hơn khóa bắn từ (0,6 - 0,8) mm. Đồng thời khi thân tống đạn ở trạng thái bình thường khóa tự động bắn phải hạ thấp xuống để giữa mặt dưới thân tống đạn và khóa tự động bắn có khe hở từ (2 - 3) mm.

2.3.3. Sửa mặt tiếp xúc thân bộ phận tống đạn (03-34) bị mòn



Hình 4. Bản vẽ thân bộ phận tống đạn

Nội dung công việc:

+ Cho nóng xung quanh chỗ bị mòn từ $450^0 \div 600^0$C. Dùng que hàn hàn đắp cao hơn mặt phẳng cũ 1mm

+ Hàn xong cho nóng tới $300^0 \div 400^0$C rồi để nguội trong không khí

+ Theo bản dưỡng sửa chữa mặt cong chỗ tiếp xúc với khóa lẫy và phía dưới mặt bích trong lỗ cặp tống đạn

+ Nhiệt luyện tôi, ủ non

Yêu cầu kỹ thuật:

+ Khi hàn tránh biến dạng

+ Độ rắn phải ở trong phạm vi (38÷45) HRC

Phương pháp thực hiện: Cơ khí và gia công nhiệt

Trang bi công nghệ: Máy hàn hơi hay máy hàn điện, Lò U-105, Bản dưỡng mặt cong

Lao động: Thợ bậc 4/7

3. Kết luận

Với số lượng lớn pháo cao xạ 37mm K65 vẫn được khai thác sử dụng trong biên chế quân đội ta thì việc đáp ứng yêu cầu về khả năng làm việc liên tục là vô cùng cần thiết để ngăn chặn các cuộc tập kích đường không của đối phương, đánh chặn các mục tiêu bay thấp như tên lửa hành trình, trực thăng, UAV… hay tiêu diệt các mục tiêu mặt đất. Căn cứ vào kiến thức đã được trang bị để tìm hiểu đặc điểm cấu tạo và khai thác sử dụng có hiệu quả vũ khí có trong biên chế, giữ gìn bảo quản khả năng sẵn sàng chiến đấu của vũ khí trang bị kỹ thuật đảm bảo tốt bền an toàn tiết kiệm; ứng dụng khoa học kỹ thuật vào công tác bảo dưỡng sửa chữa. Do phạm vi nghiên cứu rộng nên bài báo đã trình bày cơ sở xây dựng quy trình công nghệ sửa chữa một số chi tiết hỏng hóc điển hình của máy tự động trong quá trình sửa chữa lớn pháo cao xạ 37mm K65 đảm bảo đáp ứng các yêu cầu kỹ thuật tại Nhà máy đảm bảo làm việc tin cậy.

Tài liệu tham khảo

[1] *Quy trình công nghệ sửa chữa lớn pháo cao xạ 37 mm – 2, Quyển 2/7,* Cục Quân khí phê duyệt ngày 22/5/2009, tr 34 – 64.

[2] *Quy định kỹ thuật nghiệm thu sau sửa chữa lớn pháo Cao xạ 37 mm – 2* (kèm theo Quy trình công nghệ sửa chữa lớn pháo Cao xạ 37 mm – 2).

[3] *Quy trình nghiệm thu pháo Cao xạ 37 mm – 2 sau sửa chữa lớn*, số 2143/HĐ – QTNT ngày 27/4/2009 của Cục Quân Khí, tr 5.

[4] *Binh khí pháo cao xạ 37mm (1974),* Trường Sĩ quan phòng không, Bộ tư lệnh Phòng không – Không Quân, tr 90 – 95.

[5] *Hướng dẫn sử dụng pháo cao xạ 37mm kiểu 1939,* tr 17 – 24.

Title in English: Develop a technological process for repairing certain automatic machine parts during the major repair of the 37mm K65 anti-aircraft gun.

Abstract: *Currently, the 37mm K65 anti-aircraft guns of our army belong to an older generation, produced several decades ago. After many years of use, they have deteriorated due to the harsh effects of weather and climate, and they must operate under modern warfare conditions. As a result, some components of the automatic system do not ensure reliability and may jam, requiring repair or replacement. Given the current conditions in our country, the ability to purchase or produce new equipment is limited, and foreign aid is no longer available. This presents us with a significant task: to understand the structural characteristics and effectively utilize the weapons in our inventory, maintain and preserve the combat readiness of our technical equipment, ensuring safety, durability, and cost-effectiveness; to apply scientific and technical methods in maintenance and repair work, thereby establishing a detailed repair technology process and providing recommendations for addressing malfunctions of the automatic system during major repairs at the factory.*

Keywords: *technology process; 37K65 automatic mechainsm repair.*

Khảo sát ảnh hưởng của biên dạng loa phụt đến hoạt động của súng SPG-9

Nguyễn Văn Lực[1], Nguyễn Thanh Hải[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email:lucnguyenn96@gmail.com; Tel:0355235496

Tóm tắt

Bài báo dựa trên mô hình, hoạt động của súng chống tăng SPG-9, khảo sát ảnh hưởng của biên dạng loa phụt đến hoạt động của súng. Trên cơ sở nghiên cứu lý thuyết xây dựng biên dạng loa phụt bằng phương pháp đường đặc tính, từ đó sử dụng phần mềm Maple để giải phương trình đưa ra biên dạng hợp lý cho loa phụt súng SPG – 9, đảm bảo biên dạng loa phụt mới được xây dựng đáp ứng được các yêu cầu kỹ thuật. Kết quả thu được là cơ sở để phục vụ cho bài toán tính toán, thiết kế, chế tạo loa phụt sau này.

Từ khóa: *Súng chống tăng SPG-9; Biên dạng; Loa phụt.*

1. Đặt vấn đề

Súng chống tăng SPG-9 là súng nòng trơn, không giật cỡ nòng 73mm được sử dụng từ năm 1962 do Liên Xô sản xuất. Súng có nhiệm vụ tiêu diệt các phương tiện chiến đấu như xe tăng, xe thiết giáp, xe cơ giới, các công trình quân sự, lô cốt.... Hiện nay, súng được quân đội ta tự chủ, sản xuất tại nhà máy Z125/TCCNQP và được trang bị rộng rãi trong các đơn vị của quân đội nhân dân Việt Nam, hằng năm được sử dụng trong các đợt diễn tập của các đơn vị.

Đối với súng chống tăng không giật, việc nghiên cứu ảnh hưởng của loa phụt đến hoạt động của súng có ý nghĩa hết sức quan trọng trong quá trình thiết kế, chế tạo cũng như trong quá trình khai thác sử dụng. Loa phụt của súng SPG-9 được tính toán, thiết kế chế tạo theo nguyên lý ống tăng tốc Laval, biên dạng được thiết kế thuận lợi để chế tạo, sản xuất nhưng chưa tối ưu được khối lượng, kích thước ảnh hưởng đến tính cơ động trong quá trình chiến đấu.

Trước đây, việc nghiên cứu lý thuyết về biên dạng loa phụt trên thế giới chủ yếu được ứng dụng cho các động cơ cỡ lớn bởi khả năng công nghệ. Hiện nay do công nghệ phát triển, có khả năng thiết kế những chi tiết nhỏ với bất kỳ biên dạng nào nên có thể ứng dụng lý thuyết này cho các loại động cơ phản lực cỡ nhỏ cũng như súng pháo không giật.

Trên cơ sở đó, bài báo trình bày nội dung khảo sát ảnh hưởng của biên dạng loa phụt đến hoạt động của súng, dựa trên việc xây dựng biên dạng hợp lý cho loa phụt bằng phương pháp đường đặc tính. Việc tính toán và xây dựng biên dạng loa phụt được thực hiện bằng phần mềm Maple. Từ kết quả đó, đưa ra so sánh thông số hình dạng loa phụt mới xây dựng được với hình dạng loa phụt thực tế của súng. Đây là cơ sở lý thuyết cho việc nghiên cứu, thiết kế, cải tiến và chế tạo loa phụt sau này.

2. Cơ sở lý thuyết xây dựng biên dạng loa phụt bằng phương pháp đường đặc tính

2.1. Thiết kế biên dạng phần dưới âm của loa phụt dạng hình tròn

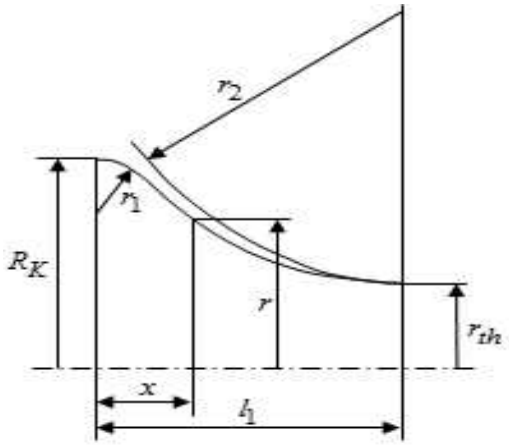
Biên dạng phần dưới âm của loa phụt cần phải đảm bảo không có hiện tượng đứt dòng với trường tốc độ đồng đều tại tiết diện tới hạn [1].

Việc lựa chọn không đúng biên dạng của phần dưới âm loa phụt có thể dẫn tới hiện tượng dòng tại tiết diện tới hạn là không đồng đều và xuất hiện các sóng va đập tại tiết diện tới hạn.

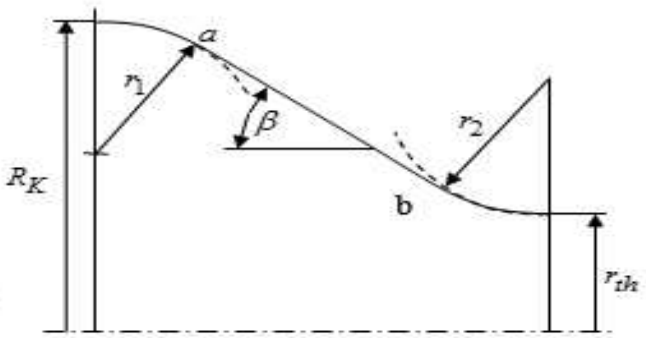
Biên dạng của phần dưới âm có thể được xác định theo biểu thức của Vintoxinski:

$$\frac{r}{r_{th}} = \frac{1}{\sqrt{1-\left[1-\left(\frac{r_{th}}{r}\right)^2\right]\frac{\left[1-(x/l_1)^2\right]^2}{\left[1-3(x/l_1)^2\right]^3}}} \quad (1)$$

Thông thường phần dưới âm của loa phụt có dạng hình 2, đoạn giữa của phần dưới âm (đoạn a-b) có dạng hình nón cụt nghiêng với góc β, thông thường lấy $\beta = 45^o$. Liên kết giữa đoạn hình nón với buồng đốt và vùng tiết diện tới hạn là các mặt cong tròn xoay có đường sinh dạng cung tròn với các bán kính tương ứng là r_1 và r_2 nằm trong phạm vi : $0 < r_1 < R_K$; $r_{th} < r_2 < 3r_{th}$.



Hình 1. Biên dạng loa phụt của Vintoxinski

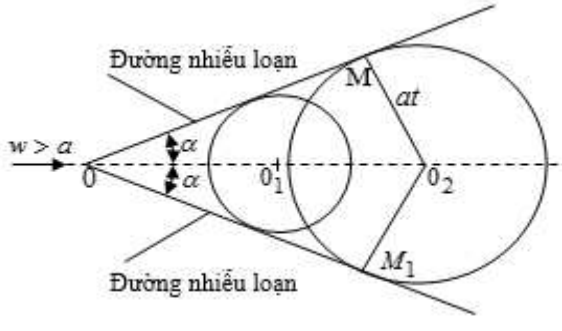


Hình 2. Phần dưới âm của loa phụt với đoạn hình nón cụt

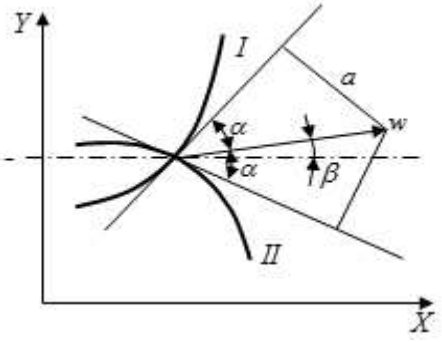
2.2. Thiết kế biên dạng của loa phụt đối xứng theo phương pháp đường đặc tính

a. Khái niệm đường đặc tính

Trong miền bao bọc dòng khí chuyển động, các nhiễu loạn nhỏ lan truyền với tốc độ âm thanh, đường bao các sóng âm được gọi là các đường nhiễu loạn [1] (hình 3).



Hình 3. Sự lan truyền các nhiễu loạn nhỏ trong dòng vượt âm



Hình 4. Các đường đặc tính trong dòng I. Họ thứ nhất; II. Họ thứ hai

Trong trường hợp chung, khi tốc độ chuyển động của dòng khí w và tốc độ lan truyền cục bộ của các nhiễu loạn có cường độ nhỏ a là đại lượng thay đổi, khi chuyển từ điểm này sang điểm khác của mặt phẳng XOY thì hướng của đường nhiễu loạn thay đổi. Trên đường $y = y(x)$ trong mặt phẳng XOY, tại mỗi điểm mà hướng tiếp tuyến của nó trùng với một trong

những đường nhiễu loạn tại điểm đó được gọi là đường đặc tính (hình 4).

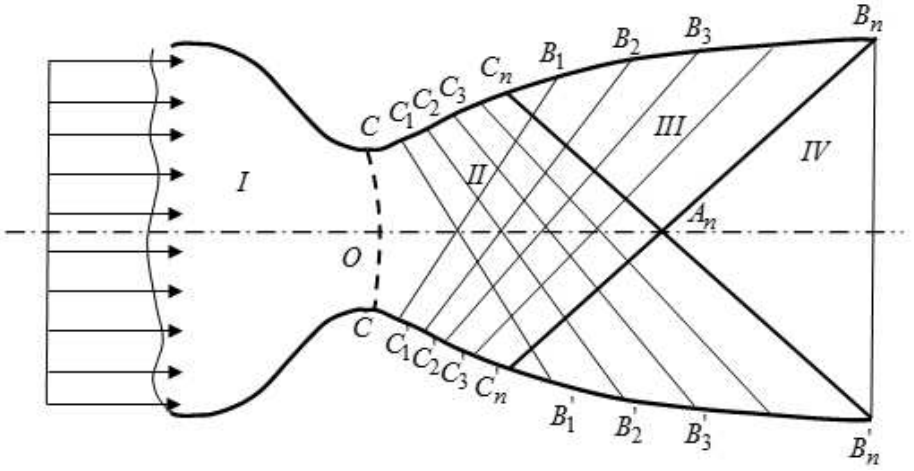
Qua điểm bất kỳ của không gian được bao bởi chuyển động của dòng khí vượt âm có thể dẫn ra hai họ các đường đặc tính. Dọc theo các đường đặc tính I và II, khi chuyển động của dòng khí là đối xứng, một chiều ổn định, không có độ nhớt và dẫn nhiệt của khí sẽ tồn tại hệ phương trình:

$$d\lambda_x + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{II} d\lambda_y = -\frac{\lambda_y}{1-\dfrac{[2/(k+1)]\lambda_x^2}{[1-(k-1)/(k+1)]\lambda^2}}\frac{dx}{y} \tag{2}$$

$$d\lambda_x + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{I} d\lambda_y = -\frac{\lambda_y}{1-\dfrac{[2/(k+1)]\lambda_x^2}{[1-(k-1)/(k+1)]\lambda^2}}\frac{dx}{y} \tag{3}$$

b. Các vùng đặc trưng của dòng khí trong loa phụt

Bề mặt của tốc độ tới hạn được phân ra thành 2 miền: miền I là miền dòng chảy dưới âm và miền II là miền dòng chảy giãn nở sơ bộ (ban đầu) mà trong đó dòng khí được tăng tốc [1] (hình 5) .



Hình 5. Các vùng đặc trưng của dòng khí trong loa phụt

Trong miền II, góc nghiêng của véc tơ tốc độ với trục của loa phụt liên tục tăng và đạt giá trị lớn nhất tại các điểm nằm trên đường đặc tính $C_nA_nC_n^{'}$.

Trong miền III nằm giữa hai đường đặc tính của những họ khác nhau mà chúng xuất phát từ điểm A_n, A_nC_n và A_nB_n, tốc độ chuyển động của dòng tiếp tục tăng lên. Góc nghiêng của véctơ tốc độ đối với trục của loa phụt sau đường đặc tính A_nC_n mà ở đó nó có giá trị lớn nhất bắt đầu giảm sau đó đạt giá trị nhỏ nhất (trong trường hợp lý tưởng bằng không) trên đường đặc tính A_nB_n ($A_nB_n^{'}$).

Vùng IV được gọi là vùng đồng nhất, trong loa phụt lý tưởng, hướng chuyển động của dòng trong vùng này song song với trục của loa phụt.

c. Cách xây dựng các đường đặc tính và biên dạng của loa phụt.

Việc xây dựng biên dạng loa phụt được tiến hành nhờ sử dụng liên tiếp các phương trình (1), (2) đối với các đoạn không lớn của vùng phẳng của dòng [1].

Việc xây dựng được bắt đầu từ đường đặc tính C_nA_n, các tham số của dòng trên đường đặc tính C_nA_n được xác định khi cho rằng: đoạn hình côn của loa phụt đi tới điểm C_n, ở đó dòng có hướng xuyên tâm. Phương trình đặc trưng của họ II trong dòng xuyên tâm đối xứng có dạng:

$$\beta = \beta_{gh} + \psi(\lambda_{gh}) - \psi(\lambda) \tag{4}$$

Giả sử điểm A_n là điểm tới hạn, ở đó đạt được giá trị tốc độ λ_{gh}, $\beta_A = 0$. Khi đó tại điểm thứ i phương trình đặc trưng được xác định:

$$\beta_i = \psi(\lambda_a) - \psi(\lambda_i) \tag{5}$$

Vị trí tại điểm A_n trên trục của loa phụt X được xác định theo công thức:

$$\rho_{A_n} = \rho_{th} / \sqrt{q(\lambda_a)} \tag{6}$$

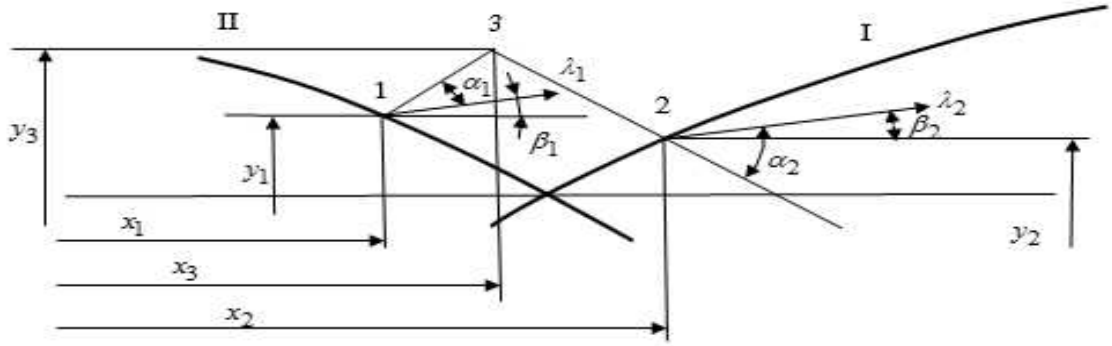
Vẽ đường đặc tính từ điểm A_n dưới góc α_a theo điều kiện:

$$\alpha_a = \arcsin\left(\frac{a}{w}\right)_a = \arcsin\left(\frac{1}{M_a}\right) = \arcsin\sqrt{\frac{1-[(k-1)/(k+1)]\lambda_a^2}{[(2/(k+1))]\lambda_a^2}} \tag{7}$$

Vị trí tọa độ x_n của tiết diện cửa ra của loa phụt trên trục được xác định:

$$x_a = \rho_{A_n} + r_a ctg\alpha_a \tag{8}$$

Xác định các tham số của dòng tại điểm 3 nào đó nằm trên giao điểm của các đường đặc tính 1-3 và 2-3 của các họ khác nhau, đi qua hai điểm cạnh 1 và 2 đã biết các tham số.



Hình 6. Xác định các tham số tại điểm 3 theo các tham số đã biết tại các điểm 1 và 2

1. Đường đặc tính của họ I; 2. Đường đặc tính của họ II

Theo đường đặc tính 1-3 của họ thứ nhất, đường đặc tính 2-3 của họ thứ 2 ta có:

$$\lambda_{x_3} + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{II} \lambda_{y_3} = \lambda_{x_1} + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{II} \lambda_{y_1} - C_I \tag{9}$$

$$\lambda_{x_3} + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{I} \lambda_{y_3} = \lambda_{x_2} + \left(\frac{dy}{dx}\right)_{I} \lambda_{y_2} - C_{II} \tag{10}$$

Trong đó: $\lambda_x = \lambda\cos\beta$; $\lambda_y = \lambda\sin\beta$; $\lambda_x^2 + \lambda_y^2 = \lambda^2$; $\beta_3 = arctg\,\dfrac{\lambda_{y_3}}{\lambda_{x_3}}$

$$C_I = -\frac{\lambda_{y_1}}{1-\frac{[2/(k+1)]\lambda_{x_1}^2}{1-[(k-1)/(k+1)]\lambda_1^2}}\frac{x_3-x_2}{y_1};\ C_{II} = -\frac{\lambda_{y_2}}{1-\frac{[2/(k+1)]\lambda_{x_2}^2}{1-[(k-1)/(k+1)]\lambda_2^2}}\frac{x_3-x_1}{y_2}$$

Sau khi giải liên tiếp hệ phương trình trên, miền phẳng của dòng bởi lưới của các đường đặc tính sẽ được điền đầy, tại các điểm cắt ta sẽ biết được tất cả các tham số của dòng. Các đường dòng là những tiếp tuyến đối với véc tơ tốc độ tại mỗi điểm của miền bao quanh chuyển động của dòng khí. Như vậy sau khi biết tất cả các tham số của dòng tại các điểm gốc nằm trên các đường đặc tính giới hạn B_nA_n, A_nC_n ta xây dựng được biên dạng của loa phụt đối xứng trục trong miền phẳng của dòng.

3. Xây dựng biên dạng cho loa phụt của súng SPG-9.

Loa phụt của súng SPG-9 có nhiệm vụ tạo ra thành phần phản lực để cân bằng với lực dọc trục của khí thuốc tác dụng lên phần đáy buồng đốt (lực giật), nghĩa là đảm bảo cho súng không bị giật khi bắn. Thiết kế cơ bản của loa phụt súng SPG-9 theo nguyên lý của loa phụt Laval. Đây là dạng thiết kế có góc vào phần dưới âm và góc mở phần vượt âm của loa phụt là không đổi. Thiết kế này đảm bảo việc thuận tiện, dễ dàng khi chế tạo, sản xuất nhưng không tối ưu hóa được về mặt năng lượng dòng khí hay về các chỉ tiêu khối lượng cũng như kích thước cho loa phụt. Nội dung bài báo chỉ giới thiệu về việc xây dựng biên dạng phần vượt âm cho loa phụt theo phương pháp đường đặc tính nhằm tối ưu hóa về mặt khối lượng, kích thước loa phụt mà vẫn đảm bảo được điều kiện không giật cho súng.

Để đánh giá mức độ tối ưu của loa phụt sau khi tính toán, tiến hành xây dựng biên dạng loa phụt mới có đường kính buồng đốt, tiết diện tới hạn, chỉ số M_a tại tiết diện ra bằng các thông số của loa phụt ban đầu.

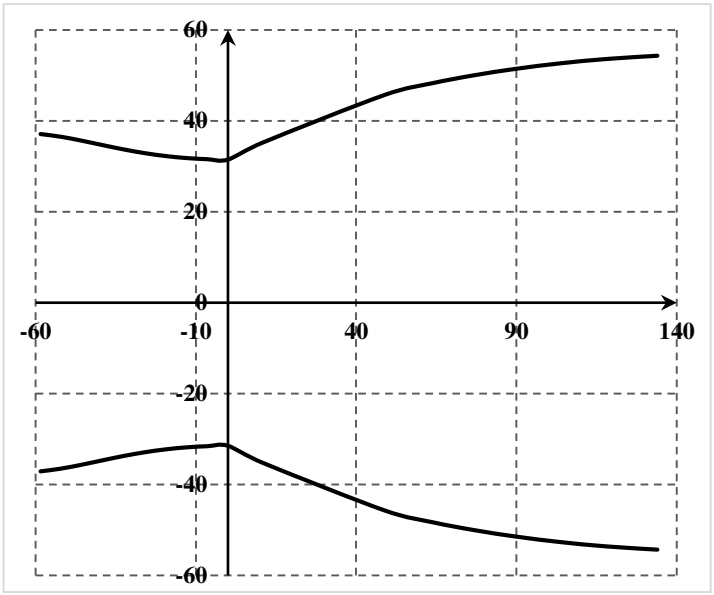
Bảng 1: Các thông số đầu vào được sử dụng để tính toán biên dạng loa phụt tối ưu

Thông số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
Đường kính buồng đốt	d_{bd}	120	mm
Đường kính tiết diện tới hạn	d_{th}	128	mm
Chiều dài đoạn dưới âm	l_{da}	59	mm
Chỉ số M tại tiết diện ra	M_a	1,95	
Hệ số đoạn nhiệt	k	1,4	

Kết quả xây dựng biên dạng loa phụt cho súng SPG-9 sau khi được thực hiện bằng phần mềm Maple thể hiện trên bảng 2 và hình 7:

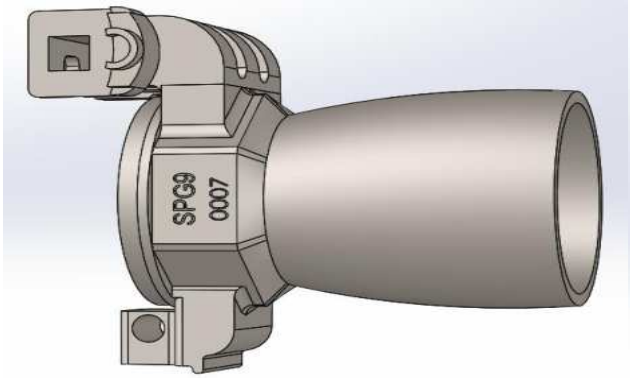
Bảng 2: Kết quả tính biên dạng cho loa phụt súng SPG-9

x	y	β (deg)	M
0	32	2,36	1,14
10,01	34,53	14,17	1,53
52,03	44,22	11,81	1,60
70,73	47,73	9,45	1,67
88,41	50,29	7,09	1,74
106,88	52,20	4,72	1,81
126,89	53,44	2,36	1,88
133,78	54,45	0	1,95

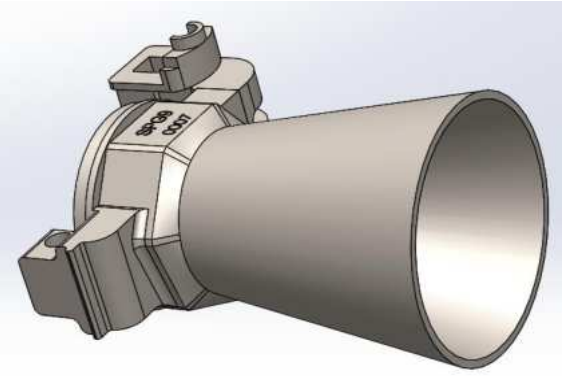


Hình 7: Biên dạng loa phụt SPG-9

Từ các thông số kích thước đã nhận được, sử dụng phần mềm SOLIDWORKS để thiết kế 3D cho 2 dạng loa phụt của súng SPG-9 và tính toán khối lượng với cùng một loại vật liệu dùng cho loa phụt cũ (thép hợp kim OXH3M ϕA), nhận được các kết quả như trên hình 10 và bảng 3.



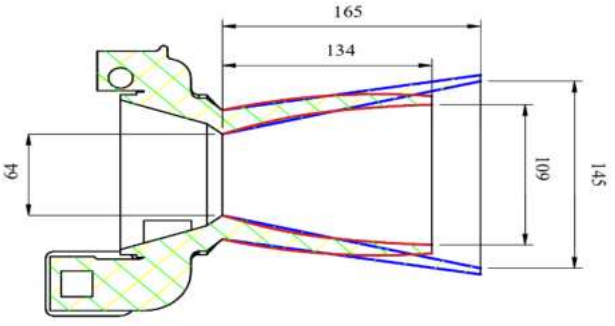
Hình 8. Biên dạng loa phụt súng SPG-9 mới



Hình 9. Biên dạng loa phụt súng SPG-9 cũ

Bảng 3. So sánh 2 loa phụt SPG-9

Thông số	Loa phụt SPG-9 cũ	Loa phụt SPG-9 mới
Khối lượng	3,872 kg	3,535 kg
Chiều dài	229 mm	199 mm
d_a	145 mm	109 mm



Hình 10. So sánh biên dạng hai loa phụt cũ với mới

Có thể thấy rằng: Biên dạng mới của loa phụt có chiều dài ngắn hơn và đường kính tiết diện ra nhỏ hơn loa phụt cũ. Cụ thể chiều dài giảm 18,7% so với chiều dài ban đầu; đường kính tiết diện ra giảm 25%. Khối lượng loa phụt được xây dựng nhỏ hơn loa phụt thực tế 0,337 kg và bằng 91,3% loa phụt thực tế. Từ kết quả tính toán trên ta có thể thấy, biên dạng loa phụt mới có tính tối ưu hơn khá nhiều so với loa phụt cũ, làm giảm chiều dài súng, trọng lượng súng, tăng khả năng cơ động mà vẫn đảm bảo độ tin cậy, các thông số kỹ thuật của tính toán loa phụt.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã chỉ ra cơ sở lý thuyết tính toán thiết kế biên dạng loa phụt bằng phương pháp đường đặc tính. Sử dụng phần mềm Maple giải hệ phương trình, đưa ra được biên dạng hợp lý của loa phụt súng SPG – 9, phần mềm Solidworks để mô phỏng 3D biên dạng mới xây dựng được, so sánh thông số biên dạng loa phụt mới với loa phụt cũ. Loa phụt được xây dựng có nhiều ưu điểm hơn so với loa phụt cũ như chiều dài, trọng lượng, kích thước giảm so với loa phụt cũ, tăng tính cơ động mà vẫn đảm bảo được yêu cầu kỹ thuật. Bên cạnh những ưu điểm trên, biên dạng của loa phụt mới phức tạp hơn, cần yêu cầu công nghệ cao hơn trong quá trình chế tạo. Nội dung nghiên cứu là cơ sở để tính toán, thiết kế, chế tạo, cải tiến loa phụt trong các bài tính toán loa phụt sau này.

Tài liệu tham khảo

[1] Phạm Thế Phiệt (1995). Lý thuyết động cơ tên lửa. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

[2] Phạm Thế Phiệt (2014). Cơ sở tính toán thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.

[3] Nguyễn Lạc Hồng, Nguyễn Thái Dũng (2014). Giáo trình cơ sở tính toán thiết kế vũ khí chống tăng đánh gần. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

[4] Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Thái Dũng, Võ Văn Biên (2016). Trang bị điển hình vũ khí phản lực. 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] Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ (1976). Thuật phóng trong của súng, pháo. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

[7] Nguyễn Văn Kiều (1999). Thủy khí động lực kỹ thuật. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Survey of the influence of the nozzle profile on the operation of the SPG-9 gun.

Abstract: *The article is based on the model and operation of the SPG-9 anti-tank gun, examining the influence of the nozzle profile on the gun's performance. Based on theoretical research, the nozzle profile is constructed using the characteristic curve method, and then Maple software is used to solve the equations to provide a reasonable profile for the SPG-9 gun nozzle, ensuring that the newly constructed nozzle profile meets the technical requirements. The results obtained serve as a foundation for future calculations, design, and manufacturing of the nozzle.*

Keywords: anti-tank gun SPG-9; subwoofer profile.

Nghiên cứu tính toán khả năng lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M trên xe tăng T90S lên giá pháo mặt đất 152mm D20

Nguyễn Đình Nga[1*], Nguyễn Viết Trung[1] ; Trần Thanh Hải[2]

[1] Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Vũ khí, Tổng cục công nghiệp Quốc phòng

[*] Email: nguyendinh210@gmail.com, Tel: 0988.610.191

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu tính toán khả năng lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M từ xe tăng T-90S lên giá pháo mặt đất 152mm D20. Nghiên cứu tập trung phân tích động học, động lực học và đánh giá khả năng chịu lực của hệ thống hãm lùi pháo 152mm D20 khi chịu tác động từ lực phát bắn của nòng pháo 125mm. Kết quả nghiên cứu cho thấy tính khả thi của giải pháp lắp đặt, đồng thời đề xuất các phương án cải tiến kỹ thuật như thiết kế lại cán điều tiết, điều chỉnh kết cấu giá pháo và tích hợp các giải pháp giảm chiều dài lùi để đảm bảo an toàn và ổn định cho pháo thử nghiệm.

Từ khóa: *Nòng pháo 125mm 2A46M, pháo mặt đất 152mm D20, xe tăng T-90S, hệ thống hãm lùi.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, xe tăng T-90S đã được biên chế trong Quân đội ta. Tuy nhiên, qua thời gian sử dụng, đạn dược đảm bảo cho huấn luyện và sẵn sàng chiến đấu có số lượng hạn chế. Nghiên cứu tính toán, thiết kế và chế tạo các loại đạn sử dụng cho nòng pháo 125mm 2A46M là nhu cầu cấp bách nhằm bổ sung lượng đạn tiêu thụ, giúp tiết kiệm chi phí và ngoại tệ từ việc nhập khẩu, đồng thời đáp ứng nhu cầu tự chủ sản xuất vũ khí trang bị kỹ thuật trong nước. Đặc biệt, trong bối cảnh tình hình thế giới và khu vực có nhiều biến động, việc nhập khẩu vật tư và trang thiết bị kỹ thuật liên quan đến vũ khí và đạn dược ngày càng trở nên khó khăn.

Xuất phát từ nhu cầu trên, Bộ Quốc phòng đã có kế hoạch nghiên cứu, chế tạo và thử nghiệm nòng pháo và các loại đạn tương ứng. Tuy nhiên, việc thử nghiệm và đánh giá nghiệm thu đạn trực tiếp trên xe tăng T-90S gặp nhiều khó khăn. Do đó, yêu cầu việc thử nghiệm phải được thực hiện trên giá pháo chuyên dụng.

Qua quá trình nghiên cứu, tính toán và đánh giá thực tế trang bị hiện có trong Quân đội, việc sử dụng giá pháo 152mm D-20 để lắp nòng pháo 125mm 2A46M là giải pháp phù hợp nhất. Giải pháp này không đòi hỏi phải thiết kế một giá pháo chuyên dụng hoàn toàn mới, giúp giảm chi phí đây là nhiệm vụ cấp bách hiện nay, có ý nghĩa khoa học và thực tiễn.

2. Tính toán khả năng lắp đặt

2.1 Giải bài toán thuật phóng trong pháo 125mm 2A46M

Trong nội dung bài báo khảo sát hai lại đạn uy lực lớn điển hình dùng cho nòng 125mm 2A46M đạn nổ phá sát thương ЗВОФ36 và Đạn xuyên thép ЗВБМ17

Theo các giả thiết và các phương trình vi phân thuật phóng xác định trong tài liệu [1,2].

2.1.1. Đạn nổ phá sát thương ЗВОФ36

Đạn ЗВОФ36 có khối lượng đầu đạn q = 23,0 kg, sử dụng liều phóng Ж40 [8,9] bao gồm các loại thuốc phóng sau:

+ Thuốc phóng 12/7 B/A trọng lượng: $\omega_1 = 5{,}0$ (kG);

+ Vỏ đạn cháy được trọng lượng: $\omega_2 = 0{,}405$ (kG).

+ Thể tích buồng đốt: $W_0 = 10,87\ dm^3$

Các thông số kỹ thuật và đặc trưng thuật phóng của thuốc phóng được trình bày trong bảng sau:

Bảng 1. Thông số, đặc trưng thuật phóng của thuốc phóng 12/7 B/A

Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Lực thuốc phóng	f_1	$1,036.10^6$	[kG.dm/kg]
Lượng cộng tích	α_1	1,007	[dm^3/kg]
Mật độ thuốc phóng	δ_1	1,6	[kg/dm^3]
Xung lượng của thuốc phóng	I_{k1}	733,9	[kG.s/dm^2]
Số mũ đoạn nhiệt	θ_1	0,222	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ_1	0,724	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	λ_1	0,18	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	μ_1	0,0217	

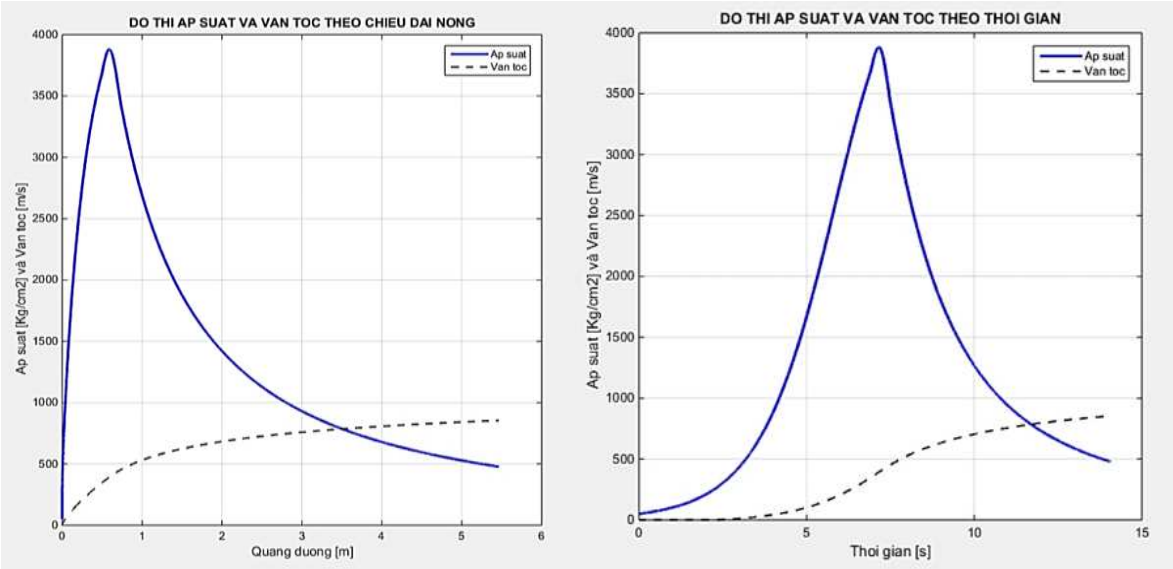
Bảng 2. Thông số, đặc trưng thuật phóng của vỏ đạn cháy được

Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Lực thuốc phóng	f_2	$0,554.10^6$	[kG.dm/kg]
Lượng cộng tích	α_2	1,325	[dm^3/kg]
Mật độ thuốc phóng	δ_2	1,6	[kg/dm^3]
Xung lượng của thuốc phóng	I_{k2}	1400	[kG.s/dm^2]
Số mũ đoạn nhiệt	θ_2	0,334	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ_2	1	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	λ_2	0	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	μ_2	0	

Bảng 3. Các thông số Các thông số chung của hai loại đạn

TT	Đại lượng	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Diện tích tiết diện lòng nòng	S	1,2272	[dm^2]
2	Quãng đường đạn chuyển động	l_d	54,64	[dm]
3	Thể tích buồng đốt	W_0	10,87	[dm^3]
4	Trọng lượng đầu đạn	q	23	[kG]
5	Trọng lượng thuốc phóng	ω	5,405	[kG]
6	Áp suất mồi	p_{moi}	5000	[kG/dm^2]
7	Lực thuốc mồi	f_{moi}	265035	[kG.dm/kg]
8	Gia tốc trọng trường	g	98,1	[dm/s^2]
9	Cỡ nòng	d	1,25	[dm]
10	Số mũ đoạn nhiệt	θ	0,2277	
11	Áp suất tống đạn	p_0	24995	[kG/dm^2]
12	Hệ số tính công thứ yếu	φ	1,098	

Các kết quả chính của bài toán thuật phóng trong: Áp suất lớn nhất: $P_{max} = 3320,5$ MPa; áp suất đầu nòng: $P_d = 46,8$ MPa,vận tốc đầu nòng nòng pháo: $V_d = 854,5$ m/s.



Hình 1. Đồ thị áp suất, vận tốc theo chiều dài nòng và thời gian

2.1.2. Đạn xuyên thép ЗВБМ17

Đạn xuyên thép ЗВБМ17 có trọng lượng đầu đạn q = 7,05 (kG), sử dụng liều phóng Ж63 [8,9] bao gồm các loại thuốc phóng sau:

+ Thuốc phóng 12/7 B/A trọng lượng: $\omega_1 = 0,4$ (kG);

+ Thuốc phóng 16/1 Tp B/A trọng lượng: $\omega_2 = 3,2$ (kG);

+ Thuốc phóng АПЦ-235П 16/1 trọng lượng: $\omega_3 = 4,6$ (kG);

+ Vỏ đạn cháy được trọng lượng: $\omega_4 = 1,485$ (kG).

+ Thể tích buồng đốt: $W_0 = 11,1$ dm^3

Bảng 4. Thông số, đặc trưng thuật phóng 16/1 Tp B/A

Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Lực thuốc phóng	f_2	$1,035.10^6$	[kG.dm/kg]
Lượng cộng tích	α_2	1,009	[dm^3/kg]
Mật độ thuốc phóng	δ_2	1,6	[kg/dm^3]
Xung lượng của thuốc phóng	I_{k2}	1060,14	[kG.s/dm^2]
Số mũ đoạn nhiệt	θ_2	0,224	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ_2	1	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	λ_2	0	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	μ_2	0	

Bảng 5. Thông số, đặc trưng thuật phóng АПЦ-235П 16/1

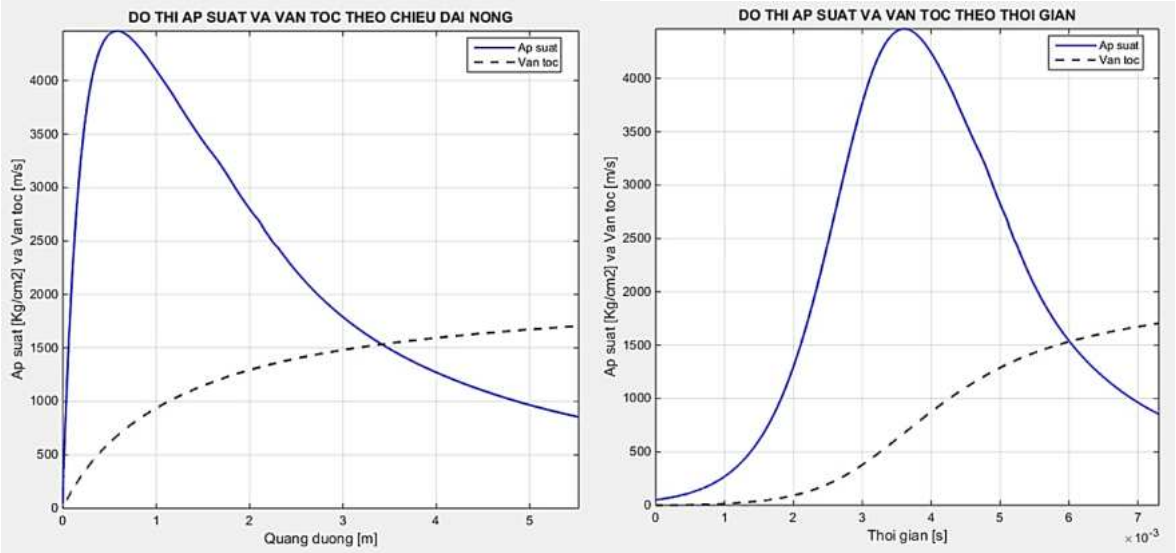
Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Lực thuốc phóng	f_3	$1,122.10^6$	[kG.dm/kg]
Lượng cộng tích	α_3	1,02	[dm^3/kg]
Mật độ thuốc phóng	δ_3	1,63	[kg/dm^3]
Xung lượng của thuốc phóng	I_{k3}	1162,08	[kG.s/dm^2]
Số mũ đoạn nhiệt	θ_3	0,25	

Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ_3	1	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	λ_3	0	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	μ_3	0	

Bảng 6. Thông số, đặc trưng thuật phóng của vỏ đạn

Tên gọi	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
Lực thuốc phóng	f_4	$0{,}554.10^6$	[kG.dm/kg]
Lượng cộng tích	α_4	1,325	[dm^3/kg]
Mật độ thuốc phóng	δ_4	1,6	[kg/dm^3]
Xung lượng của thuốc phóng	I_{k4}	1400	[kG.s/dm^2]
Số mũ đoạn nhiệt	θ_4	0,334	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	χ_4	1	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	λ_4	0	
Hệ số hình dạng thuốc phóng	μ_4	0	

Các kết quả chính của bài toán thuật phóng trong : Áp suất lớn nhất: P_{max} = 437,6 MPa. áp suất đầu nòng: P_d = 46,8 MPa, vận tốc đầu nòng nòng: V_d = 1704,8 m/s.

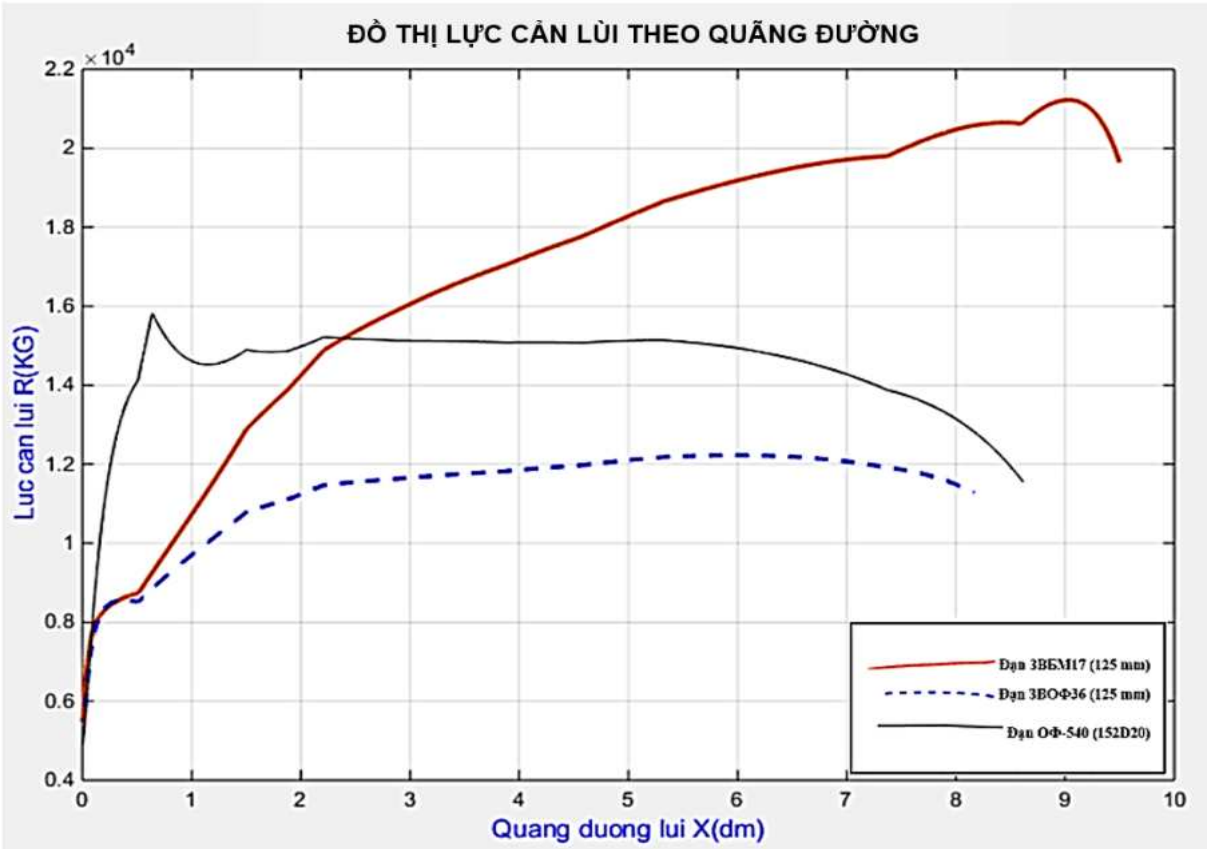


Hình 2. Đồ thị áp suất, vận tốc theo chiều dài nòng và thời gian

2.2. Giải bài toán ngược hãm lùi của pháo thử nghiệm dùng nòng pháo 125mm 2A46M lắp lên giá 152D20 chưa cải tiến.

Để tính toán, ta giải bài toán ngược hãm lùi, dựa trên các yếu tố sau: kích thước kết cấu của máy hãm lùi trên giá pháo 152mm D20 [3], nòng pháo thử nghiệm 125mm 2A46M [7,8] (không có loa hãm lùi) và kết quả tính toán từ bài toán thuật phóng trong, cơ sở lý thuyết và phương pháp tính toán trong tài liệu [4,5].

Kết quả bài toán ngược hãm lùi ở góc tầm 0^o đối với pháo thử nghiệm chưa cải tiến, được thực hiện bằng phần mềm MATLAB, như sau:



Hình 3. Đồ thị lực cản lùi theo độ dài lùi theo quãng đường

Kết quả giải bằng phần mềm Matlab ở góc tầm 0^0:

Đạn xuyên thép 3BБM17: Độ dài lùi của pháo là: λ = 950,07 mm, Lực cản lùi lớn nhất Rmax = 208.040,6 N

Đạn nổ phá sát thương 3BOФ36: Độ dài lùi của pháo là: λ = 816,3 mm, Lực cản lùi lớn nhất Rmax = 119.896,5N

3. Kết quả và thảo luận

Kết quả phân tích cho thấy khi sử dụng đạn nổ phá 3BOФ36 với áp suất tối đa (P_{max}) đạt 380,6 MPa và áp suất đầu nòng (P_d) là 46,8 MPa, quá trình lùi của pháo mặt đất diễn ra bình thường. Chiều dài lùi đo được là 816,3 mm, nằm trong chiều dài lùi tiêu chuẩn (730 mm < λ < 930 mm) [5]. Tuy nhiên, khi thử nghiệm với đạn xuyên thép 3BБM17 với P_{max} lên tới 437,6 MPa và P_d đạt 83,7 MPa, quá trình lùi xuất hiện hiện tượng bất thường, đoạn cuối hành trình lùi cho thấy lực hãm lùi biến động mạnh, không tuyến tính, chiều dài lùi λ = 950,07 mm vượt ngưỡng giới hạn (λgiới hạn = 950 mm), dẫn tới nguy cơ mất ổn định và có thể gây hư hỏng cho pháo thử nghiệm.

Để đảm bảo chiều dài lùi nằm trong giới hạn tiêu chuẩn và nâng cao độ ổn định, cần áp dụng các giải pháp kỹ thuật như: Thiết kế ống bọc nòng để tương thích kích thước giữa nòng pháo 125mm và giá pháo 152mm; điều chỉnh cấu trúc hộp khóa nòng, tính toán lại thiết kế máng pháo và tích hợp hệ thống loa hãm lùi; cải tiến cán điều tiết nhằm kiểm soát lực hãm và quá trình lùi của pháo tốt hơn.

Việc lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M từ xe tăng T-90S lên giá pháo mặt đất 152mm D20 mang lại nhiều lợi thế về kết cấu và động lực học. Đường kính nòng pháo nhỏ hơn giúp lắp đặt trực tiếp vào hộp khóa nòng và máng pháo của giá D20 mà không cần thay đổi lớn về thiết kế. Bên cạnh đó, việc tận dụng giá pháo 152mm D20 sẵn có trong các đơn vị quân đội giúp tiết kiệm chi phí và thời gian triển khai.

Để đảm bảo hiệu quả và độ bền của hệ thống, cần lựa chọn vật liệu có độ bền cao cho các chi tiết chịu tải trọng lớn. Các bộ phận cải tiến cần được lắp ráp hoàn chỉnh và thử nghiệm đánh giá độ bền, hiệu quả vận hành của pháo thử nghiệm.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã chứng minh tính khả thi của việc lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M từ xe tăng T-90S lên giá pháo mặt đất 152mm D20. Kết quả phân tích cho thấy chiều dài lùi của pháo chịu ảnh hưởng lớn từ loại đạn được sử dụng. Đối với đạn nổ phá ЗВОФ36, chiều dài lùi nằm trong giới hạn tiêu chuẩn, cho phép sử dụng mà không cần cải tiến lớn hệ thống hãm lùi. Tuy nhiên, khi sử dụng đạn xuyên thép ЗВБМ17, chiều dài lùi vượt quá giới hạn cho phép, đòi hỏi phải áp dụng các giải pháp kỹ thuật nhằm giảm chiều dài lùi và đảm bảo an toàn trong quá trình bắn. Các đề xuất kỹ thuật bao gồm thiết kế hệ thống loa hãm lùi, cải tiến cán điều tiết và điều chỉnh kết cấu giá pháo để tối ưu hóa hiệu quả hãm lùi. Kết quả nghiên cứu không chỉ khẳng định khả năng lắp đặt nòng pháo 125mm 2A46M lên giá pháo 152mm D20 một cách an toàn và ổn định, mà còn mở ra hướng cải tiến để mở rộng khả năng sử dụng với các loại đạn có áp suất cao hơn, góp phần nâng cao hiệu quả và độ tin cậy của hệ thống vũ khí trong các điều kiện tác chiến khác nhau.

Tài liệu tham khảo

[1] T.Đ. Điện (2004), Bài tập thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[2] N.X. Trình, N.Q. Lượng, N.T. Hiếu, N.V. Quảng (2015), Thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[3] NXB Quân đội nhân dân (1976), Hướng dẫn sử dụng pháo 152mm Đ-20.

[4] N.Q. Lượng (2009), Số liệu vũ khí – đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[5] K.Đ. Tuy, N.V. Trung, N.V. Dũng (2009), Cơ sở thiết kế hệ thống pháo, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[5] N.V. Dũng (2016), Tính toán, thiết kế thiết bị hãm lùi hệ thống pháo, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.

[7] NXB Binh chủng Tăng - Thiết giáp (2018), Thông số kỹ - chiến thuật xe tăng T90S, Hà Nội.

[8] K.Đ. Tuy, N.V. Dũng, B.Q. Việt (2018), Trang bị vũ khí xe tăng T-90C, Học viện Kỹ thuật Quân sự.

[9] Министерство Обороны СССР (1983), 125mm Танковые пушки 2А46-М, 2А46М-1 Техническое щписаниеб инстркция по эксплуатации, Москва военное издательство.

[10] Г.Г. Валеев, В.Ф. Сонин, Б.А. Соков (2004), Артиллерийские метательные заряды, ФГУП, Казань.

Research on the Feasibility of Installing the 125mm 2A46M Tank Barrel from T-90S on the 152mm D20 Field Gun

Abstract: *This paper presents the research results on the feasibility of installing the 125mm 2A46M tank barrel from the T-90S tank onto the 152mm D20 field gun mount. The study focuses on analyzing the kinematics, dynamics, and evaluating the load-bearing capacity of the 152mm D20 recoil system under the firing force of the 125mm barrel. The research results demonstrate the feasibility of this installation solution and propose technical improvement options, such as redesigning the buffer rod, adjusting the gun mount structure, and integrating recoil length reduction solutions to ensure safety and stability for the experimental gun.*

Keywords: *125mm 2A46M barrel, 152mm D20 field gun, T-90S tank, recoil system.*

Tối ưu hóa số lượng vũ khí trang bị kỹ thuật đưa vào sửa chữa tại kho vũ khí cấp chiến lược

Đinh Văn Ngọc[1], Nguyễn Văn Tuyến[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: dinhngochp1234@gmail.com; Mobile: 0377518297*

Tóm tắt

Bài báo tập trung sử dụng giải thuật quy hoạch tuyến tính để nghiên cứu, tính toán tối ưu hóa số lượng vũ khí trang bị kỹ thuật đưa vào Sửa chữa tại Kho Vũ khí cấp chiến lược. Kết quả của bài toán giúp người lập kế hoạch tìm ra phương án sửa chữa hợp lý giữa số lượng vũ khí trang bị kỹ thuật và nhân công lao động, trang thiết bị hiện có. Bài báo là một tài liệu tham khảo tốt cho các nhà quản lý nhằm tối ưu hóa năng lực sửa chữa của đơn vị mình khi tính đến các yếu tố ảnh hưởng.

Từ khóa: *Tối ưu hóa; thuật toán đơn hình; sửa chữa vũ khí.*

1. Đặt vấn đề

Vấn đề tối ưu được đề cập đến từ những năm 1930, bởi các nhà kinh tế trong việc giải quyết bài toán tối ưu hóa phân bổ tài nguyên. Việc giải các bài toán bài toán tối ưu hóa còn gặp nhiều khó khăn, thường chỉ giải được các bài toán hai biến dùng giải thuật đồ thị với các ràng buộc đơn giản và số lượng ít. Tuy nhiên, thực tiễn đời sống đòi hỏi các kỹ sư cần phải giải quyết các vấn đề phức tạp nhiều ràng buộc hơn. Vào năm 1947 - George Bernard Dantzig (8/11/1914–13/5/2005) – một người Mỹ, thành viên của không lực Hoa Kỳ. Ông đã đề xuất ra một giải thuật tối ưu được gọi là thuật toán đơn hình, giải quyết được vấn đề tối ưu nhiều biến và ràng buộc. Đây là một phương pháp thực sự có hiệu quả để giải những bài toán quy hoạch tuyến tính có ý nghĩa trong thực tiễn sản xuất góp phần đưa giải thuật lập trình tuyến tính được sử dụng một cách rộng rãi, cả trong lĩnh vực quân sự. Trong bối cảnh sử dụng vũ khí trang bị kỹ thuật trong các hoạt động quân sự, công tác sửa chữa và bảo dưỡng đóng vai trò quan trọng để duy trì khả năng chiến đấu của lực lượng vũ trang. Tuy nhiên, việc tối ưu hóa số lượng vũ khí cần sửa chữa là một thách thức lớn, đặc biệt trong điều kiện hạn chế về nguồn lực và thời gian. Việc xác định chính xác số lượng vũ khí cần sửa chữa và tối ưu hóa quá trình này giúp tiết kiệm chi phí, thời gian, và nguồn lực, đồng thời đảm bảo các vũ khí có sẵn luôn hoạt động trong tình trạng tốt nhất.

2. Giải thuật đơn hình

Bài toán quy hoạch tuyến tính thường viết dưới hai dạng phổ biến (1):

2.1 Dạng chính tắc

Ta có hàm mục tiêu [1]:

$$\text{Minimize } f(x_1, x_2, ..., x_n) = c_1 x_1 + c_2 x_2 + ... + c_n x_n \tag{1}$$

Với các điều kiện ràng buộc:

$$\begin{cases} a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + ... + a_{1n}x_n = b_1 \\ a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + ... + a_{2n}x_n = b_2 \\ ... \\ a_{m1}x_1 + a_{m2}x_2 + ... + a_{mn}x_n = b_n \end{cases} \tag{2}$$

Với:

$$x_1, x_2, ..., x_n \geq 0 \tag{3}$$

trong đó c_j, b_j 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 (3)

2.2. Dạng ma trận

Ngoài ra, bài toán quy hoạch tuyến tính còn thể hiện dưới dạng ma trận.

Hàm mục tiêu:

$$\text{Minimize } f(X) = c^T.X \tag{4}$$

Các điều kiện ràng buộc:

$$a.X = b \tag{5}$$

Với:

a – ma trận các hằng số của hàm ràng buộc;

X,b – lần lượt là các vecto tập hợp các biến dạng, giá trị ràng buộc;

$$X \geq 0 \tag{6}$$

$$X = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ . \\ . \\ x_n \end{Bmatrix} \quad b = \begin{Bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ . \\ . \\ b_m \end{Bmatrix} \quad c = \begin{Bmatrix} c_1 \\ c_2 \\ . \\ . \\ c_n \end{Bmatrix} \tag{7}$$

$$a = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & . & a_{1n} \\ a_{21} & a_{22} & . & a_{2n} \\ . & . & . & . \\ a_{m1} & a_{m2} & . & a_{mn} \end{bmatrix} \tag{8}$$

2.3. Phương pháp chuyển đổi về dạng chính tắc

Từ dạng chính tắc, ta thấy rằng: hàm mục tiêu phải là dạng cực tiểu, 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:

$$\text{Maximize } f(x_1, x_2, ..., x_n) = \mathrm{c}_1 x_1 + \mathrm{c}_2 x_2 + ... + \mathrm{c}_n x_n \tag{9}$$

Chuyển đổi hàm mục tiêu (9) về dạng chính tắc (10):

$$\text{Minimize } \mathrm{g}(x_1, x_2, ..., x_n) = -f(x_1, x_2, ..., x_n) \tag{10}$$

$$\text{Minimize } \mathrm{g}(x_1, x_2, ..., x_n) = -\mathrm{c}_1 x_1 - \mathrm{c}_2 x_2 - ... - \mathrm{c}_n x_n \tag{11}$$

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 (10) biến đổi thành (11) 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"

$$a_{k1}x_1 + a_{k2}x_2 + ... + a_{kn}x_n \ge b_k \quad (14)$$

Trong trường hợp này được gọi là đơn hình kép (dual problem). Ta cần biến đổi ma trận ***a*** từ bảng đơn hình thiết lập ban đầu thành ma trận chuyển a^T . Khi đó hàm mục tiêu và các hàm ràng buộc sẽ được biến đổi nghịch đảo so với ban đầu. Như vậy các hàm ràng buộc (14) được biến đổi thành (15) đảm bảo thỏa mãn dạng chính tắc.

$$a^{'}.Y \le b^{'} \quad (15)$$

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, với những phép biến đổi đơn giản thì bài toán với các điều kiện phức tạp có thể biến đổi về dạng chính tắc.

2.4. Giải thuật đơn hình

Để giải quyết vấn đề tối ưu, ta thường lập bảng đơn hình. Giả sử cần tối ưu hóa hàm mục tiêu có k biến cơ sở với n ràng buộc [2]:

Bước 1: Chuyển đổi về dạng chính tắc nếu cần (xem mục 2.3).

Bước 2: Thiết lập bảng đơn hình

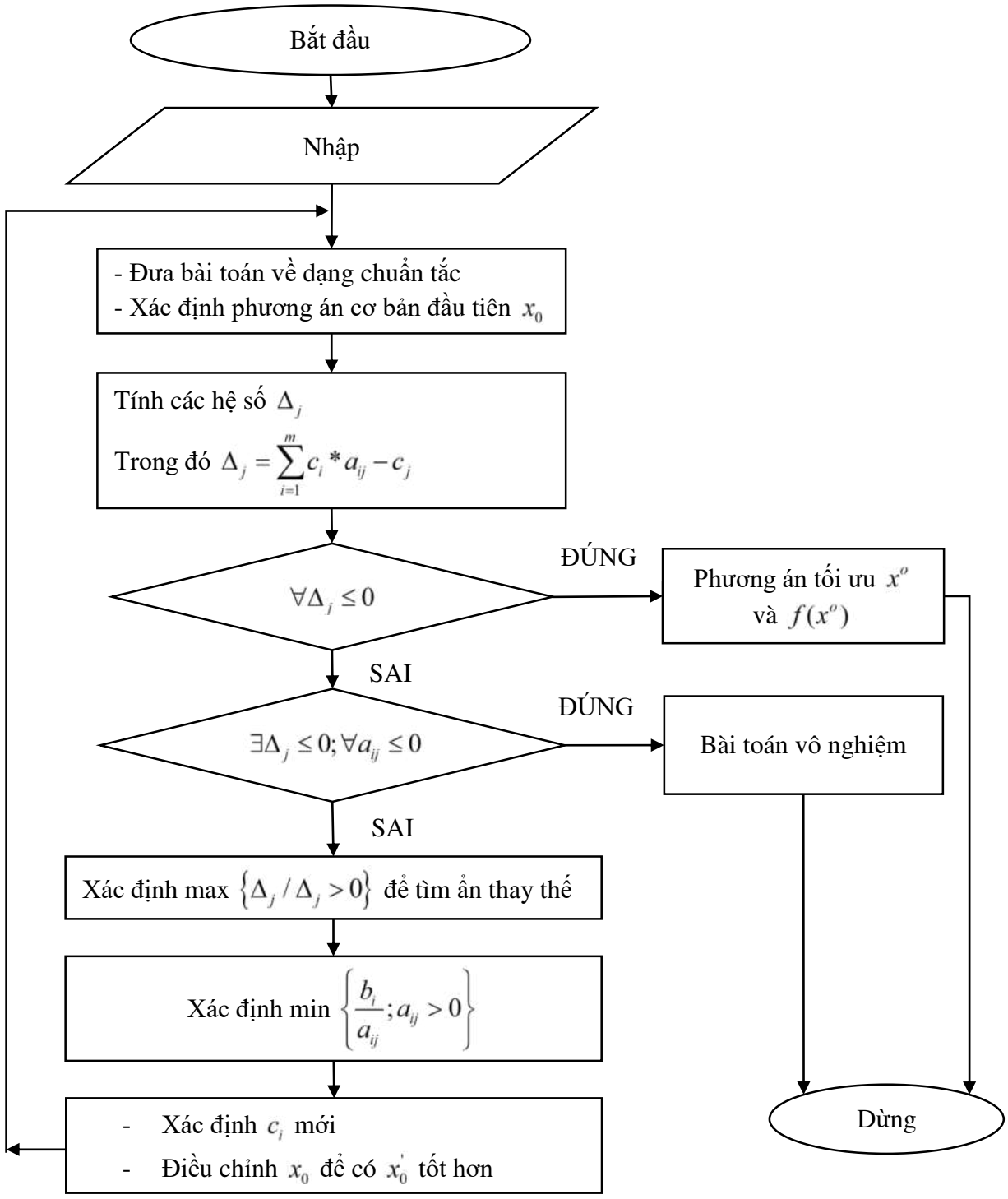
- Thiết lập hệ gồm n các ràng buộc. Trong đó có k biến cơ sở được xây dựng trên n phương trình và (n+k) biến.

- (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 có thể được sử dụng bằng các công cụ lập trình như Visual basic, Matlab, Mathcad. Quy trình thể hiện như sơ đồ khối hình 1.



Hình 1: Sơ đồ khối thuật toán đơn hình giả

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 tháng. Theo dự kiến kế hoạch sửa chữa năm, trong tháng đơn vị sẽ tiến hành sửa chữa trong 3 loại vũ khí là súng ngắn K54, súng tiểu liên AK và súng cối 60mm. Tổng số công lao động của đơn vị để thực hiện nhiệm vụ sửa chữa là 1500 công; mức độ tiêu hao thiết bị sửa chữa của đơn vị tối đa 1000 giờ. Ngoài ra, số lượng súng ngắn sửa chữa theo kế hoạch còn lại của năm là 200 khẩu và số lượng súng tiểu liên AK sửa chữa nhỏ nhất là 100 khẩu. 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.

Tính toán tối ưu số lượng vũ khí sửa chữa sao cho mức tiêu hao vật tư là nhỏ nhất.

Bảng 1. Định mức sửa chữa của các loại vũ khí

Các yếu tố	Súng ngắn K54	Súng tiểu liên AK	Súng cối 60mm
Công lao động (Công)	2	4	5

Các yếu tố	Súng ngắn K54	Súng tiểu liên AK	Súng cối 60mm
Tiêu hao thiết bị (giờ)	1	3	3
Vật tư tiêu hao (Triệu đồng)	0,1	0,4	0,3

Xác định số lượng vũ khí sửa chữa tối ưu của đơn vị trong một tháng sao cho Vật tư tiêu hao 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 ngắn K54 sửa chữa;

x_2 - số lượng súng tiểu liên AK sửa chữa;

x_3 - số lượng súng cối 60mm sửa chữa.

Xây dựng hàm mục tiêu: Ta có hàm lượng vật tư tiêu hao tối thiểu:

$$f = 0,1x_1 + 0,4x_2 + 0,3x_3 \tag{17}$$

Các điều kiện ràng buộc theo yêu cầu của đề bài:

- Ràng buộc về tổng công lao động thực tế của đơn vị:

Tổng công sử dụng để sửa chữa vũ khí: $(2x_1 + 4x_2 + 5x_3)$ công. Do tổng số công thực tế của đơn vị trong một tháng không thể vượt 1500 công:

$$2x_1 + 4x_2 + 5x_3 = 1500 \tag{18}$$

- Ràng buộc về thời gian sử dụng thiết bị sửa chữa:

Tổng thời gian sử dụng các thiết bị sửa chữa vũ khí của đơn vị trong một tháng: $(x_1 + 3x_2 + 3x_3)$ giờ. Do tổng số thời gian thực tế sử dụng các thiết bị sửa chữa không thể vượt 1000 giờ:

$$x_1 + 3x_2 + 3x_3 \le 1000 \tag{19}$$

- Ràng buộc yêu cầu về số lượng sửa chữa:

$$x_1 \le 200\,;\ x_2 \ge 100 \tag{20}$$

Hệ phương trình ràng buộc:

$$\begin{cases} 2x_1 + 4x_2 + 5x_3 = 1500 \\ x_1 + 3x_2 + 3x_3 \le 1000 \\ x_1 \le 200 \\ x_2 \ge 100 \end{cases} \tag{21}$$

Bài toán chưa phải dạng chính tắc. Đưa về dạng chính tắc, ta thêm ba ẩn phụ $x_4, x_5, x_{6.} (x_j \ge 0,\ j = \overline{4,6})$:

$$\begin{cases} 2x_1 + 4x_2 + 5x_3 = 1500 \\ x_1 + 3x_2 + 3x_3 + x_4 = 1000 \\ x_1 + x_5 = 200 \\ x_2 - x_6 = 100 \end{cases} \tag{22}$$

Ma trận hệ số ràng buộc:

$$a = \begin{bmatrix} 2 & 4 & 5 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 3 & 3 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{matrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{matrix} \quad (23)$$

Do ma trận a thiếu cột đơn vị e_1, e_4 nên bài toán chưa có dạng chuẩn. Ta thêm vào ràng buộc chính thứ nhất và thứ 4 ẩn giả $x_7, x_8 \geq 0$, ta được bài toán dạng chuẩn như sau:

$$f = 0,1x_1 + 0,4x_2 + 0,3x_3 + Mx_7 + Mx_8 \qquad (M>>) \quad (24)$$

$$\begin{cases} 2x_1 + 4x_2 + 5x_3 + x_7 = 1500 \\ x_1 + 3x_2 + 3x_3 + x_4 = 1000 \\ x_1 + x_5 = 200 \\ x_2 - x_6 + x_8 = 100 \end{cases} \quad (25)$$

$$x_j \geq 0,\ j = \overline{1,8} \quad (26)$$

Từ đó, ta có thiết lập bảng đơn hình như sau:

Bảng 2. Bảng giải thuật đơn hình

Hệ số	**Ẩn cơ bản**	**Phương án**	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	λ_j
			0,1	0,4	0,3	0	0	0	
M	x_7	1500	2	4	5	0	0	0	300
0	x_4	1000	1	3	3	1	0	0	
0	x_5	200	1	0	0	0	1	0	
M	x_8	100	0	1	0	0	0	-1	
			2M-0,1	5M-0,4	**5M-0,3**	0	0	-M	Δ_j
0,3	x_3	300	2/5	4/5	1	0	0	0	
0	x_4	100	-1/5	3/5	0	1	0	0	
0	x_5	200	1	0	0	0	1	0	
M	x_8	100	0	1	0	0	0	-1	100
			1/50	**M-4/25**	0	0	0	-M	Δ_j
0,3	x_3	220	2/5	0	1	0	0	4/5	
0	x_4	40	-1/5	0	0	1	0	3/5	
0	x_5	200	1	0	0	0	1	0	200
0,4	x_2	100	0	1	0	0	0	-1	
			1/50	0	0	0	0	-2/25	Δ_j
0,3	x_3	140	0	0	1	0	-2/5	4/5	
0	x_4	80	0	0	0	1	1/5	3/5	
0,1	x_1	200	1	0	0	0	1	0	
0,4	x_2	100	0	1	0	0	0	-1	
		102	0	0	0	0	-1/50	-4/25	$\forall\Delta_j \leq 0$

Từ bảng 2, ta có phương án tối ưu của bài toán:

$x^o(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6, x_7, x_8) = (200,100,140,80,0,0,0,0)$

$f(x^o) = 102$

Vậy mức tiêu hao vật tư sửa chữa tối thiểu là 102 triệu, phương án tối ưu số lượng vũ khí sửa chữa trong tháng là: 200 khẩu súng ngắn K54, 100 khẩu súng tiểu liên AK, 140 khẩu súng cối 60mm.

4. Giải bài toán tối ưu hóa năng lực sửa chữa bằng phần mềm Matlab

Hàm mục tiêu có dạng tuyến tính (dạng tổng quát) [3]:

$$f =< c, x >= c^T x = \sum_{j=1}^{n} c_j x_j \rightarrow \min. \quad (27)$$

Ràng buộc có dạng tuyến tính: $a.x \le b$; $a_{eq}.x = b_{eq}$; $lb \le x \le ub$

Trong đó:

x - vecto các biến trạng thái

c - vecto các hệ số của hàm mục tiêu; c^T - vecto c chuyển vị

b, b_{eq} - vecto vế phải của hàm ràng buộc bất đẳng thức, đẳng thức (equality)

lb, ub - vecto giới hạn dưới (lower bound), giới hạn trên (upper bound)

a, a_{eq} - ma trận của ràng buộc bất đẳng thức, đẳng thức.

Ta tiến hành khai báo các thông số bài toán và chạy chương trình trên phần mềm Matlab:

```
c = [0.1 0.4 0.3];
a = [1 3 3;1 0 0;0 -1 0];
b = [1000;200;-100];
lb = zeros(1,3); aeq =[2 4 5]; beq = [1500]; ub =[];
[x,min_f]=linprog(c,a,b,aeq,beq,lb,ub)
```

**** Kết quả:***

```
x = [200; 100; 140]
Min_f = 102
```

Mức tiêu hao vật tư sửa chữa tối thiểu là 102 triệu, phương án tối ưu số lượng vũ khí sửa chữa trong tháng là: 200 khẩu súng ngắn K54, 100 khẩu súng tiểu liên AK, 140 khẩu súng cối 60mm.

5. Kết luận

Kết quả cho thấy giải thuật đơn hình mà tác giả đã đề xuất trên nền tảng Matlab cho kết quả thực sự tối ưu trong việc giải các vấn đề tuyến tính, giải thuật đơn giản. 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 thiểu hóa chi phí 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] Thái Phương Trúc (2021).Tối ưu chi phí vận chuyển dùng giải thuật đơn hình. Số 53A, Tạp chí Khoa học và Công nghệ.

[2] Nguyễn Đức Hiền (2009). Giáo trình quy hoạch tuyến tính. Nhà xuất bản thông tin và truyền thông.

[3] 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.

Optimize the number of technical equipment weapons brought into repair at the strategic weapons depot

Abstract: *The article focuses on using linear programming algorithms to research and calculate the optimization of the number of technical weapons and equipment put into repair at the strategic-level Weapons Warehouse. The results of the problem help planners find a reasonable repair plan between the number of technical weapons and equipment and existing labor and equipment. The article is a good reference for managers to optimize their unit's repair capacity when taking into account influencing factors.*

Keywords: Optimized; the simplex algorithm; weapon repair.

Nghiên cứu một số yếu tố về khai thác, sử dụng ảnh hưởng đến quá trình làm việc của máy hãm lùi pháo 152mm Đ20

Lê Quang Nhâm[1*], Nguyễn Văn Dũng[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: nham.quang.1@gmail.com*

Tóm tắt

Máy hãm lùi kiểu cán điều tiết, hãm đẩy lên kiểu rãnh được sử dụng phổ biến trong pháo binh, đặc biệt trong các loại pháo dã chiến hệ I của Liên Xô cũ và các nước xã hội chủ nghĩa. Trên cơ sở khảo sát, đo đạc cụ thể, chi tiết các thông số trên thiết bị hãm lùi của pháo 152mm Đ20, phân tích kết cấu và nguyên lý làm việc, bài báo xây dựng công thức tính lực hãm lùi thuỷ lực, lực cản lùi có tính đến sự thay đổi trọng lượng thuốc phóng và áp dụng giải bài toán động lực học khối lùi khi lùi của pháo 152mm Đ20. Kết quả khảo sát cho thấy sự thay đổi trọng lượng thuốc phóng, diện tích khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết ảnh hưởng đến các yếu tố như áp suất, vận tốc, lực hãm lùi thuỷ lực, tốc độ lùi và lực cản lùi lớn nhất trong quá trình khai thác, sử dụng.

***Từ khóa**: thiết bị hãm lùi; lực hãm lùi thủy lực; lực cản lùi; tốc độ lùi; pháo 152mm Đ20.*

1. Mở đầu

Pháo mặt đất nói chung và pháo 152mm Đ20 nói riêng, máy hãm lùi đóng vai trò quyết định trong việc đảm bảo tính hiệu quả và độ bền vững khi pháo hoạt động ở các điều kiện khác nhau. Quá trình khai thác và sử dụng pháo mặt đất có ảnh hưởng đáng kể đến thiết bị hãm lùi như: khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết, trọng lượng thuốc phóng, điều kiện môi trường, quá trình bảo dưỡng…Nếu không được kiểm soát tốt, những yếu tố này có thể dẫn đến sự hư hỏng, làm giảm độ tin cậy và an toàn của hệ thống pháo.

Trên cơ sở phân tích kết cấu và nguyên lý làm việc, bài báo xây dựng công thức tính lực hãm lùi thuỷ lực, lực cản lùi R có kể đến một số yếu tố ảnh hưởng đến quá trình làm việc của pháo 152mm Đ20 như: trọng lượng thuốc phóng; khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết.

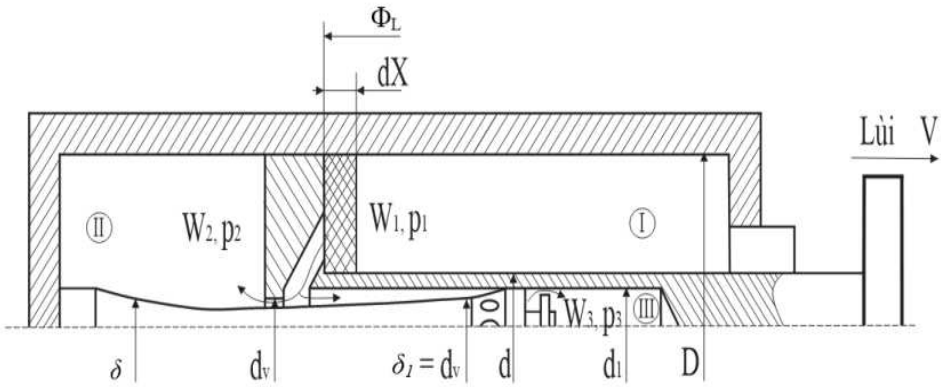
2. Bài toán ngược máy hãm lùi pháo 152mm Đ20

2.1. Các giả thiết và mô hình tính toán

*) Các giả thiết khi tính toán lực hãm thủy lực

- Máy hãm lùi được điền đầy dầu đồng nhất và không bị nén;
- Khi nòng lùi các dòng dầu là liên tục không bị gián đoạn;
- Áp suất dầu ở từng điểm của khoang được xét là như nhau.

*) Mô hình tính toán:



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý kết cấu máy hãm lùi cán điều tiết

2.2. Xác định công thức tính các lực cản lùi

*) Các kích thước kết cấu sử dụng trong tính toán:

- D là đường kính trong của ống hãm lùi;
- d là đường kính ngoài của cán piston (cán hãm lùi);
- d_1 là đường kính trong của cán (đường kính hốc cán hãm lùi);
- δ là đường kính cán điều tiết (thay đổi theo chiều dài);
- d_V là đường kính vòng điều tiết;
- dX là số gia quãng đường lùi.

*) Các diện tích sử dụng trong tính toán

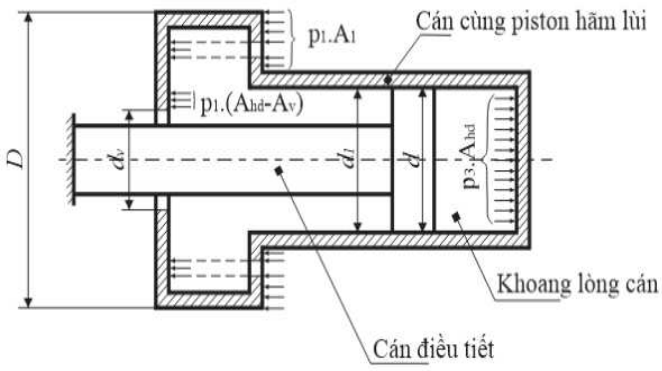
- Diện tích mặt làm việc của piston khi lùi: $A_1 = \frac{\pi}{4}\left(D^2 - d^2\right)$;
- Diện tích mặt làm việc của piston khi đẩy lên: $A_1^{'} = \frac{\pi}{4}\left(D^2 - d_V^2\right)$;
- Diện tích mặt làm việc của khoang lòng cán: $A_{hd} = \frac{\pi}{4} d_1^2$;
- Diện tích vòng điều tiết: $A_V = \frac{\pi}{4} d_V^2$;
- 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:

$$\Omega = \frac{\pi}{4}\left(d_1^2 - \delta_{x\max}^2\right)$$

*) Các kí hiệu về tốc độ và áp suất

- V là tốc độ chuyển động của khối lùi khi lùi;
- W_1 là tốc độ dòng dầu chảy từ khoang I vào khoang trong piston;
- W_2 là tốc độ của dòng dầu qua lỗ chảy a_x (dòng chính);
- W_3 là tốc độ của dòng dầu qua khe hở Ω_1 vào khoang III (dòng phụ);
- p_1 là áp suất dầu trong khoang I và khoang trong piston;
- p_2 là áp suất dầu trong khoang II;
- p_3 là áp suất dầu trong khoang III.

*) Sơ đồ tính toán:



Hình 2. Sơ đồ tính toán lực hãm thuỷ lực Φ_L

- Từ sơ đồ tính toán (hình 2), lực cản thuỷ lực được tính theo công thức:

$$\Phi_L = p_1 A_1 + p_1(A_{hd} - A_V) - p_3 A_{hd}. \quad (1)$$

$$\Phi_L = p_1(A_1 - A_V) + (p_1 - p_3)A_{hd}. \quad (2)$$

- Xây dựng công thức cụ thể của lực hãm thuỷ lực Φ_L phải xác định được giá trị p_1 và p_3

Do áp suất $p_2 = 0$ và $W_1 << W_2$; $W_1 << W_3$ nên có thể coi $\frac{W_1^2}{2} = 0$;

$h = \zeta_2 \frac{W_2^2}{2}$ là tổn thất của dòng dầu chảy qua khe hở giữa cán điều tiết và vòng điều tiết với ζ_2 là hệ số tổn hao thuỷ lực; dòng dầu qua khe hở hẹp Ω được xác định: $h_3 = \zeta_3 \frac{W_3^2}{2}$, trong đó ζ_3 là hệ số tổn thất thuỷ lực.

$\varepsilon_1 a\, W_2\, dt$ là lượng dầu chảy vào khoang II trong khoảng thời gian dt;

δ_1 là hệ số thắt dòng dầu chính qua khe hở giữa vòng và cán điều tiết;

$k_1 = \frac{1+\zeta_2}{\varepsilon_1^2}$ là là hệ số cản dòng chính.

+ Công thức tính áp suất p_1 từ phương trình Bernuli đối với dòng dầu chảy từ khoang I sang khoang II:

$$p_1 = \frac{k_1 \rho}{2} \cdot \left(\frac{A_1 - A_\delta}{a_x} \right)^2 V^2 \quad (3)$$

+ Phương trình Bernuli 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 đuôi cán điều tiết không bị tổn hao có dạng:

$$\frac{p_1}{\rho} + \frac{W_1^2}{2} = \frac{p_3}{\rho} + \frac{W_3^2}{2} + h \quad (4)$$

$$\Leftrightarrow p_1 - p_3 = \frac{1+\zeta_3}{2} \rho\, W_3^2 \quad (5)$$

$$p_1 - p_3 = \frac{k_3 \rho}{2} \cdot \frac{A_{hd}^2}{\Omega^2} V^2 \quad (6)$$

Đặt $A_{tg} = A_1 - A_V$ là diện tích thu gọn của piston ta được: $A_1 - A_\delta = A_{tg} + a_x$.

Vậy ta có công thức đầy đủ tính lực hãm lùi thuỷ lực có dạng:

$$\Phi_{\mathrm{L}} = \frac{k_1 \rho}{2}\left[\left(\frac{A_{tg}}{a_x}+1\right)^2 A_{tg} + \frac{k_3}{k_1}\frac{A_{hd}^3}{\Omega^2}\right] V^2 \qquad (7)$$

**) Hệ phương trình vi phân chuyển động máy hãm lùi*

Hệ phương trình vi phân chuyển động máy hãm lùi dùng để tính toán bằng phương pháp tính phân số có dạng như sau:

$$\begin{cases} \dfrac{dV}{dt} = \dfrac{P_{\mathrm{lg}} - R}{M_o} \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \qquad (8)$$

R là hợp lực cản lùi, được xác định theo công thức: $R = \Phi_L + \Pi + R_f - Q_O.\sin\varphi$,

$\Pi = \Pi_{\mathrm{o}}\left(\dfrac{H_o}{H_o - X}\right)^n$ là lực máy đẩy lên khí nén (Π_0 là lực máy đẩy lên ban đầu, H_0 là chiều cao quy đổi thể tích khí ban đầu, n là chỉ số đa biến);

$R_f = fQ_0\cos\varphi + vQ_0 = Q_0(f\cos\varphi + v)$ là hợp lực ma sát (Q_0 là trọng lượng khối lùi, f_{ms} là hệ số ma sát ở máng định hướng, υ là hệ số tỷ lệ hợp lực ma sát với trọng lượng khối lùi, φ là góc tầm).

2.2. Giải bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20

2.2.1. Giải bài toán thuật phóng trong

a. Các giả thiết

Theo các giả thiết và các phương trình vi phân thuật phóng được xác định trong tài liệu [4].

Bảng 1. Thông số giải bài toán thuật phóng trong của pháo 152mm Đ20

TT	Tên các tham số	Ký hiệu	Thông dụng	
			Đơn vị	Trị số
1	Thể tích buồng đốt	W_0	dm^3	12,505
2	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng	S	dm^2	1,875
3	Chiều dài đạn chuyển động trong lòng nòng	l_d	dm	35,9
4	Trọng lượng đầu đạn	q	kG	43,56
5	Áp suất tổng đạn	p_0	kG/dm^2	3.10^4
6	Trọng lượng thuốc phóng	ω	kG	8,3
7	Lực thuốc phóng	f_0	$kG.dm/kg$	960000
8	Lượng cộng tích	α	dm^3/kg	1
9	Mật độ thuốc phóng	δ	kG/dm^3	1,6
10	Xung lượng áp suất khí thuốc	I_k	$kG.s/dm^3$	1670
11	Hệ số công thứ yếu	K		1,123
12	Đặc trưng hình dạng thuốc phóng	χ	-	1,06
		$\chi.\lambda$	-	-0,06
		θ	-	0,2

b. Kết quả giải bài toán thuật phóng trong

Hệ phương trình thuật phóng trong:

1. $\dfrac{dv}{dt} = \xi_3.\dfrac{s}{\varphi.m_d}.p$

2. $\dfrac{dl}{dt} = \xi_3.v$

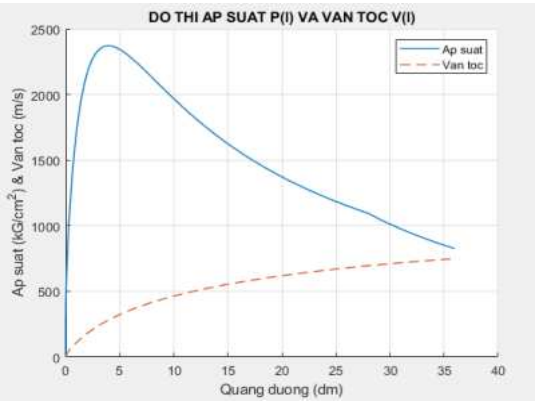
3. $\frac{dz}{dt} = \xi_2 . \frac{p}{I_k}$

4. $\frac{d\omega}{dt} = \xi_2 . \omega . (1 + 2 . \lambda . z)$

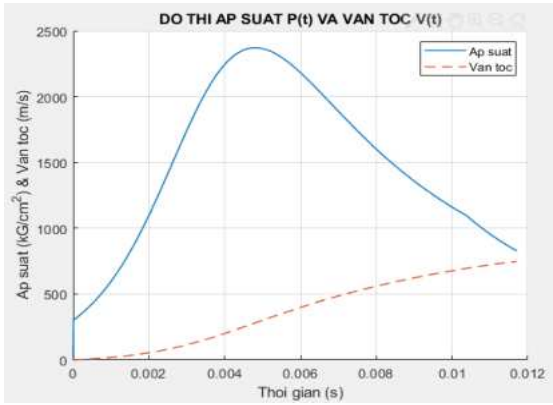
5. $\frac{d\mathrm{W}}{dt} = \xi_2 . \frac{1 - \alpha . \delta}{\delta} . \chi . \omega . (1 + 2 . \lambda . z) . \frac{p}{I_k} + \xi_3 . s . v$

6. $\frac{dp}{dt} = \left[f \frac{d\omega}{dt} . \mathrm{g} - \left(k_1 + k \frac{d\mathrm{W}}{dt} \right) \right] . \frac{p}{\mathrm{W}}$

Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng bằng phương pháp Runge -Kuta, lập trình trên phần mềm Matlap kết quả như sau:



Hình 3. Đồ thị áp suất thuật phóng và sơ tốc đầu đạn theo quãng đường



Hình 4. Đồ thị áp suất thuật phóng và sơ tốc đầu đạn theo thời gian

- Kết quả tính toán thuật phóng trong tương đối sát với kết quả thử nghiệm thực tế và số liệu trong tài liệu [2]:

+ Giá trị áp suất lớn nhất trong nòng tính toán là 2371,2 (kG/cm^2), theo trang 26 [2] là 2350 kG/cm^2, sai số 0,89 %;

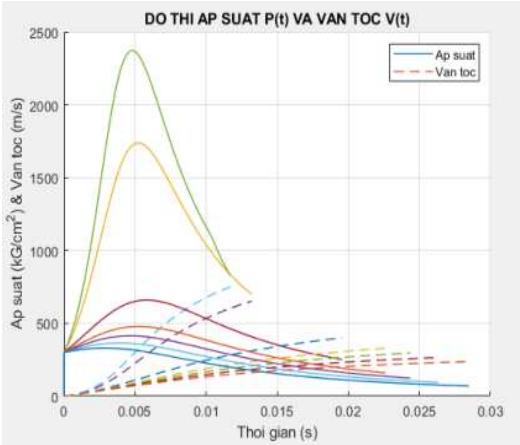
+ Vận tốc của đạn ở đầu nòng theo tính toán là 748,76 (m/s), theo trang 26 [2] là 795 m/s, sai số 5,82%;

+ Sai số được xác định do khi tính toán đã đưa vào các giả thiết nhằm để giải bài toán được đơn giản, sai số khi tính toán ở trên có độ chính xác tương đối, giá trị nằm trong giới hạn cho phép.

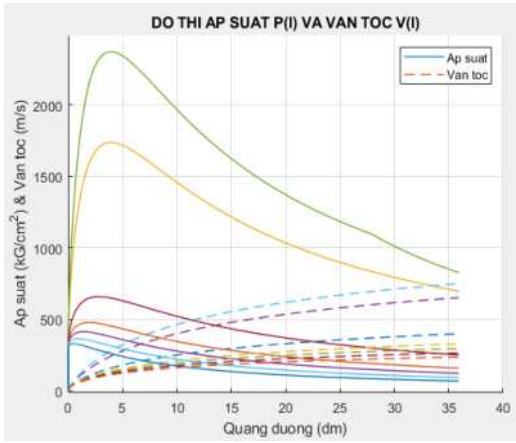
c. Kết quả bài toán thuật phóng trong kể đến sự thay đổi trọng lượng thuốc phóng

Bảng 2. Kết quả thuật phóng trong ứng với trọng lượng liều phóng thay đổi

TT	Liều nguyên	Liều nguyên-1	Liều giảm-2	Liều giảm-3	Liều giảm-4	Liều giảm-5	Liều giảm-6
Trọng lượng liều phóng (kG)	8,3	7,3	4,11	2,98	2,415	1,850	1,285
Vận tốc lớn nhất (m/s)	233,56	202,41	110,98	80,038	64,685	49,326	33,971
Áp suất lớn nhất (kG/cm^2)	2371,2	1737	659,05	478,05	413,65	364,62	329,89



Hình 5. Đồ thị áp suất thuật phóng và sơ tốc đầu đạn theo thời gian

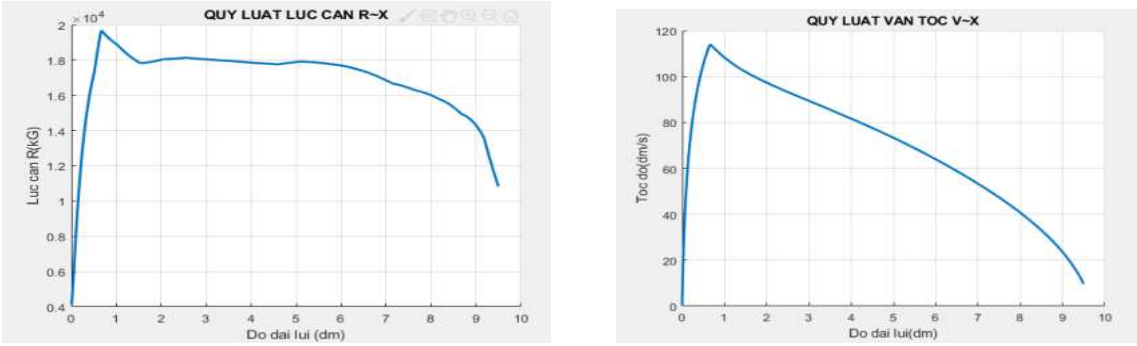


Hình 6. Đồ thị áp suất thuật phóng và sơ tốc đầu đạn theo quãng đường

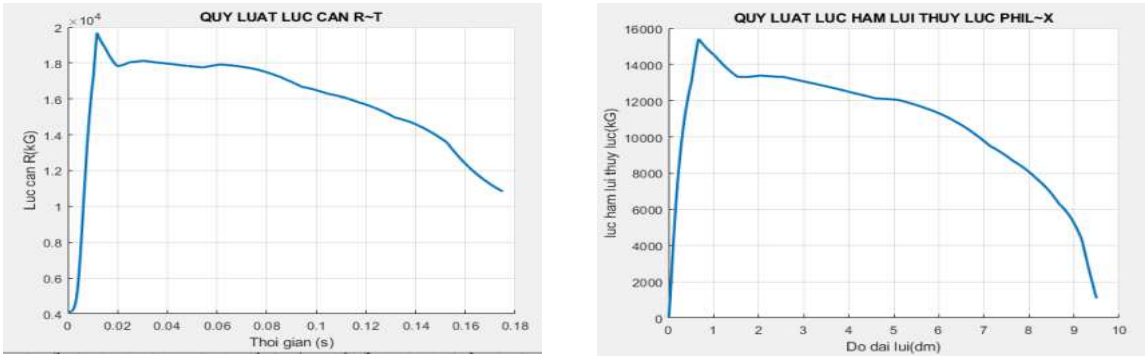
2.2.2. Giải bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20 có kể đến sự thay đổi trọng lượng thuốc phóng

a. Giải bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20

Kết hợp sáu phương trình vi phân thuật phóng trong và hai phương trình vi phân chuyển động của khối lùi để giải đồng thời, ta xác định được quy luật lực cản lùi và tốc độ lùi của khối lùi. Kết quả tính cho pháo 152mm Đ20.



Hình 7. Đồ thị lực cản lùi, tốc độ lùi theo chiều dài lùi



Hình 8. Đồ thị lực cản lùi theo thời gian

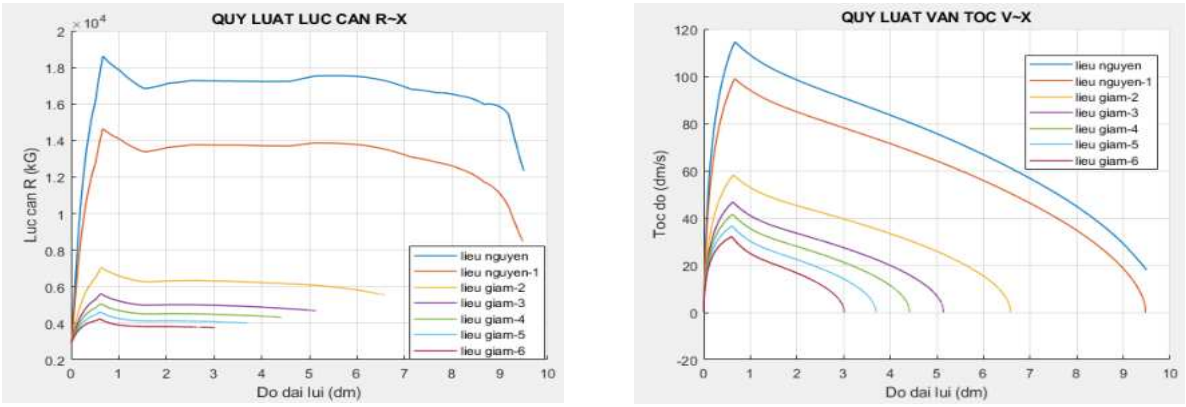
Hình 9. Đồ thị lực cản lùi thuỷ lực theo chiều dài lùi

Kết quả:

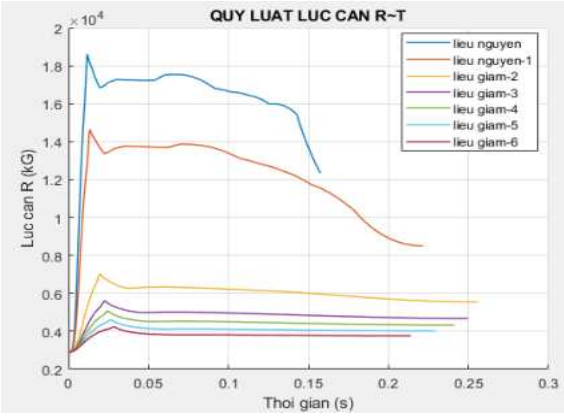
- Độ dài lùi của pháo là 9.4432 (dm) ở góc tầm 0^0 và 9.500 (dm) ở góc tầm 45^0 . Kết quả này tương đối hợp lý nằm trong giới hạn cho phép của pháo (7.3 < X< 9.5 [dm]).

- Lực cản lùi lớn nhất Rmax=20316 (kG) ở góc tầm 0^0 và Rmax=18615 (kG) ở góc tầm 45^0.

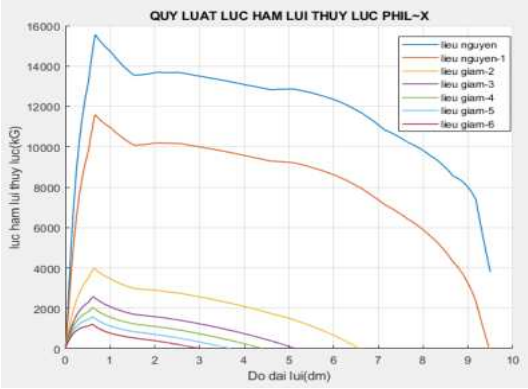
b. Kết quả bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20 kể đến sự thay đổi trọng lượng liều phóng



Hình 10. Đồ thị lực cản lùi, tốc độ lùi theo chiều dài lùi



Hình 11. Đồ thị lực cản lùi theo thời gian



Hình 12. Đồ thị lực cản lùi thuỷ lực theo chiều dài lùi

Bảng 3. Bảng giá trị lực cản lùi lớn nhất ứng với trọng lượng liều phóng thay đổi

TT	Liều nguyên	Liều nguyên-1	Liều giảm-2	Liều giảm-3	Liều giảm-4	Liều giảm-5	Liều giảm-6
Trọng lượng liều phóng (kG)	8,3	7,3	4,11	2,98	2,415	1,850	1,285
Tốc độ lùi lớn nhất (dm/s)	114,59	98,93	58,025	46,77	41,571	36,665	32,971
Lực cản lùi Rmax (kG)	18615	14639	7042,7	5621	5076,9	4620,5	4247

Kết quả:

- Lực cản lùi Rmax giảm đáng kể theo mức giảm liều. Lực cản lùi lớn nhất Rmax=18615 (kG) khi bắn ở liều nguyên và giảm xuống 4247 (kG) khi bắn ở liều giảm-6.

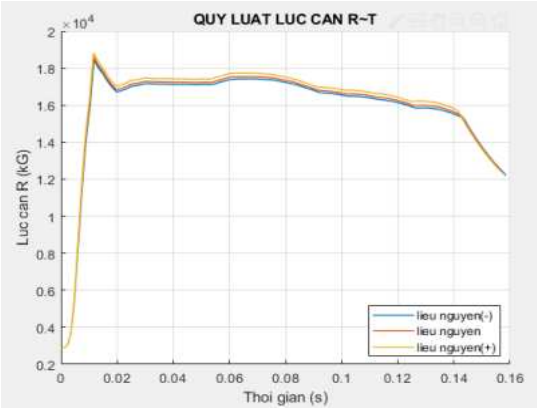
- Tốc độ lùi lớn nhất giảm theo trọng lượng liều phóng. Khi trọng lượng liều giảm, tốc độ lùi giảm từ 114,59 dm/s (liều nguyên) xuống còn 32,971 dm/s (liều giảm-6)**.** Điều này cho thấy mức độ ảnh hưởng trực tiếp của trọng lượng liều lên tốc độ lùi.

c. Kết quả bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20 kể đến sai số trọng lượng liều phóng

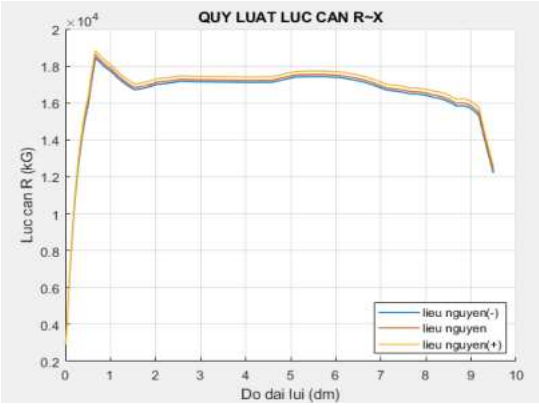
Bảng 4. Bảng giá trị lực cản lùi lớn nhất ứng với sai số trọng lượng liều phóng

TT	Liều nguyên	Liều giảm-6

Trọng lượng liều phóng (kG)	8.3-0.05	8.3	8.3+0.05	1.285-0.05	1.285	1.285+0.05
Lực cản lùi lớn nhất Rmax (kG)	18446	18615	18815	4243.2	4247	4250.5



Hình 13. Đồ thị lực cản lùi lớn nhất theo thời gian (liều nguyên)



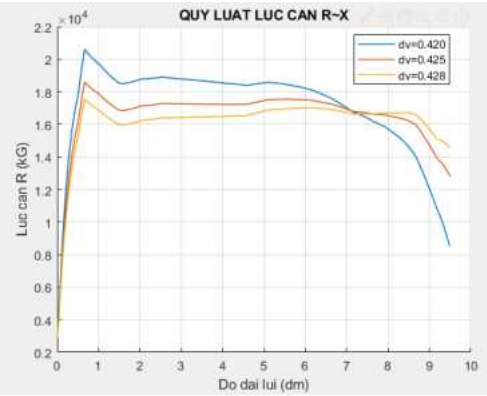
Hình 14. Đồ thị lực cản lùi lớn nhất theo chiều dài lùi (liều nguyên)

2.2.3. Giải bài toán ngược hãm lùi pháo 152mm Đ20 có kể đến sự thay đổi khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết

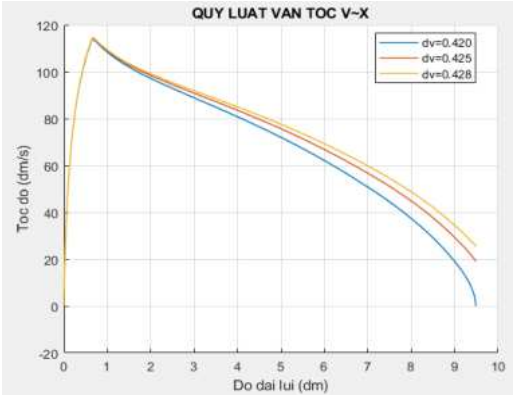
**) Kết quả bài toán ngược kể đến sự thay đổi khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết*

Bảng 5. Bảng giá trị các trường hợp d_v khác nhau

Đường kính trong vòng điều tiết (dm)	0,420	0.425	0.428
R_{max}(kG/dm²)	20608	18615	17564
V_{max}(dm/s)	114,25	114,59	114,77



Hình 15. Đồ thị lực cản lùi lớn nhất theo độ dài lùi



Hình 16. Đồ thị vận tốc lùi lớn nhất theo độ dài lùi

Kết quả:

- Khi đường kính trong vòng điều tiết tăng từ 0,420 dm lên 0,428 dm, Rmax giảm từ 20.608 kg/dm² xuống 17.564 kg/dm².Vậy đường kính trong vòng điều tiết càng lớn thì lực cản lùi càng giảm**.**

- Khi đường kính trong vòng điều tiết tăng**,** Vmax tăng từ 114,25 dm/s lên 114,77 dm/s. Sự gia tăng này cho thấy đường kính trong vòng điều tiết lớn hơn có thể dẫn đến tốc độ lùi lớn hơn.

3. Đánh giá kết quả

Ta thấy rằng kết quả tính toán lực cản lùi thuỷ lực và lực cản lùi R(t) thông qua kết cấu thực tương đối chính xác so với quy luật lý tưởng. Tuy nhiên có sự sai số về mặt kết quả vì: khi đo đạc dụng cụ sai số; phương pháp đo không đảm bảo chuẩn xác; xác định quy luật biến đổi kích thước cán điều tiết phải biết điểm làm việc đầu tiên. Ở đây chủ yếu dựa vào kinh nghiệm nên có ảnh hưởng đến độ chính xác trong tính toán.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày kết quả giải bài toán thuật phóng trong được sử dụng để khảo sát và tính toán lực hãm lùi thuỷ lực, lực cản lùi của pháo 152mm Đ20. Kết quả tính toán cho thấy quy luật V(X) cũng tương đối hợp lý so với các số liệu mà nhà sản xuất đã đưa ra.

- Ban đầu tốc độ lùi V(X) tăng nhanh, vận tốc đạt giá trị lớn nhất ở thời kỳ thứ nhất đầu đạn chuyển động trong nòng sau đó giảm dần tương đối đều đảm bảo cho pháo lùi êm theo quy luật lý tưởng.

- Lực cản lùi cực đại đạt 20,316 kG ở góc tầm 0° và giảm nhẹ còn 18,615 kG ở góc tầm 45°. Điều này phù hợp với yêu cầu triệt tiêu phản lực lớn từ thuốc phóng, đảm bảo pháo không bị rung lắc mạnh và giữ vững kết cấu ổn định.

- Khảo sát yếu tố sai số trọng lượng liều phóng (±0.05 kG) cho thấy lực cản lùi cực đại chỉ thay đổi trong phạm vi rất nhỏ (từ 18,446 kG đến 18,815 kG đối với liều nguyên). Điều này khẳng định độ tin cậy cao của hệ thống hãm lùi trong điều kiện thực tế, nơi các sai số nhỏ không gây ảnh hưởng đáng kể đến hiệu suất hoạt động.

- Yếu tố cán điều tiết và vòng điều tiết tồn tại khe hở hình xuyến và diện tích của khe hở này thay đổi theo chiều dài lùi của cán điều tiết làm thay đổi lưu lượng dầu chảy qua khe hở dẫn tới thay đổi lực hãm lùi thủy lực. Khi đường kính vòng điều tiết nhỏ đi thì khe hở giữa vòng điều tiết và cán điều tiết cũng nhỏ đi dẫn tới lưu lượng dầu chảy qua khe hở giảm đi làm tăng lực hãm lùi thủy lực và ngược lại khi đường kính vòng điều tiết tăng lên khe hở cũng tăng lên dẫn tới lưu lượng dầu chảy qua cũng tăng lên làm giảm lực hãm thủy lực.

Tài liệu tham khảo

1. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng, *Cơ sở thiết kế hệ thống pháo*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội 2009.

2. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình, *Số liệu vũ khí - đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội (2010).

3. Nguyễn Văn Dũng, *Cơ cấu bịt kín và hãm lùi thuỷ lực áp suất cao dùng trong vũ khí*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân 2017.

4. Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, Trần Văn Doanh, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội 2003.

5. Nguyễn Văn Dũng, *Tính toán, thiết kế thiết bị hãm lùi hệ thống pháo*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội 2016.

Study of some factors in operation and usage affecting the functioning of the recoil brake mechanism of the 152mm D20 cannon

Abstract: The regulating rod-type recoil brake and groove-type recuperator are widely used in artillery, particularly in field guns of the Soviet-era one-system design and those from socialist

countries. Based on detailed surveys and measurements of the specific parameters of the recoil brake mechanism of the 152mm D20 cannon, this study analyzes the structure and working principles of the mechanism. The paper develops formulas for calculating the hydraulic braking force, recoil resistance, and applies these to solve the dynamics problem of the recoiling mass during the operation of the 152mm D20 cannon.

Keywords: recoil brake mechanism; hydraulic braking force; braking force; recoil velocity; 152mm D20 cannon.

Nghiên cứu, cải tiến máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65

Nguyễn Ngọc Chiến[1*], Uông Sỹ Quyền[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
[*]Email.hieuchien03081996@gmail.com; Tel: 0962140128

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu về cấu tạo máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65, yêu cầu kỹ thuật của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến. Phân tích các đặc trưng động học của pháo, giải bài toán thuật phóng trong; xây dựng hệ phương trình chuyển động của máy tự động khi thân pháo lùi và khi đẩy lên. Nghiên cứu, tìm hiểu các bước giải bài toán động lực học máy tự động pháo phòng không 37mm K65. Phân tích, lựa chọn phương án cải tiến máy nạp đạn. Trình bày tính năng kỹ thuật, cấu tạo, nguyên lý hoạt động của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến. Máy nạp đạn cải tiến tăng số lượng băng đạn từ 2 băng đạn lên 5 băng đạn cho mỗi nòng, từ đó tăng mật độ đạn, tăng xác suất tiêu diệt mục tiêu.

Từ khóa: *Pháo phòng không 37mm K65; máy nạp đạn cải tiến; động lực học.*

1. Mở đầu

Pháo phòng không 37mm K65 là hệ thống pháo phòng không được quy hoạch tiếp tục sử dụng lâu dài trong quân đội. Với ưu thế khả năng cơ động, tốc độ bắn nhanh 180 phát/phút, pháo 37mm K65 vẫn phát huy vai trò của mình trong tác chiến phòng không tầm thấp.

Tuy nhiên, do ra đời từ lâu (từ những năm 1960) đến nay, pháo phòng không 37mm K65 đã bộc lộ một số nhược điểm chưa đáp ứng với tác chiến phòng không hiện đại:

- Khả năng tác chiến ban đêm rất hạn chế.

- Chỉ bắn được mục tiêu có tốc độ ≤ 250m/s.

- Trong một lần bắn, pháo chỉ có thể bắn 2 băng trên mỗi nòng pháo. Sau đó muốn bắn tiếp, pháo thủ phải nạp thêm băng tiếp theo ngay trong quá trình bắn. Để việc tiếp đạn ban đầu giảm sự phụ thuộc vào pháo thủ, tăng cường khả năng sẵn sàng chiến đấu, đảm bảo mật độ đạn trong mỗi lần bắn, thì nhu cầu tăng số lượng đạn cho máy nạp đạn của pháo là cần thiết.

Do đó việc lựa chọn đề tài "Nghiên cứu, cải tiến máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65" có ý nghĩa quan trọng. Để tăng số lượng đạn cho mỗi nòng khi ở trạng thái sẵn sàng chiến đấu, từ đó tăng xác suất tiêu diệt mục tiêu, tăng hiệu quả chiến đấu của PPK 37mm K65.

2. Công dụng, đặc điểm cấu tạo máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65

2.1. Công dụng, đặc điểm cấu tạo bộ phận nạp đạn

2.1.1. Công dụng

Thứ tự, liên tục ấn đạn xuống bộ phận tống đạn, tống đạn vào buồng đạn bảo đảm cho pháo bắn liên thanh.

2.1.2. Cấu tạo

* Bộ phận ấn đạn

- Thân bộ phận ấn đạn.

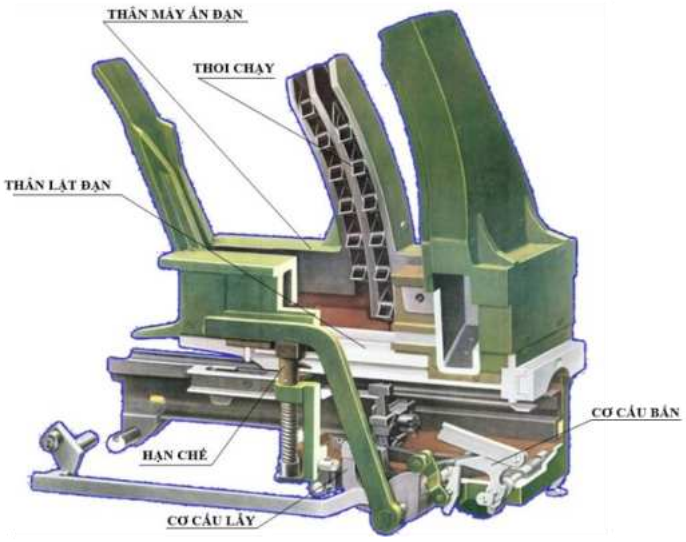
- Cơ cấu ấn đạn: Thoi đứng, thoi chạy, cơ cấu bảo hiểm.

- Cơ cấu lật đạn: Thân lật đạn, trục lật đạn, cơ cấu hãm.

- Cơ cấu hạn chế: Trục hạn chế, các mấu, lò xo vặn.

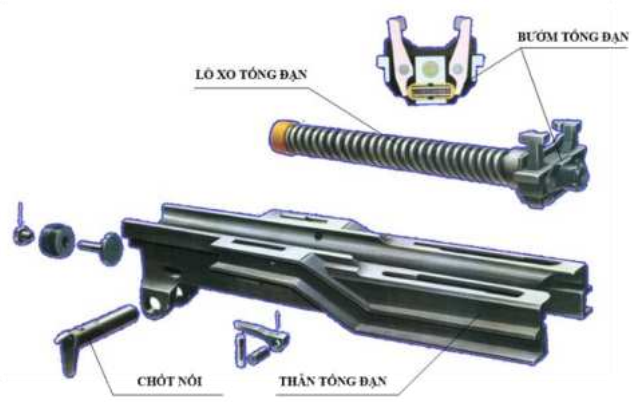
- Cơ cấu lẫy: Trục cần lẫy, cần lẫy, cần nhỏ,trục cần nhỏ, thanh truyền.

- Cơ cấu bắn: Cơ cấu cò có lò xo, cò tự động có lò xo, cần cò.



Hình 1. Bộ phận ấn đạn

* Bộ phận tống đạn



Hình 2. Bộ phận tống đạn

- Thân bộ phận tống đạn có bản đẩy, có các lỗ và rãnh, vấu lồi.

- Lò xo tống đạn, cán lò xo.

- Bướm tống đạn, hai cặp đạn, lò xo, mũ lò xo.

2.2. Yêu cầu kỹ thuật của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến

Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến cần phải đáp ứng các yêu cầu kỹ thuật sau:

- Không làm thay đổi hoạt động của pháo. Không ảnh hưởng đến thao tác chiến đấu của các pháo thủ.

- Thao tác sử dụng đơn giản, lắp đặt, bảo dưỡng và thay thế dễ dàng.

- Tự động tiếp đạn cho máy nạp đạn của pháo. Đảm bảo cho pháo liên thanh được 10

băng không bị ảnh hưởng do trình độ thao tác của pháo thủ.

- Nâng cao mật độ đạn của pháo. Pháo thủ thông qua máy nạp đạn tự động có thể nạp được 5 băng đạn cho mỗi nòng.

- Trường hợp máy nạp đạn tự động có sự cố không khắc phục được ta có thể chuyển ngay sang chế độ nạp đạn bằng tay như khi pháo chưa cải tiến.

3. Tìm hiểu bài toán động lực học máy tự động pháo phòng không 37mm K65

3.1. Giải bài toán thuật phóng trong của pháo

Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong được viết dưới dạng như sau [1]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = s_1 \dfrac{p}{I_k};\ \dfrac{d\psi}{dt} = s_1.\chi\left(1+2\lambda.z+3\mu.z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S.p.g}{\varphi.q};\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ p = \dfrac{f.\omega.\psi - \dfrac{\theta}{2g}\varphi.q.v^2}{W_0 - (1-\psi)\dfrac{\omega}{\delta} - \alpha.\omega.\psi + S.l} \end{cases} \quad (1)$$

Các phương trình trên có cùng đối số là thời gian t.

Trong đó: s_1 - hệ số điều khiển, ở thời kỳ sơ bộ và thời kỳ thứ nhất $s_1 = 1$, ở thời kỳ thứ hai $s_1 = 0$; φ - Hệ số toàn phần tính đến các công thứ yếu của khí thuốc: $\varphi = K + \frac{1}{3}.\frac{\omega}{q}$. Với $K = 1,03.$

* Các điều kiện ban đầu:

$t = 0$ tại thời điểm mồi cháy thuốc phóng, khi $t = 0$ thì $v = 0$, $l = 0$ đạn chưa chuyển động; $\psi = \psi_0$, $p = p_0$, $z = 0$ thuốc phóng bắt đầu cháy.

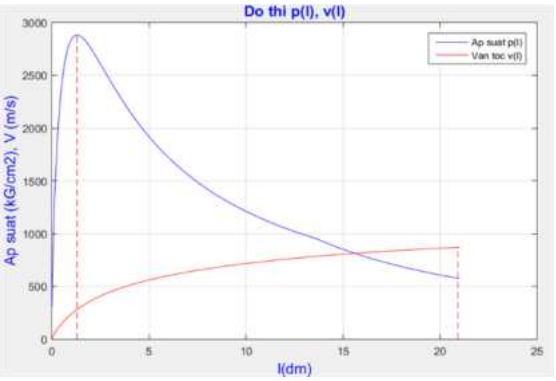
* Các điều kiện bổ trợ:

$$\psi_0 = \frac{\frac{1}{\Delta} - \frac{1}{\delta}}{\frac{f}{p_0} + \alpha - \frac{1}{\delta}};\ \Delta = \frac{\omega}{W_0};\ \sigma_0 = \sqrt{1 + 4\frac{\lambda}{\chi}\psi_0};$$

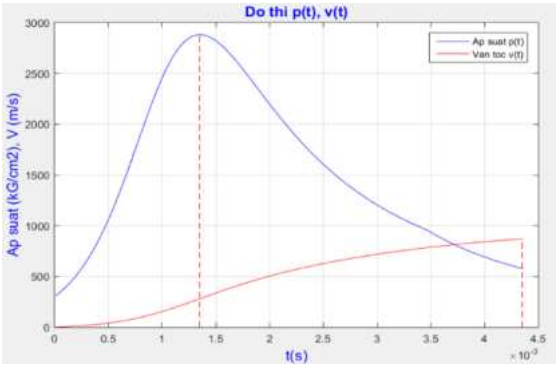
$$l_{\psi_o} = p_0\left[1 + \frac{\Delta}{\delta} - \left(\alpha - \frac{1}{\delta}\right)\Delta\psi_0\right]$$

* Điều kiện kết thúc: $l > l_d$

Sử dụng phương pháp tích phân số với thuật toán Runge-Kutta và sự trợ giúp của phần mềm matlab với các tham số đầu vào là thông số thuật phóng, thông số cấu tạo của pháo phòng không 37mm K65 và đạn, giải bài toán thuật phóng trong và nhận được đồ thị biến thiên áp suất, vận tốc theo chiều dài nòng, theo thời gian (hình 3, hình 4).



Hình 3. Đồ thị áp suất và vận tốc theo chiều dài nòng p(l), v(l)



Hình 4. Đồ thị áp suất và vận tốc theo thời gian p(t), v(t)

3.3. Giải bài toán động lực học pháo phòng không 37mm K65

Hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động [2,3]:

- Khi thân pháo lùi:

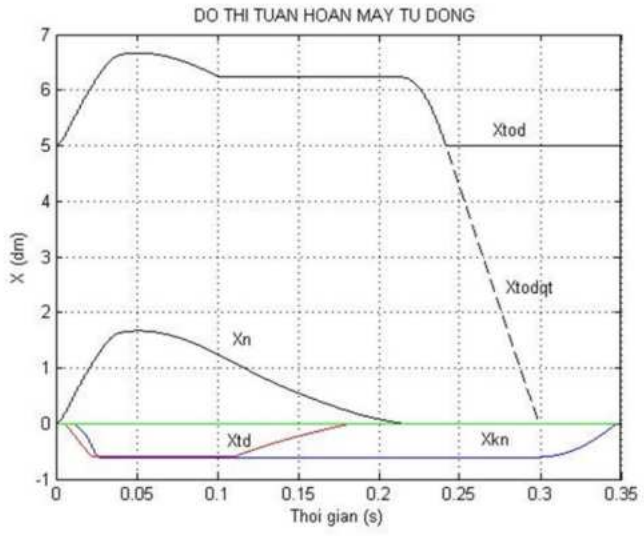
$$(M_0 + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i^2}{\eta_i} m_i) V_{kl} + M_{qt}.V_{kl}^2 = P_{KN} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} P_i - \prod - R_F - \varphi_{HL} \quad (2)$$

- Khi thân pháo đẩy lên:

$$(M_0 + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i^2}{\eta_i} m_i) \frac{dV_{kl}}{dt} + M_{qt}.V_{kl}^2 = \prod - R \quad (3)$$

Trong đó: M_0 - Khối lượng khối lùi; P_{KN} - Lực khí thuốc tác dụng lên khóa nòng; $\prod$ - Lực cản của máy đẩy lên; R_f - Lực ma sát giữa khối lùi với máng pháo và bộ phận bịt kín; φ_{HL} - Lực cản thủy lực của máy hãm lùi; V - Vận tốc khối lùi; M_{qt} - Lực quán tính phụ; m_i, K_i, η_i - Khối lượng thu gọn, tỷ số ruyền và hiệu suất của khâu thu gọn thứ i.

* Đồ thị tuần hoàn



Hình 5. Đồ thị tuần hoàn máy tự động pháo phòng không 37mm K65

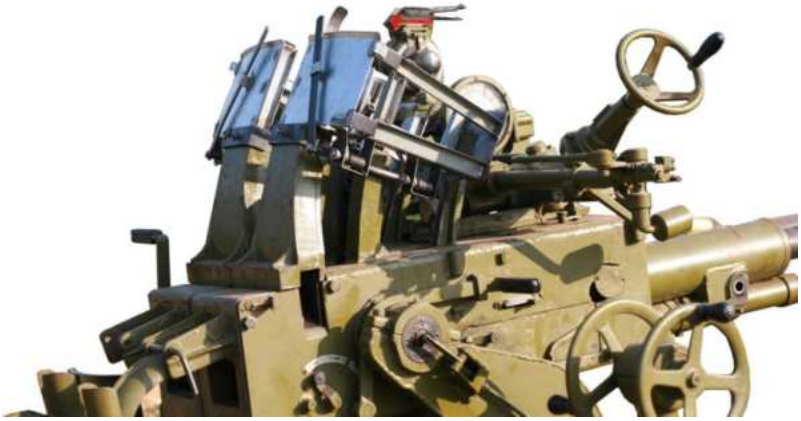
Qua kết quả giải bài toán động lực học máy tự động đưa ra quy luật đồ thị tuần hoàn của máy tự động. Tốc độ bắn theo tính toán là 178,6 phát/phút gần với thông số của tài liệu [4] là 180 phát/phút. Mặc dù còn sử dụng nhiều giải thuyết khi tính toán, nhưng sai số của phép tính là phù hợp với thông số lý thuyết. Có thể kết luận kết quả tính toán trên đảm bảo tin cậy.

4. Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến

4.1. Nguyên lý thiết kế chung

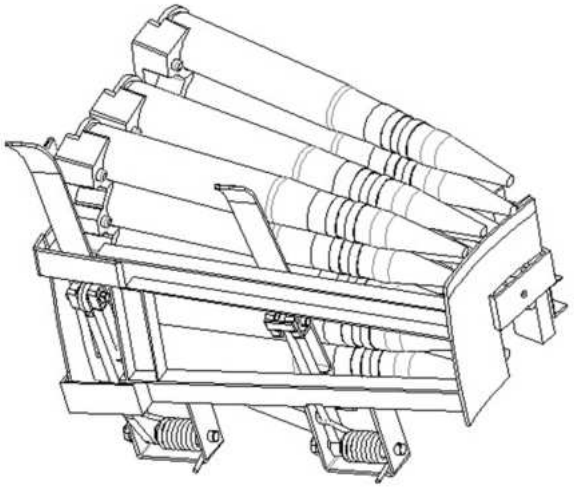
Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 được cải tiến trên nguyên tắc giữ nguyên cấu tạo, tính năng nguyên bản của nhà sản xuất, không can thiệp làm ảnh hưởng đến hoạt động bình thường của pháo khi chưa cải tiến. Nhiệm vụ của máy nạp đạn tự động nhằm thay thế thao tác nạp đạn của pháo thủ số 5,6: ấn băng đạn xuống máy nạp đạn của pháo đồng nhịp với tốc độ bắn, tiếp thêm được 3 băng đạn mỗi nòng để pháo bắn liên thanh toàn trận địa đảm bảo tăng mật độ đạn trong 1 loạt, tăng xác suất tiêu diệt mục tiêu.

Nguyên tắc thiết kế của máy nạp đạn pháo PK37mm K65 cải tiến là mở rộng khả năng nạp đạn của máy nạp đạn cũ; bổ sung thêm chức năng đẩy đạn, kéo đạn liên kết với hệ thống kéo đạn của máy nạp đạn cũ qua chốt liên động để thực hiện nhiệm vụ đẩy, kéo đạn đồng nhịp với tốc độ đạn bắn.



Hình 6. Bố trí máy nạp đạn cải tiến trên pháo phòng không 37mm K65

4.2. Tính năng kỹ thuật của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến



Hình 7. Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến

Thông số kỹ thuật chính của máy nạp đạn pháo 37mm K65 cải tiến:

- Kích thước: 417×274×363 mm
- Cân nặng: 6 kg
- Sức chứa tối đa: 10 băng đạn (04 băng ở phần máy cũ và 06 băng ở phần máy mới)
- Tốc độ nạp đạn cho pháo bắn: 180 phát/phút (đồng bộ với tốc độ đạn bắn)
- Thời gian triển khai vào máy nạp đạn cũ trên pháo: 4 phút
- Thời gian thu hồi máy nạp đạn mới: 2 phút

Thông qua máy nạp đạn tự động, pháo sẽ được tăng thêm 6 băng đạn, do đó mỗi khẩu pháo có thể bắn liên tục 10 băng đạn trong mỗi loạt bắn (5 băng cho mỗi nòng, trong đó có 2 băng được nạp trong máy nạp đạn cũ của pháo và 3 băng được nạp trong máy nạp đạn tự động mới cải tiến). Nếu muốn bắn hơn 10 băng đạn thì pháo thủ số 5,6 tiếp tục nạp đạn vào máy nạp đạn. Trong quá trình bắn, máy nạp đạn cải tiến đảm bảo cho quá trình tiếp đạn được diễn ra liên tục, đồng bộ với tốc độ bắn của pháo, đảm bảo pháo bắn liên thanh đến viên cuối cùng.

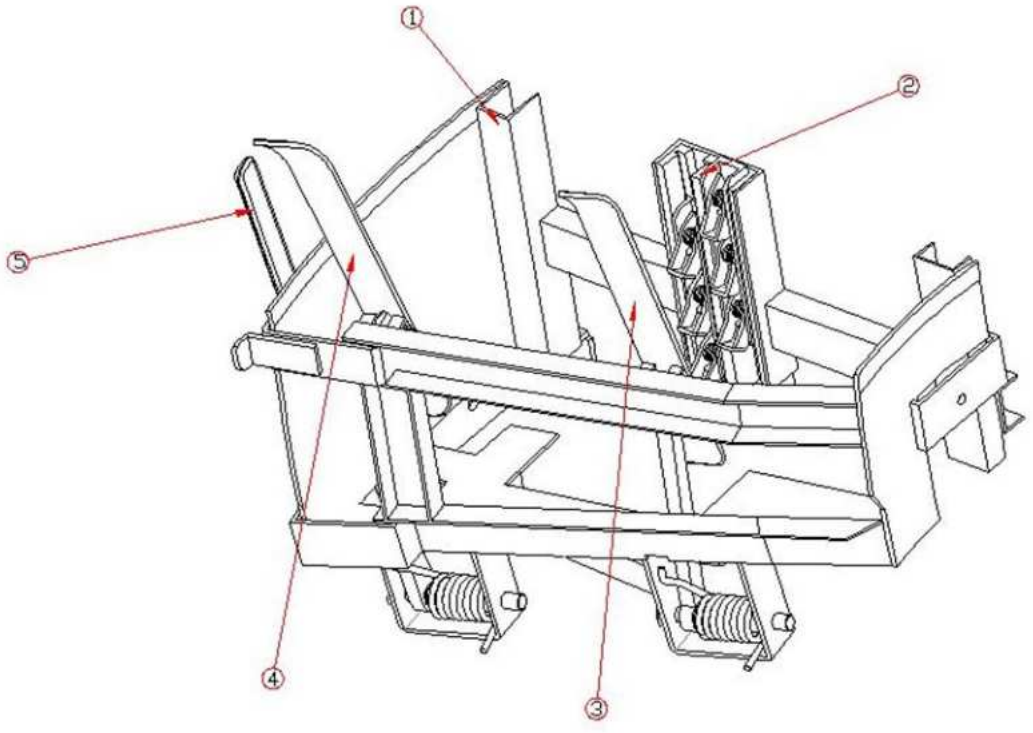
Mặt khác, với cấu tạo của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến, quá trình triển khai và thu hồi đơn giản:

- Pháo thủ có thể triển khai máy trong vòng 4 phút, thu hồi máy trong vòng 2 phút.
- Pháo thủ số 5,6 chịu trách nhiệm triển khai và thu hồi máy phải nắm vững quy trình triển khai và thu hồi.

Trọng lượng của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến không lớn do đó sẽ không ảnh hưởng tới cân bằng của pháo trong quá trình bắn.

4.3. Cấu tạo, nguyên lý hoạt động của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến

4.3.1. Cấu tạo



Hình 8. Cấu tạo máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến

Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến bao gồm các cụm chi tiết:

- (1): Khung máy.
- (2): Cụm móng kéo đạn.
- (3): Cụm thanh ép đầu đạn.
- (4): Cụm thanh ép đuôi đạn.
- (5): Cụm tay đóng-mở.

4.3.2. Nguyên lý hoạt động

Máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến có tác dụng chính: tăng số đạn bắn trong một loạt, tăng mật độ đạn bắn, tăng xác suất tiêu diệt mục tiêu.

Nguyên lý hoạt động của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến: Thông qua liên kết động giữa móng kéo đạn của máy nạp đạn cải tiến với móng kéo đạn cũ của pháo khi pháo bắn, các băng đạn lắp thêm sẽ được tự động kéo xuống đường tống đạn, đồng thời các cụm thanh ép đầu và đuôi đạn sẽ đẩy băng đạn kế tiếp vào vị trí sẵn sàng được tự động kéo xuống đường tống đạn của pháo.

Mô tả hoạt động:

- Pháo thủ số 5,6 nạp 2 băng đạn đầu vào máy nạp đạn như pháo chưa cải tiến rồi nạp thêm 3 băng đạn tiếp theo vào khung máy nạp đạn cải tiến.

- Theo thiết kế, móng kéo đạn của máy nạp đạn cải tiến là phần nối dài của móng kéo đạn của máy nạp đạn gốc của pháo. Khi bắn các băng đạn lắp thêm sẽ được kéo xuống đồng nhịp với tốc độ đạn bắn 180 phát/phút.

- Sau khi băng đạn thứ 3 được đưa hết xuống máy nạp đạn của pháo, cụm thanh ép đầu đạn và thanh ép đuôi đạn sẽ đẩy băng đạn thứ 4 vào đường kéo đạn để móng kéo kéo đạn xuống đường tống đạn. Băng đạn thứ 5 được ép sát để khi băng thứ 4 được đưa xuống máy nạp đạn của pháo sẽ được đẩy vào đường kéo đạn. Các hoạt động trên được thực hiện đồng bộ với tốc độ đạn bắn đảm bảo cho pháo bắn liên thanh.

5. Kết luận

Nội dung bài báo đã trình bày công dụng, đặc điểm cấu tạo máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65, đưa ra yêu cầu kỹ thuật đối với máy nạp đạn cải tiến. Dựa vào kết quả giải bài toán thuật phóng trong để giải bài toán động lực học pháo phòng không 37mm K65. Phân tích, lựa chọn nguyên lý cải tiến máy nạp đạn. Trình bày tính năng kỹ thuật, cấu tạo, nguyên lý hoạt động của máy nạp đạn pháo phòng không 37mm K65 cải tiến. Kết quả thử nghiệm cho thấy máy nạp đạn cải tiến hoạt động tốt, tăng số băng đạn từ 4 băng đạn lên 10 băng đạn cho 2 nòng, tăng mật độ đạn; từ đó tăng xác suất tiêu diệt mục tiêu, đáp ứng yêu cầu kỹ thuật đặt ra.

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] Lê Tiến Dũng (2012), *Nghiên cứu động lực học pháo 37mm 2 nòng cải biên lắp trên tàu Hải quân và đưa ra biện pháp đảm bảo tin cậy khi bắn*, Luận án TS kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[3] 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.

[4] 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.

Research, Improvement ammunition loader anti-aircraft artillery 37mm K65

Abstract: *The research article focuses on the structure of the 37mm K65 anti-aircraft ammunition loader, the technical requirements for the improved 37mm K65 anti-aircraft ammunition loader. It analyzes the kinematic characteristics of the cannon, solves the internal launch problem, and establishes the system of motion equations for the automatic loader when the cannon body recoils and when it is pushed forward. It addresses the dynamics of the 37mm K65 anti-aircraft automatic loader. The article analyzes and selects improvement options for the ammunition loader. It presents the technical features, structure, and operating principles of the improved 37mm K65 anti-aircraft ammunition loader. The upgraded loader increases the number of ammunition belts from 2 to 5 for each barrel, thereby increasing the ammunition density and the probability of target destruction.*

Keywords: 37mm K65 anti-aircraft gun; improved ammunition loader; dynamics.

Nghiên cứu tính toán cơ cấu hút khói trên nòng pháo 125mm 2A46-M trên xe tăng T90s

Đoàn Văn Thiệu[1*], Nguyễn Viết Trung[1]

Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: thieuvk46@gmail.com; Tel: 0868882389

Tóm tắt

Bài báo này tập trung vào việc phân tích và tính toán lý thuyết cơ cấu hút khói trên pháo 2A46-M. Để làm được điều đó, bài báo đã sử dụng phần mềm Mathlab để giải hệ phương trình vi phân bài toán thuật phóng trong pháo 125mm 2A46-M và dựa vào phương pháp Xamuxenco để tính toán thiết kế và phương pháp Orlov BV để tính toán kiểm nghiệm. Kết quả nghiên cứu có thể đóng góp vào việc thiết kế, cải tiến nhằm cải thiện hiệu suất chiến đấu và nâng cao an toàn cho kíp xe trong điều kiện thực chiến.

Từ khóa: *pháo 125mm 2A46-M, cơ cấu hút khói; xe tăng T90S.*

1. Giới thiệu

Xe tăng T90S là một trong những loại xe tăng chiến đấu chủ lực hiện đại nhất thế giới, được trang bị pháo nòng trơn 2A46-M cỡ nòng 125 mm với khả năng bắn đạn xuyên giáp động năng, đạn nổ phá mảnh, và tên lửa dẫn đường. Tuy nhiên, trong quá trình bắn, một lượng lớn khí thuốc súng độc hại (chủ yếu là CO và NOx) sinh ra trong buồng đốt có thể lan vào buồng chiến đấu. Điều này gây ảnh hưởng nghiêm trọng đến sức khỏe của kíp xe, làm giảm hiệu suất tác chiến và tăng nguy cơ hư hỏng các thiết bị điện tử trong xe.

Để khắc phục vấn đề này, các cơ cấu hút khói thường được thiết kế nhằm loại bỏ khí độc ra khỏi buồng chiến đấu ngay sau khi bắn. Tuy nhiên, việc tính toán và thiết kế cơ cấu hút khói hiệu quả cho pháo 2A46-M là một thách thức kỹ thuật do luồng khí tốc độ cao, nhiệt độ lớn và sự thay đổi áp suất nhanh trong nòng pháo. Cơ cấu hút khói trên xe tăng T-90S cần được thiết kế tối ưu để đáp ứng tốt hơn yêu cầu thực tế chiến đấu và nâng cao hơn nữa khả năng làm việc của hệ thống.

2. Nội dung

2.1. Giải bài toán thuật phóng trong

2.1.1. 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:

- 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 chuyển động khi đạn bắt đầu ra khỏi miệng nòng.

2.1.2 Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

Theo tài liệu [1] ta có hệ phương trình vi phân thuật phóng trong:

$$\begin{cases} \dfrac{dz_i}{dt} = \xi_{1.i}\dfrac{p}{I_{k.i}}; i = 1,2,...,n \\ \dfrac{d\psi_i}{dt} = \chi_i(1 + 2\lambda_i z_i + 3\mu_i z_i^2)\dfrac{dz_i}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{Spg}{\varphi q} \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dT}{dt} = \dfrac{\sum\limits_{i=1}^{4}\left(\dfrac{f_i\omega_i}{\theta}.\dfrac{d\psi_i}{dt}\right) - \varphi mv\dfrac{dv}{dt} - T\sum\limits_{i=1}^{4}\left(\dfrac{f_i\omega_i}{T_i\theta}.\dfrac{d\psi_i}{dt}\right)}{\sum\limits_{i=1}^{3}\left(\dfrac{f_i\omega_i\psi_i}{T_i\theta}\right)} \\ W = W_O - \sum\limits_{i=1}^{4}(1-\psi_i)\dfrac{\omega_i}{\delta_i} - \sum\limits_{i=1}^{4}\alpha_i\omega_i\psi_i + Sl \\ p = \dfrac{1}{W}\sum\limits_{i=1}^{4}(f_i\omega_i\psi_i - \dfrac{\theta}{2}\dfrac{\varphi q v^2}{g}) \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: I_k - xung lượng toàn phần của 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 liều 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; T_1 - Nhiệt độ cháy của thuốc phóng; T - Nhiệt độ khí thuốc trong lòng nòng; $\varphi = K + \dfrac{1}{3}\dfrac{\omega}{q}$ - hệ số tính công thứ yếu.

Điều kiện ban đầu: Khi $t = 0$ thì $v = 0; l = 0;$(đạn chưa chuyển động);

+ $p = p_{mồi}$; $w = w_0 - \sum\limits_{i=1}^{3}\dfrac{\omega_i}{\delta_i}$;

+ $z = 0$(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.

2.1.3. Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong

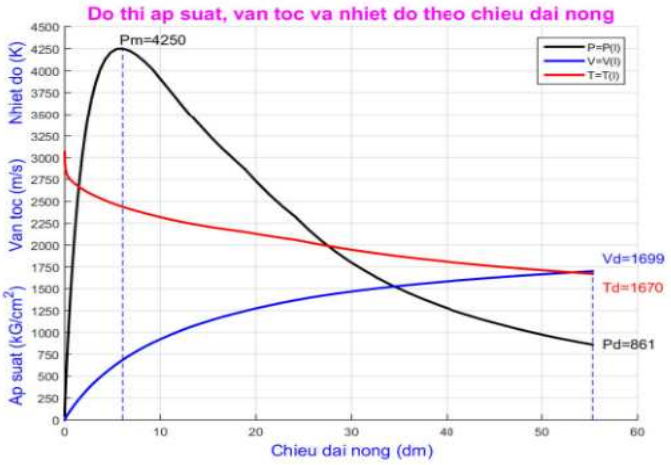
Sử dụng thuật toán Runge- Kutta làm cơ sở để giải bài toán thuật phóng trong trên máy tính bằng phương pháp số trên phần mềm Matlab R2018a.

* Thông số đầu vào

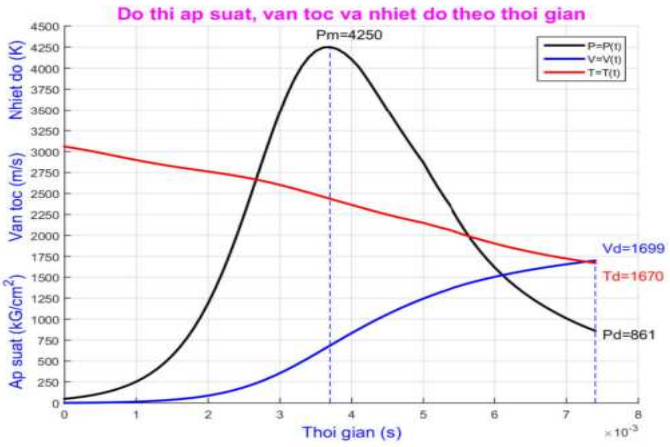
Đối tượng nghiên cứu là pháo 125mm 2A46-M sử dụng nhiều loại đạn khác nhau, trong đó liều phóng đạn xuyên thép cho áp suất lớn nhất do đó bài báo chỉ giải bài toán thuật phóng trong đối với đạn xuyên thép, cụ thể là đạn xuyên thép 3ВБМ17 [2]. Đạn có trọng lượng đầu đạn $q = 7,05(kg)$, sử dụng liều phóng Ж63: $\omega_2 = 9,685(Kg)$. Các thông số kỹ thuật và đặc trưng thuật phóng của các loại thuốc phóng được tham khảo trong [3].

2.1.4. Kết quả tính toán thuật phóng trong

Thực hiện giải bài toán bằng phần mềm Matlab R2018a ta được kết quả như *Hình 2* và *Hình 3.*



Hình 1. Đồ thị thuật phóng theo chiều dài nòng



Hình 2. Đồ thị thuật phóng theo thời gian

Từ đồ thị ta xác định $v_d = 1699\left(m/s\right); T_d = 1670\left(K\right); p_d = 861\left(kG/cm^2\right)$

2.2. Tính toán thiết kế cơ cấu hút khói

2.2.1 Các số liệu ban đầu

- Cỡ nòng: $d = 0,125(m)$

- Diện tích thiết diện lòng nòng: $S = 122,72.10^{-4}(m^2)$

- Thể tích lòng nòng: $W_{lg} = 67,768.10^{-3}(m^3)$

2.2.2. Thứ tự tính toán [4]

* Xác định vị trí bố trí lỗ phụt so với mặt cắt miệng nòng

Lấy $l_c = 10d = 10.0,125 = 1,25(m)$

* Xác định góc nghiêng lỗ phụt so với đường trục nòng: Chọn $\alpha = 25°$

* Xác định diện tích tổng các lỗ phụt

Cho trước tỷ số: $\frac{F_c}{S} = 0,004$

Từ đó xác định: $F_c = 0,004.S = 0,004.122,72.10^{-4} = 4,9.10^{-5}(m^2)$

* Chọn số lỗ phụt

Dựa theo kinh nghiệm từ các pháo đã có, lấy số lỗ phụt $n = 6$ lỗ

* Xác định đường kính tối thiểu của lỗ phụt: $d_c = \sqrt{\frac{4.F_c}{3,14.n}} = \sqrt{\frac{4.4,9.10^{-5}}{3,14.6}} = 3,23.10^{-3}(m)$

* Xác định thể tích của khoang chứa khí

Cho trước tỷ số: $\frac{W_{kc}}{W_{lg}} = 0,17$ từ đó xác định:

$W_{kc} = 0,17.W_{lg} = 0,17.67,768.10^{-3} = 11,52.10^{-3}(m^3)$

* Xác định áp suất lớn nhất trong khoang chứa

Cho trước tỷ số: $\frac{p_{kc\max}}{p_{\max}} = 0,015$ từ đó xác định:

$p_{kc\max} = 0,015.p_{\max} = 0,015.3000 = 45(KG/cm^2)$

* Xác định thời gian làm việc thiết bị

Cho trước tỷ số $t_3 = 50t_1$, trong đó: $t_1 = \Delta t + \tau' = \Delta t + 2,303.\ln\frac{p_d}{p_{kc\max}}$;Δt - Thời gian chuyển động của đạn từ thiết diện bố trí lỗ phụt đến mặt cắt miệng nòng; b - Hệ số Bravin (thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc); p_d - áp suất khí thuốc khi đầu đạn rời miệng nòng.

2.2.3. Tính toán kiểm nghiệm cơ cấu hút khói

Bảng 1. Số liệu đối với đạn liều nguyên ở 15°C.

STT	Tên thông số	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
1	Cỡ nòng	d	0,125	m
2	Diện tích lòng nòng	S	$12,272.10^{-3}$	m^2
3	Chiều dài đạn chuyển động trong nòng	l_d	5,525	m
4	Chiều dài buồng đốt	l_o	0,978	m
5	Thể tích buồng đốt	W_o	$11,1.10^{-3}$	m^3
6	Thể tích lòng nòng	W_{lg}	$67,768.10^{-3}$	m^3
7	Thể tích bể chứa	W_{kc}	$11,52.10^{-3}$	m^3
8	Chiều dài bể chứa	l_{kc}	0,730	m
9	Đường kính trong bể chứa	d_{kc}	0,220	m

STT	Tên thông số	Ký hiệu	Trị số	Đơn vị
10	Đường kính ngoài nòng	d_2	0,186	m
11	Tốc độ không thứ nguyên của dòng khí	λ	2,22	
12	Tổng diện tích tiết diện ngang các lỗ phun	F_c	49.10^{-6}	m^2
13	Góc nghiêng lỗ phun	ψ_c	155	Độ
14	Khoảng cách từ miệng nòng tới vị trí bố trí cơ cấu hút khói	l	1,25	m
15	Tốc độ của đạn ở đầu nòng	$v_đ$	1699	m/s
16	Tốc độ đầu đạn ở khoảng l	v	1615	m/s
17	Trọng lượng đầu đạn	q	7,05	kG
18	Trọng lượng thuốc phóng	ω	9,685	kG
19	Hệ số công thứ yếu	φ	1,478	
20	Thời gian từ thời điểm bắt đầu loãng khí bể chứa tới thời điểm mở khóa nòng	t_{03}	1	s

Để giải quyết vấn đề này, theo các phương trình của các thời kỳ hoạt động của các cơ cấu ta tiến hành tính toán theo trình tự sau:

* Tính tổng diện tích điền khí vào bể chứa:

$$F = \mu F_c = \frac{1}{1 + k\left(1 + \cos\left(180^0 - \varphi_c\right)\right)} F_c = 15.10^{-6}(m^2) \quad (2)$$

Trong đó: k là chỉ số đoạn nhiệt: Thời kỳ đạn chuyển động trong nòng $k = 1,2$.

* Tính giá trị của biểu thức $p_{\lg} = \sqrt{RT_{\lg}}$

$$p_{\lg}\sqrt{RT_{\lg}} = \left[\frac{\varphi m(v_d^2 - v^2)}{2Sl}\right]^{1,5}\left[\frac{W_{\lg} - 0,5Sl}{\omega}\right]^{0,5} = 7,9.10^9\ (kg/m^{1,5}) \quad (3)$$

* Tính diện tích mặt trong của bể chứa.

$$F_{kc} = \pi.l_{kc}.\left(d_{kc} + d_2\right) + \frac{\pi}{2}.\left(d_{kc}^2 - d_2^2\right) = 0,952\left(m^2\right) \quad (4)$$

* Chỉ số tăng cường chảy khí từ lòng nòng vào bể chứa.

$$b = \left(k - 1\right).A.\frac{\nu.\delta}{R}.\frac{f_{kc}}{W_{kc}} \quad (5)$$

Trong đó: $\nu = 0,7$;

$\delta = 0,1\left(\dfrac{Kcal.m}{kG.s.K}\right)$: Độ sụt tương đối của nhiệt độ thành nòng;

$A = 427\left(Kcal/kG\right)$: Đương lượng công cơ nhiệt;

$R = 30\left(\dfrac{kG.m}{kG.K}\right)$: Hằng số khí (K độ Kenvin).

Suy ra: $b = 24,7\,(1/s)$

* Thời gian đạn chuyển động trong khu vực có chiều dài l:

$$t_1 = \frac{2l}{v_d + v} = 7,54.10^{-4}\,(s) \quad (6)$$

* Áp suất bể chứa vào thời điểm đạn ra khỏi miệng nòng.

$$p_1 = \frac{kA_1 p_{lg}\sqrt{RT_{lg}}.F}{bW_{kc}}\left(1-e^{-bt_1}\right)+p_a e^{-bt_1} = 3,0372\,(kG/cm^2) \quad (7)$$

Với: $A_1 = 2,02\left(\frac{m^{0,5}}{s}\right)$; $p_a = 1\left(kG/cm^2\right)$

* Chỉ số tăng cường chảy khí qua mặt cắt miệng nòng ở thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc.

- Khi không tính đến tỏa nhiệt:

$$\beta_1 = \sqrt{k}\,\frac{v_d}{l_0\left(1+\lambda_{ot}\right)} = 323,33\ (1/s) \quad (8)$$

- Khi tính đến tỏa nhiệt:

$$\beta = \beta_1 + (k-1).A.\frac{\nu\delta}{R}.\frac{4}{d} = 332,89\ (1/s) \quad (9)$$

* Các đại lượng tương đối

- Áp suất: $\overline{p_1} = \frac{p_1}{p_\partial} = 3,53.10^{-3}$;
- Hệ số: $\overline{\beta_1} = \frac{\beta_1}{\beta - b} = 1,05$;
- Hệ số: $\overline{\beta} = \frac{\beta}{\beta - b} = 1,08$;
- Hệ số diện tích: $n_f = \frac{F}{S} = 0,0082$;
- Hệ số thể tích: $n_W = \frac{W_{kc}}{W_{lg}} = 0,17$;
- Hệ số: $\bar{n} = \frac{n_f}{n_W} = 0,05$;

* Áp suất lớn nhất trong bể chứa.

- Không tính đến tỏa nhiệt: $p_2 = p_\partial.\frac{\overline{p_1}+\bar{n}}{1+\bar{n}} = 43,9\left(kG/cm^2\right)$

(10)

- Khi tính đến tỏa nhiệt: $p_{02} = p_\partial.\left(\frac{\overline{p_1}+\bar{n}.\overline{\beta_1}}{1+\bar{n}.\overline{\beta_1}}\right)^{\overline{\beta}} = 36,25\left(kG/cm^2\right)$

(11)

* Xác định lưu lượng khí trong bể chứa vào thời điểm áp suất trong nó đạt giá trị cực đại.

$$\omega_{02} = \frac{p_{02}.W_{kc}}{R.T_{02}} = 0,0837\,(kG) \quad (12)$$

Trong đó:

$$RT_2 = F\left[1-(k-1)\frac{\varphi m v_d^2}{2AQ\omega}\right] = 4,9897.10^4\,(m) \quad (13)$$

$$R.T_{02} = R.T_2\,\frac{p_{02}}{p_2} = 6,0428.10^4\,(m) \quad (14)$$

* Xác định thời gian điền đầy bể chứa.

$$t_H = t_1 + \frac{1}{\beta}.\ln\frac{p_\partial}{p_{02}} = 0,0103(s) \quad (15)$$

* Áp suất tới hạn trong bể chứa.

$$p_2^* = p_a.\left(\frac{k_2+1}{2}\right)^{\frac{k_2}{k_2-1}} = 1.\left(\frac{1,3+1}{2}\right)^{\frac{1,3}{1,3-1}} = 1,8324\left(kG/cm^2\right) \quad (16)$$

* Giá trị trung bình của biểu thức R_2T_{2tb} đối với thời kỳ loãng khí của bể chứa.

$$R_2T_{2tb} = RT_{02}.\frac{1-\frac{p_2^*}{p_{02}}}{\ln\frac{p_{02}}{p_2^*}} = 1,5872.10^4\,(m). \quad (17)$$

* Tốc độ âm thanh tới hạn trung bình.

$$a_{2tb}^* = \sqrt{\frac{2k_2}{k_2+1}gR_2T_{2tb}} = 419,54(m/s) \quad (18)$$

* Tốc độ không thứ nguyên trung bình ở đầu ra của lỗ phun (λ_{tb2})

$$\lambda_{tb2} = \frac{\lambda_2+1}{2} = \frac{2,22+1}{2} = 1,61 \quad (19)$$

* Góc nghiêng phản lực của khí hút ở đầu ra khỏi lỗ phun $\Delta\varphi = 25^0$

* Áp suất trung bình ở bể chứa p_{2tb}

$$p_{2tb} = \frac{p_{02}+p_2^*}{2} = 19,0412\ \left(kG/cm^2\right) \quad (20)$$

* Lưu lượng khí ban đầu từ bể chứa.

$$G_{02} = \mu_c^{'}FA_1\frac{p_{02}}{\sqrt{RT_{02}}} = 0,1526\,(kg/s) \quad (21)$$

$\mu_c^{'}$ - Hệ số lưu lượng qua lỗ phun ở thời điểm ban đầu: $\mu_c^{'} = 0,95$

* Hệ số tăng cường chảy khí từ bể chứa.

$$\beta_2 = b_{tb} + \sqrt{k_2}.\frac{G_{02}}{\omega_{02}} = 2,579(1/s) \quad (22)$$

* Thời gian loãng khí của bể chứa.

$$t_3 = \frac{1}{\beta_2}.\ln\frac{p_{02}}{p_2^*} = 1,1574\ (s) \quad (23)$$

* Lưu lượng trung bình khí ra khỏi bể chứa qua các lỗ phun nghiêng.

$$G_{2tb} = A_1\mu_c^{'}F_c\frac{p_{2tb}}{\sqrt{RT_{2tb}}} = 0,1421\,(kg/s) \quad (24)$$

* Sự phụ thuộc của tốc độ tới hạn của luồng khí hỗn hợp (a_3*) và lưu lượng khí được hút ra.

$$a_3^* = \sqrt{\frac{2k_3}{k_3+1} g \frac{G_1 R_1 T_a + G_{2tb} R_2 T_{2tb}}{G_1 + G_{2tb}}} = \sqrt{11,1. \frac{2255 + 8430 G_1}{G_1 + 0,1421}} \quad (25)$$

Với $k_3 = 1,35$ (tính cho dòng hỗn hợp)

$T_a = 273 + 15 = 288 (K)$ (nhiệt độ khí trời:15°C)

$R_1 = 29,27$ (hằng số khí)

* Lưu lượng khí qua mặt cắt đuôi nòng:

$$G_1 = \gamma_B . \left(1 - \frac{k_1 - 1}{k_1 + 1} . \lambda_1^2\right)^{\frac{1}{k_1 - 1}} . \lambda_1 . S . a_1^* \quad (26)$$

Trong đó: $\gamma_B = 1,25 (kG / cm^3)$: Mật độ không khí trên mặt đất.

$k_1 = 1,4$ (tính theo dòng khí qua mặt cắt đuôi nòng)

$$a_1^* = \sqrt{\frac{2k_1}{k_1 + 1} g R_1 T_a} = 310 \left(m / s\right)$$

Từ đó: $G_1 = 3,145 . \varepsilon\left(\lambda\right)_1 . \lambda_1$ Với: $\varepsilon(\lambda_1) = \left[1 - \left(\frac{k_1 - 1}{k_1 + 1} . \lambda_1^2\right)\right]^{\frac{1}{k_1 - 1}}$

(27)

* Biểu thức tính toán độ không thứ nguyên của dòng khí hỗn hợp.

$$\lambda_3 = \frac{\lambda_1}{G_1} . \sqrt{\left(G_1 + G_{2tb}\right) . \frac{G_1 R_1 T_a + G_{2tb} R_2 T_{2tb}}{R_1 T_a}} = \frac{\lambda_1}{91,81 . G_1} . \sqrt{\left(0,1421 + G_1\right) . \left(8430 G_1 + 2255\right)}$$

(28)

Thay các giá trị đã xác định vào phương trình và biến đổi ta được:

* Phương trình bảo toàn xung lượng khí ở lòng nòng.

$$\frac{k_1 + 1}{2k_1} . \frac{G_1 . a_1^*}{\lambda_1} . \left(1 + \lambda_1^2\right) + G_{2tb} . a_{2tb}^* . \lambda_{2tb} . \cos\left[180^0 - \left(\psi_c - \Delta\varphi\right)\right] = \frac{k_3 + 1}{2k_3} \frac{G_3 . a_3^*}{\lambda_3} . \left(1 + \lambda_3^2\right)$$

$$\Leftrightarrow \frac{266,24 G_1 . \left(1 + \lambda_1^2\right)}{\lambda_1} + 62 = \frac{0,87 . G_3 . a_3^*}{\lambda_3} . \left(1 + \lambda_3^2\right) \quad (29)$$

Đặt vế trái là B_1, vế phải là B_2, xét hệ số k phù hợp với từng giai đoạn làm việc của cơ cấu và chấp nhận $G_3 = G_1 + G_{2tb}$ ta được:

$$B_1 = \frac{266,24 . G_1 . \left(1 + \lambda_1^2\right)}{\lambda_1} + 62 ; \qquad B_2 = \frac{0,87 . \left(G_1 + 0,1421\right) . a_3^*}{\lambda_3} . \left(1 + \lambda_3^2\right)$$

(30)

* Giải hệ phương trình tính toán.

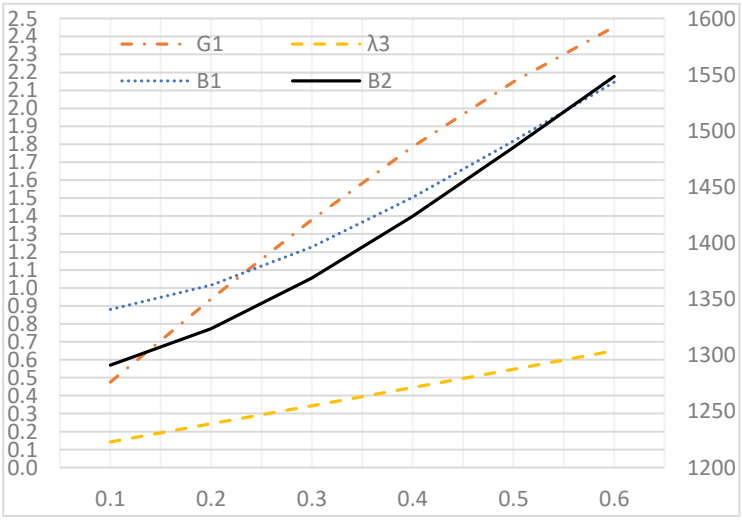
$$\begin{cases} a_3^* = \sqrt{11{,}1.\dfrac{8430.G_1 + 2255}{G_1 + 0{,}1421}} \\ \varepsilon(\lambda_1) = \left(1 - \dfrac{k_1 - 1}{k_1 + 1}.\lambda_1^2\right)^{\frac{1}{k_1 - 1}} \\ G_1 = 4{,}77554.\varepsilon(\lambda)_1.\lambda_1 \\ \lambda_3 = \dfrac{\lambda_1}{91{,}81.G_1}.\sqrt{(0{,}1421 + G_1).(8430G_1 + 2255)} \\ B_1 = \dfrac{266{,}24G_1.(1 + \lambda_1^2)}{\lambda_1} + 62 \\ B_2 = \dfrac{0{,}87.(G_1 + 0{,}1421).a_3^*}{\lambda_3}.(1 + \lambda_3^2) \end{cases}$$

(31)

Cho các giá trị $\lambda_1 = 0{,}1 \div 0{,}6$. Theo bảng các hàm số khí động lực học đối với $k_1 = 1{,}4$ xác định được $\varepsilon(\lambda_1)$, tìm được các giá trị G_1, a_3^* và λ_1. Sau đó dựng đồ thị $B_1(\lambda_1)$ và $B_2(\lambda_1)$, điểm giao nhau của $B_1(\lambda_1)$ và $B_2(\lambda_1)$ là giá trị λ_1 cần tìm mà theo nó tìm được lưu lượng trung bình của không khí G_1 qua lòng nòng vào thời kỳ hút khói. Kết quả tính toán được trình bày ở bảng 2.

Bảng 2. Giá trị các hàm khí động theo λ_1

λ_1	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
$\varepsilon(\lambda_1)$	0,9958	0,9834	0,9629	0,9347	0,8991	0,8567
G_1	0,47557	0,93927	1,37954	1,78540	2,14676	2,45467
a_3^*	335,51	323,15	318,25	315,69	314,16	313,20
λ_3	0,14246	0,24326	0,34429	0,44569	0,54753	0,64991
B_1	1.340,81	1.362,37	1.396,48	1.440,50	1.490,89	1.543,34
B_2	1.291,24	1.323,72	1.368,78	1.423,75	1.485,11	1.548,57



Hình 4. Đồ thị các hàm khí động

* Xác định giá trị chính xác λ_1:

Từ kết quả tính toán ở bảng trên, dựng các đồ thị $B_1(\lambda_1)$; $B_2(\lambda_1)$; $G_1(\lambda_1)$. Trên đồ thị ta tìm được giá trị: $\lambda_1 = 0,55$; $G_1 = 2,3(kg/s)$; $\lambda_3 = 0,5$; $B_1 = B_2 = 1516(kG/cm^2)$.

* Từ các bảng của các hàm khí động học với $\lambda_1 = 0,55$ ta tra được giá trị p_1

$$p_1 = \pi(\lambda_1) = \left(1 - \frac{k_1 - 1}{k_1 + 1}.\lambda_1^2\right)^{\frac{k_1}{k_1 - 1}} = \left(1 - \frac{1,4 - 1}{1,4 + 1}.0,55^2\right)^{\frac{1,4}{1,4 - 1}} = 0,834\left(kG/cm^2\right) \quad (32)$$

Sử dụng kết quả tra được, ta tiến hành kiểm tra G_1 theo công thức:

$$G_1 = \mu.S.\frac{p_a}{\sqrt{RT_a}}\sqrt{\frac{2.k_1.g}{k_1 - 1}}.\sqrt{\left(\frac{p_1}{p_a}\right)^{\frac{2}{k_1}} - \left(\frac{p_1}{p_a}\right)^{\frac{k_1+1}{k_1}}} =$$

$$= 1.122,72.\frac{1}{\sqrt{29,27.288}}.\sqrt{\frac{2.1,4.9,81}{1,4 - 1}}.\sqrt{\left(\frac{0,834}{1}\right)^{\frac{2}{1,4}} - \left(\frac{0,834}{1}\right)^{\frac{1,4+1}{1,4}}} = 2,2\left(kG/s\right) \quad (33)$$

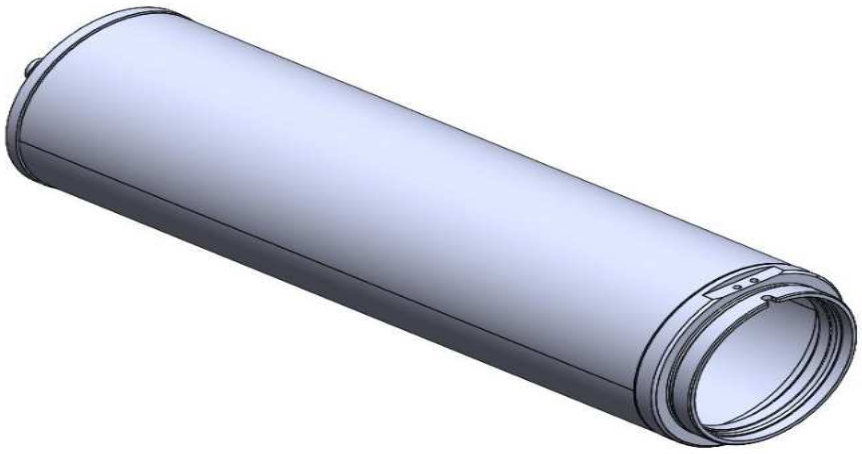
Từ kết quả tính toán G_1 = 2,2 [kg/s] chứng tỏ, việc giải bằng đồ thị là tương đối chính xác, và giá trị λ_1 = 0,55 đảm bảo tin cậy ở mức cần thiết. Vậy hệ số tin cậy thổi khói lòng nòng sẽ là:

$$n \approx \frac{G_1.(t_3 - t_{03})}{2.\gamma_B.W_{lg}} = \frac{2,3.(1,1574 - 1)}{2.1,25.67,768.10^{-3}} = 2,14 \quad (34)$$

$n = 2,14 > 1,3$. Chứng tỏ cơ cấu hút khói của pháo 125 mm 2A46-M làm việc tin cậy.

2.3. Mô hình 3D cơ cấu hút khói

Xây dựng mô hình 3D cơ cấu hút khói bằng phần mềm mô phỏng Solidworks2022





Hình 3. Mô hình 3D cơ cấu hút khói

3. Kết luận

Bài báo đã trình bày kết quả tính toán, kiểm nghiệm cho thấy các thông số thiết kế đã xác định đảm bảo cho cơ cấu hút khói của pháo 125mm 2A46-M làm việc tin cậy. Kết quả tính toán trên có thể áp dụng cho quá trình thiết kế, chế tạo cơ cấu hút khói tại các nhà máy.

Tài liệu tham khảo

[1] Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, (2015), *Thuật phóng trong*, NXB Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

[2] *Thông số kỹ- chiến thuật xe tăng T90S*, (2018), NXB Binh chủng Tăng- Thiết giáp, Hà Nội.

[3] Lê Thanh Hải, (2018), *Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến hoạt động của bộ phận hút khói của pháo trên tăng*, Luận văn Thạc sĩ kỹ thuật, Hà Nội.

[4] Khổng Đình Tuy, Nguyễn Văn Dũng, Nguyễn Duy Phồn (2009); *Kết cấu và tính toán pháo trên xe bánh xích quân sự chiến đấu*; NXB Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Calculation of the Smoke Extraction Mechanism on the 125mm 2A46-M Cannon of the T90S Tank

Abstract: *This article focuses on the analysis and theoretical calculation of the smoke extraction mechanism in the 2A46-M cannon. To achieve this, the study uses Mathlab software to solve the differential equation system for the ballistic problem in the 125mm 2A46-M cannon and applies the Xamuxenco method for design calculations and the Orlov BV method for verification calculations. The research results can contribute to the design and improvement processes aimed at enhancing combat performance and increasing crew safety in real combat conditions.*

Keywords: 125mm 2A46-M cannon, smoke extraction mechanism, T90S tank.

Nghiên cứu động lực học của hệ thống vũ khí gắn trên robot chiến đấu

Nguyễn Duy Thái[1], Võ Văn Biên[2]
[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự
[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự
[*]Email:thai16492@gmail.com; Tel: 0966916491

Tóm tắt

Bài báo trình bày một phương pháp tiếp cận mới để thiết lập hệ phương trình vi phân (mô hình toán học) mô tả các dao động của hệ thống vũ khí gắn trên robot chiến đấu. Mô hình toán học được xây dựng dựa trên lý thuyết cơ học hệ nhiều vật tương đối phù hợp, sát với mô hình thực tế. Việc sử dụng mô hình giúp phân tích, đánh giá ổn định của hệ thống vũ khí gắn trên robot chiến đấu được chính xác hơn. Mô phỏng động lực học được thực hiện bằng phương pháp số và được áp dụng đối với robot chiến đấu do Học viện Kỹ thuật quân sự thiết kế, chế tạo kết hợp với súng tiểu liên AKM. Kết quả thu được từ nghiên cứu này có thể dùng làm tài liệu tham khảo cho các nhà thiết kế trong quá trình thiết kế nhằm tối ưu hóa cấu trúc tổng thể của vũ khí tự động cỡ nhỏ khi lắp trên robot.

Từ khóa: *vũ khí tự động; Robot chiến đấu; Lực phát bắn; Độ ổn định bắn.*

1. Đặt vấn đề

Ngày nay cùng với những thành tựu đã đạt được trong lĩnh vực khoa học, công nghệ quân sự đặt ra những yêu cầu nghiên cứu các phương án chiến đấu tối ưu, cho phép giảm thiểu tối đa sự hiện diện trực tiếp của con người trên chiến trường. Robot chiến trường ra đời như một xu thế tất yếu của chiến tranh hiện đại, đây là một thiết bị tự động, có thể hoạt động trong điều kiện môi trường đặc biệt như thực thi các nhiệm vụ dưới nước và tại các vùng bị nhiễm phóng xạ, rà phá bom mìn,… nhờ đó giảm thiểu sự tham gia chiến đấu của con người và hạn chế tổn thất về sinh lực. Đi đôi với việc chế tạo các mẫu robot, nhiều quốc gia đã đi sâu nghiên cứu, phân tích động lực học của hệ thống vũ khí gắn trên robot. Việc nghiên cứu động lực học của hệ thống vũ khí gắn trên robot là lĩnh vực mới và đang thu hút nhiều nhà khoa học trong và ngoài nước quan tâm nghiên cứu, đặc biệt là trong thời gian gần đây các mô hình động lực học của hệ thống vũ khí gắn trên phương tiện cơ động của các tác giả đã nghiên cứu sát hơn với điều kiện bắn thực tế. Tuy nhiên, đây là các công trình nghiên cứu thuộc lĩnh vực quân sự nên khả năng tiếp cận các công trình này còn gặp nhiều khó khăn. Một số nguồn tài liệu tiếp cận được như [1-8], cho thấy việc nghiên cứu động lực học vũ khí lắp trên phương tiện cơ động vẫn còn tồn tại nhiều hạn chế như chỉ nghiên cứu các chuyển động được thực hiện trong mặt phẳng bắn; sử dụng nhiều giả thuyết để đơn giản hóa mô hình toán học; … nên phần nào còn có những hạn chế nhất định. Do đó, việc phân tích động lực học của hệ thống robot chiến đấu vẫn chưa được khảo sát, đánh giá một cách đầy đủ và tin cậy.

Nghiên cứu khảo sát động lực học của hệ thống robot-vũ khí trong tác chiến là cơ sở quan trọng để xây dựng các tham số kết cấu của robot khi thiết kế nhằm thoả mãn các yêu cầu kỹ - chiến thuật đề ra. Đặc biệt, nền công nghiệp quốc phòng nước ta đang nghiên cứu sản xuất các loại vũ khí bộ binh hiện đại, các loại vũ khí này khi được tích hợp trên robot thông minh sẽ tạo ra hệ vũ khí mới có uy lực mạnh nâng cao năng lực tác chiến trên chiến trường. Kết quả nghiên cứu sẽ cung cấp cơ sở lý luận về một số tham số kết cấu của robot nhằm đáp ứng độ ổn định và độ chính xác bắn của hệ thống robot-vũ khí.

2. Thiết lập mô hình toán học

2.1. Các giả thiết và mô hình toán học của hệ vũ khí gắn trên robot

Mô hình robot-vũ khí được thiết kế với thân robot gồm có ba bánh xe ở bên phải và ba bánh xe ở bên trái. Vũ khí tự động được gắn trên robot thông qua cơ cấu tầm, cơ cấu hướng và các hệ thống giảm xóc. Mô hình robot-vũ khí đã được thiết lập trong nghiên cứu này bằng cách sử dụng các giả thiết sau, các giả thiết này hoàn toàn phù hợp với với đều kiện chiến đấu của robot trên chiến trường:

- Các chi tiết và cụm chi tiết (trừ các chi tiết lò xo, các bánh xe và các hệ thống treo) được coi là các vật rắn tuyệt đối cứng.

- Các bánh xe không nghiêng theo chiều trục.

- Nền đất bằng phẳng và có tính chất đều khắp.

- Các hệ thống treo được giả thiết là đàn hồi tuyến tính có cản nhớt và chỉ tác dụng theo chiều thẳng đứng.

Dựa trên cấu trúc của mô hình thực, các mối liên kết của các cụm và các giả thiết, mô hình robot chiến đấu được xây dựng theo quan điểm cơ học hệ nhiều vật, xem hình 1 và hình 2. Ở trạng thái khảo sát tổng thế của cơ hệ: góc tầm φ, góc hướng α, robot chiến đấu được đặt trên mặt đất bằng phẳng.

Hệ thống robot-vũ khí gồm 4 vật rắn chịu các liên kết hôlônôm, giữ, dừng: Thân robot (vật 1); Khối quay hướng (vật 2); Khối quay tầm (vật 3); Súng và giá liên kết di động (vật 4). Khối lượng, vị trí trọng tâm và mô men quán tính của các vật được xác định thông qua phần mềm mô phỏng Solidwork.

Để quan sát và khảo sát cơ hệ, các vật rắn được gắn một hệ tọa độ Descarts như thể hiện trong hình 1 và hình 2, trong đó:

- $R_0 = (O_0X_0Y_0Z_0)$: biểu diễn hệ tọa độ cố định trên mặt đất;

- $R_k = (O_kX_kY_kZ_k)$: biểu diễn hệ tọa độ động gắn với các vật rắn thứ k, với k = 1, 2, 3, 4.

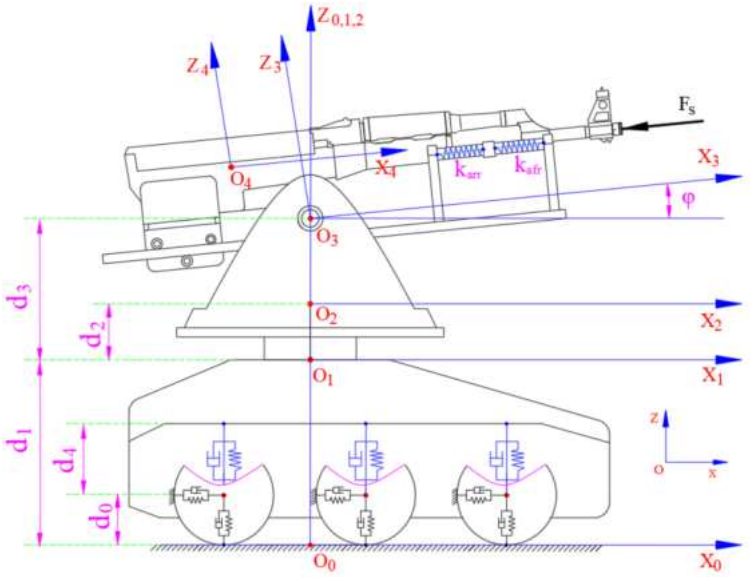
Từ các giả thuyết và liên kết giữa các vật thể, hệ thống Robot-vũ khí có 5 tọa độ suy rộng độc lập: $[q_j]=[q_1, q_2, q_3, q_4, q_5]$, trong đó: q_1 – dịch chuyển dọc của vật 1 theo trục X_0; q_2 – dịch chuyển dọc của vật 1 theo trục Z_0; q_3 – dịch chuyển góc của vật 1 quanh trục X_0; q_4 – dịch chuyển góc của vật 1 quanh trục Y_0; q_5 – dịch chuyển dọc của vật 4 theo trục X_3.

Để thiết lập hệ phương trình vi phân của cơ hệ, trong nghiên cứu này sử dụng dạng thức Lagrange loại 2 viết dưới dạng ma trận như sau [9, 10]:

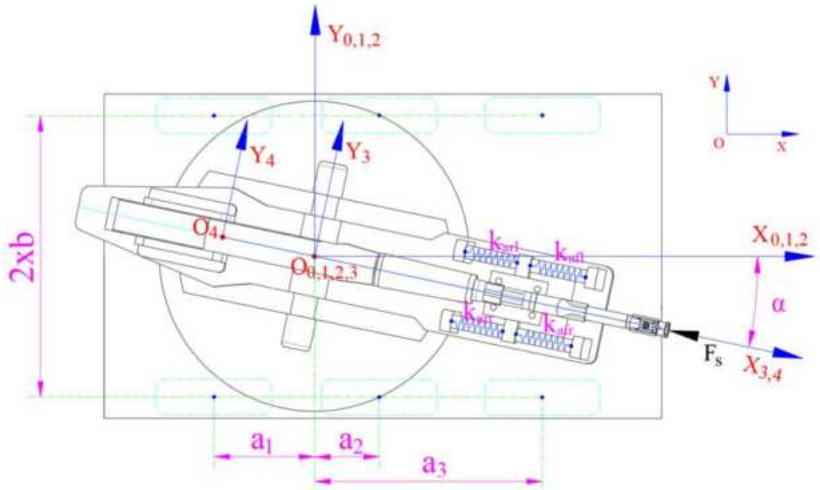
$$\frac{d}{dt}\left[\frac{\partial T^{\Sigma}}{\partial \dot{q}_j}\right]-\left[\frac{\partial T^{\Sigma}}{\partial q_j}\right]=Q_j \qquad (j=1\div 5) \tag{1}$$

Trong đó: T^{Σ} - là tổng động năng của cơ hệ; q_j và $\dot{q}_j$ - là các véc tơ tọa độ và vận tốc suy rộng của cơ hệ; Q_j - là véc tơ lực suy rộng tác dụng lên cơ hệ ứng với tọa độ suy rộng q_j.

Đây là cơ sở để xây dựng hệ phương trình vi phân mô tả dao động của cơ hệ, còn gọi là mô hình toán học của hệ robot-vũ khí trong quá trình tác chiến.



Hình 1. Mô hình robot-vũ khí nhìn từ mặt bên



Hình 2. Mô hình robot-vũ khí nhìn từ trên xuống

**** Tổng động năng của cơ hệ***

Tổng động năng của cơ hệ bằng tổng động năng của các vật thể thành phần trong cơ hệ, được xác định theo công thức sau:

$$T^{\Sigma} = \sum_{k=1}^{4} T_k = T_1 + T_2 + T_3 + T_4 \tag{2}$$

Động năng của vật k được xác định theo biểu thức sau, [9], [10]:

$$T_k = \frac{1}{2}\left(\dot{R}_k^T M_k \dot{R}_k + \bar{\omega}_k^T A_0^k I_k A_0^{kT} \bar{\omega}_k \right) \tag{3}$$

Trong đó: R_k là vectơ khối tâm của vật k trong hệ tọa độ cố định O_0; M_k là ma trận khối lượng của vật k; $\bar{\omega}_k$ là vec tơ vận tốc góc của vật k được biểu diễn trong hệ tọa độ cố định O_0; A_0^k là ma trận chuyển từ hệ tọa độ O_k sang hệ tọa độ cố định O_0; I_k là ma trận của ten xơ quán tính của vật k trong hệ tọa độ O_k.

**** Công khả dĩ và lực suy rộng***

Công khả dĩ và lực suy rộng được xác định như sau, [9]:

Xét công khả dĩ của lực suy rộng tổng quát F_k và mô men M_k:

$$\delta WF_k = \sum_{k=1}^{4}\sum_{j=1}^{5} F_k^T \frac{\partial R_k}{\partial q_j} = \sum_{j=1}^{5}\left[\sum_{k=1}^{4} F_k^T \frac{\partial R_k}{\partial q_j}\right]\delta q_j \tag{4}$$

$$\delta WM_k = \sum_{k=1}^{4}\sum_{j=1}^{5} M_k^T \frac{\partial \theta_k}{\partial q_j} = \sum_{j=1}^{5}\left[\sum_{k=1}^{4} M_k^T \frac{\partial \theta_k}{\partial q_j}\right]\delta q_j \tag{5}$$

Nếu các liên kết trong cơ hệ được coi là lý tưởng, bỏ qua lực ma sát, khi đó lực suy rộng Q_j được xác định như sau:

$$Q_j = \sum_{k=1}^{4} F_k^T \frac{\partial R_k}{\partial q_j} \tag{6}$$

$$Q_j = \left[\sum_{k=1}^{4} M_k^T \frac{\partial \theta_k}{\partial q_j}\right] \tag{7}$$

Trong đó, F_k và M_k lần lượt là các lực và momen tác dụng vào vật thứ k.

Sau khi xác định được tổng động năng, T^{Σ}, các lực suy rộng, Q_j, và thay chúng vào phương trình Lagrange (1). Chúng ta thu được hệ phương trình (HPT) gồm 5 phương trình vi phân bậc hai (pt) mô tả chuyển động của toàn cơ hệ (8).

$$HPT = \left\{pt_1, pt_2, pt_3, pt_4, pt_5\right\} \tag{8}$$

2.2. Phân tích các lực tác dụng lên hệ thống cơ khí

a. Trọng lực của vật rắn k (P_k)

Trọng lực tác dụng vào vật rắn thứ k đặt tại trọng tâm của vật k, vuông góc với mặt phẳng nằm ngang và hướng thẳng đứng xuống dưới:

$$P_k = m_k g \tag{9}$$

Trong đó, g là gia tốc trọng trường (g = 9.81 m/s^2).

b. Lực đàn hồi – cản nhớt của hệ thống treo (F_s)

Hệ thống robot chiến đấu có 6 hệ thống treo phân bố đối xứng hai bên thân robot và chúng được xác định theo công thức sau, [11]:

$$F_s = k_s(l_s - l_{0s}) + c_s\dot{l}_s \tag{10}$$

Trong đó, k_s - độ cứng của lò xo hệ thống treo, l_{0s} - độ dài ban đầu của lò xo; l - độ dài của lò xo; c_s - hệ số cản nhớt của hệ thống treo.

c. Lực tác dụng của bánh xe

Hệ thống robot có 6 bánh xe phân bố đối xứng hai bên thân robot và được xác định theo công thức sau, [11]:

$$F_t = k_{tg}(l_t - l_{0t}) + c_t\dot{l}_t \tag{11}$$

Trong đó, l_{0t} - độ dài ban đầu của lò xo thay thế lốp xe; l_t - độ dài của lò xo thay thế lốp xe; c_t - hệ số cản nhớt của lốp xe; k_{tg} - độ cứng quy đổi thay thế của lốp xe và nền đàn hồi, nó được xác định theo công thức, [12]:

$$k_{tg} = \frac{k_t k_{gs}}{\left(k_t^{\frac{2}{3}} k_{gs}^{\frac{2}{3}} \right)^{\frac{2}{3}}} \tag{12}$$

Trong đó, k_t - độ cứng thay thế của lốp xe; k_{gs} - độ cứng thay thế của nền đất.

d. Lực của hệ thống giảm giật

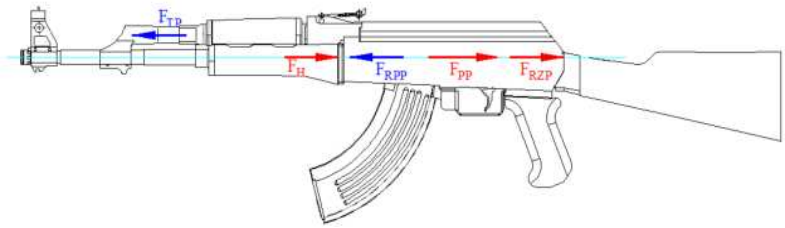
Hệ thống robot chiến đấu có 2 cơ cấu giảm giật giống nhau, chúng được bố trí đối xứng qua mặt phẳng bắn. Mỗi cơ cấu giảm giật bao gồm 2 lò xo được lắp đồng trục và có tác dụng ngược chiều nhau. Chúng được xác định theo công thức sau:

$$F_{\text{a}} = k_{\text{af}}(l_{0af} + q_5) + k_{\text{ar}}(-l_{0ar} + q_5) \tag{13}$$

Trong đó, k_{af}, k_{ar}, l_{0af}, l_{0ar} lần lượt là độ cứng của lò xo trước, lò xo sau, độ nén ban đầu của lò xo trước, độ nén ban đầu của lò xo sau ở trạng thái cân bằng.

e. Lực tác dụng của phát bắn lên thân robot

Các lực tác động vào vũ khí và gây ra chuyển động của hệ thống cơ khí phụ thuộc vào nguyên lý hoạt động của loại vũ khí tự động đó, xem [13], [14]. Trong nghiên cứu này, lực tác dụng của phát bắn lên robot được xác định cho súng tiểu liên AKM. Hình 3 biểu thị các lực chính tác động lên thân súng khi bắn. Trong đó, F_H - lực phát bắn phụ thuộc vào áp suất khí thuốc trong nòng súng; F_{TP} - lực tác dụng của khí thuốc lên thành trước của buồng khí; F_{PP} - lực của lò xo đẩy về; F_{RZP} - lực va chạm giữa bệ khóa nòng với thành sau của hộp súng; F_{RPP} - lực va chạm giữa bệ khóa nòng với thành trước của hộp súng.



Hình 3. Các lực tác dụng lên thân súng khi bắn

Trên hình 3 cho thấy các thành phần lực của phát bắn tác dụng lên giá trong một chu kỳ chức năng và có tính chất tuần hoàn, tổng các lực này truyền từ vũ khí lên thân robot gây nên chuyển động cho toàn bộ hệ thống cơ khí.

$$F_{\Sigma} = F_H - F_{TP} + F_{NAR} + F_{PP} - F_{RPP} \tag{14}$$

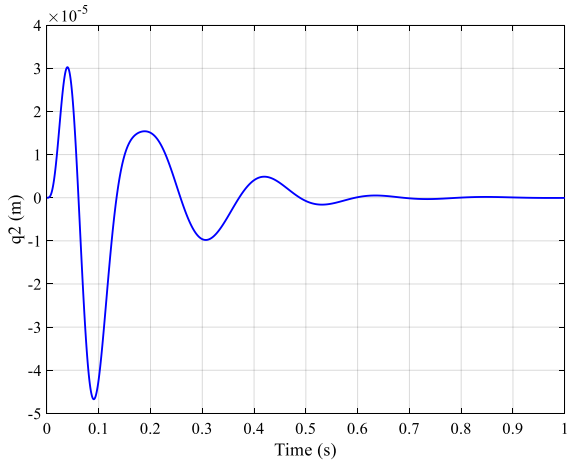
Các lực này đã được định nghĩa và giải thích chi tiết trong các tài liệu [14, 15].

3. Kết quả mô phỏng và kết luận

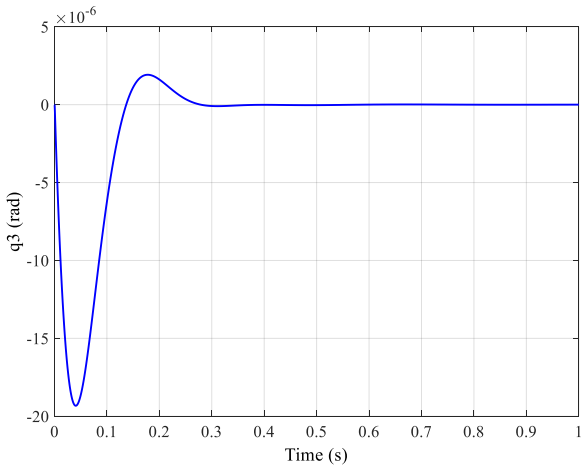
Để xác minh mô hình toán học đã được xây dựng, hệ thống robot chiến đấu do Học viện Kỹ thuật quân sự thiết kế chế tạo có gắn súng tiểu liên AKM đã được lựa chọn để tính toán mô phỏng động lực học. Các thông số đầu vào cho hệ thống cơ khí được xác định như sau: các thông số về kích thước, thông số về khối lượng được đo trực tiếp trên vật thật; các thông số về mô men quán tính, điểm đặt lực, tọa độ trọng tâm của các vật được xác định bằng phần mềm Solidword. Hệ phương trình vi phân mô tả dao động của cơ

hệ được giải bằng phần mềm Maple. Kết quả mô phỏng cho hai trường hợp bắn một viên và bắn loạt ngắn ba viên ở góc tầm 0^0, góc hướng 0^0, xem hình 4-11.

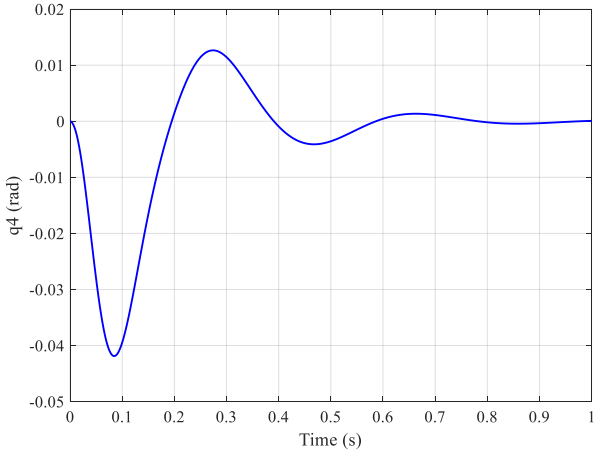
Các kết quả trong trường hợp bắn một viên đạn:



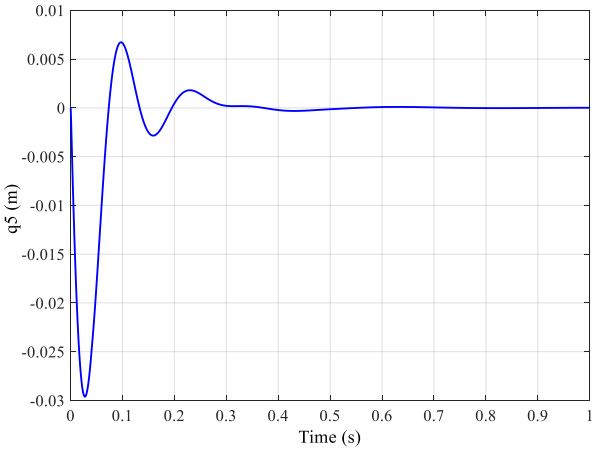
Hình 4. Dịch chuyển dọc của thân robot theo trục Z_0



Hình 5. Dịch chuyển góc của thân robot quanh trục X_0

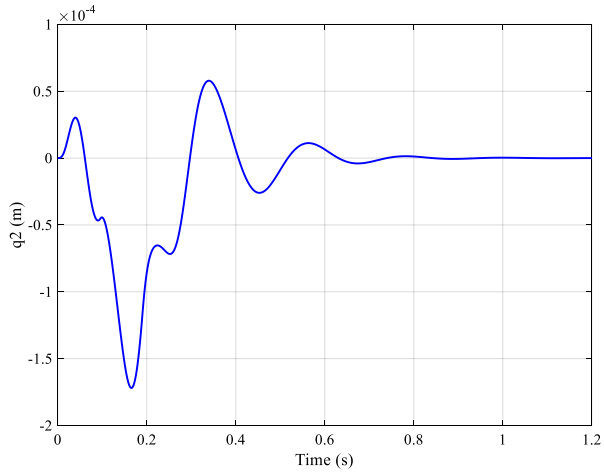


Hình 6. Dịch chuyển góc của thân robot quanh trục Y_0

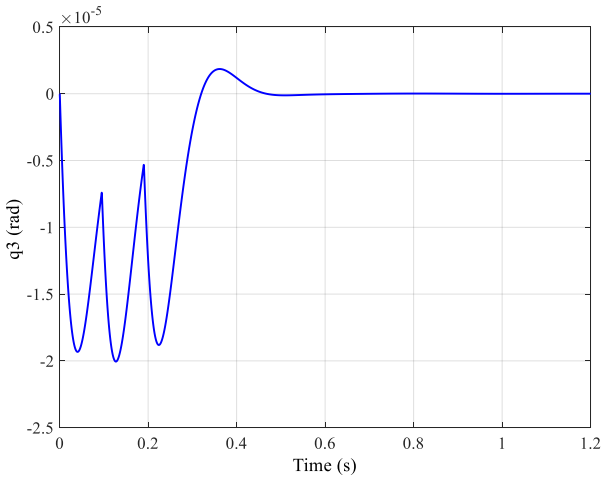


Hình 7. Dịch chuyển dọc của thân súng theo trục X_3

Các kết quả trong trường hợp bắn loạt ngắn 3 viên:

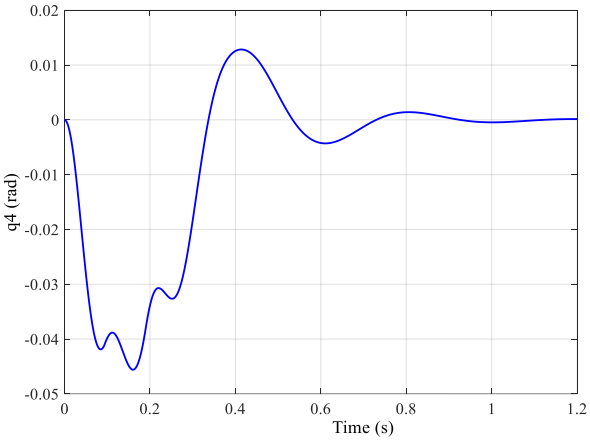


Hình 8. Dịch chuyển dọc của thân robot theo



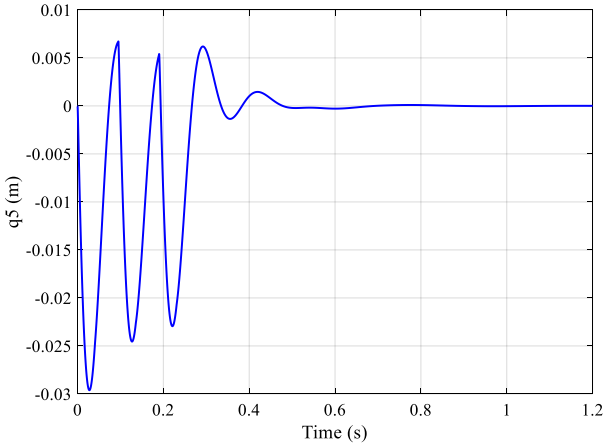
Hình 9. Dịch chuyển góc của thân robot quanh

trục Z_0



Hình 10. Dịch chuyển góc của thân robot quanh trục Y_0

trục X_0



Hình 11. Dịch chuyển dọc của thân súng theo trục X_3

Từ kết quả khảo sát động lực học của hệ thống robot-vũ khí khi bắn phát một và bắn liên thanh loạt ngắn 3 viên chúng ta nhận được tính chất và quy luật chuyển động của toàn cơ hệ. Hệ thống robot có độ ổn định khá cao, điều này có được là do khối lượng và mô men quán tính của robot khá lớn; các dao động đều tắt dần do cơ hệ có sử dụng các hệ cản nhớt ở các bánh xe và các hệ thống treo. Tuy nhiên, hạn chế trong nghiên cứu này là mới chỉ dừng lại ở phân tích động lực học của hệ thống robot chiến đấu về mặt lý thuyết chưa có thực nghiệm kiểm chứng; Trong các nghiên cứu tiếp theo, chúng tôi sẽ tập trung vào nghiên cứu thực nghiệm để đánh giá sự phù hợp của mô hình toán học và hoàn thiện mô hình toán học theo hướng sát hơn với điều kiện bắn thực tế.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này đã trình bày một phương pháp thiết lập mô hình động lực học của vũ khí tự động cỡ nhỏ gắn trên xe robot chiến đấu khi bắn trong không gian. Mô hình toán học được thiết lập dựa trên định lý Lagrage loại hai và lý thuyết cơ học hệ nhiều vật. Mô hình toán học được xây dựng cho súng tiểu liên AKM gắn trên robot chiến đấu do Học viện Kỹ thuật quân sự thiết kế chế tạo với bốn vật rắn và năm hệ tọa độ suy rộng độc lập. Các kết quả mô phỏng động lực học đã được tiến hành và cho thấy được tính chất và quy luật chuyển động của toàn cơ hệ. Các kết quả thu được sẽ là cơ sở quan trọng cho các nghiên cứu sâu hơn về ảnh hưởng của các thông số kết cấu đến độ ổn định của hệ thống vũ khí khi bắn trên robot. Từ đó, làm cơ sở khoa học để tối ưu hóa cấu trúc tổng thể kết cấu của hệ thống robot-vũ khí khi bắn. Các nghiên cứu trong tương lai sẽ tập trung vào nghiên cứu thực nghiệm và đánh giá tính phù hợp của mô hình toán học cũng như nghiên cứu nhằm tối ưu hóa kết cấu của hệ thống robot-vũ khí.

Tài liệu tham khảo

[1]. Balla, J, (2011). *Dynamics of Mounted Automatic Cannon on Track Vehicle*. International Journal of Mathematical Models and Methods in Applied Sciences, vol. 5, no. 3, p. 423-422. ISSN 1998-0140.

[2]. Y.D. Shi, D.S. Wang, (2009). *Multi-body Modeling and Vibration Analysis for Gun*. The project is supported by Natural Science Foundation of China (Grant No. 50875259). 978-1-4244-4738-1/09/$25.00 ©2009 IEEE.

[3]. C. M. Fischer, (1961). *Combat vehicle firing stability*. United State Army Ordnance Tank - Automotive Command, Detroit, Michigan.

[4]. J. Balla, (2010). *Combat vehicle vibrations during fire in burst.* In The Proceedings of the NAUN/IEEEAM Conferences Mathematical Models for Engineering Science (MMES '10). Puerto de la Cruz, Tenerife (Spain).

[5]. J. Balla, Z. Krist, F. Racek, P. Melša, V.Neumann, C. I. Le, (2018). *Analysis and Parameter Identification of Automatic Cannon Carriages*. Defence Science Journal, vol. 68, no. 6, pp. 525-532. ISSN 0011-748X. DOI: 10.14429/dsj.68.12395.

[6]. Huai-Ku Sun, Yun-Tien Liu, and Cun-Gin Chen, (2009). *Dynamic Analysis of a Vehicular-mounted Automatic Weapon–Planar Case*. Defence Science Journal, Vol. 59, No. 3, pp. 265-272. DESIDOC.

[7]. Aparow, V. R, Hudha, K., Hamdan, M. and Abdullah, S, (2015). *Study on Dynamic Performance of Armoured Vehicle in Lateral Direction due to Firing Impact*. Advances in Military Technology (No. 2, Vol. 10), p. 5 – 20.

[8]. Jiri Balla, Zbynek Krist and Ich Le Cong, (2015). *Infantry Fighting Vehicle in Case of Burst Firing*. International Conference on Military Technologies, Brno: University of Defence, p. 3 - 8. ISBN 978-80-7231-976-3.

[9]. A. A. Shabana, (2005). *Dynamics of Multibody System*", Third Edition. University of Ilinois at Chicago, Chicago, USA.

[10]. Phạm Huy Chương, (2002), *Động lực học vũ khí tự động*. Học viện Kỹ thuật quân sự Hà Nội.

[11]. Phan Nguyên Di, (1996). *Cơ học hệ nhiều vật*. Học viện Kỹ thuật quân sự Hà Nội.

[12]. Waclaw Borkowski, Jan Figurski and Jerzy Walentynowicz, (2007). *The impact of the cannon on the combat vehicle chasis during firing*. Journal of KONES Powertrain and Transport, Vol.14, No. 1.

[13]. A. D. Tokarev et a1, (1976). *Theory and Calculation of Machine gun and AA Mounts*. PVAIU Penza.

[14]. D. F. Allsop, J. Balla, V. Cech, L. Popelinsky, S. Prochazka, J. Rosicky, (1997). *Brassey's Essential Guide to Military Small Arms*. London, Washington.

[15]. J. Balla, (2019). *Contribution to determining of load generated by shooting from automatic weapons*. Brno: International conference on military technologies, 6 p.

Dynamics Study of Weapon Systems Mounted on Combat Robots

Abstrack:

The paper presents a novel approach to establishing a system of differential equations (a mathematical model) that describes the oscillations of weapon systems mounted on combat robots. The mathematical model is built based on multi-body mechanics theory, closely reflecting real-world conditions. The use of this model allows for a more accurate analysis and evaluation of the stability of weapon systems mounted on combat robots. Dynamic simulations are conducted using numerical methods and are applied to a combat robot designed and manufactured by the Military Technical Academy, combined with an AKM submachine gun. The findings of this study can serve as a reference for designers during the design process to optimize the overall structure of small-caliber automatic weapons when mounted on robots.

Keywords: *Automatic weapons, The fighting robot, Firing force, The firing stability*.

Nghiên cứu ảnh hưởng của hệ lăng kính đến chất lượng ảnh toàn cảnh trong mặt phẳng tầm của kính PZU-7

Nguyễn Văn Ánh[1], Bùi Đình Bảo[1], Hoàng Văn Phòng[2], Thái Hoài Sơn[2]

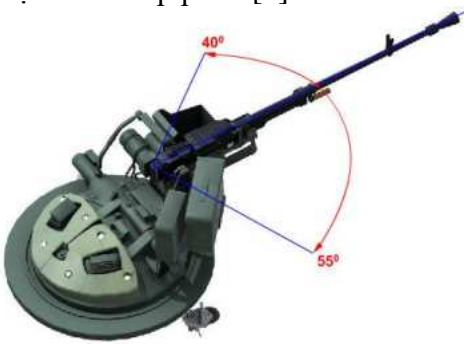
[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*
[2] *Viện Khoa học và công nghệ quân sự*
Email.nguyenvananh131083@gmail.com; Tel : 0984891296

Tóm tắt: Xe tăng T-90S/SK là loại xe tăng hiện đại nhất được biên chế trong quân đội ta. Một điểm khác biệt so với các thế hệ xe tăng cũ (T54B, T55, T62), trên xe tăng T-90S/SK, khi bắn súng máy phòng không, trưởng xe thực hiện ngắm bắn bằng kính ngắm PZU-7 và khai hoả tại vị trí ngồi trong buồng chiến đấu. Kính PZU-7 là loại kính tiềm vọng ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm bằng việc quay lăng kính Dove. Sai số do các lăng kính, đặc biệt lăng kính Dove ảnh hưởng rất lớn đến chất lượng hình ảnh ngắm bắn của kính. Trong nội dung bài báo tập chung nghiên cứu ảnh hưởng sai số gia công của hệ lăng kính trong kính PZU-7 đến chất lượng ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm. Kết quả đánh giá làm cơ sở để đặt ra các yêu cầu thiết kế kính ngắm PZU-7.

***Từ khóa**: Xe tăng T-90S/SK, súng máy phòng không, kính ngắm , hệ thống quang học, lăng kính*

1.Đặt vấn đề

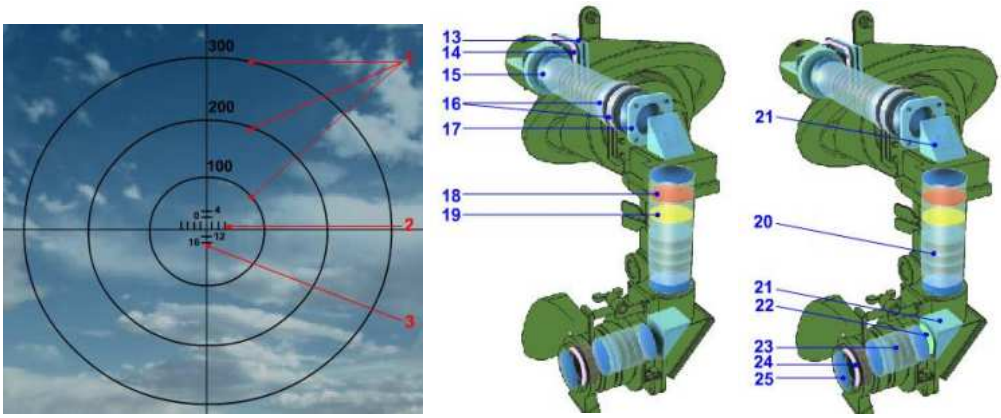
Súng máy phòng không 12,7mm là một thành phần quan trọng trong hệ thống hỏa lực trên xe tăng T-90S/Sk để tiêu diệt mục tiêu trên không và mặt đất. Súng máy phòng không 12,7 mm lắp trên xe tăng T-90S là loại súng có tên gọi là "КОРД". Súng được lắp trên giá gắn liền với ụ trưởng xe, giá súng có cơ cấu giảm giật và quay xung quanh trục ngang để nâng và hạ súng trong mặt phẳng tầm. Ngoài ra, súng máy phòng không có thể quay hướng theo ụ trưởng xe trong giới hạn góc cho phép (từ -40° đến +55°) (hình 1) hoặc quay hướng 360° theo tháp pháo khi ụ trưởng xe liên kết cố định với tháp pháo [1].



Hình 1. Hình dạng súng và vị trí lắp trên ụ trưởng xe

Khi thực hiện các nhiệm vụ tác chiến của súng máy phòng không, trưởng xe cần phải sử dụng tổ hợp điều khiển hoả lực trên tăng để vừa có thể bắn mục tiêu trên không, vừa có thể bắn mục tiêu trên mặt đất. Súng máy phòng không "Корд" có hai chế độ bắn là bắn tự động và bắn bán tự động. Để bắn súng máy phòng không ở chế độ tự động phải sử dụng kính trưởng xe PK-5. Để bắn súng máy phòng không ở chế độ bán tự động, khi này ụ trưởng xe không gắn với tháp pháo và trưởng xe phải dùng kính ngắm PZU-7 [2].

Yêu cầu của kính ngắm PZU-7 là phải có cơ cấu ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm [3], tức là khi súng quay tầm thì thị giới của kính cũng phải quay theo và ảnh không bị quay. Do vật hệ thống quang học của kính ngắm khá phức tạp (Hình 2).



Hình 2. Hệ thống quang học của PZU-7

1. Vòng bắn mục tiêu bay; 2. Thang lượng sửa hướng; 3. Dấu ngắm theo cự ly; 13. Kính bảo vệ; 14. Kính sấy điện; 15. Đầu máy quay; 16. Ổ quay; 17. Mặt bích; 18. Phin lọc trung tính; 19. Phin lọc chuyên dùng; 20. Cụm đảo ảnh thứ hai; 21. Lăng kính tạo độ tiềm vọng; 22. Kính phân vạch; 23. Thị kính; 24. Tấm sấy điện; 25. Thấu kính mắt.

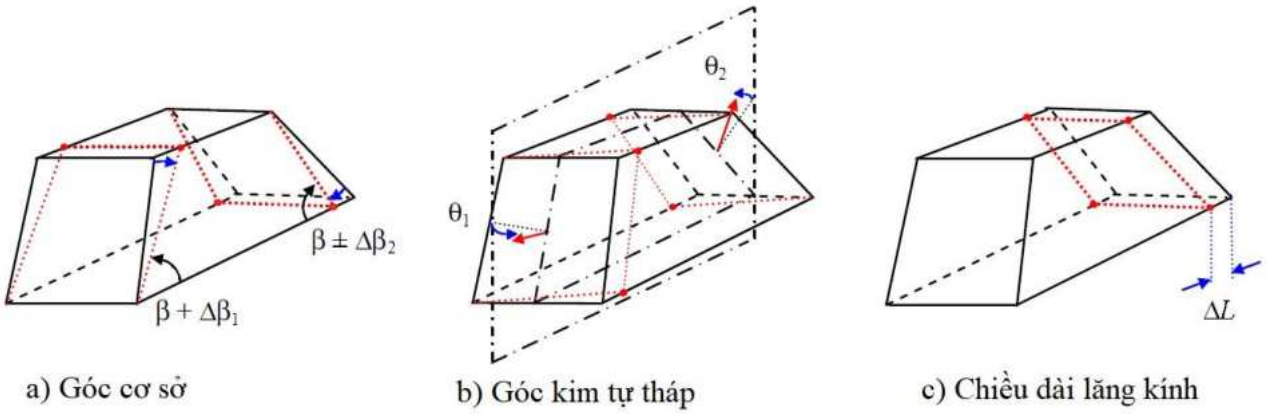
Phân tích hệ thống quang học cho thấy đây là một trong các hệ thống quang học tiềm vọng một thị kính có kết cấu phức tạp. Để thực hiện ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm, cần phải có cơ cấu ngắm toàn cảnh, để bố trí được kính PZU-7 trên tăng và tạo độ tiềm vọng cần phải gấp khúc quang trục hai lần, vì thế trong hệ thống quang học cần phải sử dụng bốn lăng kính, trong đó có ba lăng kính AP-90° và lăng kính Đô-ve, vì bốn lăng kính có bốn mặt phản xạ, nên chúng không làm quay ảnh, do đó nếu chỉ dùng hệ vô tiêu đơn giản gồm vật kính và thị kính thì ảnh sẽ bị đảo ngược, để ảnh không quay cần sử dụng thêm hệ đảo ảnh thấu kính. Sai số của các lăng kính (sai số do gia công, sai số vị trí lắp đặt,...) sẽ ảnh hưởng rất lơn tới đường truyền của các tia sáng trong hệ thống quang học của kính. Trong phạm vi nghiên cứu của bài báo, nhóm tác giả tập chung nghiên cứu ảnh hưởng sai số gia công của hệ lăng kính trong kính PZU-7 đến chất lượng hình ảnh toàn cảnh trong mặt phẳng tầm.

2.Ảnh hưởng của hệ lăng kính đến chất lượng hình ảnh

Trong hệ thống quang học kính ngắm PZU-7 sử dụng lăng kính AP-90° và lăng kính Đô-ve. Lăng kính AP-90° có tác dụng thay đổi đường truyền của tia sáng 1 góc 90^0, có cấu tạo đối xứng qua trục quang học của khí tài, do đó, khi có sai số gia công lăng kính AP-90° chủ yếu làm lệch trục quang gây ra hiện tượng cắt thị giới của kính ngắm. Lăng kính AP-90° khi có sai số về hình dạng còn gây ra hiện tượng quang sai Coma và sắc sai, tuy nhiên, ảnh hưởng này là không lớn [4]. Khác với lăng kính AP-90°, lăng kính Đô-ve có 2 mặt khúc xạ không đối xứng qua quang trục của khí tài, nên ảnh hưởng của lăng kính Đô-ve đến chất lượng hình ảnh thu được trong mặt phẳng tầm là phức tạp và nhiều hơn. Vì vậy ở đây chúng ta chỉ tập trung phân tích ảnh hưởng do lăng kính Do-ve đối với chất lượng ảnh trong mặt phẳng tầm.

2.1. Tính toán ảnh hưởng sai số gia công lăng kính Đô-ve với hình ảnh thu được

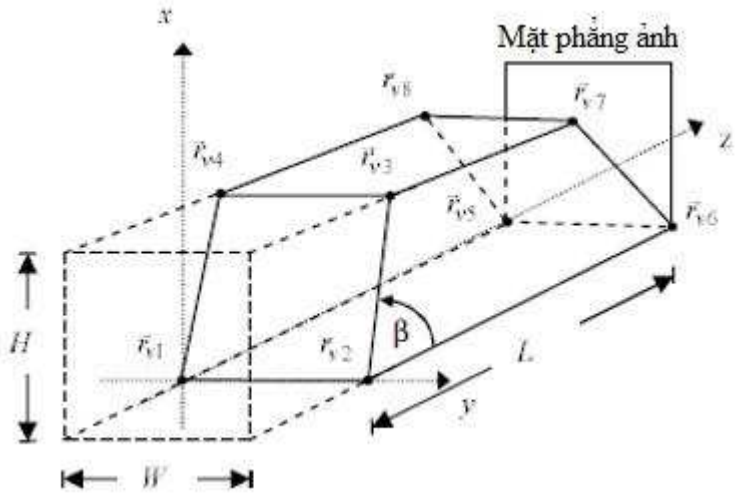
Các sai số gia công lăng kính Đô-ve làm ảnh hưởng đến chất lượng ảnh trong mặt phẳng tầm là: sai số góc cơ sở $\Delta\beta$, sai số góc kim tự tháp $\theta_1 + \theta_1$ và sai số chiều dài ΔL lăng kính (hình 3). Ở đây góc kim tự tháp là tổng đại số của độ lệch của các pháp tuyến với các mặt lăng kính đầu vào và đầu ra ($\theta 1 + \theta 2$), so với trục y. Lỗi góc là độ lệch của một góc so với giá trị danh nghĩa của nó.



Hình 4. Các sai số gia công của lăng kính Đô-ve ảnh hưởng đến chất lượng ảnh trong mặt phẳng tầm

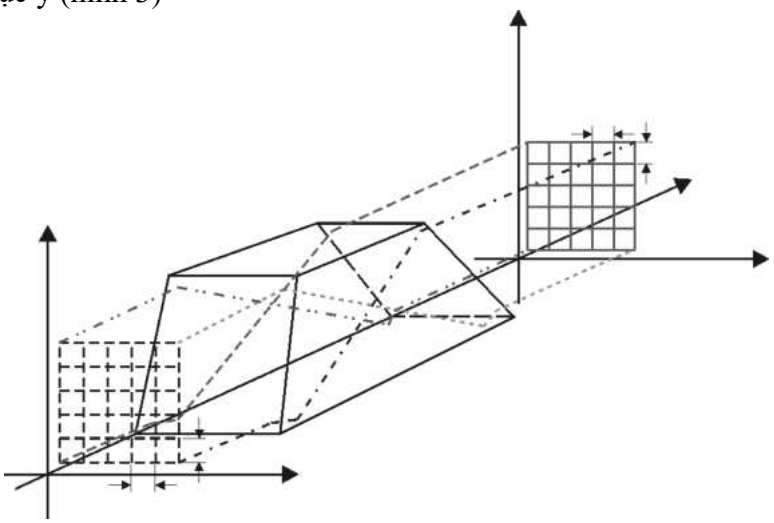
Trong bài báo này, để đánh giá ảnh hưởng sai số gia công của lăng kính Đô-ve lên chất lượng ảnh trong mặt phẳng tầm, sử dụng phương pháp tính toán chính xác theo đường truyền tia sáng. Chúng tôi mô hình hóa các sai số gia công bằng cách thay đổi vị trí của các đỉnh lăng kính cùng với một thuật toán để đưa những thay đổi này vào lăng kính và tạo ra đường truyền của tia sáng. Sự dịch chuyển của các đỉnh làm thay đổi hướng của các mặt lăng kính (pháp tuyến) và sự thay đổi các góc đáy. Chiều dài của lăng kính cũng có thể thay đổi. Những thay đổi các thông số lăng kính tạo ra các thay đổi trong mặt phẳng sóng và ảnh hưởng đến quá trình hình thành ảnh. Để xác định các sai số gia công của lăng kính lên chất lượng ảnh khi phân tích đường truyền của các tia phát ra từ vật dạng lưới hình chữ nhật [5].

Trong quá trình mài và đánh bóng, các đỉnh của lăng kính sẽ bị tác động. Để đơn giản, chúng ta di chuyển hai đỉnh kề nhau theo cùng một hướng giống nhau (hình 3) và dịch chuyển cạnh (vecto từ đỉnh i đến đỉnh i+j) để mô phỏng hình dạng của lăng kính do sai số gia công gây ra (sau đây gọi là lăng kính lỗi). Hình 2 mô tả các vectơ bán kính của các đỉnh lăng kính lỗi.



Hình 5. Các vectơ bán kính đến các đỉnh của lăng kính Do-ve:
H - chiều cao, W - chiều rộng, L - chiều dài và β - góc đáy.

Trên vật khảo sát, sự phân bố các tia sáng từ giao điểm của các đường thẳng cách đều song song với trục x và song song với trục y. Trong điều kiện lý tưởng (lăng kính không có sai số gia công), hình ảnh thu được bao gồm các đường thẳng cách đều song song với trục x và song song với trục y (hình 3)



Hình 6. Hình ảnh thu được trong điều kiện lý tưởng

Chương trình tính toán sẽ cho chúng ta biết được độ lệch của các tia khi có sai số gia công của lăng kính thông qua phương trình khúc xạ và phương trình tịnh tiến. Phương trình khúc xạ cung cấp thông tin về độ lệch của vectơ hướng tại mỗi bề mặt lăng kính:

$$K_{i+1} = \frac{n_i}{n_{i+1}} K_i + \left[\sqrt{(\frac{n_{i+1}}{n_i})^2 - 1 + (K_i.N)^2} - (K_i.N) \right] . \frac{n_i}{n_{i+1}} .N \quad (1)$$

Trong đó K- vectơ chỉ hướng tia đơn vị; N- pháp tuyến bề mặt đơn vị và n - chiết suất lăng kính. Các chỉ số i và i+1 biểu thị các biến của tia tới và tia truyền qua tại mỗi mặt lăng kính tương ứng.

Phương trình tình tiến cung cấp thông tin về sự thay đổi tọa độ tại điểm giao nhau của các tia với bệ mặt lăng kính:

$$\overrightarrow{r_{i+1}} = \vec{r_i} . \frac{\left(z_{i+1} . k - \vec{r_i} \right) . N_{i+1}}{K_{i+1} . N_{i+1}} . K_{i+1} \quad (2)$$

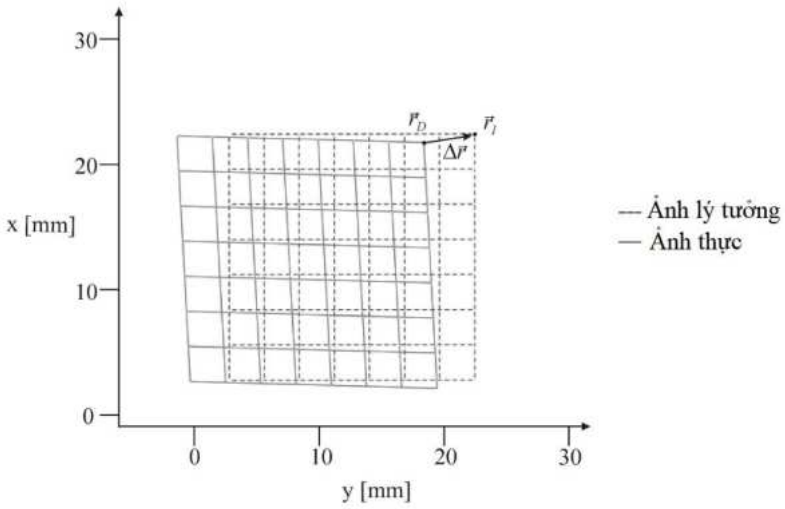
Trong đó $\vec{r}[m]$ - điểm giao nhau của tia với bề mặt; biến z[m] biểu thị điểm giao nhau của bề mặt với trục z; *k* - vectơ hướng đơn vị theo hướng z. *i* – các biến của tia xuất phát (ở bề mặt trước đó) và *i + 1* - các biến của bề mặt tiếp theo.

Sai số gia công gây ra sự biến dạng bên trong lăng kính nhưng lại gây ra sự dịch chuyển đường chuyền tia sáng cả bên trong và bên ngoài lăng kính. Sự dịch chuyển đường chuyền tia sáng theo 2 phương x và y được xác định bằng công thực:

$$\Delta x_{i,j} = \Delta x'_{i,j} + z_{p_{i,j}} \frac{dx}{dz} \quad (3)$$

$$\Delta y_{i,j} = \Delta y'_{i,j} + z_{p_{i,j}} \frac{dy}{dz} \quad (4)$$

Ở đây Δx′[m] và Δy′[m] là sự thay đổi của tọa độ tia sáng do sự biến dạng lăng kính tại mặt phẳng ra của lăng kính; z_p [m] là khoảng cách giữa mặt phẳng ra của lăng kính và mặt phẳng ảnh. Đạo hàm biểu thị góc tiếp tuyến của vectơ hướng tại mặt phẳng ra. Mô phỏng trên phần mềm Mathlab ta được hình ảnh trong mặt phẳng tầm của kính ngắm PZU-7 do lỗi gia công như hình 7.

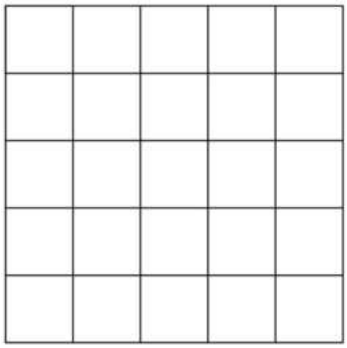


Hình 7. Ảnh trong mặt phẳng tầm của kính ngắm PZU-7

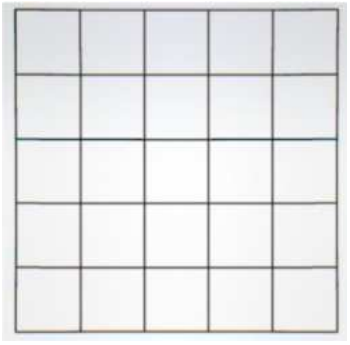
Khi có sai số gia công của lăng kính sẽ dẫn tới sự biến dạng hình ảnh thu được tại mặt phẳng ảnh. Sự biến dạng xảy ra bên trong lăng kính, trong khi sự dịch chuyển diễn ra bên trong và bên ngoài lăng kính. Việc xác định tọa độ x và y của vectơ dịch chuyển giúp phân biệt sự biến dạng với sự dịch chuyển.

2.2. Đánh giá sai số gia công lăng kính Đô-ve đến chất lượng ảnh hệ quang PZU-7 được thiết kế.

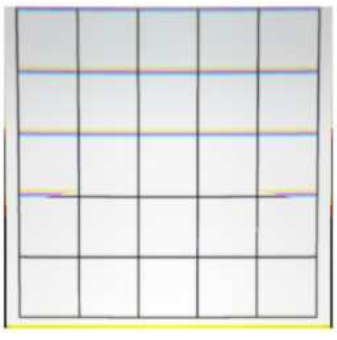
Có thể thấy, khi có các sai số gia công lăng kính Đô-ve, chùm tia qua lăng kính Đô-ve sau khúc xạ sẽ bị dịch chuyển 1 lượng Δr (mục 2.1). Điều này làm lệch trục quang học và gây ra quang sai lớn cho hệ quang so với hệ quang lý tưởng được thiết kế. Để đánh giá sai số gia công của lăng kính Đô-ve đến chất lượng ảnh của hệ quang kính ngắm PZU-7, nhóm đề tài thực hiện mô phỏng các sai số này trên hệ quang đã được thiết kế trên phần mềm Zemax. Hình ảnh mục tiêu mẫu được sử dụng có dạng lưới vuông 5x5, hình ảnh thu được với hệ quang mà lăng kính Đô-ve có sai số được biểu diễn trong các hình 9, 10.



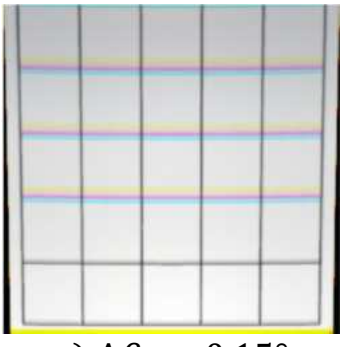
Hình 8. Hình ảnh mục tiêu mẫu



a) $\Delta\beta_2 = 0{,}05°$



$b)\ \Delta\beta_2 = 0{,}1°$



$c)\ \Delta\beta_2 = 0{,}15°$

Hình 9. Hình ảnh thu được qua hệ quang kính ngắm khi có sai số góc đáy $\Delta\beta_2$

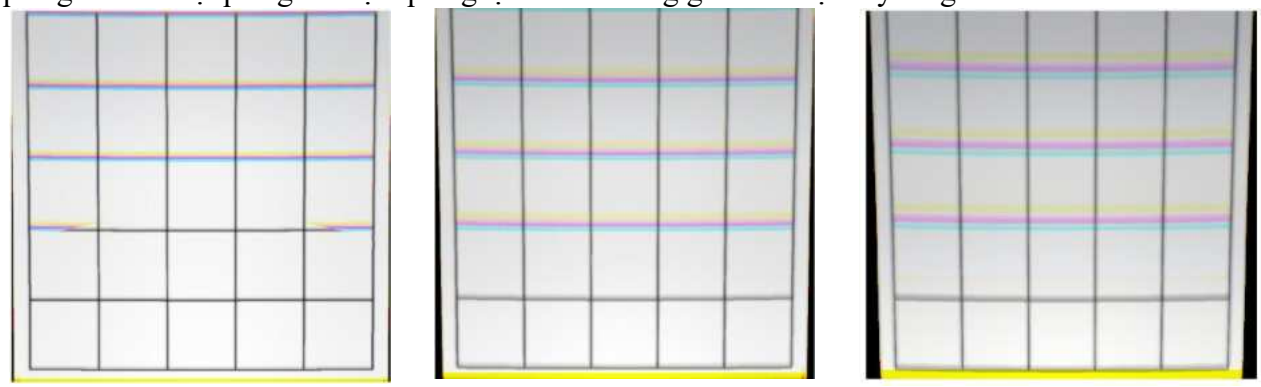
Trên hình 9 có thể thấy, sai số góc đáy $\Delta\beta_2$ lăng kính Đô-ve gây ra biến dạng hình học của hình ảnh thu được, sai số này qua hệ quang kính PZU-7 gây làm cắt trường nhìn theo hướng biến dạng và gây ra lệch trục quang, tăng sắc sai của toàn hệ.



$a)\ \Delta L = 0{,}5\ mm$ $b)\ \Delta L = 1\ mm$ $c)\ \Delta L = 1{,}5\ mm$

Hình 10. Hình ảnh thu được qua hệ quang kính ngắm khi có sai số chiều dài ΔL

Hình 10 biểu diễn sai số hệ quang gây ra bởi sai số gia công chiều dài lăng kính Đô-ve. So với sai số góc đáy $\Delta\beta_2$, sai số chiều dài ΔL *ít* gây ra biến dạng hình học của hình ảnh thu được, sai số này qua hệ quang kính PZU-7 chỉ gây ra hiện tượng cắt trường nhìn và thay đổi quang sai của hệ quang do trục quang tịnh tiến vuông góc với mặt đáy lăng kính.



a) $\Delta L = 1\ mm$ $\Delta\beta_2 = 0{,}05°$ a) $\Delta L = 1\ mm$ $\Delta\beta_2 = 0{,}1°$ a) $\Delta L = 1\ mm$ $\Delta\beta_2 = 0{,}15°$

Hình 11. Hình ảnh thu được qua hệ quang kính ngắm khi có sai số chiều dài ΔL và góc đáy $\Delta\beta_2$

Hình 11 biểu diễn sai số hệ quang gây ra bởi sai số gia công cả chiều dài lăng kính Đô-ve và sai số mặt đáy. Có thể thấy, quang sai do hai thành phần chiều dài lăng kính Đô-ve và sai số mặt đáy gây ra sắc sai lớn hơn và biến dạng ảnh nhiều hơn so với mỗi thành phần sai số gia công gây ra.

Như vậy, khi có sai số gia công bề mặt lăng kính Đô-ve, hình ảnh thu được bị biến dạng và dịch chuyển, trong đó, sai số về chiều dài gia công lăng kính làm dịch chuyển hình ảnh thu được, còn sai số về góc gây ra sự biến dạng của hình ảnh trong mặt phẳng tầm.

3. Kết luận

Hệ thống quang học của kính ngắm PZU-7 có cấu tạo phức tạp để đảm bảo ngắm toàn cảnh trong mặt phẳng tầm, trong đó lăng kính Đo-ve có ảnh hưởng rất lớn đến chất lượng ảnh. Trong nội dung bài báo phân tích và đưa ra phương pháp đánh giá ảnh hưởng sai số gia công của lăng kính Đô-ve đối với ảnh trong mặt phẳng tầm của kính. Kết quả đánh giá có vai trò rất quan trọng trong việc thiết kế và chế tạo kính ngắm PZU-7, đảm bảo chất lượng ảnh trong mặt

phẳng tầm nhằm nâng cao hiệu quả làm việc của hệ thống ngắm bắn súng máy 12,7mm trên xe tăng T-90S/SK.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1]. Танк Т-90С. Техническое описание. — Нижний Тагил: АЭЛ (Уральское конструкторское бюро транспортного машиностроения), 1999. — Т. Часть 1.

[2]. Lê Minh Thái, Hà Nguyên Bình, Nguyễn Hải Minh. Tổ hợp điều khiển hỏa lực 1A45T trên tăng T-90S. Nhà xuất bản Quân đội, 2022.

[3]. Hà Nguyên Bình, Nguyễn Hữu Nam *"Hệ thống điều khiển hỏa lực trên xe tăng T-90",* Tạp chí Kỹ thuật và Trang bị , Số 230 tháng 11/2019.

[4]. Рисунов М.М., Грамматин А.П., Иванов П.Д., Андреев Л.Н., Агальцова Н.А., Ишанин,Г.Г., Василевский О.Н., Родионов С.А. Вычислительная оптика. Справочник. Изд.2. 2008. 424 с.

[5]. Запрягава Л.А., Свешникова И.С. Расчет и проектирование оптических систем. М.: Логос, 2000. 581 с.

Research on the Impact of the Prism System in the PZU-7 Panoramic Sight on the Quality of Sighting in the Target Plane

Abstract: *The T-90S/SK tank is the most modern tank currently in service with our military. One key difference compared to older tank models (T-54B, T-55, T-62) is that on the T-90S/SK, when firing the anti-aircraft machine gun, the tank commander performs aiming and firing from within the fighting compartment. On this tank, to fire the machine gun in automatic mode, we use the PK-5 sight; in semi-automatic mode, the PZU-7 sight is used. The PZU-7 is a panoramic periscope sight for aiming in the target plane. The optical system of all panoramic sights utilizes a prism system, particularly the Dove prism. This paper examines the impact of the prism system in the PZU-7 sight on the quality of panoramic sighting in the target plane, providing a basis for the design of the PZU-7 firing sight*

Keywords: T-90S/SK tank, anti-aircraft machine gun, sight, optical system, prism system

Khảo sát ảnh hưởng của cơ cấu phát hỏa cơ khí đến điều kiện không giật của súng SPG-9

Lê Ngọc Anh[1], Nguyễn Thái Dũng[1], Mai Viết An[2]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự; [2]Viện Vũ khí
Email: lenamta.22@gmail.com; Tel:0984873621

Tóm tắt

Súng SPG-9 phát hỏa cơ khí được nghiên cứu phát triển để khắc phục nhược điểm phát hỏa không ổn định của cơ cấu phát hỏa điện khi hoạt động trong điều kiện môi trường sông nước hoặc trong điều kiện khí hậu ẩm ướt, mưa to, mưa lâu. Trong quá trình nghiên cứu, do cơ cấu phát hỏa cơ khí được thiết kế làm tăng tiết diện tới hạn của loa phụt từ đó làm thay đổi lực giật của súng, ảnh hưởng đến điều kiện cân bằng và độ ổn định của súng. Bài báo đi sâu nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của cơ cấu phát hỏa cơ khí đến điều kiện không giật của súng, từ đó hoàn thiện thiết kế của súng SPG-9 phát hỏa cơ khí.

Từ khóa: *điều kiện không giật; cơ cấu phát hỏa; súng SPG-9.*

1. Mở đầu

Súng chống tăng SPG-9 được Liên Xô nghiên cứu phát triển và đưa vào trang bị cho quân đội từ năm 1963 để thay thế cho mẫu súng ĐKZ-82B10 đã lỗi thời. Súng có hỏa lực mạnh, được sử dụng để tiêu diệt các loại xe tăng, xe bọc thép, pháo tự hành. Ngoài ra, súng còn được sử dụng để tiêu diệt sinh lực, các hoả điểm của đối phương trong và ngoài công sự. Để phát hỏa, súng SPG-9 hiện tại sử dụng một bộ phát hỏa điện, tạo ra nguồn điện, thông qua các dây dẫn kích hoạt bộ mồi lửa điện của đạn. Do sử dụng nguyên lý phát hỏa bằng điện nên súng SPG-9 còn bộc lộ một số nhược điểm khi sử dụng trong điều kiện địa hình sông nước, súng bị ngâm nước hoặc trong điều kiện mưa to, mưa lâu thì bộ phát hỏa điện và các bộ phận tiếp xúc điện bị ngấm nước nên không đủ dòng điện để kích hoạt mồi lửa điện phát hỏa liều phóng, súng SPG-9 không còn đảm bảo được độ tin cậy phát hỏa. Tuy nhiên, hiện nay trên thế giới chưa có quốc gia nào nghiên cứu cái tiến súng SPG-9 theo nguyên lý phát hỏa cơ khí. Từ vấn đề thực tiễn đó, súng SPG-9 phát hỏa cơ khí được nghiên cứu để súng làm việc trên địa bàn sông nước ổn định, có độ tin cậy cao, đảm bảo an toàn khi sử dụng và thao tác thuận lợi. Trong quá trình nghiên cứu, do cơ cấu phát hỏa cơ được thiết kế làm tăng tiết diện tới hạn của loa phụt từ đó làm thay đổi lực giật của súng, ảnh hưởng đến điều kiện cân bằng và độ ổn định của súng.

Trong bài báo này, tác giả tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của sự thay đổi tiết diện tới hạn do cơ cấu phát hỏa cơ khí gây ra đến lực giật và điều kiện không giật của súng.

2. Tính toán các bài toán cơ bản

2.1. Bài toán thuật phóng trong

Giống như súng pháo thông thường, bài toán cơ bản thuật phóng trong của súng pháo không giật là bài toán xác định quy luật thay đổi của áp suất khí thuốc và tốc độ của đạn trong nòng cũng như áp suất khí thuốc trong buồng đốt làm cơ sở cho việc giải bài toán kiểm tra lực giật của súng khi cho trước các đặc trưng cấu tạo và điều kiện nhồi của hệ.

Đối với súng pháo không giật, do tồn tại quá trình phụt khí ra khỏi nòng, ngoài các đặc trưng cấu tạo và điều kiện nhồi giống như của súng pháo thông thường, còn phải bổ sung thêm đặc trưng cấu tạo của loa phụt mà đại lượng quan trọng nhất là diện tích tiết diện tới hạn S_t của nó.

Khi đó theo [1] ta có hệ phương trình tổng quát để giải bài toán thuật phóng trong cho vũ khí theo nguyên lý động học phản lực như sau:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S \cdot P \cdot g}{\varphi \cdot q} \cdot s_1 \cdot s_3 \\ \dfrac{dl}{dt} = v \cdot s_1 \cdot s_3 \\ \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{P}{I_K} \cdot s_2 \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi\left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{d\eta}{dt} = \dfrac{\varphi_2 \cdot K_0 \cdot S_t \cdot P}{\omega\sqrt{f\tau}} \\ \dfrac{dW}{dt} = \dfrac{\omega\left(1-\alpha\delta\right)}{\delta}\dfrac{d\psi}{dt} + S \cdot \dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{d\tau}{dt} = \dfrac{\left(1-\tau\right)\dfrac{d\psi}{dt} \cdot s_2 - \left(K-1\right)\tau\dfrac{d\eta}{dt} - \dfrac{K-1}{\omega f}K_T P - \dfrac{K-1}{\omega f}P\dfrac{dW}{dt}}{\psi - \eta} \\ \dfrac{dP}{dt} = \dfrac{1}{W}\left\{f\omega\dfrac{d\psi}{dt} \cdot s_2 - Kf\omega\tau\dfrac{d\eta}{dt} - K_T P - KP\dfrac{dW}{dt}\right\} \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: $K_T = \dfrac{K-1}{R}A\sigma_T v_T\left(F_{BD} + \pi dl\right)$ - Hàm xác định tổn thất do truyền nhiệt; A- đương lượng công của nhiệt; σ_T - hằng số của hệ số truyền nhiệt; v_T - độ chênh lệch nhiệt độ tương đối giữa nhiệt độ thành nòng và nhiệt độ khí thuốc; F_{BD} - diện tích bề mặt ban đầu của buồng đốt; v- tốc độ chuyển động của đầu đạn; S- diện tích tiết diện lòng nòng; P- áp suất khí trong lòng nòng; φ- hệ số tăng nặng của đầu đạn; q- trọng lượng đầu đạn; l- quãng đường đạn chuyển động trong nòng; $z = \dfrac{e}{e_1}$ - bề dày cháy tương đối của thuốc phóng biến đổi từ 0 đến 1; $I_K = \dfrac{u_1}{e_1}$ - xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc; ψ- tốc độ tạo khí; χ, λ- các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng; η- lượng khí phụt tương đối; φ_2 - hệ số kể đến sự nén dòng của dòng khí khi qua loa phụt; K_0- hằng số tính theo công thức $K_0 = \left(\dfrac{2}{K+1}\right)^{\frac{1}{K-1}}\sqrt{\dfrac{2gK}{K+1}}$ (Với $K = 1,25 ; g = 98,1 dm/s^2$ thì $K_0 = 6,5 dm^{1/2}s$); S_{th}- diện tích tiết diện tới hạn; ω- trọng lượng thuốc phóng; f- lực thuốc phóng; τ- nhiệt độ tương đối khí thuốc trong lòng nòng; K- chỉ số đa biến, với khí thuốc phóng $K = 1,25$; α- lượng cộng tích; δ- mật độ của thuốc phóng; φ_1 - hệ số kể đến tốc độ dòng khí không đồng đều trên tiết diện ra của loa phụt.

Giá trị các biến điều khiển được tính như sau:

Bảng 1. Giá trị các biến điều khiển trong hệ phương trình (1)

s	**s_1**		**s_2**		**s_3**	
Giá trị	1	0	1	0	1	0
Điều kiện	$P \geq p_0$	$P < p_0$	z<1	z≥1	$l < l_g$	$l \geq l_g$

Trong đó: p_0 - Áp suất đẩy đạn; l_g - Chiều dài nòng.

2.2. Tính toán lực giật của súng SPG-9 phát hỏa cơ khí

2.2.1. Tính toán sơ bộ điều kiện không giật của súng

Theo công thức 6.8 (T162) [2], để súng đảm bảo điều kiện không giật cần thỏa mãn biểu thức sau:

$$\frac{S}{S_t} = \chi' F_r(\zeta) \quad (2)$$

Trong đó: S - Diện tích tiết diện lòng nòng súng pháo; S_t – Diện tích tiết diện tới hạn của súng.

$$\chi' = \left[1 + \frac{1}{2}\frac{\omega}{\varphi_1 q}(1-D)\right]\varphi_1\varphi_2$$

Trong đó: ω- Trọng lượng thuốc phóng; q - Trọng lượng đầu đạn; φ_1, φ_2 - các hệ số tính đến những tiêu hao khí động của tốc độ và lưu lượng khí; D- đại lượng không thứ nguyên đặc trưng cho cường độ của quá trình phụt khí.

Hệ số χ'là hệ số không thứ nguyên phụ thuộc vào điều kiện nhồi của đạn và súng.

$F_r(\zeta)$ - hàm số phụ thuộc vào ζ (hệ số mở rộng loa phụt) và số mũ đoạn nhiệt k ($\zeta = \frac{d_a}{d_t}$)

Trong đó: d_a – đường kính tiết diện ra của loa phụt; d_t – đường kính tiết diện tới hạn của súng.

Tóm lại các tham số của biểu thức (2) nếu so sánh với súng SPG-9 ta sẽ có tham số S và χ'gần như không thay đổi. Do vậy, để xác định điều kiện không giật của súng SPG-9CK, ta tính toán thông qua các thông số đã có sẵn của súng SPG-9.

Từ biểu thức (2) ta có đối với súng SPG-9: $\frac{S_{SPG-9}}{\chi'_{SPG-9}} = S_{t_{SPG-9}} \cdot F_r(\zeta)_{SPG-9}$ (3)

Đối với súng SPG-9CK: $\frac{S_{SPG-9CK}}{\chi'_{SPG9-CK}} = S_{t_{SPG9-CK}} \cdot F_r(\zeta)_{SPG9-CK}$ (4)

Từ (3) và (4) ta có: $S_{t_{SPG-9}} \cdot F_r(\zeta)_{SPG-9} = S_{t_{SPG-9CK}} \cdot F_r(\zeta)_{SPG-9CK}$

$$\Rightarrow S_{t_{SPG-9CK}} = \frac{F_r(\zeta)_{SPG-9}}{F_r(\zeta)_{SPG-9CK}} \cdot S_{t_{SPG-9}} \quad (5)$$

* Đối với súng SPG-9: $\zeta_{SPG-9} = \frac{d_{a_{SPG-9}}}{d_{t_{SPG-9}}} = \frac{142,9}{63} = 2,268$ (giá trị $d_{t_{SPG-9}}$ được lấy trong [3])

Tra bảng 15 (T162) tài liệu [2] $\Rightarrow F_r(\zeta)_{SPG-9} = 1,653$

* Đối với súng SPG-9CK: $\zeta_{SPG-9CK} = \frac{d_{a_{SPG-9CK}}}{d_{t_{SPG-9CK}}} = \frac{144}{80,32} = 1,79$

Trong đó giá trị $d_{t_{SPG-9CK}}$ được lấy sơ bộ giá trị tính toán sao cho diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK tương đương với súng SPG-9 [3].

Tra bảng 15 (T162) tài liệu [2] $\Rightarrow F_r(\zeta)_{SPG-9CK} = 1,583$

Thay các giá trị tính được vào biểu thức (5), ta được: $S_{t_{SPG-9CK}} = \frac{1,653}{1,583} \cdot S_{t_{SPG-9}} = 1,044 \cdot S_{t_{SPG-9}}$

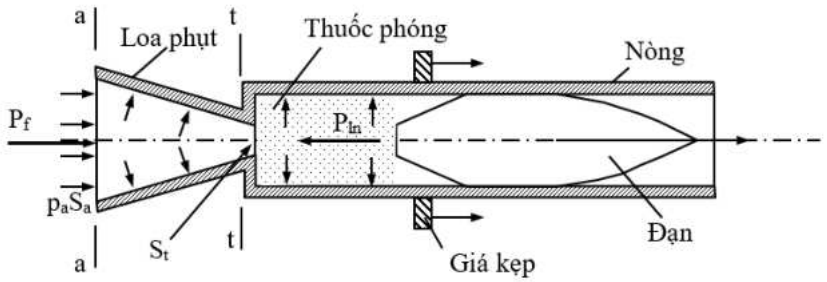
Như vậy, do đặc điểm kết cấu và yêu cầu thiết kế, hệ số mở rộng loa phụt của súng SPG-9CK giảm nhỏ hơn so với súng SPG-9, do đó diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK sẽ phải tăng lên lớn hơn diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9 khoảng 4,4%, khi đó tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK là: $S_{t_{SPG-9CK}} = 1,044 \cdot S_{t_{SPG-9}} = 1,044 \cdot 3117 = 3254 mm^2$.

Giá trị diện tích tiết diện tới hạn được xác định khi súng đảm bảo điều kiện: Năng lượng lùi ≤ 1,5 kG.m; Năng lượng tiến ≤ 2 kG.m [3].

Nhận xét kết quả tính toán: Kết quả tính toán ở trên cho chúng ta giá trị diện tích tiết diện tới hạn để đảm bảo điều kiện không giật của súng từ kết cấu có sẵn của súng SPG-9. Từ kết quả diện tích tiết diện tới hạn tìm được, cần tính toán lại thông số lực giật cụ thể của súng SPG-9CK.

2.2.2. Tính toán lực giật của súng

Để đưa đến điều kiện cân bằng của súng pháo không giật, ta phân tích các lực tác dụng lên nòng bị bắn thành các lực hướng kính và các lực dọc trục [4].



Hình 1. Sơ đồ tác dụng của áp suất khí thuốc

Các lực hướng kính bị triệt tiêu bởi sức bền của nòng, ở đây ta sẽ không xét đến.

Từ sơ đồ tác dụng của áp suất khí thuốc hình 1, có thể nhận thấy có các lực dọc trục sau đây tác dụng lên nòng của súng pháo không giật khi bắn:

- Lực động lực P_{ln} xuất hiện do tác dụng của áp suất khí thuốc trong lòng nòng, phía trước tiết diện tới hạn:

$$P_{ln} = \int_{S_t}^{S} pds = (S - S_t) \cdot p \qquad (6)$$

Trong đó: S - diện tích tiết diện ngang lòng nòng.

- Thành phần phản lực P_f xuất hiện do tác dụng của áp suất khí thuốc trên loa phụt, phía sau tiết diện tới hạn:

$$P_f = \int_{S_t}^{S_a} pds = S_a p_a - S_t p_t - \int_{P_t}^{p_a} Sdp \qquad (7)$$

Dựa vào phương trình liên tục: $S = \frac{G}{U.\rho.g}$ và phương trình biến thiên động lượng: $dp = -\rho.u.dv$ (Trong đó: G- lưu lượng phụt khí; U- tốc độ khí; ρ - mật độ khí tại tiết diện bất kỳ), suy ra:

$$-\int_{p_t}^{p_a} Sdp = -\int_{U_t}^{U_a} -\frac{G}{g} du = \frac{(U_a - U_t)\cdot G}{g}$$

Trong đó: U_a- tốc độ tại tiết diện ra của loa phụt; $U_a = \varphi_1 \sqrt{\frac{2gk}{k-1} RT_* \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_*}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]}$

Theo [1], nếu coi hệ động phản lực là một động cơ phản lực tại một thời điểm đang xét, mà đáy đạn đóng vai trò của đáy động cơ tên lửa thì phản lực của động cơ được xác định bởi biểu thức:

$$P_a = \frac{G}{g}\cdot U_a + S_a \cdot p_a = \varphi_1 \cdot \varphi_2 \cdot Fr(\zeta)\cdot S_t \cdot p$$

Trong đó: φ_1 và φ_2 là hệ số tổn thất về tốc độ và lưu lượng phụt khí; $Fr(\zeta)$ - hàm số của ζ và số mũ đoạn nhiệt k; S_t - diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt; p – áp suất khí thuốc trung bình trong buồng đốt.

Thay các biểu thức này vào phương trình (7) tính P_f cùng với các điều kiện đã biết: $P_t = 0,555$; $U_t = 3,3\cdot\varphi_1(\chi\cdot f_1)^{\frac{1}{2}}$; $G = \frac{\varphi_2 \cdot K_0 \cdot S_t}{(\chi\cdot f_1)^{\frac{1}{2}}}$; $f_1 = R\cdot T_1$ (χ - hệ số tổn thất nhiệt)

Ta có:
$$P_f = \left\{\varphi_1 \cdot \varphi_2 \cdot \left[Fr(\zeta) - 0,693\right] - 0,555\right\}\cdot S_t \cdot p \quad (8)$$

- Lực ma sát của khí thuốc tác dụng vào thành nòng F_{1ms}.
- Lực ma sát của đạn tác dụng lên nòng F_{2ms}.

Các lực ma sát F_{1ms} và F_{2ms} có trị số rất nhỏ, không đáng kể so với các lực P_{ln} và P_f. Vì vậy, một cách gần đúng, lực dọc trục toàn phần tác dụng lên nòng khi bắn sẽ là:

$$F = P_{ln} - P_f = (S - S_t)\cdot p - \left\{\varphi_1 \cdot \varphi_2 \cdot \left[Fr(\zeta) - 0,693\right] - 0,555\right\}\cdot S_t \cdot p \quad (9)$$

Phản lực P_f sẽ được tính toán kết hợp với giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong (1).

3. Kết quả tính toán

Số liệu ban đầu được cho trong bảng 2:

Bảng 2. Các số liệu ban đầu

STT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị
1	Cỡ nòng	d	0,73dm
2	Diện tích nòng	S	0,4185dm^2
3	Trọng lượng đạn	q	2,6kG
4	Trọng lượng thuốc phóng	ω	0,8kG
5	Lực thuống phóng	f	1200000kG.dm/kG
6	Thể tích buồng đốt	W_0	4,2dm^3

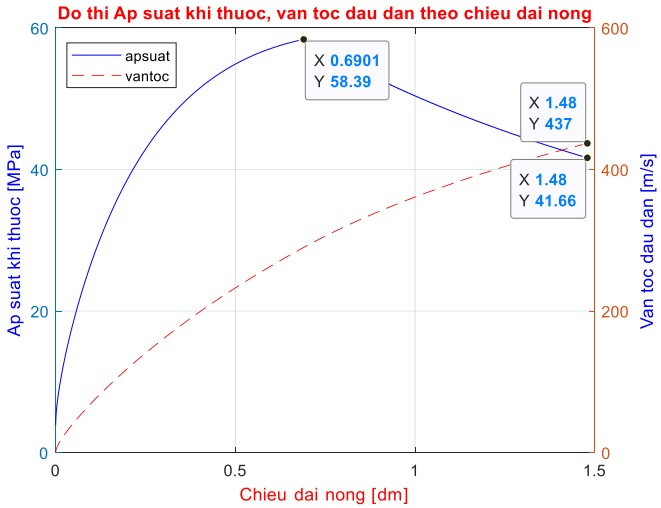
7	Diện tích tiết diện tới hạn	S_t	$0,3254dm^2$ *
8	Chiều dày thuốc phóng	$2e_1$	0,0062dm
9	Tốc độ cháy	u_1	$108,6.10^{-7}dm/s:kG/dm^2$
10	Áp suất đẩy đạn	P_0	$10.000kG.dm^2$
11	Cộng tích của khí thuốc	δ	$1640\ kG/dm^3$

- Các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng: $\chi = 1,085$; $\chi\lambda = -0,085$; $\chi\mu = 0,0001$

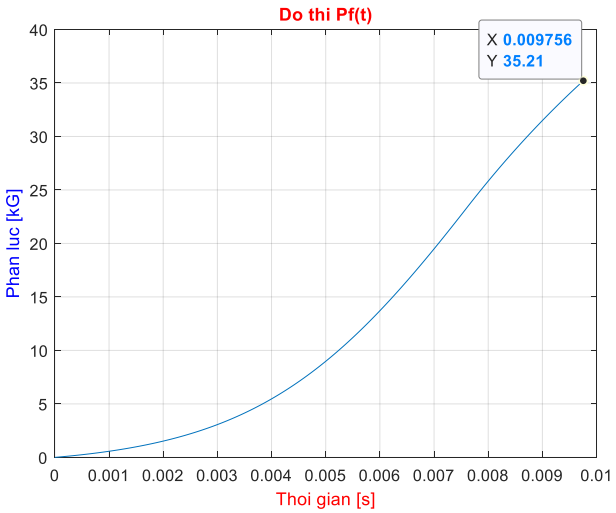
- Nhiệt độ cháy của thuốc phóng T_1.

* Diện tích tiết diện tới hạn được lấy theo diện tích tiết diện tới hạn được tính toán sơ bộ ở trên (diện tích tiết diện tới hạn súng SPG-9CK được tính toán tăng khoảng 4,4% so với súng SPG-9).

Từ hệ phương trình (1) và phương trình (8) kết hợp với các số liệu ban đầu của súng và đạn đã cho, sử dụng phương pháp gần đúng Runge-Kutta, giải bài toán trên phần mềm Matlab ta thu được đồ thị đường cong áp suất khí thuốc trong lòng nòng và vận tốc đầu đạn theo chiều dài nòng (Hình 2) và đồ thị phản lực khí thuốc tác dụng lên súng (Hình 3).



Hình 2. Đồ thị áp suất khí thuốc và vận tốc đầu đạn theo chiều dài nòng



Hình 3. Đồ thị phản lực tác dụng lên súng theo thời gian

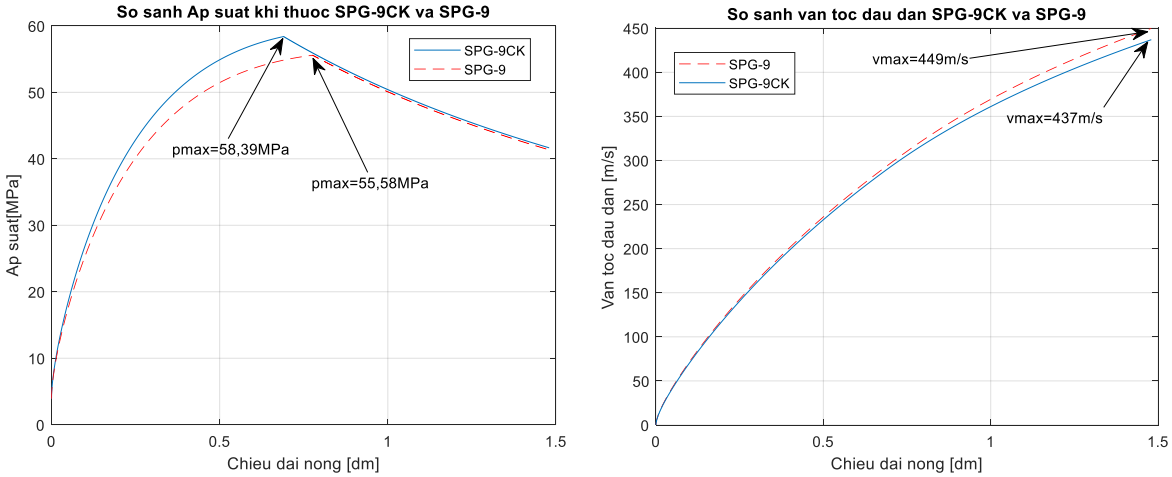
Từ Hình 2 ta có :

- Áp suất lớn nhất: $P_{max} = 58,39$ MPa (583,9 kG/cm^2);

- Áp suất đầu nòng: $P_{dn} = 41,66$ MPa (416,6 kG/cm^2);

- Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng: $V_0 = 437(m/s)$;

Từ đồ thị Hình 3 phản lực lớn nhất tác dụng lên súng: $P_{f\,max} = 35,21(kG)$



Hình 4. So sánh áp suất khí thuốc, sơ tốc đầu đạn súng SPG-9CK và SPG-9

Ta có bảng so sánh kết quả bài toán thuật phóng trong của súng SPG-9CK và SPG-9 như sau:

Bảng 3. So sánh kết quả bài toán thuật phóng trong của súng SPG-9CK và SPG-9

Loại súng	Áp suất khí thuốc lớn nhất	Vận tốc đầu đạn tại miệng nòng
Súng SPG-9CK	58,39 MPa	437 m/s
Súng SPG-9	55,58 MPa	449 m/s

Từ các kết quả trên ta tính được lực dọc trục toàn phần tác dụng lên nòng theo phương dọc trục khi bắn là:

$$\sum P_i = P_{ln} - P_f \qquad (10)$$

Trong đó: P_{ln} là lực động lực của áp suất khí thuốc trong lòng nòng, phía trước tiết diện tới hạn:

$$P_{ln} = (S - S_t)P_{max\,tb} \qquad (11)$$

P_{maxtb} là áp suất trung bình lớn nhất của khí thuốc trong buồng đốt ($P_{max\,tb} = 58,39$ MPa).

Thay các giá trị vào (9) ta được lực dọc trục toàn phần khi bắn của súng SPG-9CK là:

$$\sum P_i = 58,39 \cdot (0,4185 - 0,3254) \cdot 10,2 - 35,21 = 20,238[kG]$$

Tính toán năng lượng lùi của súng

Để xác định năng lượng lùi của súng cần xác định khoảng dịch chuyển của súng khi bắn. Phương trình chuyển dịch của hệ giữa súng và mặt đất như sau:

$$M\frac{dV}{dt} = \sum P_i - F_{ms} \qquad (12)$$

Trong đó: F_{ms} là lực ma sát giữa chân giá với nền (coi chân giá là một tấm thép phẳng, hệ số ma sát lấy gần đúng $\mu = 0,03$; V là vận tốc dịch chuyển của súng; $\sum P_i$ là tổng lực tính theo công thức (10); M là khối lượng của súng và giá.

Chúng ta có thể xác định một cách gần đúng dịch chuyển của súng bằng cách chia quá trình dịch chuyển thành hai giai đoạn: Giai đoạn thứ nhất từ khi bắt đầu bắn đến khi đạn rời khỏi miệng nòng; Giai đoạn hai từ khi đạn ra khỏi miệng nòng đến khi súng dừng lại (V=0).

Xét giai đoạn 1: Có thể bỏ qua lực ma sát do lực ma sát có giá trị nhỏ hơn nhiều so với phản lực khí thuốc. Từ công thức (12) có thể tính gần đúng gia tốc của súng như sau:

$$a = \frac{dV}{dt} = \frac{\sum P_i}{M} \tag{13}$$

Dịch chuyển của súng ở giai đoạn này ($t=t_d$) được tính gần đúng như sau: $x_1 = \frac{at_d^2}{2}$

Sau khi rời khỏi miệng nòng, vận tốc dịch chuyển của súng đạt đến V_t. Giá trị của vận tốc có thể tính gần đúng: $V_t = a \cdot t_d$

Xét giai đoạn 2: Do tác động của lực ma sát giữa chân giá và nền, tốc độ dịch chuyển của súng sẽ giảm dần về 0. Từ nguyên lý bảo toàn năng lượng, khoảng dịch chuyển của súng ở giai đoạn này có thể tính theo công thức: $x_2 = \frac{MV_t^2}{2F_{ms}}$

Tổng dịch chuyển của súng bằng: $x = x_1 + x_2$ (14)

Từ công thức (10) và (14) ta tính được năng lượng lùi của súng bằng công thức sau:

$$Q = x\sum P_i \tag{15}$$

Từ thông số kết cấu, thông số thuật phóng của súng SPG-9 và SPG-9CK, ta có thể tính một cách gần đúng dịch chuyển của súng khi bắn (bảng 3).

Bảng 4. So sánh năng lượng lùi của súng SPG-9CK và SPG-9

Loại súng	$\sum P_i$ **(kG)**	**M (kg)**	**a (m/s^2)**	**t_d (s)**	**V_t (m/s)**	**x_1 (m)**	**x_2 (m)**	**x (m)**	**Q (kG.m)**
SPG-9	27,455	55	0,5372	0,009756	0,00473	0,00225	0,00379	0,00604	0,1658
SPG-9CK	20,238	52,5	0,5372	0,009756	0,00524	0,00256	0,00467	0,00723	0,1463

Nhận xét kết quả tính toán:

- Từ Hình 4 và Bảng 3 ta thấy quy luật thuật phóng trong của súng SPG-9CK hoàn toàn giống quy luật thuật phóng trong của súng SPG-9, áp suất khí thuốc trong lòng nòng, sơ tốc đầu nòng, thời gian đạn chạy trong nòng đều phù hợp với các thông số đạn PG-9.

- Với kết quả như Bảng 4, năng lượng lùi của súng SPG-9CK vẫn trong khoảng cho phép (≤1,5kG.m) mà không làm thay đổi quá nhiều kích thước loa phụt.

4. Kết luận

Quá trình khảo sát và nghiên cứu ảnh hưởng của cơ cấu phát hỏa cơ khí đến điều kiện không giật của súng SPG-9, mặc dù cơ cấu phát hỏa cơ khí làm tăng diện tích tới hạn của loa phụt ảnh hưởng tới lực giật của súng nhưng kết quả tính toán cho thấy năng lượng lùi của súng vẫn trong khoảng cho phép (≤1,5kG.m), độ không giật của súng vẫn được đảm bảo mà không làm thay đổi quá nhiều kích thước của loa phụt. Ngoài ra, trong công thức tính toán bài báo bỏ qua một số điều kiện thực tế phức tạp của quá trình khí động học phụt khí qua loa phụt, do đó

để đảm bảo điều kiện không giật của súng, ngoài áp dụng kết quả tính toán lý thuyết như trên, nhóm tác giả sẽ tiếp tục nghiên cứu kết hợp phương pháp thực nghiệm để xác định chính xác giá trị diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK bằng cách chế tạo các quả trám có kích thước khác nhau cho phép có thể điều chỉnh diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK trong khoảng giá trị $(1,03...1,08)S_{t_{SPG-9}}$. Tức là diện tích tiết diện tới hạn của súng SPG-9CK sẽ tăng từ 3% ÷ 8% so với diện tích tiết diện tới hạn súng SPG-9. Từ đó nhóm tác giả sẽ hoàn thiện hơn nữa thiết kế kết cấu của cơ cấu phát hỏa cơ khí nhằm nâng cao hiệu quả chiến đấu và bảo đảm sự ổn định của súng trong các điều kiện thời tiết khắc nghiệt.

Tài liệu tham khảo

[1] Trần Đăng Điện (1996), *Bài giảng thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[2] Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ (1976), *Thuật phóng trong của súng pháo*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[3] Phạm Hùng Sơn (2016), *Báo cáo tổng hợp kết quả nghiên cứu đề tài "Nghiên cứu thiết kế, chế tạo súng chống tăng 73mm SCT-9, đạn CT-9XL, CT-9ST phát hỏa cơ khí trên cơ sở súng, đạn SPG-9T2",* Viện Vũ khí, Hà Nội.

[4] Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

Investigate the effects of mechanical ignition structures to the recoilless condition of the SPG-9 gun

Abstract: *The SPG-9 mechanical firing system was researched and developed to overcome the instability of the electric firing mechanism when operating in aquatic environments or under conditions of high humidity, heavy rain, and prolonged rain. During the research process, the mechanical firing mechanism was designed to increase the critical cross-sectional area of the muzzle, which in turn changes the recoil force of the gun, affecting its balance and stability. This paper delves into the investigation of the impact of the mechanical firing mechanism on the recoil-free conditions of the gun, aiming to improve the design of the SPG-9 mechanical firing gun.*

Keywords: recoil-free conditions; ignition mechanism; SPG-9 gun.

Khảo sát một số đặc trưng chuyển động của pháo cao xạ 23mm khi bắn

Trần Quốc Trình[1], Đào Văn Linh[1,*]

[2]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: vanlinhbqk95@gmail.com; Tel: 0344626905*

Tóm tắt:

Bài viết trình bày một số nội dung cơ bản về động lực học của pháo 23mm, có tính đến hiệu suất và tỷ số truyền của các cơ cấu chính trong máy tự động như bệ khóa, khóa nòng, cơ cấu nạp đạn và cơ cấu gia tốc. Ngoài ra, bài viết còn tính toán tốc độ pháo khi lùi và khi đẩy lên, độ dịch chuyển của pháo trong chu kỳ bắn. Các kết quả trong bài viết được trình bày dưới dạng bảng hoặc biểu đồ. Kết quả nghiên cứu có thể tham khảo vào việc thiết kế, cải tiến hoặc khai thác, sử dụng pháo để nâng cao khả năng sẵn sàng chiến đấu của pháo, góp phần bảo vệ Tổ quốc.

Từ khóa: *Pháo phòng không 23mm; Động lực học; Tỷ số truyền; Hiệu suất; Dây băng tiếp đạn.*

1. Mở đầu

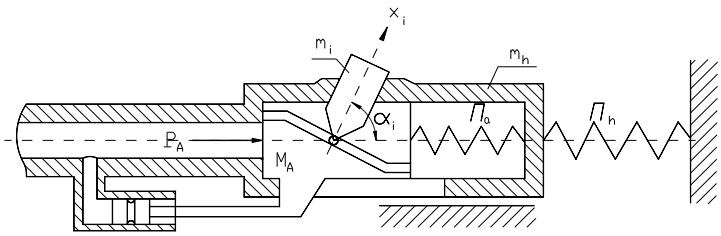
Pháo phòng không 23mm được sử dụng nhiều trong quân đội Việt Nam cũng như ở nhiều nước trên thế giới. Pháo 23mm thuộc loại pháo phòng không tầm thấp. Pháo có thể là một nòng, hai nòng hoặc nhiều hơn. Tuy nhiên, các thân pháo cơ bản có cấu trúc tương tự nhau. Thân pháo khi bắn có thể dao động trong khoảng cách ngắn từ 1,5 cm đến 2 cm. Pháo hoạt động tự động theo nguyên lý trích khí, khóa nòng then đứng.Cơ cấu tản năng lượng dư cho một thân pháo bao gồm hai lò xo giảm giật, một lò xo giảm va kiểu lò xo đĩa, lò xo của đẩy về...

Bài viết này trình bày nội dung khảo sát động lực học máy tự động và động lực học thân pháo khi bắn. Dữ liệu đầu vào dùng để tính toán được lấy theo tài liệu [2]. Trong khi giải pháp được tiến hành để tính toán áp suất trong nòng pháo, áp suất trong buồng khí, tốc độ của bệ khóa, lấy đó làm cơ sở để tính toán các công đoạn làm việc như khóa nòng súng, nạp đạn và gia tốc. Kết quả tính toán được trình bày dưới dạng đồ thị để thuận tiện cho việc quan sát và đánh giá. Từ khảo sát động lực, có thể tính toán tốc độ bắn và các thông tin kỹ thuật và chiến thuật khác. Kết quả tính toán là tài liệu phục vụ cho việc thiết kế, khai thác, cải tiến vũ khí nhằm các mục đích khác nhau.

Trước đây đã có nhiều công bố nghiên cứu về động lực học, động học máy tự động của pháo phòng không 23mm như tài liệu [4], [5]. Tuy nhiên những công bố trên chưa tính đến lực cản của dây băng đạn trong quá trình hoạt động của bệ khóa. Bài báo có nghiên cứu đưa ra giá trị lực cản của dây băng đạn trong quá trình bắn từ đó xác định ảnh hưởng của nó tới hoạt động của máy tự động.

2. Nội dung

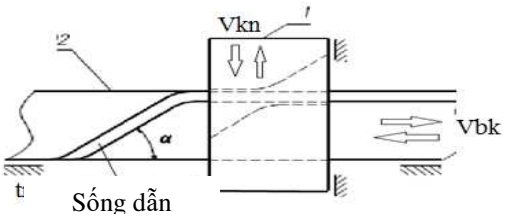
Tính toán động học của các cơ chế máy tự động là xác định các đặc tính động học bao gồm tỷ số truyền K và hiệu quả η. Khảo sát động lực học là nghiên cứu về sự chuyển động của các bộ phận dưới tác dụng của lực phát bắn. Pháo làm việc tự động theo nguyên lý trích khí có giảm giật như hình 1.



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý làm việc của máy tự động trích khí có giảm giật

2.1. Tính toán tỷ số truyền và hiệu suất của các cơ cấu trong pháo 23mm

2.1.1. Cơ cấu đóng mở khóa nòng



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý cơ cấu đóng mở khóa nòng
1- Khóa nòng; 2- Thanh dẫn;α - Góc tiếp tuyến biên hình cam

Truyền động mở, đóng khóa nòng của pháo 23 mm thuộc cam loại một, theo tài liệu [1] ta có:

Tỷ số truyền của cơ cấu đóng mở khóa được xác định theo công thức:

$$K_{mk}\frac{dx_i}{dx}=\frac{V_i}{V}=tg\alpha \qquad (1)$$

Hiệu suất của cơ cấu đóng mở khóa được xác định theo công thức:

$$\eta_{mk}=\frac{1-2.f.K_{mk}}{K_{mk}+2.f}K_{mk} \qquad (2)$$

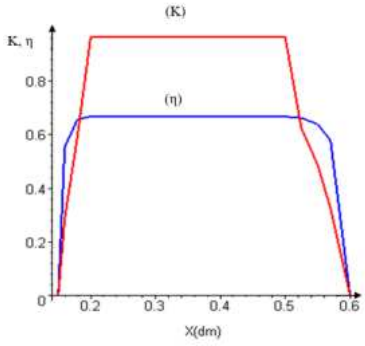
Các phép đo trên kết cấu thực tế và tính toán dựa trên dữ liệu tham chiếu trong tài liệu [2], ta được kết quả của tỷ số truyền và hiệu suất của cơ cấu đóng mở khóa nòng như sau:

Bảng 1. K và η của bệ khóa – khóa nòng khi thân pháo lùi

X (mm)	10	13	15	17.5	20	50	52	54	55
α	0	18	26	32	44	44	31	16	0
K	0	0,325	0,488	0,625	0,966	0,966	0,601	0,287	0
η	0	0,579	0,640	0,663	0,668	0,668	0,659	0,555	0

Bảng 2. K và η của bệ khóa – khóa nòng khi thân pháo đẩy lên

X (mm)	60	57	55	52.5	50	20	18	16	15
α	0	18	26	32	44	44	31	16	0
K	0	0,325	0,488	0,625	0,966	0,966	0,601	0,287	0
η	0	0,579	0,640	0,663	0,668	0,668	0,659	0,555	0



Hình 3. Biểu đồ hiệu suất và tỷ số truyền của bệ khóa

2.1.2. Cơ cấu gia tốc

Cơ cấu gia tốc của pháo phòng không 23mm là cơ cấu truyền động kép bao gồm hai liên kết:

- Mối liên kết giữa cần gia tốc và bệ tỳ là cam loại bốn phi tiêu chuẩn, với đặc điểm là trục liên kết nằm trên khâu cơ sở và biên dạng cam khi lùi, đẩy lên là khác nhau.

Với $\alpha=90^0$ trên kết cấu thực, ta có công thức tính tỷ số truyền và hiệu suất như sau:

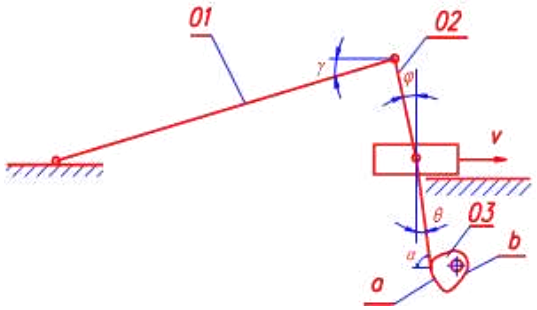
$$\begin{cases} K_4 = 1 + \dfrac{r_b}{r_c}.\dfrac{\sin\alpha.\cos\varphi}{\sin(\alpha+\theta)} \\ \eta_4 = \dfrac{1+f.\cot g(\alpha+\theta)}{(1+f.\cot g(90^0+\varphi)).(1+2.f.\cot g\alpha)} \end{cases} \quad (3)$$

- Liên kết giữa cần gia tốc và cần tống đạn là liên kết cam loại bốn. Tuy nhiên, do kết cấu đơn giản và góc quay cần tống đạn nhỏ, các phương chuyển động song song với nhau, vì vậy ta có thể tính toán các đặc trưng động học của cơ cấu theo công thức hiệu chỉnh đơn giản sau:

Ta có: $K = \dfrac{dS}{dX}$ do đó: $\begin{cases} \Delta K = \dfrac{r_m.(\lvert\cos\gamma_i\rvert - \lvert\cos\gamma_{i-1}\rvert)}{\Delta x} \\ \eta \approx 1 \Rightarrow \Delta\eta \approx 0 \end{cases}$

Tổng hợp hai liên kết, ta có:

$$\begin{cases} K_{gt} = K_4 + \Delta K = 1 + \dfrac{r_b}{r_c}.\dfrac{\sin\alpha.\cos\varphi}{\sin(\alpha+\theta)} + \dfrac{r_m.(\lvert\cos\gamma_i\rvert - \lvert\cos\gamma_{i-1}\rvert)}{\Delta x} \\ \eta_{gt} = \eta_4 = \dfrac{1+f.\cot g(\alpha+\theta)}{(1+f.\cot g(90^0+\varphi)).(1+2.f.\cot g\alpha)} \end{cases} \quad (4)$$



Hình 4. Sơ đồ cơ cấu gia tốc

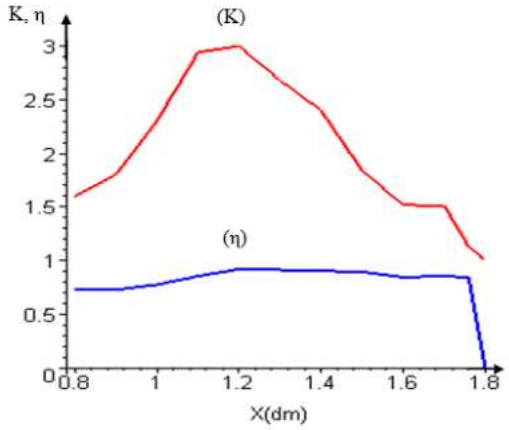
1- Cần tống đạn; 2- Cần gia tốc; 3- Cam bệ tỳ

Bảng 3. K và η của cơ cấu gia tốc khi lùi

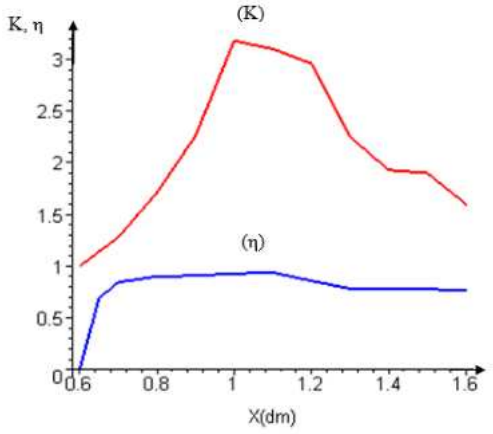
X (mm)	80	90	100	110	120	130	140	150	160	170	176	180
r_b	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72
r_m	164	164	164	164	164	164	164	164	164	164	164	164
r_c	57	54	47	37	36	41	48	55	57	57	58	58
α(độ)	133	135	128	108	77	68	59	49	35	35	10	0
φ(độ)	-53	-45	-31.5	-23	-6.5	11	25	36	42.5	48	51	53
θ(độ)	-33	-24	-12	9	28	40	50	56	62	68	70	71
γ(độ)	-10	-6.5	-3	1.5	4.5	4	2	-1.5	-3	-5	-6	-7
K_{gt}	1.6	1.8	2.3	2.94	3.0	2.68	2.4	2.84	1.52	1.51	1.13	1
η_{gt}	0,731	0,728	0,775	0,855	0,920	0,913	0,904	0,894	0,846	0,855	0,544	0

Bảng 4. K và η của cơ cấu gia tốc khi đẩy lên

X (mm)	160	150	140	130	120	110	100	90	80	70	65	60
$\mathbf{r}_b$	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72	72
$\mathbf{r}_m$	170	170	170	170	170	170	170	170	170	170	170	170
$\mathbf{r}_c$	57	57	55	48	40	40	44	48	54	58	60	62
α(độ)	125.5	125.5	125.5	125.5	107	90	89	62	49	28	17	0
φ(độ)	-56	-48	-39	-30.5	-16.5	0	17	32	43	49	51	52
θ(độ)	-37	-29	-20	-7	15	32	45	56	63.5	69	71	72
γ(độ)	-11	-6	-4	-2	1	2.5	1.5	-2.5	-6.5	-9	-10.5	-11
$\mathbf{K}_{gt}$	1.6	1.9	1.93	2.25	2.96	3.1	3.18	2.26	1.71	1.28	1.14	1
$\boldsymbol{\eta}_{gt}$	0.764	0.779	0.787	0.782	0.858	0.938	0.929	0.908	0.901	0.844	0.692	0



Hình 5. Hiệu suất, tỷ số truyền của cơ cấu gia tốc khi lùi



Hình 6. Hiệu suất, tỷ số truyền của cơ cấu gia tốc khi đẩy lên

2.1.3. Cơ cấu tiếp đạn

Cơ cấu tiếp đạn pháo 23mm là cơ cấu truyền động kép bao gồm hai liên kết:

- Liên kết giữa thanh răng và bàn răng là liên kết cam loại một, với góc biên hành cam không đổi với liên kết hai mặt.

Công thức tính tỷ số truyền và hiệu suất của liên kết cam này như sau:

$$\begin{cases} K_1 = tg\alpha \\ \eta_1 = \dfrac{(1-2.f.K).K}{K+2.f} \end{cases} \quad (5)$$

- Liên kết giữa bàn kéo băng và khung trượt tương đương với cam loại bốn phi tiêu chuẩn với hai điểm đặc biệt:

+ Trong cơ cấu cam này, trục cần trung gian di chuyển tịnh tiến còn biên hình cam là cố định.

+ Khi lùi và đẩy lên, liên kết được thực hiện trên hai biên hình cam khác nhau với hệ số ma sát khác nhau: khi lùi là ma sát lăn, khi đẩy lên là ma sát trượt.

Với $\alpha = 90^0$, ta có công thức tính tỷ số truyền và hiệu suất của liên kết này như sau:

$$\begin{cases} K_4 = \dfrac{r_b}{r_c}.\dfrac{\sin\alpha.\cos\varphi}{\sin(\alpha+\theta)} \\ \eta_4 = \dfrac{1+f.\cot g(\alpha+\theta)}{(1+f.\cot g(90^0+\varphi)).(1+2.f.\cot g\alpha)} \end{cases} \quad (6)$$

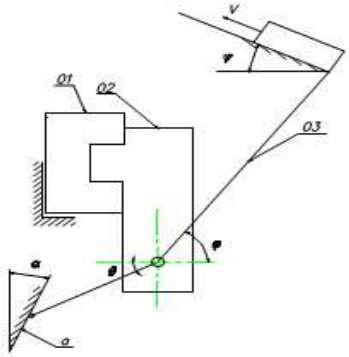
Khi trục trung gian di chuyển, ta có công thức hiệu chỉnh sau:

$$K_4^{'} = \frac{V_\psi}{V_A} = \frac{V_1.\sin\psi + V_4.\cos\psi}{V_A} = K_1.\sin\psi + K_4.\cos\psi \quad (7)$$

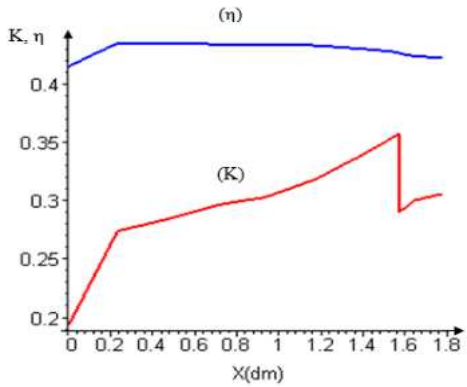
Tổng hợp hai liên kết ta có: $\begin{cases} K_{td} = K_1.K_4^{'} \\ \eta_{td} = \eta_1.\eta_4^{'} \end{cases}$

Đo trên kết cấu thực tế và kết hợp các tính toán, ta nhận được kết quả về tỷ số truyền và hiệu suất tại các thời điểm khác nhau của cơ cấu tiếp đạn tương ứng với sự dịch chuyển của bệ khóa.

Các phép đo trên pháo và tính toán, kết quả được thể hiện trong hình 8.



Hình 7. Sơ đồ nguyên lý cơ cấu nạp đạn
01. Thanh dẫn; 02. Bàn trượt;
03. Cần đẩy; a. Mặt cam tiếp đạn



Hình 8. Hiệu suất, tỷ số truyền của cơ cấu tiếp đạn

2.2. Lực cản băng đạn

- Giả thiết: Bỏ qua khe hở giữa các mắt băng, cho rằng băng đạn có tính đàn hồi, khối lượng của băng đạn chứa đạn phân bố đều theo chiều dài của nó.

- Chuyển động của dây băng đạn khi bắn có dạng sóng, sóng được truyền đi với tốc độ không đổi là a. Sóng truyền từ đầu chủ động (đầu băng) sang đầu tự do (cuối băng) được gọi là sóng tới hay sóng dãn, sóng phản xạ từ đầu tự do sang đầu chủ động được gọi là sóng phản xạ hay sóng nén. Phương trình chuyển động của dây băng đạn có dạng là phương trình truyền sóng:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial^2 t^2} = a^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (8)$$

Theo Đalambe, nghiệm của phương trình đạo hàm riêng có dạng:

$$u = f\left(t + \frac{x}{a}\right) + f_1\left(t - \frac{x}{a}\right) \quad (9)$$

Phương trình (9) là phương trình biểu diễn chuyển động của dây băng đạn khi bắn ở dạng dao động sóng, bao gồm sóng tới và sóng phản xạ. Hai sóng này độc lập với nhau. Sóng tới có tác dụng làm giãn dài băng đạn, truyền đi ngược chiều với chiều chuyển động của dây băng nên

gây ra một lực cản trở chuyển động của dây băng đạn là lực cản băng đạn. Sóng phản xạ có tác dụng làm giảm lực giãn dài dây băng đạn do sóng tới gây ra.

Để nghiên cứu trong trường hợp xấu nhất (lực cản lớn nhất) ta chỉ chú ý đến sóng tới. Phương trình chuyển động của dây băng đạn lúc này có dạng: $u = f\left(t + \frac{x}{a}\right)$.

- Độ dịch chuyển của đầu chủ động: $u_l = f\left(t + \frac{l}{a}\right) = \varphi(t)$ (l: chiều dài băng đạn)

- Các thiết diện bất kỳ của băng đạn sẽ lặp lại chuyển động này nhưng chậm sau một khoảng thời gian $\frac{l-x}{a} : u_x = \varphi(t - \frac{l-x}{a})$

- Gọi P là lực cản băng đạn do sóng tới tạo ra, ta có:

$$P = E\frac{\partial u_x}{\partial x} = E\frac{\partial}{\partial x}\left[\varphi\left(t - \frac{l-x}{a}\right)\right] = E\frac{\partial}{\partial x}\varphi\left(t - \frac{l-x}{a}\right).\varphi_t'\left(t - \frac{l-x}{a}\right) \quad (10)$$

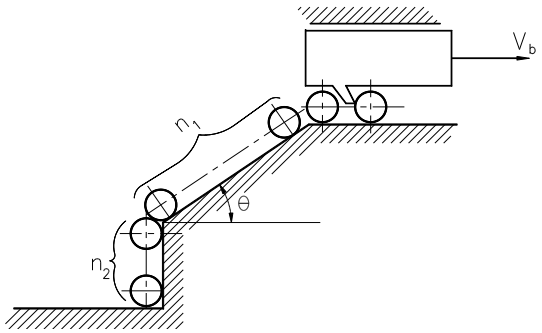
Với: $\begin{cases} \varphi_t'\left(t - \frac{l-x}{a}\right) = V_x \\ \frac{\partial}{\partial_x}\varphi\left(t - \frac{l-x}{a}\right) = \frac{1}{a} \end{cases} \Rightarrow P = \frac{E}{a}V_x$

(V_x là tốc độ tức thời của thiết diện băng đạn tại tọa độ x)

Mặt khác ta có: $\frac{E}{a} = C_b.b.\sqrt{\frac{\mu}{C_b.b^2}} = \sqrt{C_b.\mu} \Rightarrow P = \sqrt{C_b.\mu}.V_x$

- Tại đầu chủ động, $V_x = V_b = K.V_{kn}$ là tốc độ bàn kéo băng: $P = \sqrt{C_b.\mu}.V_b$

Thực tế khi bắn, ngoài lực cản băng đạn do sóng tới, bàn kéo băng còn chịu các lực cản do trọng lượng phần băng treo và lực ma sát trên mặt trượt gây ra.



Hình 9. Sơ đồ tính lực cản băng đạn tổng hợp

$$P_b = \sqrt{C_b.\mu}.V_b + n_1\mu g(\sin\theta + f\cos\theta) + n_2\mu g \quad (11)$$

Thực tế giữa các mắt băng lực tác dụng có khác nhau, để xét đến sai khác này ta thêm vào hệ số K_b = 1,1. Công thức tính lực cản băng đạn (11) có dạng:

$$P_b = K_b\sqrt{C_b.\mu}.V_b + n_1\mu g(\sin\theta + f\cos\theta) + n_2\mu g \quad (12)$$

Lực này tác dụng khi hành trình kéo băng đạn vào, đưa một viên đạn vào vị trí chờ tiếp đạn và là lực cản.

Bảng 5. Lực cản băng đạn P_b đối với dây băng 50 viên

n	n_1	n_2	θ	K	K_b	μ	V_b	f	g	P_b
50	9	41	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	147,3578
49	9	40	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	145,0863
48	9	39	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	142,8149
47	9	38	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	140,5434
46	9	37	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	138,2719
45	9	36	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	136,0004
44	9	35	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	133,7289
43	9	34	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	131,4575
42	9	33	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	129,1860
41	9	32	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	126,9145
40	9	31	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	124,6430
39	9	30	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	122,3715
38	9	29	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	120,1001
37	9	28	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	117,8286
36	9	27	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	115,5571
35	9	26	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	113,2856
34	9	25	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	111,0141
33	9	24	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	108,7426
32	9	23	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	106,4712
31	9	22	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	104,1997
30	9	21	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	101,9282
29	9	20	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	99,6567
28	9	19	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	97,3852
27	9	18	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	95,1138
26	9	17	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	92,8423
25	9	16	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	90,5708
24	9	15	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	88,2993
23	9	14	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	86,0278
22	9	13	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	83,7564
21	9	12	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	81,4849
20	9	11	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	79,2134
19	9	10	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	76,9419
18	9	9	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	74,6704
17	9	8	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	72,3990
16	9	7	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	70,1275
15	9	6	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	67,8560
14	9	5	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	65,5845
13	9	4	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	63,3130
12	9	3	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	61,0415
11	9	2	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	58,7701
10	9	1	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	56,4986
9	9	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	54,2271
8	8	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	52,0485
7	7	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	49,8699
6	6	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	47,6913
5	5	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	45,5127
4	4	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	43,3342
3	3	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	41,1556
2	2	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	38,9770
1	1	0	63	9,24	1,1	0,51455	14,433848	0,15	9,81	36,7984

Lực cản băng đạn có thể ảnh hưởng đáng kể đến hoạt động của máy tự động, bao gồm:

- Khó khăn trong việc nạp đạn: Lực cản băng đạn lớn có thể làm giảm hiệu quả của cơ cấu nạp đạn. Khi dây băng đạn di chuyển không trơn tru, máy tự động sẽ phải làm việc vất vả hơn để kéo đạn vào đường tống đạn. Điều này có thể dẫn đến giảm tốc độ bắn hoặc kẹt trong quá trình nạp đạn, gây gián đoạn trong chu kỳ hoạt động và các hỏng hóc cho pháo.

- Tăng tải trọng cho các cơ cấu khác: Khi lực cản tăng lên, các cơ cấu như cơ cấu nạp đạn, bộ phận trích khí và lò xo sẽ phải chịu tải trọng lớn hơn. Điều này có thể dẫn đến sự mỏi và hư hỏng các bộ phận này theo thời gian, làm giảm độ bền và hiệu suất của máy tự động.

2.3. Động lực học pháo 23mm

2.3.1. 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;

- Với khâu chuyển động tịnh tiến, khối lượng thu gọn (m) bằng chính khối lượng của bản thân nó (M);

- Với khâu chuyển động quay quanh một trục cố định, khi dùng khối lượng thu gọn phải đảm bảo điều kiện mô men quán tính của khối lượng thu gọn phải bằng mô men quán tính của khâu đó với trục quay của mình.

2.3.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động

$$\begin{cases} \dot{x} = V \\ \dot{x}_h = V_h \\ \dot{V} = \dfrac{1}{M}.\left[P_1 - \prod_A - V^2 M_1 \right] \\ \dot{V}_h = \dfrac{1}{M_h}.\left[P_2 - \prod_h - V^2 M_2 \right] \end{cases}$$

Trong đó:

$$M = M'_A - \frac{M_\eta M_K}{M_h}; \qquad P_1 = P'_A - \frac{M_\eta}{M_h} P'_h;$$

$$M_1 = M_{qt} - \frac{M_\eta M_i}{M_h}; \qquad M_2 = \frac{M_K M_1}{M} - M_i;$$

$$P_2 = P'_h - \frac{M_K}{M_1} P_1; \qquad \prod_h = C_h x_h - \frac{M_K}{M_1} \; C_A x + C_h x_h \;;$$

$$\prod_A = C_A x + C_h x_h .$$

Nội dung giải hệ phương trình chuyển động của máy tự động là xác định các định luật $V = V(x)$ và $t = t(x)$ của khâu cơ sở và một số công đoạn làm việc của máy tự động, cũng như xác định chu kỳ làm việc của nó, từ đó đánh giá hoạt động của các bộ phận. Những việc cần làm bao gồm:

- Lực thực tế: bao gồm áp lực khí thuốc trong buồng khí, lực áp suất khí thuốc trong nòng, lực của lò xo đẩy về...;

- Xác định khối lượng thu gọn, lực thu gọn;

- Va chạm giữa các chi tiết;

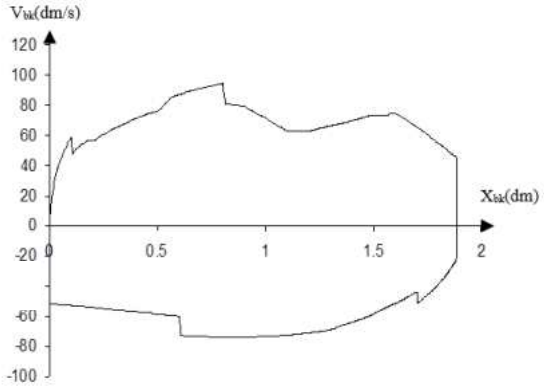
- Chức năng nội suy: sử dụng nội suy tuyến tính;

- Phương pháp giải hệ phương trình vi phân: Runge-Kuta;

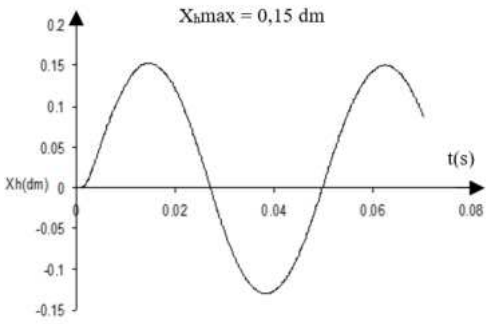
- Tập dữ liệu đầu vào: theo tài liệu [2, 3].

Độ dịch chuyển của pháo trong một chu kỳ bắn là một giá trị giới hạn phù hợp. Nếu pháo di chuyển dài hơn, nó sẽ êm hơn, nhưng tốc độ bắn sẽ giảm, điều này gây bất lợi cho pháo phòng không và khó khăn cho việc tiếp đạn.

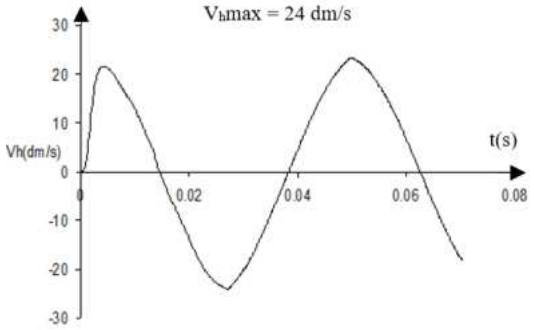
Tốc độ tối đa của pháo xấp xỉ 24 dm/s, tốc độ càng lớn thì chu kỳ bắn càng ngắn, nhưng va chạm cuối hành trình lớn có thể làm giảm độ chính xác của phát bắn.



Hình 10. Biểu đồ vận tốc theo độ dịch chuyển của bệ khóa



Hình 11. Biểu đồ dịch chuyển của hộp pháo 23mm trong một chu kỳ



Hình 12. Biểu đồ tốc độ của hộp pháo 23mm trong một chu kỳ

3. Kết luận và kiến nghị

Bài báo đã trình bày tốc độ và độ dịch chuyển của pháo phòng không 23mm trong một chu kỳ bắn. Kết quả tương đối gần với kết quả của các công bố khoa học trước đây, điều này chứng tỏ rằng hệ thống phương trình, phương pháp tính toán và tham số tương đối đáng tin cậy.

Lực cản băng đạn có ảnh hưởng trực tiếp và gián tiếp đến hoạt động của máy tự động trong pháo. Nó có thể làm giảm độ chính xác, tốc độ bắn, và hiệu quả hoạt động của pháo. Để

đảm bảo pháo hoạt động ổn định và tin cậy, cần phải giảm thiểu lực cản bằng cách sử dụng băng đạn chất lượng cao, bảo dưỡng định kỳ, và hoạt động trơn tru giữa các chi tiết, bộ phận.

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] P.H. Chương (2014). *Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*. NXB Học viện KTQS.

[2] N.Q. Lương, T.Q. Trình (2012). *Số liệu Vũ khí đạn*. NXB Học viện KTQS.

[3] 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.

[4] Nguyễn Quốc Đạt (2024). *Khảo sát ảnh hưởng của đường kính lỗ trích khí và khe hở giữa piston với thành buồng khí đến hoạt động máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y-23-2*. Tuyển tập công trình Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX – năm 2024 (Tập 1).

[5] Trần Hoàng Thông (2024). *Nghiên cứu ảnh hưởng các thông số trích khí đến dịch chuyển của pháo 23mm trên giảm giật*. Tuyển tập công trình Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX – năm 2024 (Tập 1).

Surveying some motion characteristics of the 23mm anti-aircraft gun during firing

Abstracts: *The article presents some basic contents about the dynamics of the 23mm cannon, taking into account the efficiency and transmission ratios of the main mechanisms in the automatic machine such as the locking platform, breech lock, ammunition feeding mechanism, and acceleration mechanism. Additionally, the article calculates the cannon's recoil speed and elevation speed, as well as the displacement of the cannon during the firing cycle. The results in the article are presented in the form of tables or charts. The research findings can be referenced for the design, improvement, or utilization of the cannon to enhance its combat readiness, contributing to the defense of the homeland.*

Keywords: 23mm anti-aircraft cannon; Dynamics; Transmission ratio; Efficiency; Ammunition belt.

Đánh giá hiệu quả bảo quản vũ khí trang bị bằng công nghệ sơn phủ defric

Hồ Tấn Phát[1*], Nguyễn Văn Hưng[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

** Email: hotanphat7496@gmail.com; Mobile: 0366976254*

Tóm tắt

Với mục đích duy trì hệ số kỹ thuật, kéo dài tuổi thọ và chất lượng các loại trang bị kỹ thuật, các công nghệ phổ biến hiện nay dùng dầu, mỡ, sơn phủ, mạ crom, nhuộm đen, phốt phát hóa ... nhằm ngăn ngừa, kìm hãm quá trình ăn mòn dưới tác dụng của môi trường lên trang bị kỹ thuật. Trong đó phương pháp chủ yếu là dùng dầu (BO) niêm cất ngắn hạn, mỡ (PVK) niêm cất dài hạn. Hiện nay, các nước trên thế giới, đặc biệt là Nhật Bản đã ứng dụng phương pháp sơn phủ Defric để trong bảo quản vũ khí trang bị. Bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu về cơ sở khoa học và một số nhận xét, đánh giá khi ứng dụng phương pháp này trong điều kiện Việt Nam.

Từ khóa: *Sơn phủ Defric;bảo quản vũ khí trang bị; phốt phát mangan; mỡ PVK; dầu Bo.*

1. Mở đầu

Trong công tác bảo quản cất giữ, bảo dưỡng sửa chữa vũ khí trang bị, xử lý bề mặt chi tiết là một bộ phận rất quan trọng và là yếu tố duy trì hệ số kỹ thuật, kéo dài tuổi thọ và chất lượng các loại trang bị kỹ thuật. Vì thế việc sử dụng công nghệ bảo vệ bề mặt cho các loại vũ khí trang bị kỹ thuật đảm bảo độ bền, đẹp luôn là vấn đề được quan tâm đặc biệt hiện nay. Công nghệ sơn phủ Defric là công nghệ mới, được Nhật Bản giới thiệu thử nghiệm dựa trên cơ sở khảo sát công nghệ bảo quản vũ khí hiện đang sử dụng tại Việt Nam. Sơn phủ DEFRIC COAT V-4A(T) là dầu bôi trơn tạo lớp phủ rắn, màu xám; đạt hiệu suất tốt nhất về khả năng chịu tải, chịu nhiệt, chống ăn mòn và chống mài mòn và đáp ứng tiêu chuẩn MIL-L-46010 với thành phần chính bao gồm:

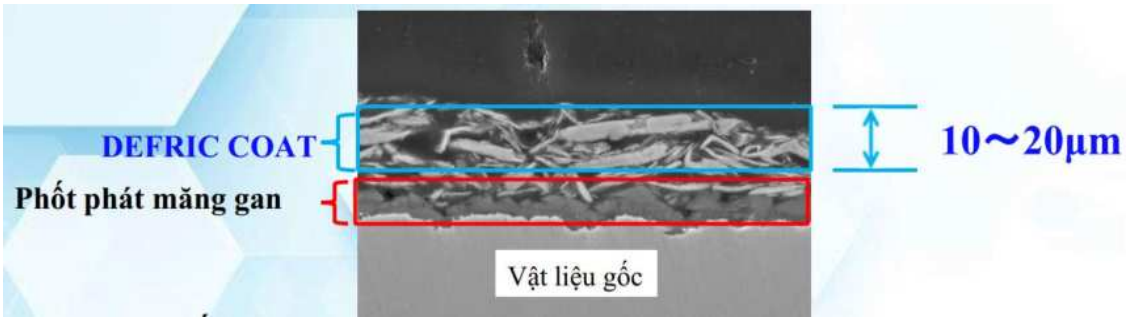
Nhựa chịu nhiệt (Heat-resistant Resin): Đóng vai trò là chất kết dính, giúp lớp sơn bám chắc vào bề mặt vật liệu và duy trì tính ổn định ở nhiệt độ cao;

Hạt bôi trơn rắn (Solid Lubricants): Thường bao gồm molybdenum disulfide (MoS_2), graphite hoặc các chất liệu khác, giúp giảm ma sát và tăng khả năng chịu mài mòn;

Dung môi (Solvent): Dùng để hòa tan các thành phần khác trong sơn, đảm bảo độ nhớt thích hợp cho quá trình thực hiện;

Chất phụ gia (Additives): Bao gồm các chất cải thiện khả năng chịu mài mòn, ổn định nhiệt và chống ăn mòn.

Bản chất của phương pháp sơn phủ nằm ở việc tạo ra một lớp phủ bề mặt có khả năng giảm ma sát, chống mài mòn và bôi trơn hiệu quả bằng cách sử dụng các vật liệu đặc biệt. Quá trình này dựa trên nguyên lý kết hợp giữa các chất bôi trơn rắn và chất kết dính chịu nhiệt, giúp lớp phủ bám chặt vào bề mặt kim loại hoặc vật liệu nền khác.



Hình 1. Mặt cắt chi tiết sau khi thực hiện sơn phủ Defric

Công nghệ sơn phủ Defric đã được nghiên cứu và ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực, đặc biệt là trong việc tối ưu hóa khả năng bôi trơn, chống mài mòn, và bảo vệ bề mặt kim loại.

Mặc dù tiềm năng ứng dụng của phương pháp này rất lớn, tuy nhiên số lượng các công bố khoa học chuyên sâu về phương pháp này còn hạn chế. Trong công trình nghiên cứu [1] đã phân tích về bề mặt kết cấu thép do quá trình mài mòn đã được tiến hành thử nghiệm trên nhiều loại thép kết cấu như SCM415H, SCM440 và SAPH45.

Một số quy định về tiêu chuẩn của sơn và lớp phủ kim loại như tiêu chuẩn quốc gia về Độ mất màu (TCVN 8785-2: 2011), (TCVN 8785-11: 2011) Độ tạo vẩy và bong tróc do Viện khoa học và Công nghệ Giao thông vận tải biên soạn [2, 3]. Các tiêu chuẩn này được áp dụng cho việc đánh giá chất lượng sơn và lớp phủ bảo vệ kim loại dựa trên quan sát trực quan trong điều kiện môi trường tự nhiên, chẳng hạn như ngoài trời hoặc môi trường có tính ăn mòn cụ thể.

Độ mất màu (TCVN 8785-2: 2011).

Các phương pháp đánh giá:

Quan sát bề mặt lớp phủ để kiểm tra các khuyết tật như nứt, bong tróc, phồng rộp, hoặc sự đổi màu;

So sánh lớp phủ thực tế với các mẫu chuẩn hoặc các tiêu chí đã định trước để đánh giá độ bền, tính thẩm mỹ và khả năng bảo vệ của lớp phủ.

Tiêu chí kết luận:

Kết quả đánh giá được phân loại theo các cấp độ khác nhau, từ chất lượng tốt nhất đến chất lượng kém nhất, dựa trên mức độ hư hỏng của lớp phủ.

Độ tảo vẩy và bong tróc (TCVN 8785-11: 2011).

Các phương pháp đánh giá:

Quan sát trực quan kiểm tra bề mặt lớp phủ để phát hiện các hiện tượng tạo vảy hoặc bong tróc;

Phân loại mức độ hư hại sử dụng các tiêu chí định sẵn để đánh giá và phân loại mức độ tạo vảy và bong tróc, từ đó xác định chất lượng và độ bền của lớp phủ.

Tiêu chí kết luận:

Kết quả đánh giá dựa trên độ bong tróc và tạo vẩy, độ bền theo thời gian của lớp phủ.

Theo sự hợp tác của Nhật Bản và Bộ Quốc phòng Việt Nam, công nghệ sơn phủ Defric đang được bước đầu thử nghiệm tại một số đơn vị như Kho K680 – Cục Quân khí – TCKT. Công nghệ mới thử nghiệm bước đầu cho thấy năng suất lao động cao hơn, hạn chế độc hại cho người thợ, các chi tiết đảm bảo đáp ứng tốt các công đoạn kiểm tra. Tuy nhiên các nghiên

cứu chuyên sâu về chất lượng bề mặt sau sơn phủ gần như chưa có hoặc chưa được công bố do tính chất đặc thù của Vũ khí. Vậy câu hỏi đặt ra là chất lượng bề mặt của chi tiết sau khi sơn phủ theo dây chuyền công nghệ mới có thực sự ưu điểm hơn công nghệ cũ?

Trên cơ sở các mẫu thí nghiệm được lấy từ quy trình thử nghiệm tại Trung tâm thí nghiệm lưu mẫu T262/Cục Quân khí, bài báo sẽ đánh giá chất lượng bề mặt sơn phủ với ba tiêu chí: bề dày lớp sơn phủ, độ nhẵn bóng bề mặt lớp phủ và độ đồng đều bề mặt lớp sơn phủ trên bề mặt chi tiết.

2. Thực nghiệm

2.1. Chuẩn bị mẫu thử nghiệm

Chi tiết được chọn để làm mẫu thí nghiệm là hộp khóa nòng súng tiểu liên AK. Được Trung tâm thí nghiệm lưu mẫu T262/Cục Quân khí thử nghiệm.

Tiến hành đánh giá bằng phương pháp của Nhật Bản và phương pháp của Việt Nam.

Đánh giá chất lượng bảo quản bằng công nghệ mới với số lượng 18 hộp khóa nòng AK cấp 5 (có đánh số ký hiệu) được bảo quản với 03 phương thức:

Bảng 1. Các phương thức thử nghiệm theo phương pháp Việt Nam

Phương thức xử lý bề mặt	**Ký hiệu mẫu thử nghiệm**	**Kết quả**
Phương thức 1	3.4; 3.5; 3.6	Đạt yêu cầu
Phương thức 2	1.4; 1.5; 1.6	Không đạt yêu cầu
Phương thức 3	2.4; 2.5; 2.6	Đạt yêu cầu

Trong đó:

Phương thức 1 được tẩy dầu mỡ, phủ Defric và phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 2. Mẫu số 3.4-3.6 được thử nghiệm bằng phương pháp phun sương muối

Phương thức 2 được làm sạch bề mặt, xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 3. Mẫu 1.4-1.6 được thử nghiệm bằng phương pháp phun sương muối

Phương thức 3 làm sạch bề mặt, xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ lớp Defric, phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 4. Mẫu 2.4 - 2.6 được thử nghiệm bằng phương pháp phun sương muối

Bảng 2. Các phương thức thử nghiệm theo phương pháp Nhật Bản

Phương thức xử lý bề mặt	Ký hiệu	Kết quả
Phương thức 1	3.1; 3.2; 3.3	Đạt yêu cầu
Phương thức 2	1.1; 1.2; 1.3	Đạt yêu cầu
Phương thức 3	2.1; 2.2; 2.3	Đạt yêu cầu

Trong đó:

Phương thức 1 được tẩy dầu mỡ, phủ Defric và phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 5. Mẫu 3.1- 3.3 được thử nghiệm bằng phương pháp ngâm

Phương thức 2 được làm sạch bề mặt (tẩy sạch bề mặt ôxi hóa, han gỉ), xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 6. Mẫu 1.1-1.3 được thử nghiệm bằng phương pháp ngâm

Phương thức 3 làm sạch bề mặt (tẩy sạch bề mặt ôxi hóa, han gỉ), xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ lớp Defric, phủ dầu chống gỉ (CLP).



Hình 7. Mẫu 2.1- 2.3 được thử nghiệm bằng phương pháp ngâm

2.2. Phương pháp thử nghiệm

Nhóm 1 gồm 09 hộp khóa nòng AK (như trên) thử nghiệm sương muối chu kỳ (mức khắc nghiệt 4, số ngày thực hiện 14 ngày) theo Tiêu chuẩn quốc gia hiện hành (TCVN 7699-2-52:2007);

Nhóm 2 gồm 09 hộp khóa nòng AK theo phương pháp của phía Nhật Bản: Các mẫu được ngâm trong nước muối (nồng độ 5%) trong 02 giờ, sau đó để ngoài trời, quan sát đánh giá kết quả trong 10 ngày;

Đánh giá kết quả thử nghiệm trên các mẫu bằng các Tiêu chuẩn quốc gia hiện hành: Độ mất màu (TCVN 8785-2: 2011); Độ tạo vẩy và bong tróc (TCVN 8785-11: 2011); Độ thay đổi màu (TCVN 8785-13: 2011).

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả thử nghiệm theo phương pháp của Việt Nam

Đánh giá chất lượng bảo quản bằng công nghệ mới với số lượng 09 hộp khóa nòng AK cụ thể như sau:

Phương thức 1 được tẩy dầu mỡ, phủ Defric và phủ dầu chống gỉ (CLP): Độ mất màu đạt bậc 1 (mất màu rất ít), độ tạo vẩy và bong tróc đạt bậc 0 (không bị han gỉ), độ thay đổi màu đạt bậc 0 (không đổi màu), đạt yêu cầu.

Phương thức 2 được làm sạch bề mặt, xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ dầu chống gỉ (CLP): Độ mất màu đạt bậc 1 (mất màu rất ít), độ thay đổi màu đạt bậc 1 (đổi màu rất ít), độ tạo vẩy và bong tróc (02 mẫu 1.4, 1.6 đạt bậc 2 han gỉ 0,3 % diện tích; 01 mẫu 1.5 đạt bậc 1 han gỉ 0,1% diện tích), không đạt yêu cầu.

Phương thức 3 làm sạch bề mặt, xử lý phốt phát Mangan (phốt phát hóa), phủ lớp Defric, phủ dầu chống gỉ (CLP): Độ mất màu đạt bậc 1 (mất màu rất ít), độ tạo vẩy và bong tróc đạt bậc 0 (không han gỉ), độ thay đổi màu đạt bậc 0 (không đổi màu), đạt yêu cầu.

3.2. Kết quả thử nghiệm theo phương pháp của Nhật Bản

Đánh giá chất lượng bảo quản bằng công nghệ mới với số lượng 09 hộp khóa nòng AK được thử nghiệm theo 03 phương thức, đạt chất lượng tốt cụ thể như sau:

Độ mất màu đạt bậc 0: Không mất màu trên toàn bộ 09 hộp khóa nòng;

Độ tạo vẩy và bong tróc đạt bậc 0: Bề mặt không có hiện tượng tạo vảy và bong tróc trên toàn bộ 09 hộp khóa nòng;

Độ thay đổi màu đạt bậc 0: Bề mặt không có hiện tượng thay đổi màu trên toàn bộ 09 hộp khóa nòng.

Qua kết quả thực nghiệm, chúng ta thấy: thực hiện theo phương thức 2 (công nghệ cũ) căn cứ theo Đánh giá kết quả thử nghiệm các mẫu bằng các Tiêu chuẩn Quốc gia hiện hành: Độ mất màu (TCVN 8785-2: 2011); Độ tạo vẩy và bong tróc (TCVN 8785-11: 2011); Độ thay đổi màu (TCVN 8785-13: 2011) đối với vũ khí trang bị đối với phương thức 2 các mẫu thử nghiệm xuất hiện han gỉ bề mặt không đáp ứng được chất lượng của vũ khí trang bị kỹ thuật. Như vậy có thể kết luận: chất lượng bề mặt của vũ khí trang bị theo phương thức 1 và 3 (quy trình mới) lớp phủ bảo vệ bề mặt có khả năng chịu được sự khắc nghiệt của môi trường tốt hơn so với phương thức 2.

4. Kết luận

Bài báo đã cho chúng ta thấy Xử lý bề mặt tốt thì độ bám dính, độ dày lớp phủ đạt yêu cầu đảm bảo khả năng chịu nhiệt, chịu mài mòn cao và chống lại tác động môi trường như oxy hóa và hóa chất; nhiệt độ ổn định cũng cho ra chất lượng bề mặt phủ tốt hơn. Quá trình gia nhiệt và giữ nhiệt theo công nghệ mới sẽ chính xác và ổn định hơn nên chất lượng bề mặt phủ có thẩm mỹ đẹp hơn, đồng đều hơn; có thể sử dụng trên nhiều loại vật liệu.

Công nghệ sơn phủ Defric vượt trội trong việc bảo quản trang bị kỹ thuật như chống ma sát cao, chịu nhiệt, ăn mòn tốt đặc biệt trong môi trường khắc nghiệt có khả năng bảo vệ tốt hơn các phương pháp khác nhưng chi phí cao còn quy trình phốt phát hóa phù hợp làm nền tăng độ bám dính hoặc bảo vệ cơ bản cho trang bị kỹ thuật và có chi phí hợp lí hơn cũng như quy trình nhuộm đen phù hợp cho bảo quản trang bị chịu ăn mòn nhẹ không thích hợp với môi trường chịu khắc nghiệt hoặc yêu cầu kỹ thuật cao.

Tuy nhiên phạm vi bài báo và thử nghiệm còn có thể còn tồn tại một số sai số nhỏ do chất lượng các mẫu thử nghiệm được sử dụng từ chi tiết cấp 5 thời gian sử dụng lâu dài; không phải là các chi tiết mới được sản xuất. Việc xử lý bề mặt đòi hỏi yêu cầu cao cần được làm sạch tạo độ nhám hoặc xử lý hóa chất tránh dẫn đến việc bong tróc lớp phủ làm ảnh hưởng đánh giá đúng hiệu quả lớp phủ đối với vũ khí trang bị.

Lời cảm ơn

Tôi xin gửi lời cảm ơn chân thành đến thầy cô trong Bộ môn Vũ khí - Khoa Vũ khí - HVKTQS đã giúp đỡ, hướng dẫn và hỗ trợ trang thiết bị cho tôi trong quá trình thí nghiệm; lời cảm ơn sâu sắc tới thủ trưởng đơn vị Trung tâm thí nghiệm lưu mẫu T262/Cục Quân khí đã tạo điều kiện cho tôi trong quá trình thu thập mẫu thử nghiệm!

Tài liệu tham khảo

[1]. Hiroshige YAMAMURA, Yoshikazu YAMADA và Ryuichiro EBARA. Khoa Khoa học Cao cấp Đại học Kagawa, Hayashi-cho, Takamatsu. Bài báo về Bề mặt gãy do mỏi của kết cấu thép.

[2]. Viện khoa học và Công nghệ Giao thông vận tải (2008). Độ mất màu (TCVN 8785-2: 2011).

[3]. Viện khoa học và Công nghệ Giao thông vận tải (2008). Độ tạo vẩy và bong tróc (TCVN 8785-11: 2011).

[4]. Viện khoa học và Công nghệ Giao thông vận tải (2008). Độ thay đổi màu (TCVN 8785-13: 2011).

[5]. Ban Kỹ thuật tiêu chuẩn TCVN/TC/E3 Thiết bị điện tử dân dụng. Thử nghiệm môi trường sương muối (TCVN 7699-2-52:2007).

Evaluate the effectiveness of preserving weapons and equipment using defric coating technology.

Abstract: *For the purpose of maintaining technical coefficients, prolong the life and quality of technical equipment, popular technologies today use oil, grease, coating, chromium plating, black dyeing, phosphating... to Prevent and inhibit the corrosion process under the influence of the environment on technical equipment. The main method is to use oil (BO) for short-term storage, and grease (PVK) for long-term storage. Currently, countries around the world, especially Japan, have applied the Defric coating method to preserve weapons and equipment. This article presents the results of research on the scientific basis and some comments and assessments when applying this method in Vietnamese conditions.*

Keywords: Defric coating; weapon and equipment preservation; manganese phosphate; PVK grease; BO oil.

Nghiên cứu độ bền của móc rút vỏ đạn trong súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí

Khương Tuấn Lợi[1], Nguyễn Văn Hưng[1]

[1]Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: tuanloi2000nb@.gmail.com; ĐT: 0849971457

Tóm tắt

Bài báo này tập trung xây dựng mô hình động lực học và nghiên cứu về độ bền của móc rút vỏ đạn trong súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí bằng phương pháp giải tích kết hợp với tính toán trên phần mềm ansys với đối tượng nghiên cứu là súng tiểu liên STV 380. Kết quả nghiên cứu đã chỉ ra rằng, với kích thước và vật liệu chế tạo móc rút vỏ đạn như hiện tại thì hoàn toàn đảm bảo điều kiện bền. Kết quả nghiên cứu của bài báo đã bổ sung thêm cơ sở khoa học về bài toán nghiệm bền móc rút vỏ đạn cho súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí.

Từ khóa: móc rút vỏ đạn, súng tiểu liên, độ bền.

1. Mở đầu

Thiết kế các chi tiết của khóa nòng là một bài toán quan trọng trong thiết kế vũ khí nhằm đảm bảo độ tin cậy và an toàn cho người sử dụng trong mọi điều kiện bắn đặc biệt là những loại vũ khí bắn loạt có chu trình hoạt động lặp đi lặp lại trong thời gian ngắn như súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí. Một trong những chi tiết chịu ảnh hưởng lớn đó là móc rút vỏ đạn, trên thực tế khi liên quan đến hỏng hóc các chi tiết của khóa nòng thì hỏng móc rút vỏ đạn diễn ra tương đối thường xuyên. Mặc dù vậy việc thực hiện các nghiên cứu, tính toán cụ thể để kiểm nghiệm độ bền của móc rút vỏ đạn vẫn chưa được thực hiện nhiều. Nghiên cứu về vấn đề này, nổi bật lên là hai công trình.

Công trình [1] đã trình bày một phương pháp nghiên cứu được sử dụng để xác định nguyên nhân gây hư hỏng cơ học của bộ phận rút vỏ đạn trong súng trường sử dụng đạn 5,56mm mới được thiết kế. Bài báo đã sử dụng hai phương pháp số khác nhau: phương pháp đa thân và phương pháp phần tử hữu hạn với hai giai đoạn. Giai đoạn đầu tiên bài báo đã mô hình hóa hoạt động của cũ khí tự động bằng phương pháp đa thân qua đó xác định được các đặc trưng động học của khóa nòng. Trên cơ sở các số liệu đó, trong giai đoạn hai bằng phương pháp phần tử hữu hạn bài báo đã tính toán được sự thay đổi ứng suất trong rãnh móc đạn và trục móc rút vỏ đạn, hai vị trí có độ hư hỏng thường xuyên nhất, từ đó nghiệm bền móc rút vỏ đạn. Kết hợp với các nghiên cứu về phương pháp gia công và khuyết tật cấu trúc bên trong vật liệu làm móc rút, bài báo đi đến kết luận nguyên nhân gây ra hư hỏng móc rút vỏ đạn do ứng suất là không đáng kể mà chủ yếu do phương pháp gia công cũng như các khuyết tật bên trong vật liệu thép làm móc rút.

Một công trình [2] khác của tác giả Ibrahim Doruk nhằm xác định nguyên nhân và cách khắc phục nứt gãy khối khóa trên khẩu shotgun của Thổ Nhĩ Kỳ. Bài báo đã nghiên cứu sự thay đổi và phân bố ứng suất tạo ra trên khối khóa bằng phần mềm Ansys Workbench 11.0 với hai đối tượng vật liệu là thép AISI 4140 và thép AISI 4340 tại các nhiệt độ tôi khác nhau. Kết quả thu được cho thấy vật liệu tốt nhất cho khối khóa là thép AISI 4340 tôi ở nhiệt độ 450 °C.

2. Xây dựng mô hình

2.1. Các giả thiết

Muốn giải quyết được bài toán nghiệm bền móc rút vỏ đạn cần phải kết hợp giải quyết các bài toán gồm: bài toán động lực học máy tự động, bài toán va chạm giữa các khâu trong máy tự động. Với bài toán động lực học ta sử dụng các giả thiết:

- Trừ lò xo là chi tiết đàn hồi, các chi tiết khác trong máy tự động được coi như tuyệt đối cứng, liên kết động với nhau và được biểu diễn qua tỉ số truyền.

- Các khâu trong máy tự động đều chuyển động song phẳng.

- Dùng khối lượng thu gọn thay cho khối lượng phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể chọn tuỳ ý nhưng thường là điểm tiếp xúc giữa 2 khâu hoặc điểm đặt lực tác dụng của chúng.

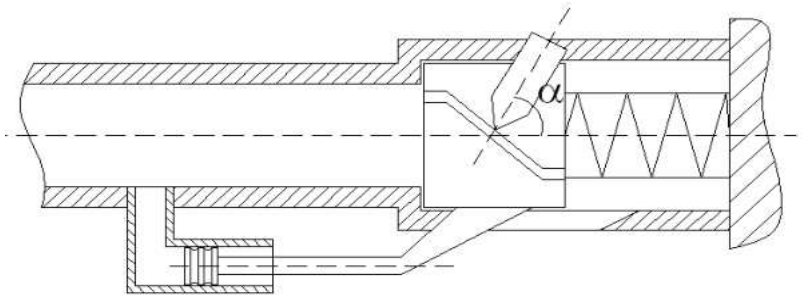
Với bài toán va chạm giữa móc rút vỏ đạn và vỏ đạn khi thực hiện rút vỏ đạn ta coi là va chạm thẳng giữa hai khâu và sử dụng các giả thiết:

- Thay va chạm thẳng giữa hai khâu bằng va chạm giữa hai chất điểm có khối lượng bằng khối lượng thu gọn giữa hai khâu, điểm thay thế là điểm tiếp xúc giữa hai khâu.

- Bỏ qua thời gian va chạm và các sóng xuất hiện khi va chạm.

2.2. Xây dựng mô hình

Dựa vào các giả thuyết trên ta, chúng ta có thể xây dựng mô hình động lực học của súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí khi bắn:



Hình 1. Mô hình máy tự động súng tiểu liên STV 380

Có thể coi gần đúng là máy tự động chỉ gồm 4 khâu là bệ khóa, khóa nòng, búa và đạn. Trong đó bệ khóa là khâu dẫn.

Hệ phương trình giải bài toán thuật phóng trong, nhiệt động buồng khí và động lực học:

$$
\left.
\begin{aligned}
&\frac{dv}{dt} = \xi_1\xi_3 \frac{p.S}{\varphi.m}; \quad \frac{\mathrm{dl}}{\mathrm{dt}} = \xi_1\xi_3.v\ ; \quad \frac{\mathrm{dz}}{\mathrm{dt}} = \xi_2 \frac{p}{I_k}\ ; \\
&\frac{\mathrm{d}\omega_c}{dt} = \xi_2\chi.\omega_t\left(1+2\lambda z\right)\frac{p}{I_k} - \xi_b G_b - \left(1-\xi_3\right)G_d; \\
&\frac{dw}{dt} = \xi_2 \frac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi.\omega_t\left(1+2\lambda z\right)\frac{p}{I_k} + \xi_3 sv; \\
&\frac{dp}{dt} = \frac{1}{w}\left\{\left[\xi_2 \frac{p\chi.\omega_t}{I_k}\left(f - Kp\frac{1-\alpha\delta}{\delta}\right)\left(1+2\lambda z\right) - KpSV\xi_3\right] - \right. \\
&\qquad\qquad \left. K_{\mathrm{p}}\left[\xi_b G_b + \left(1-\xi_3\right)G_d\right] - K_{\mathrm{t}}p\right\}. \\
&\frac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{b}}}{\mathrm{dt}} = \xi_{\mathrm{i}}\left(\mathrm{G_b} - \mathrm{G_{bk}}\right)\ ; \\
&\frac{\mathrm{dw_b}}{\mathrm{dt}} = \xi_{\mathrm{i}}\left(\dot{\mathrm{X}}.\mathrm{S_b}\right); \\
&\frac{\mathrm{dp_b}}{\mathrm{dt}} = \frac{1}{\mathrm{w_b}}\left(\mathrm{k.R.T.G_b} - \mathrm{k.R.T_b}.G_k - K_{tb}.\mathrm{p_b} - \mathrm{k.p_b.W_b}\right)\xi_i . \\
&M_A\frac{dV_A}{dt} + \frac{K^2}{\eta}M_B\frac{dV_A}{dt} + \frac{K}{\eta}M_B V_A^2\frac{dK}{dx} = P - F
\end{aligned}
\right\} \quad (2.1)
$$

Trong đó:

Kt là hàm xác định tổn thất nhiệt;

A – Đương lượng 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, [kcal.dm/(kG.độ.s)];

$\nu_1 = 1-T_{tb}/T^0$ với T_{tb} - Nhiệt độ bề mặt trong của nòng, [^{0}K];

T^0 - Nhiệt độ khí thuốc [^{0}K];

$$\mathrm{K_p} = \frac{\mathrm{k.P.w}}{\omega_{\mathrm{k}}}\ .$$

v – Vận tốc đầu đạn, [dm/s] ;

P – Áp suất khí thuốc, [kG/dm^2] ;

S – Diện tích tiết diện ngang lòng nòng, [dm^2] ;

φ - Hệ số ảo khối lượng đầu đạn ;

α - Cộng tích khí thuốc, [dm^3 / kG] ;

δ - Trọng lượng riêng thuốc phóng, [kG / dm^3] ;

F – Lực thuốc phóng, [kG.dm/kG] ;

k - Chỉ số đa biến;

w - Thể tích không gian sau đáy đạn, $w = w_0+S.l$ [dm^3];

w_0 - Thể tích ban đầu buồng đạn, [m^3];

m – Khối lượng đầu đạn;

ω – Trọng lượng thuốc phóng;

ω_k – Trọng lượng khí thuốc;

I_k – Xung lượng áp suất khí thuốc $[kG.s / dm^2]$;

χ,λ – Các đặc trưng hình dạng thuốc phóng;

G_b - Lưu lượng khí chảy vào buồng khí, [N/s];

$G_đ$ - Lưu lượng khí phụt qua miệng nòng, [N/s];

ω_b - Trọng lượng khí thuốc chảy vào buồng khí;

G_b - Lưu lượng khí trong buồng khí;

$\dot{X}$ - Vận tốc bệ khoá nòng;

T_b - Nhiệt độ khí trong buồng khí;

G_k - Lưu lượng khí chảy qua khe hở xi lanh với piston

Đối với các loại lực cản tác dụng lên máy tự động, đồ án sử dụng các công thức đã được đề cập trong [5].

Ta coi vỏ đạn có dạng hình trụ và có độ dày khôn đổi thì lực rút vỏ đạn theo tài liệu [7] được tính theo công thức:

$$R_V = \pi\left(fl\left(pd_1 + 2E_N\Delta\delta \right) - p\frac{d_1^2}{4} \right) \qquad (3)$$

Trong đó: f – Hệ số ma sát giữa vỏ liều và buồng đạn; l – Chiều dài vỏ liều tiếp xúc với buồng đạn; p – Áp suất khí thuốc trong vỏ liều; d_1 – Đường kính trong của đáy vỏ liều; E_N – Modul đàn hồi của vật liệu làm vỏ liều; Δ – Biến dạng tiếp tuyến tương đối của vỏ liều; δ – Độ dày của thành vỏ liều.

Từ kết quả của bài toán động lực học máy tự động ta rút ra được vận tốc của bệ khóa nòng tại thời điểm mở khóa xong, khóa nòng bắt đầu lùi, đó cũng chính là vận tốc của khóa nòng hay vận tốc của móc rút vỏ đạn va chạm với vỏ đạn trong giai đoạn bắt đầu rút vỏ đạn.

Dưới tác dụng của lực rút vỏ đạn và lực quán tính phát sinh khi va chạm, móc rút vỏ đạn khi làm việc có khả năng bị phá hỏng. Để tính được bền cho chúng, ngoài lực rút vỏ đạn đã có ở trên, ta còn phải xác định lực quán tính do va chạm bằng cách sử dụng biểu thức tính năng lượng mất mát khi va chạm.

Ta cho rằng thế năng biến dạng của móc vỏ đạn và gỗ đáy đạn khi va chạm bằng năng lượng mất mát khi va chạm của hệ:

$$\sum \Pi_i = \Delta E \tag{4}$$

Trong đó: ΔE - Năng lượng mất mát khi va chạm của hệ.

Theo [5] ta có:

$$\Delta E = \frac{1}{2} \cdot \frac{M_1 m_v}{M_1 + m_v} \cdot (V_1 - V_2)^2 \tag{5}$$

Do vậy ta có:

$$\sum \Pi_i = \frac{1}{2} \cdot \frac{M_1 m_v}{M_1 + m_v} \cdot (V_1 - V_2)^2 \tag{6}$$

$\Pi_1 = \frac{F^2 \ell_1}{6E_1 S_1} + \frac{\tau^2 S_1 \ell_1}{2G_1}$ -Thế năng biến dạng nén và uốn của gờ đáy vỏ đạn;

$\Pi_2 = \frac{F^2 \ell_2}{6E_2 S_2} + \frac{\tau^2 S_2 \ell_2}{6G_2}$ - Thế năng biến dạng nén và uốn của gờ móc rút vỏ đạn;

$\Pi_3 = \frac{F^2 \ell_3}{6E_3 S_3}$ - Thế năng biến dạng do kéo thân móc vỏ đạn;

$\Pi_4 = \frac{F^2 \ell_4}{6E_4 S_4} + \frac{\tau^2 S_4 \ell_4}{2G_4}$ - Thế năng biến dạng vì uốn và nén của móc rút vỏ đạn ở phần tiếp xúc với trục quay;

$\Pi_s = \frac{F^2 \ell_s}{6E_s S_s} + \frac{\tau^2 S_s \ell_s}{2G_s}$ - Thế năng biến dạng vì uốn và nén của trục móc vỏ đạn;

F - Lực tác dụng lên móc rút vỏ đạn do va chạm.

E_1, E_2, E_3 - Mô đun đàn hồi vật liệu vỏ đạn, móc rút và trục.

G_1, G_2, G_3 - Mô đun trượt vật liệu vỏ đạn, móc rút và trục.

Thế các biểu thức Π_i vào (5.67), ta có:

$$F^2 \sum \left(\frac{\ell_1}{3E_1 S_1} + \frac{\ell_1}{G_1 S_1} + \ldots + \frac{\ell_s}{G_s S_s} \right) = \frac{M_1 m_v}{M_1 + m_v} \cdot (V_1 - V_2)^2 \tag{7}$$

Từ đây ta có:

$$F = \sqrt{\frac{M_1 m_v (V_1 - V_2)^2}{(M_1 + m_v)\sum\left(\frac{\ell}{3ES} + \frac{\ell}{GS}\right)}} \quad (8)$$

Tổng lực tác dụng lên móc rút vỏ đạn khi va chạm sẽ là:

$$F_{\Sigma} = F + R_V \quad (9)$$

Từ đây, nếu biết được S_i là tiết diện yếu nhất, ta sẽ có ứng suất lớn nhất σ_m:

$$\sigma_m = \frac{F + R_V}{S_i} \quad (10)$$

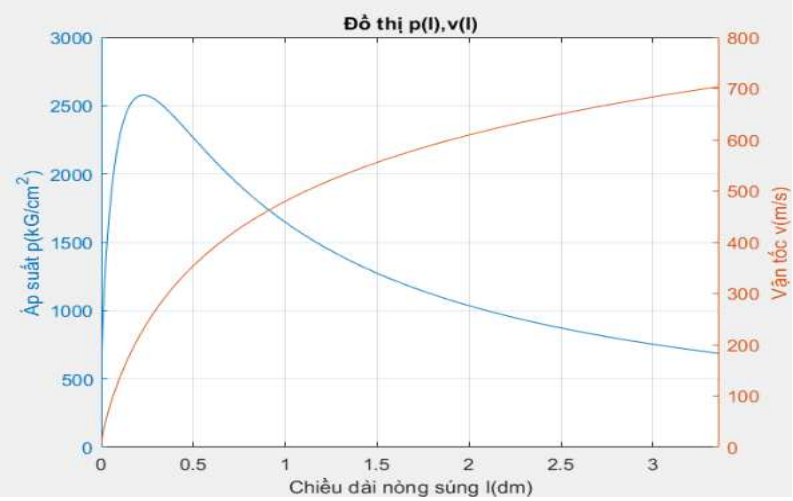
Sau khi tính được ứng suất lớn nhất ta sẽ khảo khảo sát độ bền của móc rút vỏ đạn với ứng suất giới hạn cho phép [σ]. Để đảm bảo điều kiện bền thì móc rút vỏ đạn có ứng suất lớn nhất phải thỏa mãn điều kiện:

$$\sigma_m \leq [\sigma] \quad (11)$$

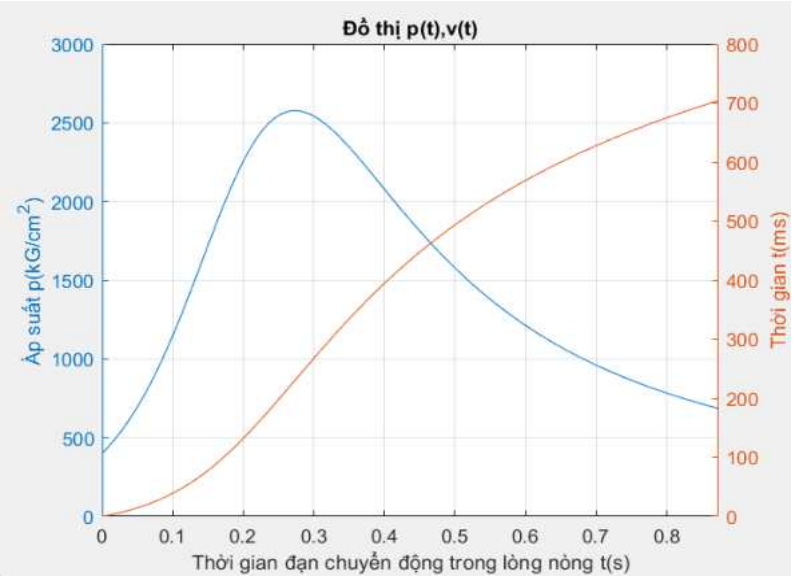
3. Kết quả và thảo luận

Bài toán nghiệm bền móc rút vỏ đạn được thực hiện trên đối tượng súng tiểu liên STV 380 sử dụng đạn 7,62x39mm.

Các tham số giải bài toán thuật phóng trong theo [5] và [4]. Áp dụng phương pháp tích phân số, sử dụng phần mềm Matlab ta được sự thay đổi áp suất khí thuốc trong lòng nòng và tốc độ đầu đạn theo quãng đường chuyển động, thời gian như hình 3, hình 4. Theo đó, áp suất lớn nhất của khí thuốc là 2576,59(kG/cm^2) và sơ tốc đầu nòng là 704,14 (m/s).

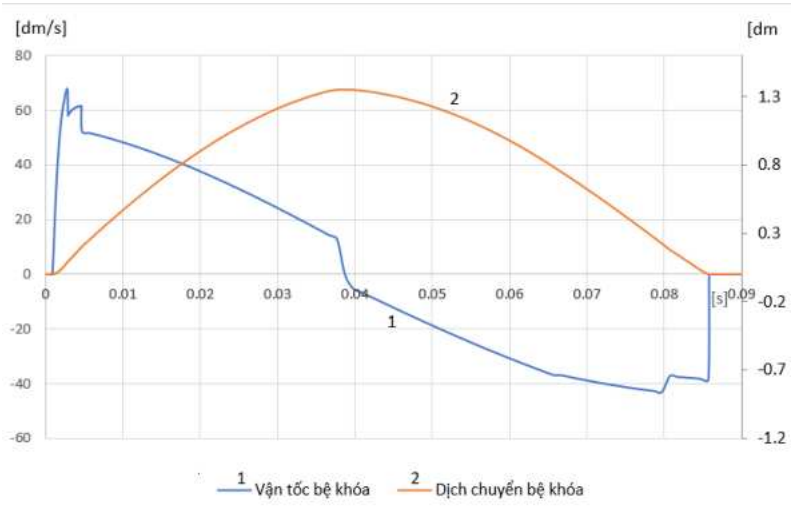


Hình 2. Sự thay đổi áp suất khí thuốc và vận tốc đầu đạn theo quãng đường chuyển động của đầu đạn trong lòng nòng



Hình 3. Sự thay đổi áp suất khí thuốc và vận tốc đầu đạn theo thời gian

Các kết quả này cũng chính là đầu vào khi giải bài toán động lực học chuyển động của khóa nòng. Các tham số đầu vào để giải bài toán động lực học được trình bày trong [15] và đo đạc trực tiếp trên súng STV 380. Áp dụng phương pháp tích phân số, sử dụng phần mềm Maple ta được đồ thị biểu thị tốc độ và quãng đường chuyển động của khóa nòng khi không bôi trơn như hình 4.



Hình 4. Đồ thị vận tốc và dịch chuyển bệ khóa nòng

Từ kết quả của bài toán động lực học ta rút ra được vận tốc của bệ khóa tại thời điểm bắt đầu rút vỏ đạn là $V_1 = 6,74$ m/s tại t = 0,00275 s. Đây cũng chính là giá trị vận tốc của móc rút vỏ đạn tại thời điểm bắt đầu va chạm với vỏ liều để thực hiện rút vỏ đạn.

Dựa vào các công thức số ta có thể tính được giá trị của lực tác dụng lên móc rút vỏ đạn do va chạm, ở đây có thể lấy vận tốc của vỏ đạn khi va chạm V_2=0:

$$F = \sqrt{\frac{M_1 m_v (V_1 - V_2)^2}{(M_1 + m_v)\sum \left(\frac{\ell}{3ES} + \frac{\ell}{GS},\right.}} = 6,57 \text{ (kG)}$$

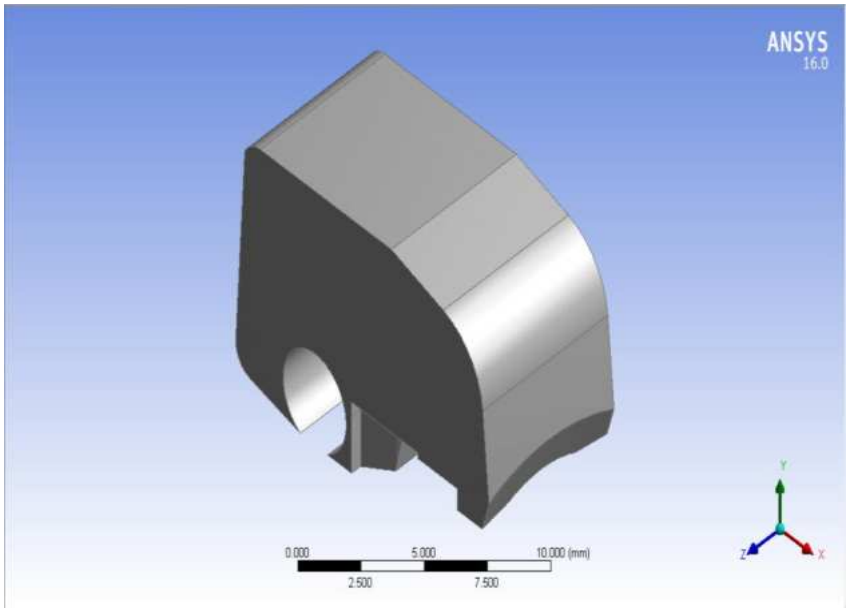
Dựa vào công thưc tính toán lực rút vỏ đạn ta có giá trị của R_V:

$$R_V = \pi\left(fl\left(pd_1 + 2E_N\Delta\delta \right) - p\frac{d_1^2}{4} \right) = 242,8(kG)$$

Từ đó tổng lực tác dụng lên móc rút vỏ đạn khi va chạm sẽ là:

$$F_\Sigma = F + R_V \qquad = 249,37 \text{ (kG)}$$

Đây chính là thông số đầu vào để giải bài toán nghiệm bền móc rút vỏ đạn, bài toán được tính toán bằng phần mềm Ansys workbench 16.0:



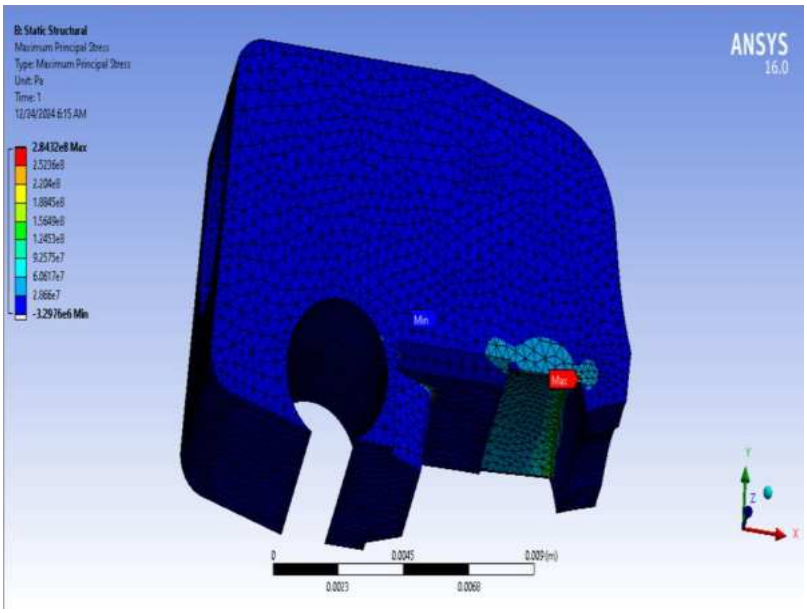
Hình 5. Mô hình móc rút vỏ đạn súng tiểu liên STV 380

Với vật liệu làm móc rút vỏ đạn là thép 30NCD16-AIR 9160 có các thông số vật liệu được cho trong bảng 1:

Bảng 1. Thông số kỹ thuật thép 30NCD16-AIR 9160

STT	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng riêng	7850	kg/m^3
2	Giới hạn chảy kéo	880	MPa
3	Giới hạn chảy nén	880	MPa
4	Giới hạn bền kéo tối đa	1080	Mpa

Nhập các thông số trên vào phần mềm Ansys workbench 16.0 sử dụng tính toán tĩnh để thực hiện tính toán cho móc rút vỏ đạn với tổng lực tác dụng lên móc rút vỏ đạn đã được tính toán ở trên ta được kết quả ứng suất lớn nhất và nhỏ nhất tác dụng lên móc rút vỏ đạn.



Hình 6. Phân bố ứng suất trên móc rút vỏ đạn súng tiểu liên STV 380

Giá trị ứng suất lớn nhất tác dụng lên móc rút vỏ đạn σ_m = 284 (MPa) tại vị trí tiếp giáp giữa phần gờ của móc rút tiếp xúc vỏ đạn với thân của móc rút vỏ đạn.

So sánh với giá trị ứng suất giới hạn bền kéo của thép 30NCD16-AIR 9160 là $[\sigma_b]$ = 880 (MPa), ở đây lấy hệ số an toàn là 2 ta có:

$$\sigma_m < \frac{[\sigma_b]}{2}$$

Do vậy móc rút vỏ đạn đảm bảo bền.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và giải được bài toán nghiệm bền móc rút vỏ đạn trong súng tiểu liên sử dụng nguyên lý trích khí với đối tượng nghiên cứu cụ thể là súng tiểu liên STV 380. Thông qua bài báo tác giả rút ra kết luận rằng với vật liệu và kích thước móc rút vỏ đạn đang dùng cho mẫu súng STV 380 thì hoàn toàn đảm bảo điều kiện bền.

Tài liệu tham khảo

[1] Jerzy Malachowskia, Krzysztof Damaziaka,Paweł Platekb,MarcinSarzynskib, Przemysław Kupidurab, RyszardWozniakb & Mirosław Zahorb (2016). Numerical and experimental failure analysis of rifleextractor. Engineering Failure Analysis 112-127

[2] Ibrahim Doruk, Remzi Varol and Muzaffer Topçu (2010). Failure analysis of the semi-automatic shotgun locking block. Scientific Research and Essays, 5(20), pp. 3134-3140.

[3] Bộ môn Thuật phóng và điều khiển hỏa lực, "Số liệu vũ khí đạn", Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội, 2013.

[4] Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, "Thuật phóng trong", Khoa Vũ Khí, Học viện kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2015.

[5] Phạm Huy Chương. Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động. Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 1998

[6] Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành. Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh. Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2007.

[7] Ngô Quý Ty, Nguyễn Trần Hảo, Nguyên lý thiết kế súng tự động, tập 1, 2, Trường Đại học Kỹ thuật Quân sự, 1975.

The durability of bullet casing extractor hook in submachine gun using gas extraction principle

Áp dụng thuật toán khớp khối và lọc ba chiều BM3D trong xử lý tín hiệu giao thao ánh sáng trắng

Nguyễn Doãn Thông[1], Lê Hoàng Hải[2], Lê Văn Nhu[1*]

[1] Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Phòng Khoa học quân sự, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: levannhuktq@gmail.com, Contact number: 0973682282

Tóm tắt

Nghiên cứu trình bày một phương pháp nhằm nâng cao chất lượng tín hiệu vân giao thoa trong giao thoa ánh sáng trắng thông qua việc áp dụng thuật toán khớp khối và lọc ba chiều BM3D. Phương pháp giao thoa ánh sáng trắng là một kỹ thuật quan trọng trong đo lường quang học, cho phép thu thập thông tin và tái tạo chính xác biên dạng ba chiều bề mặt chi tiết quang cơ. Tuy nhiên, một trong những thách thức lớn nhất trong phương pháp này là giảm thiểu nhiễu trong tín hiệu vân giao thoa, điều này có thể ảnh hưởng nghiêm trọng đến độ chính xác của phép đo. Nghiên cứu đề xuất việc sử dụng thuật toán BM3D với các tham số được điều chỉnh, nổi bật với khả năng khử nhiễu mạnh mẽ và bảo toàn chi tiết hình ảnh. Thuật toán này thực hiện việc tìm kiếm các khối tương tự trong tín hiệu vân giao thoa, từ đó xây dựng khối ba chiều để áp dụng các phương pháp lọc hiệu quả. Kết quả thực nghiệm cho thấy rằng việc áp dụng thuật toán BM3D đã giúp cải thiện rõ rệt chất lượng tín hiệu giao thoa, giảm thiểu nhiễu và góp phần nâng cao độ chính xác của các phép đo vi cấu trúc.

Từ khóa: *Hiển vi giao thoa ánh sáng trắng; Phân tích vân giao thoa; Đo vi cấu trúc chi tiết quang cơ.*

1. Đặt vấn đề

Giao thoa ánh sáng trắng White Light Interference (WLI) là phương pháp đo vi cấu trúc ba chiều bề mặt chi tiết quang cơ với độ chính xác và độ phân giải cỡ một vài nanomet. Với ưu điểm đo không tiếp xúc, độ chính xác cao, phạm vi đo có thể mở rộng do đó WLI đã và đang được ứng dụng rộng rãi [1-4]. Có nhiều phương pháp khác nhau để xử lý tín hiệu giao thoa nhằm tái tạo biên dạng ba chiều bề mặt chi tiết quang cơ như phương pháp đường bao tín hiệu [5], phương pháp biến đổi Fourier [6], phương pháp phân tích sóng con wavelet [7], phương pháp dịch pha [8], và gần đây là phương pháp học sâu và trí tuệ nhân tạo [9]. Nhìn chung, các phương pháp trên đều chịu ảnh hưởng rất lớn bởi nhiễu từ tín hiệu vân giao thoa thu được. Việc loại bỏ nhiễu trong tín hiệu vân giao thoa là rất quan trọng, giúp đưa đến kết quả đo nhanh và chính xác.

Một số nghiên cứu đã được tiến hành để xử lý tín hiệu vân giao thoa giúp giảm nhiễu như phương pháp lọc tần số cao, lọc bằng biến đổi Fourier [10], lọc bằng CWT [11]. Đặc điểm chung của các phương pháp lọc nhiễu trên là đều tiến hành trên tín hiệu giao thoa dọc trục, đây là giao đoạn sau của quá trình xử lý tín hiệu vân giao thoa. Nghiên cứu này đề xuất phương pháp lọc nhiễu trên từng lát cắt của tín hiệu vân giao thoa thu được trên camera. Tín hiệu vân giao thoa thu được trên camera chứa nhiễu đến từ nhiều nguồn khác nhau như chất lượng của phổ nguồn sáng [12], rung động của môi trường [13], độ phi tuyến và rung động của bộ vi dịch chuyển bằng gốm áp điện PZT, nhiễu từ camera [14]. Để loại bỏ được hết các nguồn nhiễu là điều rất khó khăn, do đó việc xác định loại nhiễu chủ yếu và quyết định đến độ chính xác của phép đo để loại bỏ hoặc có phép bù là điều phù hợp và cần thiết.

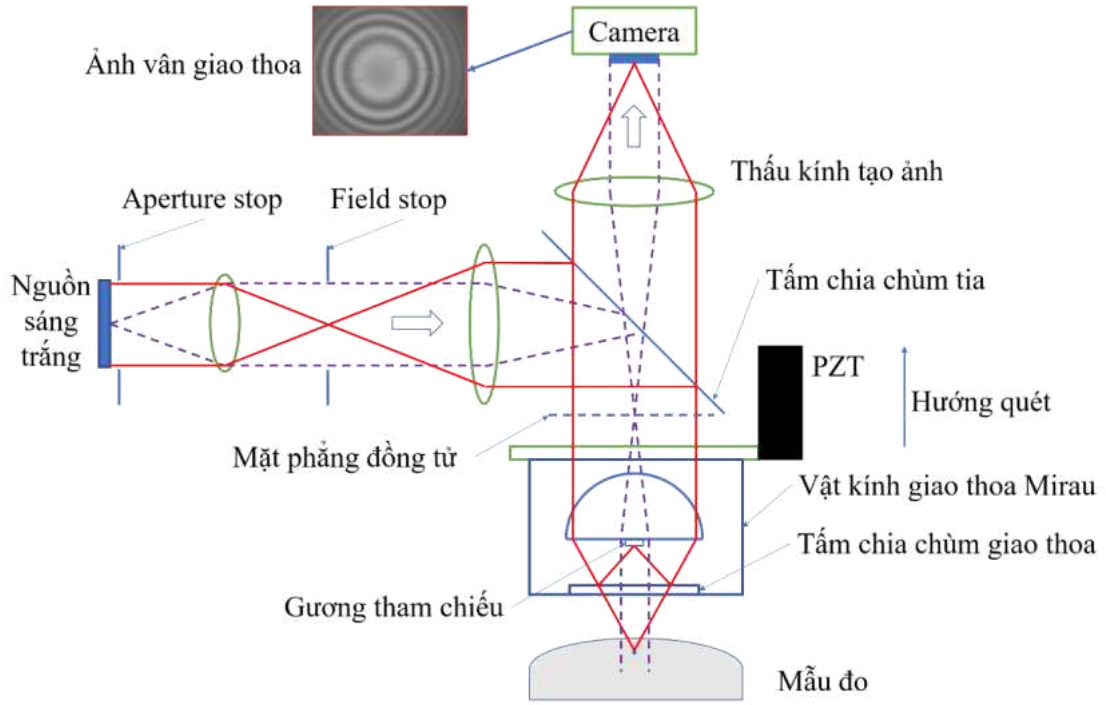
Thuật toán BM3D (Block-Matching and 3D Filtering) là một phương pháp mạnh mẽ trong xử lý ảnh, đặc biệt dùng để lọc nhiễu. BM3D hoạt động bằng cách phân chia ảnh thành các khối nhỏ, sau đó tìm các khối tương tự trong ảnh để áp dụng một bộ lọc 3D. Quá trình này giúp giảm nhiễu hiệu quả mà không làm mất đi các chi tiết quan trọng của ảnh. BM3D kết hợp giữa kỹ thuật matching khối và lọc 3D, giúp xử lý nhiễu gauss, mang lại kết quả rõ ràng, sắc nét và tự nhiên hơn cho ảnh đầu ra [15]. Với đặc điểm này, BM3D rất hiệu quả trong việc loại bỏ nhiễu tín hiệu vân giao thoa mà không làm mất đi các chi tiết ảnh ban đầu. Các khối ảnh tương tự giúp bảo vệ các cấu trúc ảnh, giữ cho các đặc điểm và độ tương phản của ảnh vân được duy trì.

Trong nghiên cứu này chúng tôi đề xuất phương pháp loại bỏ nhiễu ảnh vân giao thoa bằng thuật toán BM3D. Kết quả của phương pháp sẽ chứng minh tính hiệu quả trong việc loại bỏ nhiễu, nhằm nâng cao độ chính xác phép đo vi cấu trúc ba chiều bề mặt chi tiết quang cơ.

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.

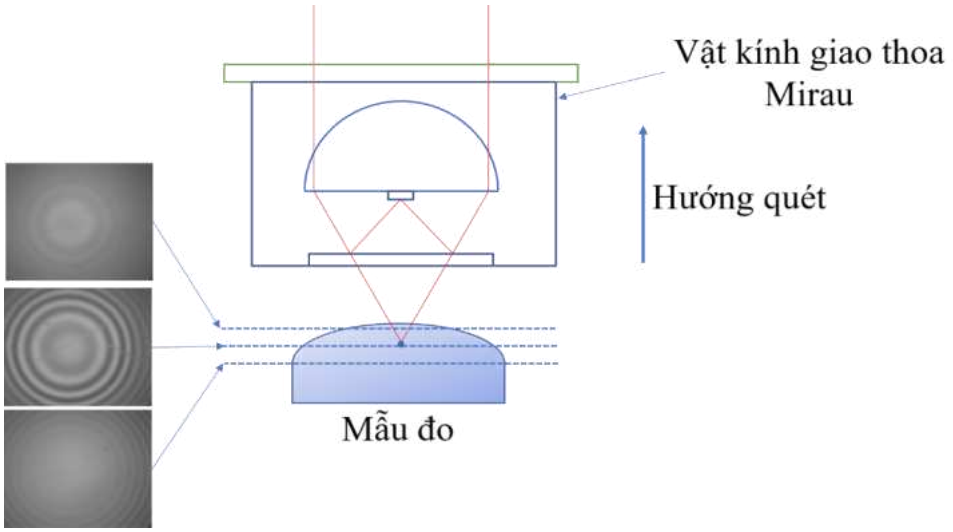
WLI sử dụng nguồn sáng có phổ rộng về mặt không gian, có độ kết hợp thời gian thấp hơn so với nguồn sáng đơn sắc. Độ kết hợp thời gian đặc trưng cho mức độ sóng có thể giao thoa với chính nó tại các điểm khác nhau dọc theo hướng truyền tại các thời điểm khác nhau. Bóng đèn sợi đốt halogen, vonfram là một ví dụ cổ điển về nguồn sáng được sử dụng từ rất lâu, ngày nay chúng được thay thế và phổ biến bằng đèn LED.



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý của phương pháp WLI

Việc thu thập dữ liệu trong WLI liên quan đến chuyển động quét liên tục của vị trí vật kính giao thoa dọc theop hướng trục quang (trục z). Bộ vi dịch chuyển gồm áp điện PZT di

chuyển vật kính giao thoa, đồng bộ với quá trình quét tiêu điểm và OPL, ngoài ra trong một số mô hình khác, bàn gá vật có thể được di chuyển.



Hình 2. Sự xuất hiện của các vân giao thoa trong quá trình quét dọc trục

Quan hệ giữa phân bố cường độ sáng tại mỗi điểm trên Camera và độ cao z được biểu diễn theo công thức [16]:

$$I(z) = I_0 + \beta I_0 \exp\left[-\left(\frac{z - z_0}{l_c}\right)^2\right] \cos\left[\frac{4\pi}{\lambda_0}(z - z_0) + \theta_0\right] \quad (1)$$

Trong đó I_0 là cường độ nền, β là độ tương phản vân, l_c là chiều dài kết hợp của nguồn sáng, z là vị trí quét theo trục z, z_0 là vị trí cực đại ZOPD, θ_0 là độ lệch pha giữa hai chùm sáng (chùm tham chiếu và chùm phản xạ từ mẫu).

λ_0 là bước sóng trung tâm của nguồn sáng, Δλ là độ rộng phổ, $l_c = \frac{{\lambda_0}^2}{\Delta\lambda}$ là chiều dài kết hợp

Công thức (1) có thể được viết thành:

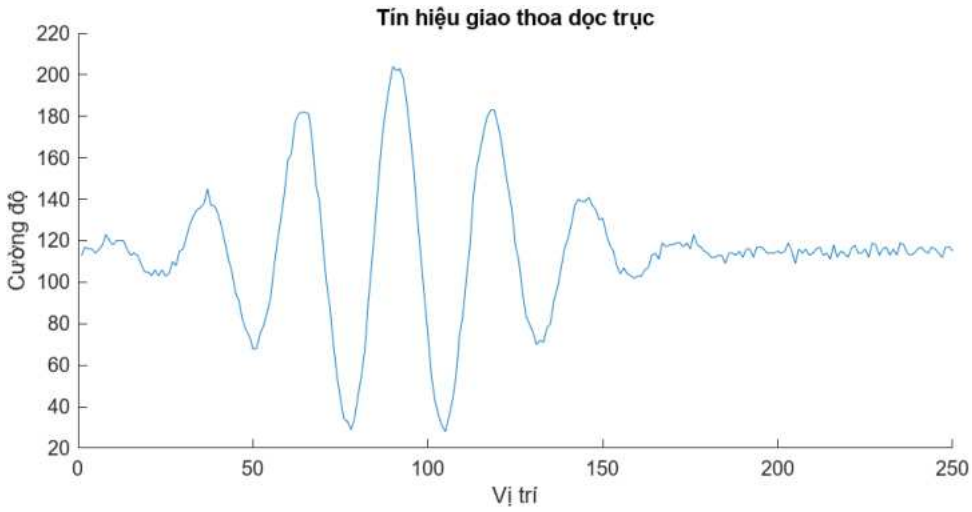
$$I(z) = I_0 \left\{1 + \beta . F(z) . \cos\left[\theta(z)\right]\right\} \quad (2)$$

$$F(z) = \exp\left[-\left(\frac{z - z_0}{l_c}\right)^2\right] \quad (3)$$

$$\theta(z) = \left[\frac{4\pi}{\lambda_0}(z - z_0) + \theta_0\right] \quad (4)$$

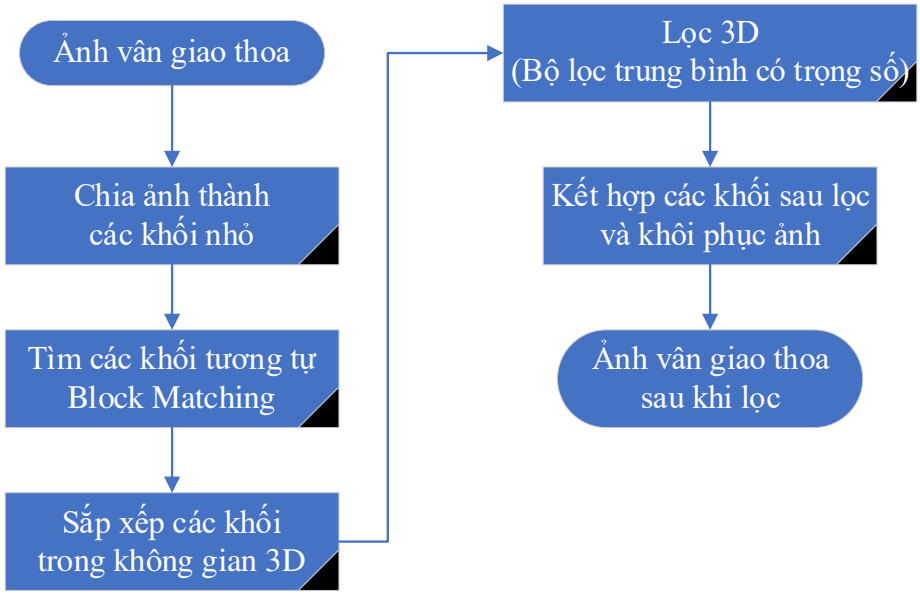
F(z) là hàm đường bao tín hiệu.

Trên Hình 3 là mối quan hệ giữa cường độ sáng và vị trí quét của một điểm trên mẫu thu được. Phân tích tín hiệu này bằng các phương pháp khác nhau để tìm ra vị trí đỉnh của tín hiệu (ZOPD) sẽ cho ra thông tin chiều cao thực của điểm. Vị trí này quyết định đến độ chính xác của chiều cao điểm và phụ thuộc vào nhiễu và phương pháp được sử dụng để tìm ra thông tin điểm ZOPD.



Hình 3. Tín hiệu giao thoa tại một điểm.

Hình 4 là sơ đồ khối quá trình lọc nhiễu ảnh vân giao thoa bằng thuật toán BM3D. Ảnh vân giao thoa được chia thành các khối nhỏ với kích thước cố định. Mỗi khối là một phần nhỏ của ảnh được xử lý độc lập. Quá trình này giúp giảm độ phức tạp của việc xử lý ảnh lớn bằng cách làm việc với các phần tử nhỏ hơn; Với mỗi khối nhỏ đã chia, thuật toán tìm kiếm các khối tương tự trong vùng lân cận. Các khối này sẽ có các đặc điểm giống nhau (màu sắc, cấu trúc, v.v.) và có thể giúp giảm nhiễu hiệu quả khi được xử lý đồng thời. Việc tìm kiếm các khối tương tự thường dựa trên một số tiêu chí đo lường sự tương đồng, ví dụ như độ lệch chuẩn hoặc sự tương quan; Các khối tương tự tìm được từ bước trước được xếp thành một khối 3D. Các khối này sẽ được xử lý đồng thời để lọc nhiễu, với mục đích giảm nhiễu một cách tổng thể mà không làm mất đi thông tin chi tiết. Quá trình này tạo ra một không gian 3D, trong đó mỗi khối là một "slice" của không gian này; Các khối trong không gian 3D được lọc để loại bỏ nhiễu. Bộ lọc 3D (thường là bộ lọc trung bình có trọng số) được áp dụng để giảm nhiễu trong các khối, đồng thời giữ lại các đặc điểm quan trọng của ảnh. Quá trình lọc này giúp duy trì các đặc trưng và cấu trúc của ảnh, tránh làm mờ các chi tiết; Sau khi các khối đã được lọc, thuật toán tiến hành kết hợp chúng lại để tái tạo bức ảnh đã được xử lý. Các khối lọc này sẽ được ghép lại với nhau một cách chính xác để đảm bảo kết quả đồng nhất và tự nhiên; Kết quả cuối cùng là ảnh đã được lọc, với nhiễu được giảm thiểu nhưng các chi tiết ảnh vẫn được giữ nguyên hoặc phục hồi. Ảnh đầu ra sẽ ít nhiễu hơn và có chất lượng cao hơn so với ảnh đầu vào ban đầu.



Hình 4. Sơ đồ khối các bước của thuật toán BM3D.

Các bước xử lý tín hiệu theo phương pháp đề xuất bao gồm:

Bước 1: Lấy tín hiệu giao thoa từ cảm biến ảnh CCD

Bước 2: Sử dụng thuật toán BM3D để lọc nhiễu từ từng ảnh vân giao thoa

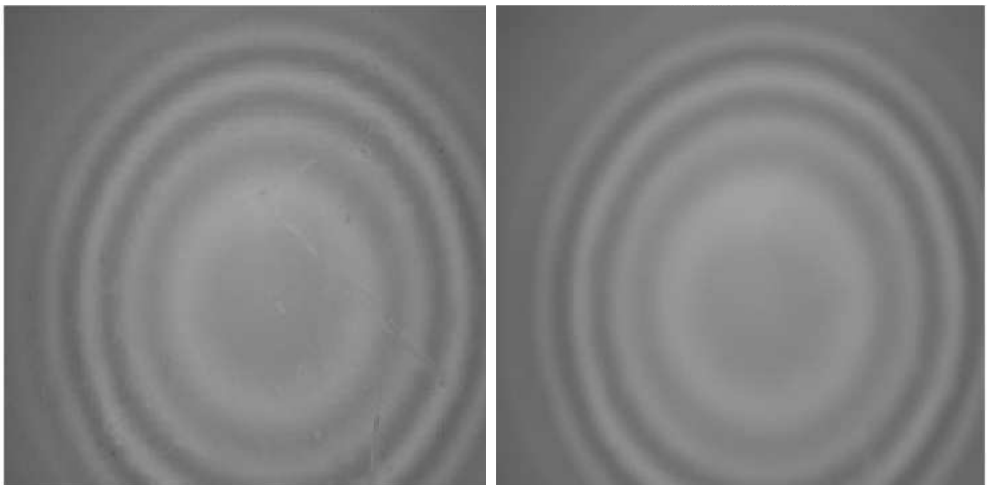
Bước 3: Chuyển đổi tín hiệu chuỗi ảnh vân giao thoa sang tín hiệu giao thoa dọc trục.

Bước 4: Sử dụng thuật toán để tìm ra thông tin chiều cao chính xác.

3. Kết quả mô phỏng

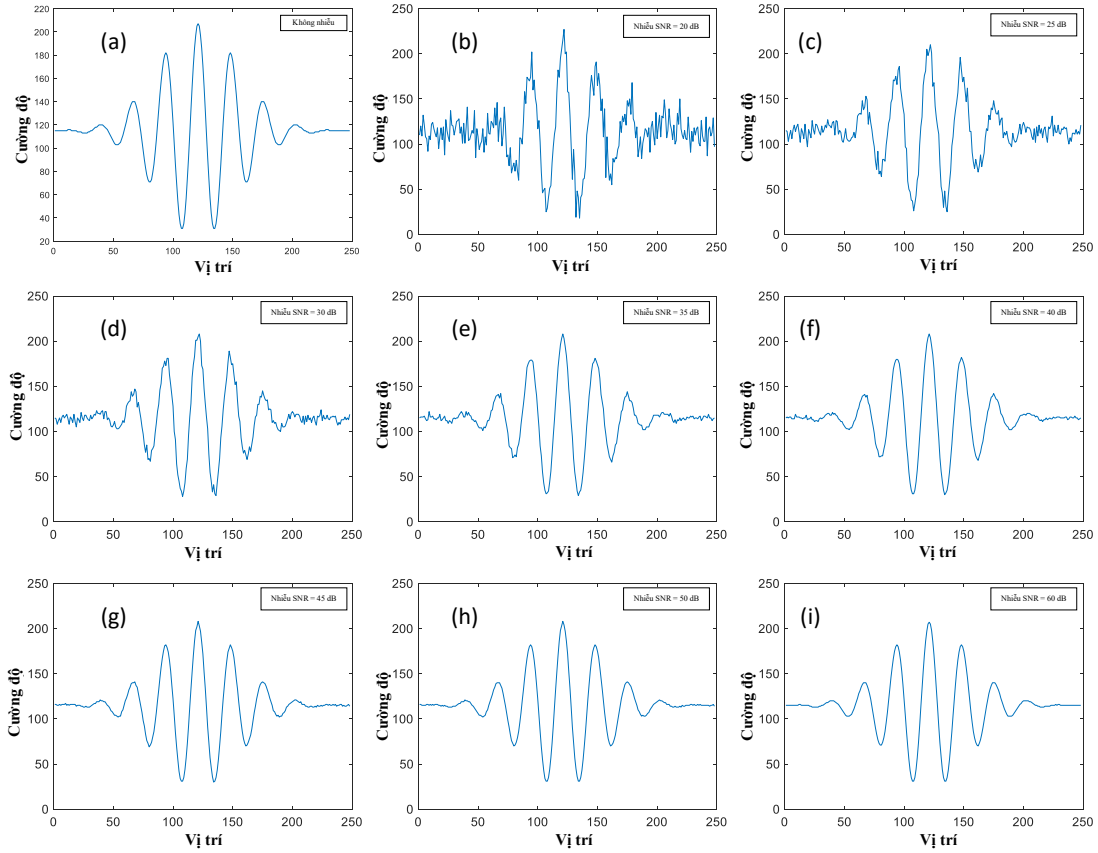
Hệ thống mô phỏng sử dụng vật kính hiển vi có độ phóng đại 20X, kích thước điểm ảnh là 3450 nm. Tín hiệu phân bố cường độ được thiết lập dưới dạng biểu thức (4). Trong đó $\lambda 0$ = 550 nm, Độ rộng quang phổ là 100 nm, cường độ nền I_0 là 120, độ tương phản vân là 0.75, bước quét là 10 nm. Nhiễu được 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 (Signal to Noise Ratio tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu) được đo bằng đơn vị dB.

Hình 5 là kết quả hình ảnh vân giao thoa sau khi sử dụng thuật toán lọc nhiễu, hình ảnh thu được cho thấy nhiễu đã được loại bỏ khỏi ảnh giao thoa. Thuật toán lọc nhiễu BM3D với nhiều thông số điều chỉnh được có thể mang lại hiệu quả khử nhiễu tốt và cho ra tín hiệu giao thoa dọc trục chuẩn và ít nhiễu hơn, làm tiền đề cho việc xác định thông tin chiều cao của điểm cần đo. Việc lựa chọn bộ tham số phù hợp của thuật toán để cho ra kết quả tốt nhất của tín hiệu giao thoa dọc trục được xác định qua các bộ tín hiệu mô phỏng.



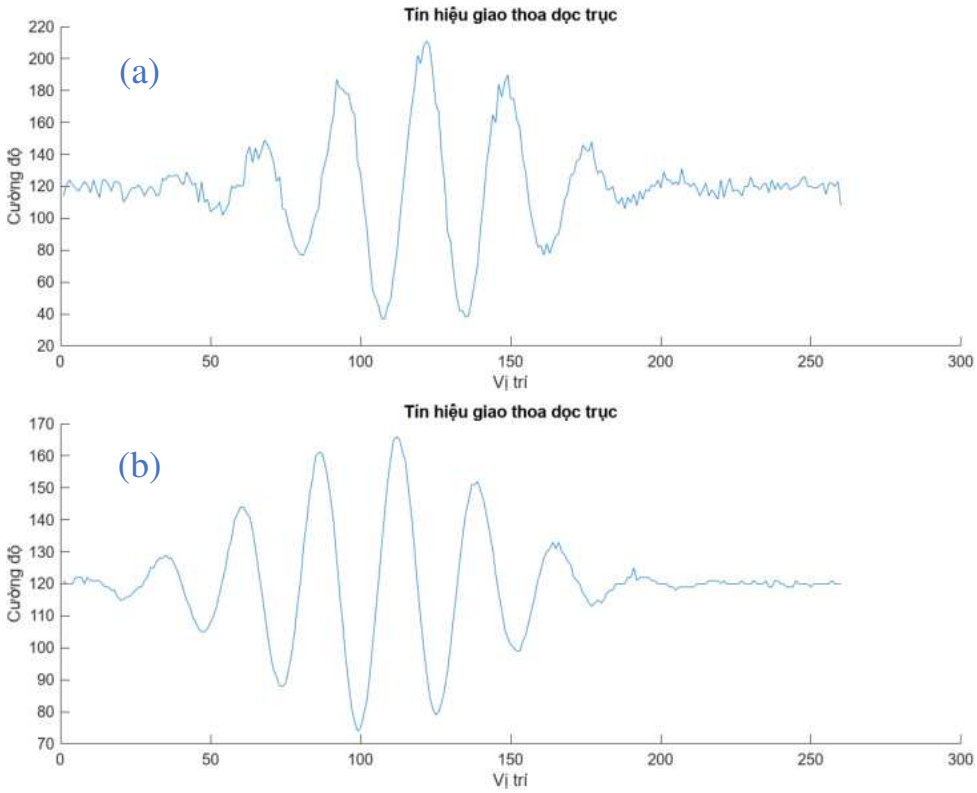
(a) **(b)**

Hình 5. Kết quả vân giao thoa thu được trước và sau khi sử dụng thuật toán đề xuất. (a) Vân giao thoa ban đầu; (b) Vân giao thoa sau khi sử dụng BM3D



Hình 6. Tín hiệu giao thoa dọc trục thu được khi chưa sử dụng thuật toán đề xuất.

Trên hình 6 là tín hiệu giao thoa dọc trục thu được trên mỗi điểm ảnh khi đọc một loạt các ảnh quét dọc trục tương ứng với các mức nhiễu khác nhau từ cao đến thấp tương ứng; (a) tín hiệu với mức nhiễu 0, đây là tín hiệu được xem là chuẩn và lý tưởng trong điều kiện tất cả các loại nhiễu bên ngoài được xem như bằng 0, mục tiêu của các thuật toán đề xuất là đưa tín hiệu giao thoa dọc trục về dạng nhiễu 0 này; (b) (c) (d) (e) (f) (g) (h) (i) là tín hiệu giao thoa dọc trục tương ứng với các mức nhiễu SNR = 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 60 dB.



Hình 7. Tín hiệu giao thoa dọc trục thu được trước và sau khi sử dụng thuật toán lọc. Trong đó, (a) chưa sử dụng thuật toán lọc, (b) sau khi sử dụng thuật toán BM3D

Sử dụng thuật toán đề xuất cho kết quả tín hiệu giao thoa dọc trục được loại bỏ nhiễu và ổn định hơn so với ban đầu (trên hình 7). Nhiễu trong tín hiệu đã được lọc, kết quả là tín hiệu mượt và bằng phẳng hơn góp phần nâng cao độ chính xác, thời gian xử lý của phép đo trong giao thoa ánh sáng trắng. Từ kết quả tín hiệu thu được, bằng việc xử dụng các thuật toán phù hợp như biến đổi Fourier, phân tích miền tần số, dịch pha, hoặc phương pháp đường bao để tìm ra vị trí có độ lệch quang trình bằng 0 (ZOPD) qua đó trích xuất ra thông tin độ cao của điểm, tập hợp các độ cao điểm đó sẽ cho ra biên dạng ba chiều bề mặ chi tiết.

4. Kết luận

Trong bài báo này nhóm tác giả đề xuất một phương pháp sử dụng thuật toán BM3D để khử nhiễu cho hình ảnh vân giao thoa từ đó nâng cao chất lượng tín hiệu giao thoa dọc trục, làm tiền đề cho việc xác định thông tin độ cao của điểm đo. Kết quả bước đầu cho thấy hình ảnh vân giao thoa cũng như tín hiệu giao thoa dọc trục sau khi sử dụng thuật toán đề xuất có chất lượng tốt hơn, loại bỏ được nhiễu so với ban đầu. Kết quả được thể hiện trên hình 5 và hình 7 làm tiền đề cho việc đo toàn bộ biên dạng bề mặt ba chiều các chi tiết quang cơ sẽ được trình bày trong những nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

[1] P. J. Caber, "Interferometric profiler for rough surfaces," *Applied Optics,* vol. 32, no. 19, pp. 3438-3441, 1993/07/01 1993. https://doi.org/10.1364/AO.32.003438

[2] P. De Groot and J. Biegen, "Interference microscope objectives for wide-field areal surface topography measurements," *Optical Engineering,* vol. 55, p. 074110, 07/22 2016. https://doi.org/10.1117/1.OE.55.7.074110

[3] M. F. Fay, X. C. de Lega, and P. de Groot, "Measuring High-Slope and Super-Smooth Optics with High-Dynamic-Range Coherence Scanning Interferometry," in *Classical Optics 2014*, Kohala Coast, Hawaii, 2014, p. OW1B.3: Optica Publishing Group. https://doi.org/10.1364/OFT.2014.OW1B.3

[4] W. Gao *et al.*, "On-machine and in-process surface metrology for precision manufacturing," *Cirp Annals,* vol. 68, no. 2, pp. 843-866, 2019. https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.005

[5] G. Gianto, F. Salzenstein, and P. Montgomery, "Comparison of envelope detection techniques in coherence scanning interferometry," *Applied optics,* vol. 55, no. 24, pp. 6763-6774, 2016. https://doi.org/10.1364/AO.55.006763

[6] S. Ma, C. Quan, R. Zhu, C. J. Tay, L. Chen, and Z. Gao, "Micro-profile measurement based on windowed Fourier transform in white-light scanning interferometry," *Optics Communications,* vol. 284, no. 10, pp. 2488-2493, 2011/05/15/ 2011. https://doi.org/10.1016/j.optcom.2011.01.041

[7] N. D. Thong, L. H. Hai, V. T. Phong, and L. V. Nhu, "Window Wavelet Transform Method to Improve the Accuracy Measurement in White Light Interference," Singapore, 2024, pp. 445-451: Springer Nature Singapore. https://doi.org/10.1007/978-981-97-5504-2_53

[8] W. Chen, Y. Xiong, J. Chen, and S. Chen, "Accurate white light phase-shifting interferometry under PZT scanning error," *Optics and Lasers in Engineering,* vol. 169, p. 107728, 2023/10/01/ 2023. https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2023.107728

[9] D. T. Nguyen, H. H. Le, K. T. Le, and L. K. Tran, "Reconstruction of the surface profile of optical-mechanical structure with white light interference by deep learning u-net model," *Journal of Science Technique-Section on Physics Chemical Engineering,* vol. 2, no. 02, 2024. https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v2.n02.851.pce

[10] Z. Dong and Z. Chen, "Advanced Fourier transform analysis method for phase retrieval from a single-shot spatial carrier fringe pattern," *Optics and Lasers in Engineering,* vol. 107, pp. 149-160, 2018/08/01/ 2018. https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.03.033

[11] J. Huang, W. Chen, and X. Su, "Application of two-dimensional wavelet transform in the modulation measurement profilometry," *Optical Engineering,* vol. 56, p. 034105, 03/11 2017. https://doi.org/10.1117/1.OE.56.3.034105

[12] C. Ai and E. L. Novak, "Centroid approach for estimating modulation peak in broad-bandwidth interferometry," ed: Google Patents, 1997.

[13] Z. Xu and Z. Chen, "Enhancing measurement precision through noise analysis and fringe optimization in white light interferometry," *Measurement Science and Technology,* vol. 35, no. 2, p. 025031, 2023/11/23 2024. https://doi.org/10.1088/1361-6501/ad0de7

[14] Y. Reibel, M. Jung, M. Bouhifd, B. Cunin, and C. Draman, "CCD or CMOS camera noise characterisation," *The European Physical Journal-Applied Physics,* vol. 21, no. 1, pp. 75-80, 2003. https://doi.org/10.1051/epjap:2002103

[15] M. Lebrun, "An analysis and implementation of the BM3D image denoising method," *Image Processing On Line,* vol. 2, pp. 175-213, 2012. https://doi.org/10.5201/ipol.2012.l-bm3d

[16] L. Ma, J. Jia, X. Pei, F.-m. Sun, H. Zhou, and J.-q. Li, "A robust surface recover algorithm based on random phase noise correction for white light interferometry," *Optics and Lasers in Engineering,* vol. 128, p. 106016, 2020/05/01/ 2020. https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2020.106016

The application of block-matching algorithms and three-dimensional BM3D filtering in the processing of white light interference signals

Abstract: *The study presents a method to enhance the quality of interference signals in white light interference by applying the Block Matching and 3D Filtering (BM3D) algorithm. The white light interference method is an important technique in optical measurements, enabling the collection of information and the accurate reconstruction of the three-dimensional profile of optical-mechanical surfaces. However, one of the greatest challenges in this method is reducing noise in the interference signal, which can significantly impact the accuracy of measurements. The study proposes the use of the BM3D algorithm, renowned for its strong denoising capability while preserving image details. This algorithm searches for similar blocks in the interference signal, constructing 3D blocks to apply effective filtering methods. Experimental results show that applying the BM3D algorithm significantly improved signal quality, reduced noise, and enhanced the accuracy of microstructural measurements.*

Keywords: White light interference; Fringe analysis; Metrology.

❑

Nghiên cứu ảnh hưởng của dao động nòng súng đến độ chính xác bắn

Lê Đình Thực[1,*], Lại Thanh Tuấn[2]

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

[2]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: ledinhthuc0902@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo này nghiên cứu ảnh hưởng của dao động nòng súng lên độ chính xác súng khi bắn. So sánh kết quả tính toán bằng giải tích và mô phỏng, tính toán cụ thể tần số dao động riêng của nòng súng khi dao động ngang, xác định góc nảy của súng khi bắn bằng phần mềm ANSYS Workbench trên cơ sở sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn. Các kết quả tính toán tần số dao động riêng, chuyển vị đầu nòng có kể đến ảnh hưởng của kết cấu và áp suất khí thuốc. Kết quả nghiên cứu có thể giúp tối ưu hóa thiết kế nòng súng và cải thiện vật liệu để giảm thiểu dao động, từ đó tăng độ chính xác và hiệu suất khi bắn.

Từ khoá: *độ chính xác bắn; dao động; tần số dao động riêng; chuyển vị đầu nòng.*

1. Đặt vấn đề

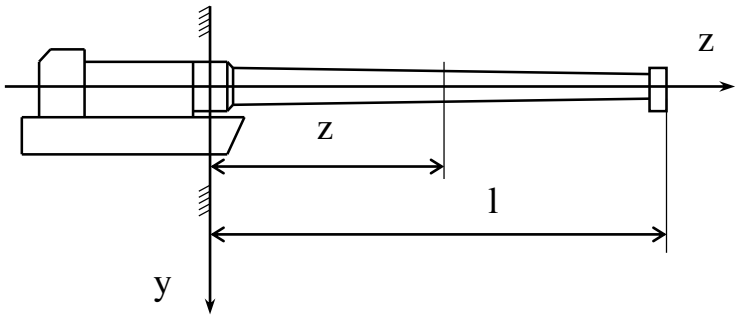
Nòng súng là một trong những bộ phận quan trọng nhất của vũ khí, nó có ảnh hưởng lớn đến độ chính xác bắn. Độ chính xác của súng phụ thuộc vào nhiều yếu tố kỹ thuật và môi trường, trong đó dao động của nòng súng là một trong những yếu tố chính ảnh hưởng trực tiếp đến kết quả bắn. Bài toán về dao động nòng súng khi bắn đã được nhiều tác giả quan tâm, nghiên cứu [1-4]. Tuy nhiên các nghiên cứu thường tập trung vào phương pháp giải tích.

Để giải bài toán về dao động nòng súng bằng phương pháp giải tích rất khó khăn và phức tạp. Hệ dao động của nòng súng là một hệ nhiều bậc tự do với các dạng dao động kết hợp: Dao động hướng kính, dao động ngang, dao động xoắn. Các dao động này xảy ra đồng thời, tạo ra các hệ phương trình vi phân phức tạp. Hệ phương trình vi phân có chứa các hệ số biến đổi theo thời gian hoặc không gian, điều kiện cố định phức tạp. Để giải được các phương trình đòi hỏi kiến thức sâu về phương pháp biến phân, chuỗi Fourier, hàm đặc trưng. Tính toán tần số riêng và dạng dao động riêng đòi hỏi giải các hệ phương trình ma trận trong không gian nhiều chiều.

Chính vì vậy, ta sử dụng các phương pháp khác thay thế phương pháp giải tích như phương pháp phần tử hữu hạn (Mô đun phân tích dao động Modal tích hợp trong phần mềm Ansys) giúp mô phỏng tương đối chính xác các ứng xử của đối tượng nghiên cứu mà không cần giải tích. Phần mềm Ansys có nhiều thế mạnh; sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn để mô phỏng kết cấu phức tạp, độ chính xác cao; hỗ trợ các bài toán phi tuyến. Sử dụng mô đun Modal Analysis để tính toán tần số riêng và dạng dao động riêng.

Trong bài báo này, sử dụng phần mềm Ansys, tác giả chỉ tính toán cụ thể đến dao động ngang của nòng, xác định góc bay ra của viên đạn sau khi bắn. Từ đó khẳng định ảnh hưởng góc bay ra của viên đạn đối với độ chính xác bắn.

2. Cơ sở lý thuyết tính toán dao động ngang



Hình 1. Sơ đồ tính toán dao động ngang của nòng

Phương trình vi phân tổng quát mô tả dao động ngang của nòng:

$$\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left(EI\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}\right)+m(z)\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}+r(z,t)=q(z,t) \quad (1)$$

Khi xét dao động riêng ta có phương trình (q(z,t) = 0):

$$\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left(EI\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}\right)+m(z)\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}+r(z,t)=0 \quad (2)$$

Nghiệm tổng quát của phương trình mô tả dao động riêng của nòng có dạng (khi không kể đến lực cản r(z,t)) theo [4]:

$$y(z,t)=\sum_{i=1}^{\infty} y_i(z).F_i(t) \quad (3)$$

$$\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left[EI(z)\sum_{i=1}^{\infty} y''_r(r).F_i(t)\right]+m(z)\sum_{i=1}^{\infty} y_r(z).\ddot{F}_i(t)=0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left[EI(z)y''_r(z).F_i(t)\right]+m(z).y(z).\ddot{F}_i(t)=0 \quad (5)$$

3. Mô hình tính toán

Các giả thiết được sử dụng để xây dựng mô hình tính toán:

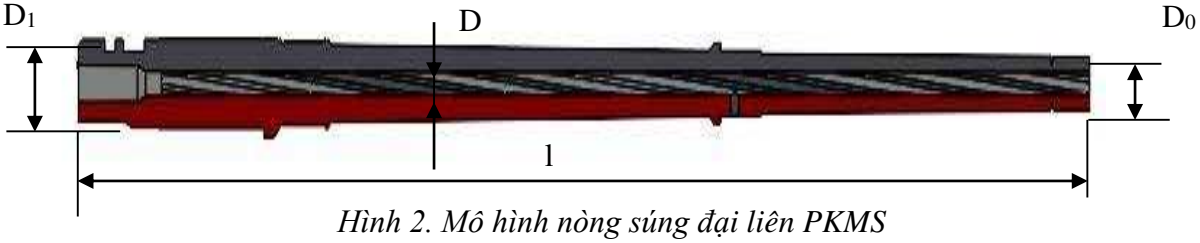
- Nòng pháo là một ống hình trụ dày, ngàm cứng một đầu, không tính đến dòng nhiệt chảy bao.

- Nòng chỉ chịu tác dụng của áp suất khí thuốc khi bắn. Các điều kiện ngoại lực khác là lý tưởng.

- Không tồn tại các dòng hoặc nguồn nhiệt bên trong vật liệu thành nòng.

- Bỏ qua biến dạng nhiệt, sự thay đổi chiều dày nòng bên trong vật liệu làm nòng.

Với giả thiết nêu trên, mô hình nòng súng đại liên PKMS được xây dựng là mô hình 2D một phần tư của một mặt cắt nòng bất kỳ. Mô hình được thể hiện ở hình 2.



Hình 2. Mô hình nòng súng đại liên PKMS

Bảng 1. Thông số nòng súng đại liên PKMS

TT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị
1	Chiều dài nòng súng (m)	l	0,56588
2	Đường kính ngoài nòng súng tại vị trí ngàm (m)	D_l	0,0298
3	Đường kính ngoài tại vị trí miệng nòng (m)	D_o	0,0178
4	Đường kính trong lòng nòng (m)	D	0,00762
5	Số rãnh xoắn		04
6	Bước xoắn (m)		0,240
7	Khối lượng nòng súng (kg)	m	2,4 đến 2,8

4. Tính toán mô phỏng

4.1. Tính toán thuật phóng trong

Để giải được bài toán TPT của súng đại liên 7,62mm PKMS bằng phương pháp tích phân số ta đưa hệ phương trình TPT về hệ phương trình vi phân cấp 1 có tính đến quá trình trích khí. Hệ phương trình vi phân bao gồm các phương trình [6]:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \xi_1\xi_3 \dfrac{p.S}{\varphi.q} \\ \dfrac{dl}{dt} = \xi_1\xi_3.v \\ \dfrac{dz}{dt} = \xi_2 \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\omega_k}{dt} = \xi_2\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{p}{I_k} - G_{bi}.\xi_4 - \left(1-\xi_3\right)G_d \\ \dfrac{dW}{dt} = \xi_2 \dfrac{1-\alpha\delta}{\delta}\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{P}{I_k} + Sv\xi_3 \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{W}\left[\xi_2.f.\chi.\omega\left(1+2\lambda z\right)\dfrac{p}{I_k} - k_t.p - k_p.\dfrac{dW}{dt} - k_p.\left(1-\xi_3\right)G_d - k_p.G_{bi}.\xi_4\right] \end{cases} \quad (6)$$

Trong đó: *v*- Vận tốc đầu đạn $[m^2/kG]$; p - Áp suất khí thuốc $[kG/m^2]$; S- Diện tích ngang lòng nòng $[m^2]$; φ - Hệ số tăng nặng đầu đạn; α- Cộng tích khí thuốc $[m^3/kG]$; δ - Mật độ nhồi của thuốc phóng $[kG/m^3]$; *f* - Lực thuốc phóng $[kG.m/kcal]$; k - Chỉ số đa biến; W - Thể tích không gian sau đáy đạn: $W = W_o + S.l$ $[m^3]$; W_o - Thể tích ban đầu buồng đạn $[m^3]$; q - Trọng lượng đầu đạn $[kg]$; ω- Trọng lượng thuốc phóng $[kG]$; ω_k -Trọng lượng khí thuốc (lượng tạo khí) [kG]; I_k - Xung lượng áp suất khí thuốc $[kG.s/m^2]$; 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 $k_t = \dfrac{(k-1)Av_T\sigma_T\left(F_k+\pi.d.l\right)}{R}$; A- Tương đương cơ nhiệt [kG.m/k.cal]; F_k - Diện tích bề mặt ban đầu của buồng đạn $[m^2]$; d- Cỡ nòng $[m]$; l - Quãng đường chuyển động của

đạn trong nòng [m]; R- Hằng số khí [kG.m/(kG.độ)]; σ_T - Hệ số truyền nhiệt không đổi [kcal/m/(kG.độ.s)]; v_T - Độ chênh lệch nhiệt độ tương đối giữa nhiệt độ thành nòng và nhiệt độ khí thuốc: $v_T = 1 - \frac{T_{tb}}{T_o}$; T_{tb} - Nhiệt độ bề mặt trong nòng [K°]; T_o - Nhiệt độ khí thuốc: $T_0 = \frac{p.W}{\omega.R}$ [K°]; k_p - Hàm xác định tổn thất do thoát khí vào thiết bị trích khí: $k_p = \frac{k.p.W}{\omega}$

Các biến điều khiển ξ được lấy theo bảng sau:

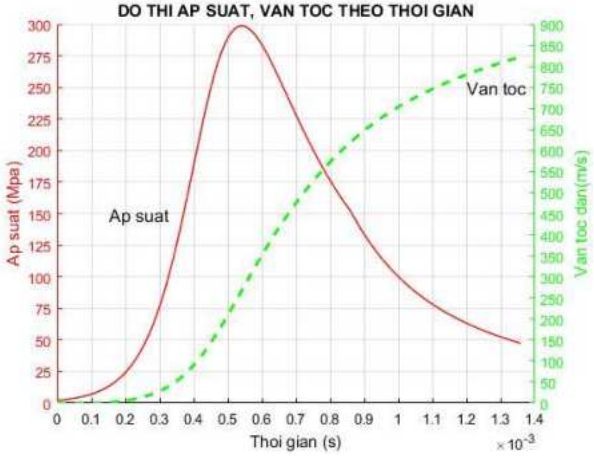
ξ	ξ_1		ξ_2		ξ_3		ξ_4	
Giá trị	1	0	1	0	1	0	1	0
Điều kiện	$p > p_c$	$p < p_c$	$z < 1$	$z \geq 1$	$l < l_d$	$l \geq l_d$	$l \geq l_\phi$	$l < l_\phi$

Trong đó: p_c - Áp suất cắt đai đạn [kG / m^2]; l_d - Chiều dài nòng kể từ phần có rãnh xoắn đến đầu nòng [m]; l_ϕ - Chiều dài nòng kể từ phần có rãnh xoắn đến vị trí lỗ trích khí [m]; G_{bi} - Lưu lượng khí chảy vào buồng khí [kG / s]; G_d - Lưu lượng khí phụt qua miệng nòng [kG / s]

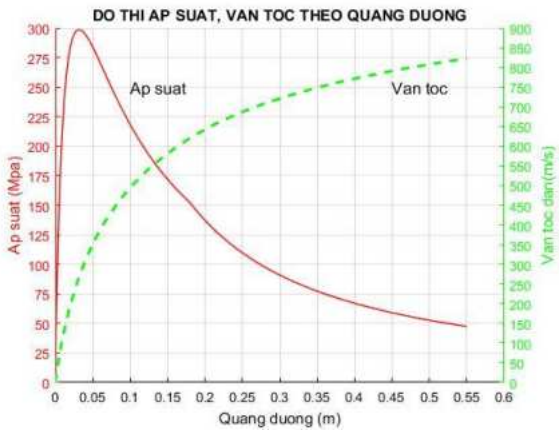
; $G_{bi} = \mu_\phi . S_{\phi i} . \sqrt{\frac{p\omega_c}{w} . \left[\xi_4 A_1 + (1-\xi_4) A_2 A_2(\beta)\right]}$; $G_d = \mu . S \sqrt{\frac{p\omega_c}{w} \left[\xi_d A_1 + (1-\xi_d) A_2 A_2(\beta)\right]}$

Kết quả bài toán thuật phóng trong ta nhận được đồ thị áp suất khí thuốc trong lòng nòng và vận tốc chuyển động của đầu đạn theo thời gian (hình 3) và theo quãng đường (hình 4).

TT	p (Mpa)	v (m/s)	t(s)	l_n (m)
1	$p_{max} = 298,7$	v = 266,2	0,00054	0,03132
2	$p_d = 47,21$	$v_d = 822,57$	0,001359	0,55



Hình 3. Đồ thị áp suất, vận tốc theo thời gian



Hình 4. Đồ thị áp suất, vận tốc theo quãng đường

4.2. Giải bài toán dao động

a) Tính toán dao động riêng bằng phương pháp giải tích

Đối với dao động ngang tự do của nòng có tiết diện thay đổi, phương trình dao động ngang tự do của nòng trong trường hợp này có dạng:

$$m_z \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}\left(EI_z \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} \right) = 0 \quad (7)$$

Trong đó: m_z : Khối lượng phân bố; E: mô đun đàn hồi; I_z : mô men quán tính

Tần số thứ nhất của dao động ngang tự do của nòng:

$$T_1 = (0,6939\sqrt{R_1^2 + r_1^2} - 0,4141\sqrt{R_0^2 + r_1^2})\frac{2\pi C_z}{l^2} \quad (8)$$

Tần số thứ hai của dao động ngang tự do của nòng:

$$T_2 = \left(1,6828\sqrt{R_1^2 + r_1^2} + 0,0707\sqrt{R_0^2 + r_1^2}\right)\frac{2\pi C_z}{l^2} \quad (9)$$

R_1 - Bán kính ngoài nòng tại vị trí ngàm; r_1 - Bán kính trong nòng; R_o - Bán kính ngoài nòng tại vị trí miệng nòng; l - Chiều dài phần côngxôn nòng; C_z - Tốc độ lan truyền dao động ngang; $C_z = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = 5053,98$.

Với các tham số của súng đại liên PKMS (thông số cơ bản theo bảng 1) và theo [5], sử dụng phần mềm tính toán Maple, ta nhận được các chu kỳ dao động riêng và tần số dao động riêng của nòng như sau:

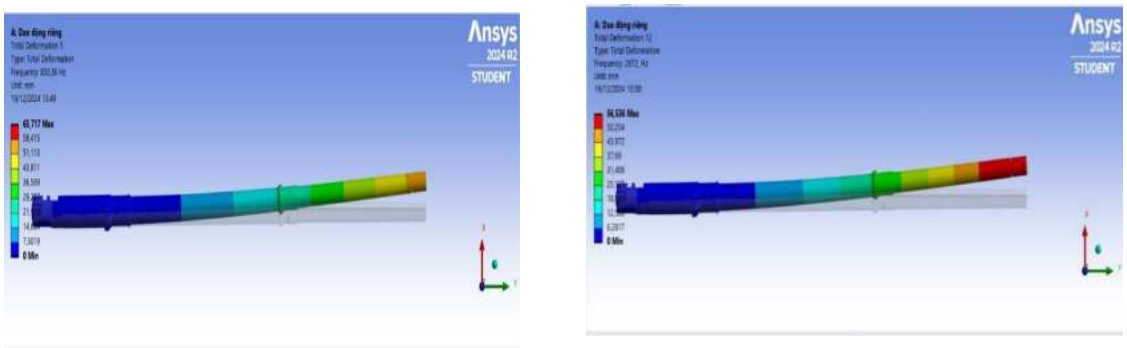
$T_1 = 664\,\text{Hz};\ T_2 = 2642\,\text{Hz}.$

b) Tính toán dao động riêng bằng phương pháp mô phỏng

Để xác định tần số dao động riêng, tác giả sử dụng phần mềm ANSYS Workbench với mô đun Modal. Kết quả mô phỏng tần số dao động riêng trên toàn bộ chiều dài nòng súng thể hiện trên hình 5. Từ kết quả mô phỏng ta nhận được:

Tần số dao động riêng thứ nhất: $T_1 = 850,36\,\text{Hz}$.

Tần số dao động riêng thứ hai: $T_2 = 2672\,\text{Hz}$.

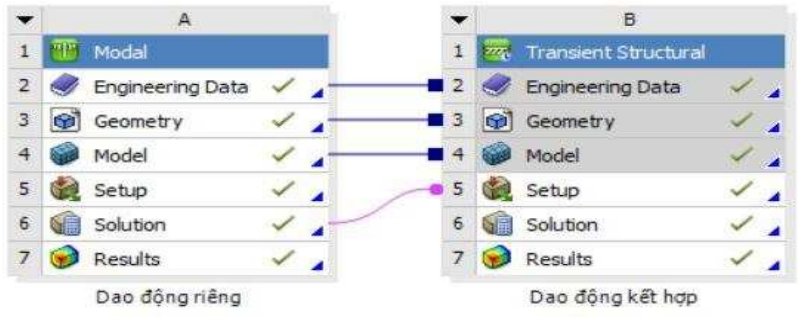


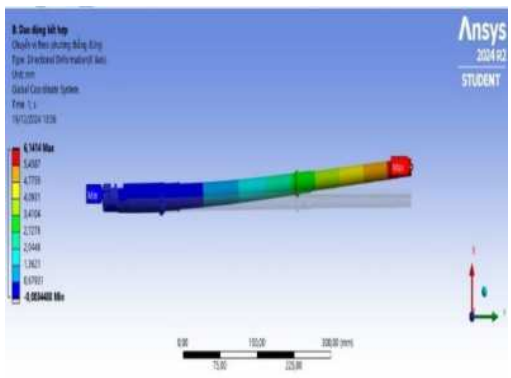
Hình 5. Tần số dao động riêng

c) Tính toán dao động riêng kết hợp

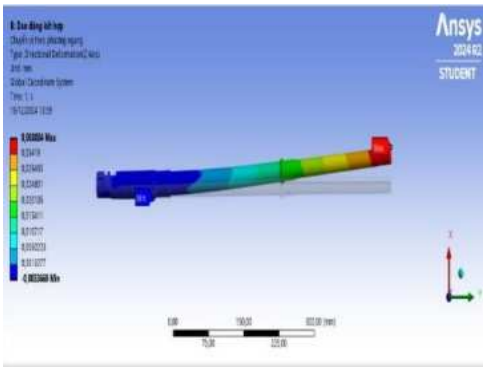
Sử dụng phần mềm ANSYS Workbench với hai mô đun kết hợp là Modal và Transient Structural, tác giả tiến hành tính toán mô phỏng khi bắn viên đạn chuyển động trong nòng với thời gian chuyển động là từ 0 s đến $1,4\times 10^{-3}$ s.

a





b



c

Hình 6. Chuyển vị tại vị trí đầu nòng súng

Hình 6,a là sơ đồ thiết lập mô hình mô phỏng cho bài toán dao động kết hợp. Hình 6,b thể hiện kết quả tính toán là chuyển vị lớn nhất tại vị trí đầu nòng theo phương thẳng đứng: 6,1414 mm. Hình 6,c thể hiện kết quả mô phỏng ta nhận được chuyển vị lớn nhất tại vị trí đầu nòng theo phương ngang là 0,038 mm.

Từ kết quả trên ta xác định được góc nảy khi bắn:

- Góc nảy theo phương ngang: $1{,}17 \times 10^{-6}$ rad.

- Góc nảy theo phương thẳng đứng: 0,00018 rad.

Đây sẽ là các thông số đầu vào để đánh giá độ chính xác của súng khi bắn khi thực hiện giải bài toán thuật phóng ngoài.

d) Đánh giá kết quả

Qua các kết quả khảo sát và tính toán tần số dao động, góc nảy đầu nòng trong trường hợp dao động ngang của nòng súng PKMS, ta rút ra một số nhận xét sau:

- Tần số dao động riêng phụ thuộc kết cấu, vật liệu, các thông số vật lý đặc trưng của nòng súng.

- Tính toán tần số dao động riêng của nòng súng PKMS bằng phương pháp giải tích và mô phỏng cho kết quả không sai khác nhau nhiều.

- Khi bắn, chuyển vị nòng súng chủ yếu dao động theo phương thẳng đứng. Đối với phương ngang không ảnh hưởng nhiều. Chuyển vị lớn nhất tại vị trí đầu nòng súng, có giá trị 6,1414 mm so với phương thẳng đứng, góc nảy tương ứng: 0,00018 rad.

5. Kết luận

Dưới tác dụng của áp suất khí thuốc trong quá trình phát bắn xảy ra nòng bị dao động, đến góc nảy của đầu nòng súng, từ đó ảnh hưởng đến độ chính xác bắn và uy lực, độ bền của vũ khí. Trong bài báo này, chỉ trình bày dao động ngang của nòng xuất hiện trong khi bắn và ảnh hưởng của chúng. Kết quả nhận được bằng phương pháp giải tích và mô phỏng bằng phần mềm ANSYS Workbench. Kết quả này cùng với việc hoàn thiện chương trình giải chúng, sẽ có một công cụ tốt hơn trong quá trình tính toán thiết kế, khai thác sử dụng vũ khí.

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Duy Phồn (2020), *Phương pháp tính toán dao động nòng súng pháo.*

[2] Nguyễn Hải Minh, Nguyễn Quang Tuấn (2014), *Cơ sở lý thuyết điều khiển hoả lực pháo binh mặt đất.*

[3] Nguyễn Hồng Lanh (1996), *Nghiên cứu dao động của nòng khi bắn,* Học viện KTQS, Luận án tiến sĩ.

[4] Nguyễn Tiến Dũng (2020), *Nghiên cứu dao động của nòng và ảnh hưởng của nó đến độ chính xác bắn,* Học viện KTQS, Luận văn cao học.

[5] Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2010), *Số liệu vũ khí - đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[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.

Study on the effect of barrel vibration on shooting accuracy

Abstract: *This paper studies the influence of barrel vibration on the accuracy of the gun when firing. Comparing the results of calculations by analysis and simulation, specifically calculating the natural frequency of the barrel when oscillating horizontally, determining the angle of the gun when firing using ANSYS Workbench software based on the finite element method. The results of calculating the natural frequency of vibration, the displacement of the muzzle take into account the influence of the structure and the pressure of the gun gas. The research results can help optimize the design of the gun barrel and improve the material to minimize vibration, thereby increasing the accuracy and performance when firing.*

Keywords: shooting accuracy; vibration; natural frequency of vibration; muzzle displacement.

Xây dựng bài toán động lực học của pháo 122mm-2S1

Lê Anh Đức[1,*], Nguyễn Duy Phồn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: anhducvukhi1@gmail.com; Tel: 0337657263*

Tóm tắt:

Quân đội ta hiện nay có xu hướng tăng tính cơ động nhằm phù hợp với phương án tác chiến hiện đại, vì vậy trong những năm gần đây phương án được đặt ra để tăng tính cơ động về tác chiến cho pháo binh đó là dần dần và từng bước tích hợp một số pháo mặt đất lên các phương tiện cơ động. Bài báo giải quyết bài toán động lực học lựu pháo 122mm-2S1. Kết quả nghiên cứu của bài báo góp phần vào đánh giá độ ổn định của pháo SU-122 lắp trên xe bánh xích.

Từ khóa: *Lựu pháo 122mm-2S1, động lực học, xe bánh xích.*

1. Mở đầu

Hiện nay, với sự phát triển mạnh mẽ của khoa học kỹ thuật quân sự, hàng loạt những vũ khí mới hiện đại ra đời, việc xuất hiện những loại vũ khí mới này đã củng cố cũng như tăng cường sức mạnh quân đội tại các quốc gia đó. Đứng trước xu hướng đó, để hiện đại hóa vũ khí trang bị kỹ thuật, bên cạnh mua sắm những trang bị mới thì việc cải tiến những trang bị hiện có đang là ưu tiên phát triển của quân đội ta nhằm đảm bảo chủ động về vũ khí trang bị, đáp ứng yêu cầu tăng cường sức mạnh chiến đấu cho các lực lượng vũ trang.

Hiện đại hóa quân đội ở cả Hải – Lục – Không quân, với Lục quân là xu hướng tăng tính cơ động nhằm phù hợp với phương án tác chiến hiện đại, vì vậy trong những năm gần đây phương án được được ra để tăng tính cơ động về tác chiến cho pháo binh đó là dần dần và từng bước tích hợp một số pháo mặt đất lên các phương tiện cơ động

Vì vậy, khi tích hợp pháo lên xe thì nghiên cứu phương án lắp pháo lên xe là hết sức quan trọng, sao cho nó vừa đảm bảo tính năng tác chiến của pháo, vừa đảm bảo không gian thao tác thuận tiện cho pháo thủ, vừa đảm bảo việc bố trí đạn, pháo thủ cũng như những thiết bị đi kèm. Nghiên cứu, tìm hiểu về phương án lắp pháo 122mm D30 lên xe bánh xích 2S1 có ý nghĩa hết sức quan trọng, một mặt giúp chúng ta có cái nhìn tổng quan về cách lên phương án, cách xây dựng mô hình, cách tính toán thiết kế làm cơ sở cho việc nghiên cứu, tính toán thiết kế một số loại pháo khác lên xe.

2.Xây dựng bài toán động lực học của pháo 122mm trên xe 2S1

2.1: Giải bài toán thuật phóng trong

Giải bài toán thuật phóng trong là tìm ra quy luật thay đổi của áp suất khí thuốc và tốc độ chuyển động của đạn dưới dạng hàm số của quãng đường đạn chuyển động p(l), v(l) và hàm số của thời gian p(t), v(t). Để làm cơ sở cho việc tính toán chuyển động của khối lùi.

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \xi_2 . \dfrac{S.p.g}{\varphi.q} \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dz}{dt} = \xi_1 . \dfrac{p}{I_k} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \xi_1 . \chi . (1 + 2.\lambda.z) . \dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dW}{dt} = \dfrac{1 - \alpha.\delta}{\delta} . \omega . \chi . (1 + 2.\lambda.z) . \dfrac{dz}{dt} + S . \dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \left[f . \omega . \chi . (1 + 2.\lambda.z) . \dfrac{dz}{dt} - (k - 1) . v . \varphi . q . \dfrac{dv}{dt} - p . \dfrac{dW}{dt} \right] . \dfrac{1}{W} \end{cases} \quad (1)$$

Bảng 1. Thông số đầu vào bài toán toán thuật phóng trong

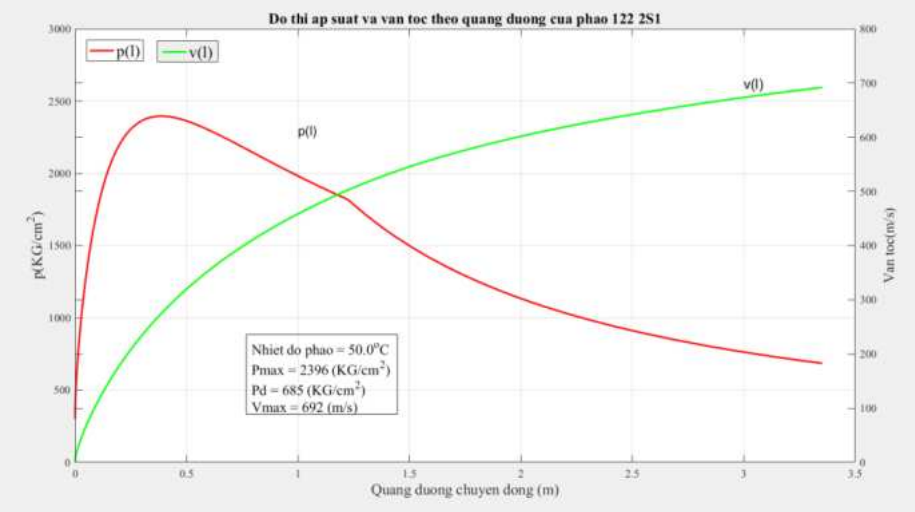
TT	Thông số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Cỡ nòng	d	1,22	dm
2	Thể tích buồng đốt	W_0	6,85	dm^3
3	Chiều dài đạn chuyển động trong nòng	L_d	33,52	dm
4	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng	S	1,204	dm^2
5	Trọng lượng đầu đạn nổ phá	q	21,76	kG
6	Áp suất tống đạn	p_0	30000	kG/dm^2
7	Xung lượng toàn phần của khí thuốc	I_k	984	$kG.s/dm^3$
8	Trọng lượng liều thuốc phóng (liều nguyên)	ω	3,8	kG
9	Hệ số tính công thứ yếu	φ	1,118	
10	Mật độ thuốc phóng	δ	1,6	kG/dm^3
11	Gia tốc trọng trường	g	98,1	dm/s^2
12	Cộng tích khí thuốc	α	1	dm^3/kG
13	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k	1,2	
14	Đặc trưng hình dạng	χ	1,06	
15	Đặc trưng hình dạng	$\chi.\lambda$	-0,06	
16	Lực thuốc phóng	f	950000	kG.dm/kg

Giải hệ phương trình vi phân thuật phóng trong bằng thuật toán Runge-Kuta trên máy tính bằng phần mềm Matlab ta nhận được kết quả của bài toán tại các vị trí đặc biệt và đồ thị áp suất thuật phóng và tốc độ đạn trong nòng theo thời gian và quãng đường như sau:

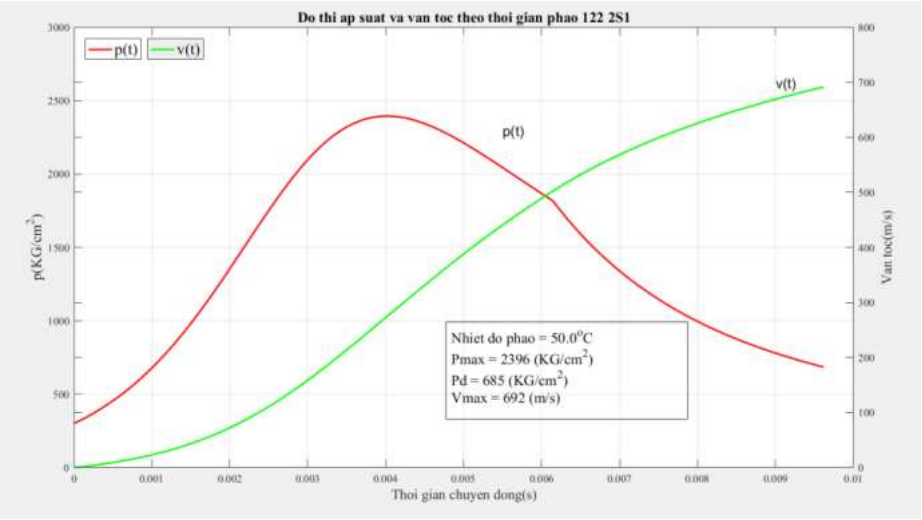
Ta có các kết quả như sau: p_{max}= 2396 (kG/cm^2), v_d= 679,33 (m/s). So giữa kết quả tính toán và thực tế ta có:

$$\eta_p = \frac{p_{\text{maxlt}} - p_{\text{maxtt}}}{p_{\text{maxlt}}} = \frac{2500 - 2396}{2500}.100\% = 4{,}16\%$$

$$\eta_v = \frac{v_{\text{dlt}} - v_{\text{dtt}}}{v_{\text{dlt}}} = \frac{691 - 690}{690}.100\% = 0{,}14\%$$

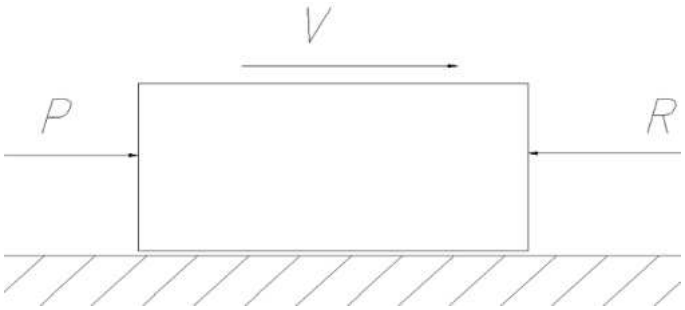


Hình 1. Đồ thị áp suất và vận tốc theo quãng đường chuyển động của đạn



Hình 2. Đồ thị áp suất và vận tốc theo thời gian chuyển động của đạn

2.2.Tính toán động lực học khối lùi



Hình 3. Mô hình chuyển động của khối lùi.

Chuyển động lùi của khối lùi được chia làm ba thời kỳ:

+ Thời kỳ đạn chuyển động trong nòng. Đặc điểm cơ bản của chuyển động lùi thời kỳ này là: lực khí thuốc có chiều ngược với chiều chuyển động của đạn tác dụng lên khối lùi, làm cho khối lùi lùi.

+ Thời kỳ thứ hai là thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc. Đặc điểm cơ bản của thời kỳ này là sự phụt của luồng khí thuốc ra ngoài nòng, có tác dụng như lực phản lực của động cơ tên lửa, làm cho động năng lùi của khối lùi có thể tăng từ 50-75%. Thời kỳ này được tính từ khi đạn ra khỏi nòng cho đến khi áp suất khí thuốc tại miệng nòng là 2 (kG/cm^2). Ảnh hưởng của loa hãm lùi đến chuyển động lùi tự do trong thời kỳ tác dụng sau cùng quyết định bởi lực khí thuốc tác dụng lên khối lùi khi có loa hãm lùi trong thời kỳ đó. Ta thấy lực đó chỉ khác khi không có loa bởi hệ số χ, hệ số này biểu thị mức độ giảm bớt động lượng của hợp lực phát bắn P_{lg} ở thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc, cho nên trong trường hợp có loa hãm lùi ta có thể sử dụng được các công thức đã thành lập khi khảo sát lùi tự do trong thời kỳ tác dụng sau cùng khi không có loa trước đây, chỉ cần thay P_{lg} bởi χP_{lg} trong các biểu thức đó.

+ Thời kỳ thứ ba gắn với quá trình lùi quán tính của khối lùi cho tới khi năng lượng lùi bị tiêu hao hoàn toàn bởi lực cản lùi của thiết bị hãm lùi.

Khi nghiên cứu lực tác dụng lùi giá của phát bắn, ta đã rút ra kết luận: đối với pháo có giá đàn hồi, tác dụng của phát bắn lên giá tương đương với tác dụng của một lực có giá trị bằng lực cản lùi R và mô men ngẫu lực động P_{lg}.e.

***** Giải bài toán ngược hãm lùi – đẩy lên

Khi giải bài bài toán thuận dựa trên quy luật lực cản lùi R và hợp lực đẩy lên r mong muốn, tính toán xây dựng hình dạng các chi tiết, tạo ra lực hãm lùi ϕ_e, lực hãm đẩy lên thoả mãn quy luật đó. Trong thực tế cần giải bài toán ngược lại với nội dung: Dựa vào kết cấu thực

của máy hãm lùi và trong những điều kiện bắn khác nhau của pháo xác định tốc độ đẩy lên, lực cản lùi, thời gian lùi, chiều dài lùi để đánh giá kết cấu.

Hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi có dạng:

$$\begin{cases} M_o.\dfrac{dV}{dt} = P_{lg} - R \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \quad (2)$$

Lực hãm thuỷ lực Φ_e được xác định theo công thức

$$\Phi_e = \frac{k\gamma}{2g}\left[\left(\frac{A_1 - A_\delta}{a_x} + 1\right)^2 (A_1 - A_v) + \frac{k_3}{k}\frac{A_d^3}{\Omega^2}\right].v^2 \quad (3)$$

Bảng 2. Các thông số tính toán chuyển động hãm lùi-đẩy lên

Các thông số tính toán	**Giá trị**	**Đơn vị**
- Đường kính trong của ống hãm lùi D	1,25	dm
- Đường kính ngoài của cán hãm lùi d	0,65	dm
- Đường kính vòng điều tiết d_v	0,42	dm
- Đường kính cán điều tiết ứng với chiều dài X=0	0,4	dm
- Hệ số mũ đoạn nhiệt k	1,2	
- Đường kính piston trong máy đẩy lên D_{d1}	1	dm
- Đường kính cán piston d_c	0,6	dm
- Thể tích ban đầu máy đẩy lên W_0	4,3	dm^3
- Lực ban đầu máy đẩy lên F_0	2111	KG
- Hệ số ma sát máng định hướng f_{ms}	0,2	
- Hệ số tỷ lệ hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi v	0,4	
- Trọng lượng khối lùi M_0	1230	KG
- Hiệu suất loa hãm lùi ξ	0,5	
- Trọng lượng đầu đạn q	21,76	KG
- Trọng lượng thuốc phóng (liều nguyên)	3,8	KG

Bảng 3. Đường kính cán điều tiết theo chiều dài lùi pháo 122mm 2S1

l(mm)	46	96	171	261	331	451	551	586
d_{cdt} ***(mm)***	31,6	30,6	30,6	33,2	35,1	36,1	40	42

Bảng 4.Giá trị hệ số dòng cản chính, hệ số dòng cản phụ theo nhiệt độ

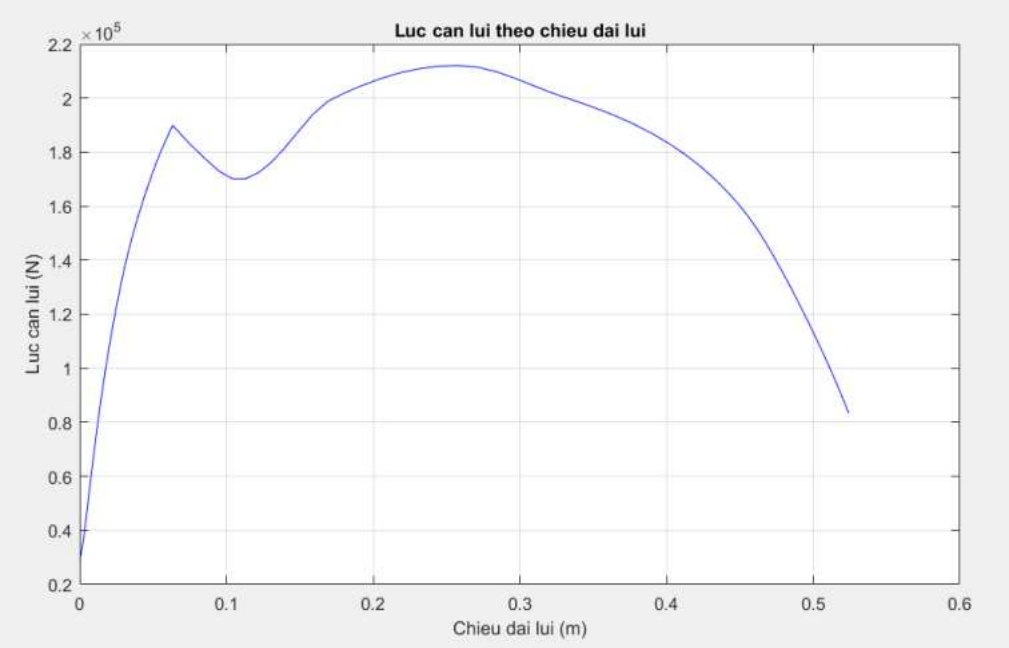
t°C	0	10	20	30	40	50
k1	1,53	1,3	1,251	1,208	1,202	1,2
k3	4,59	3,9	3,753	3,624	3,606	3,6

2.2.1.Kết quả bài toán ngược hãm lùi pháo 122mm-2S1

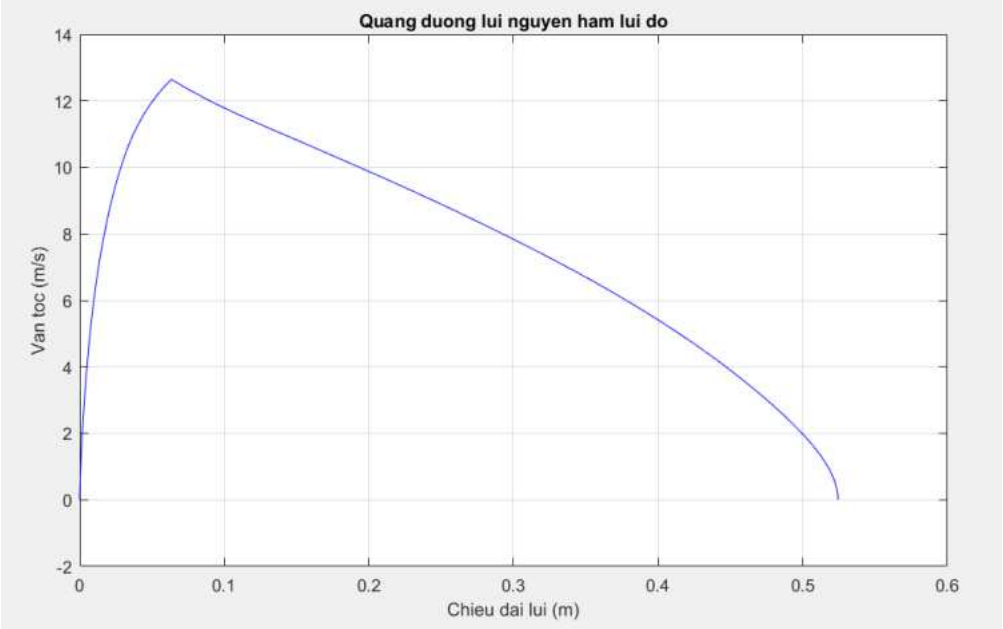
a.Hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi

$$\begin{cases} M_o.\dfrac{dV}{dt} = P_{\lg} - R \\ \dfrac{dX}{dt} = V \end{cases} \quad (4)$$

* Trường hợp nhiệt độ hoạt động của pháo = 15°C, góc bắn = 0°



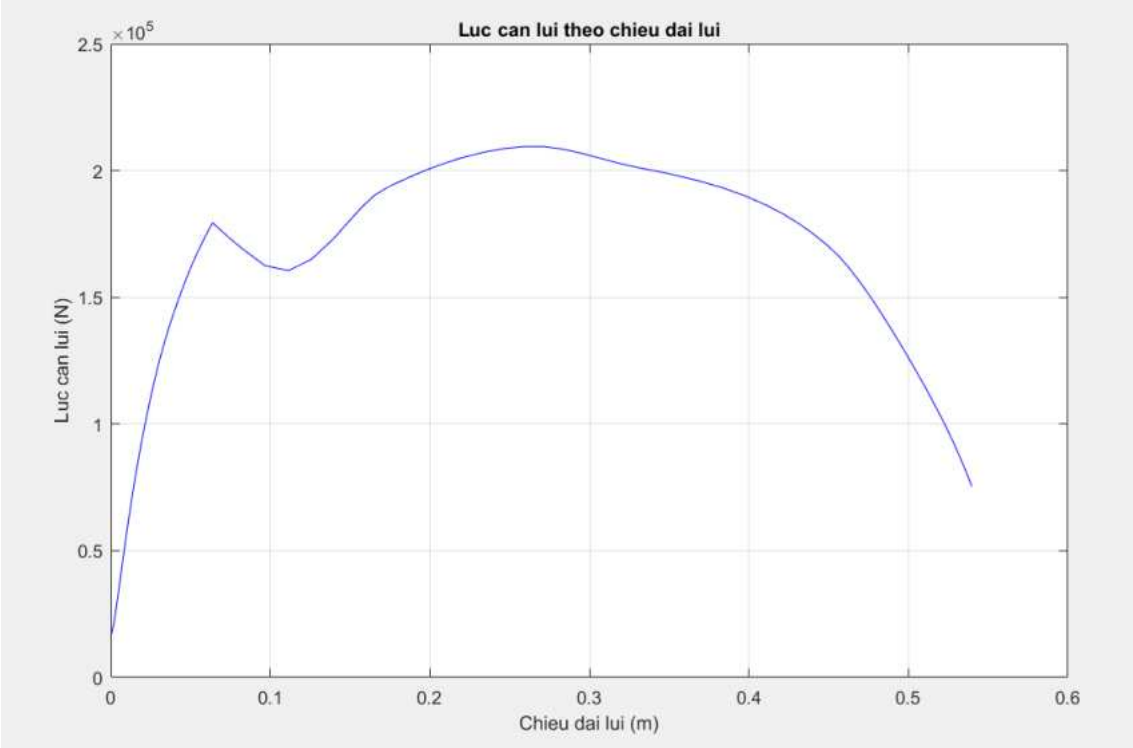
Hình 4. Đồ thị lực cản lùi theo chiều dài lùi



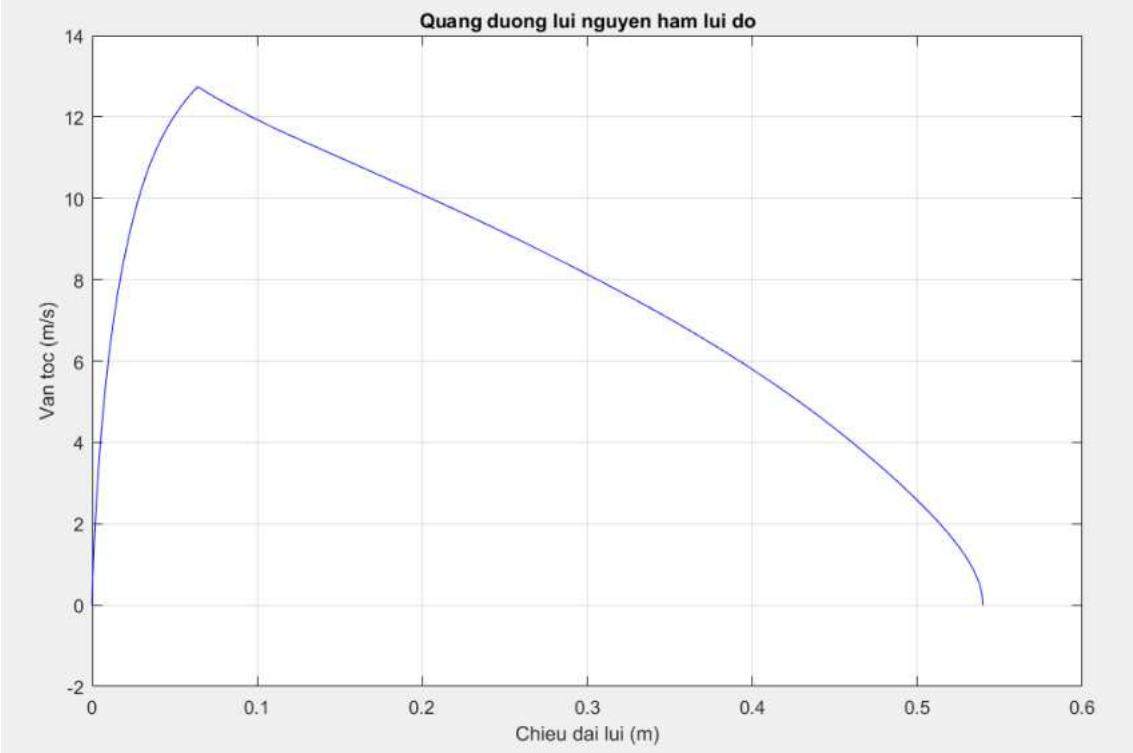
Hình 5. Đồ thị vận tốc lùi của khối lùi theo chiều dài lùi

Kết quả: R_{max}= 21208(KG); V_{max}= 12,646(m/s); X_{max}= 524(mm)

* Trường hợp nhiệt độ hoạt động của pháo= 15^{o}C, góc bắn= 70^{o}



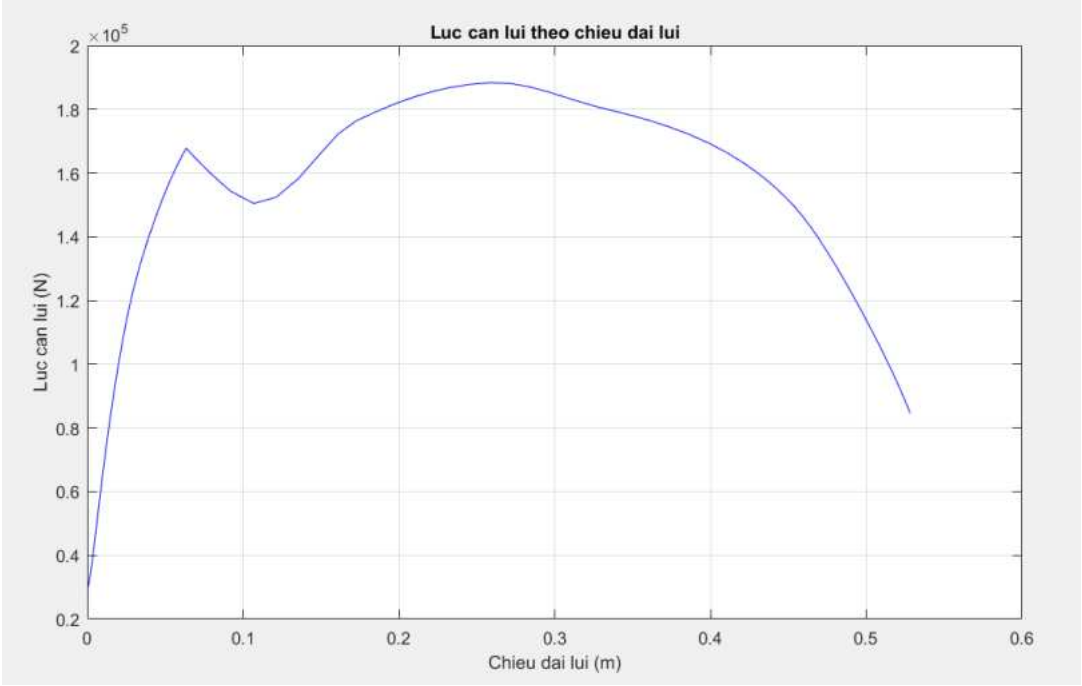
Hình 6. Đồ thị lực cản lùi theo chiều dài lùi



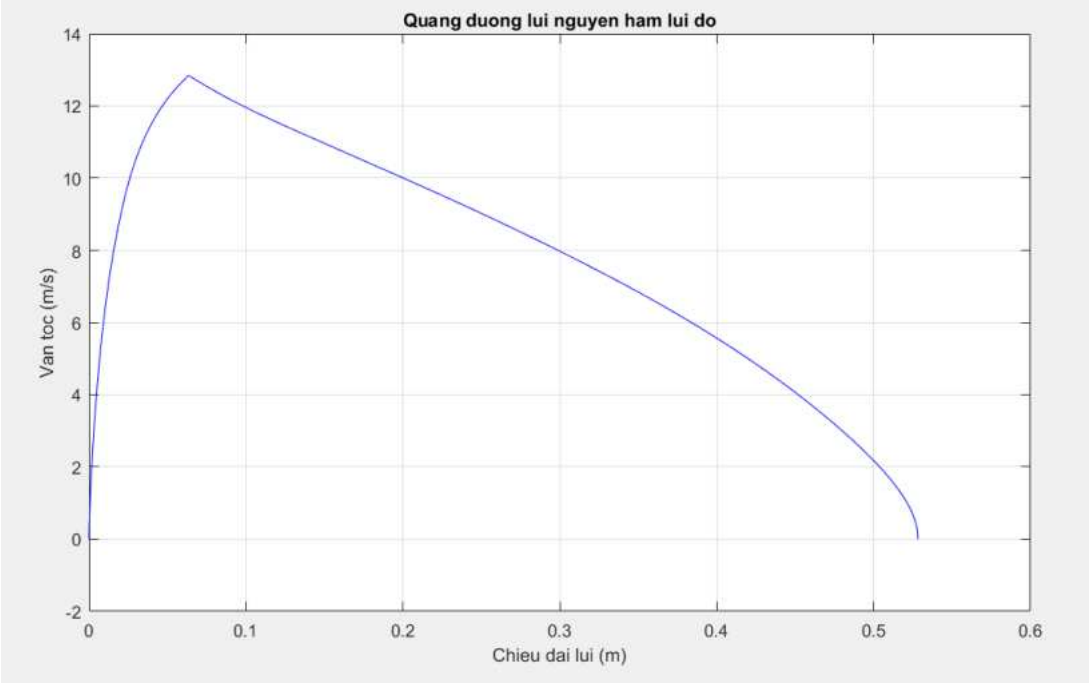
Hình 7. Đồ thị vận tốc của khối lùi theo chiều dài lùi

Kết quả: R_{max}= 20949(KG); V_{max}= 12,742(m/s); X_{max}= 539(mm)

* Trường hợp nhiệt độ hoạt động của pháo= 50ºC, góc bắn= 0º



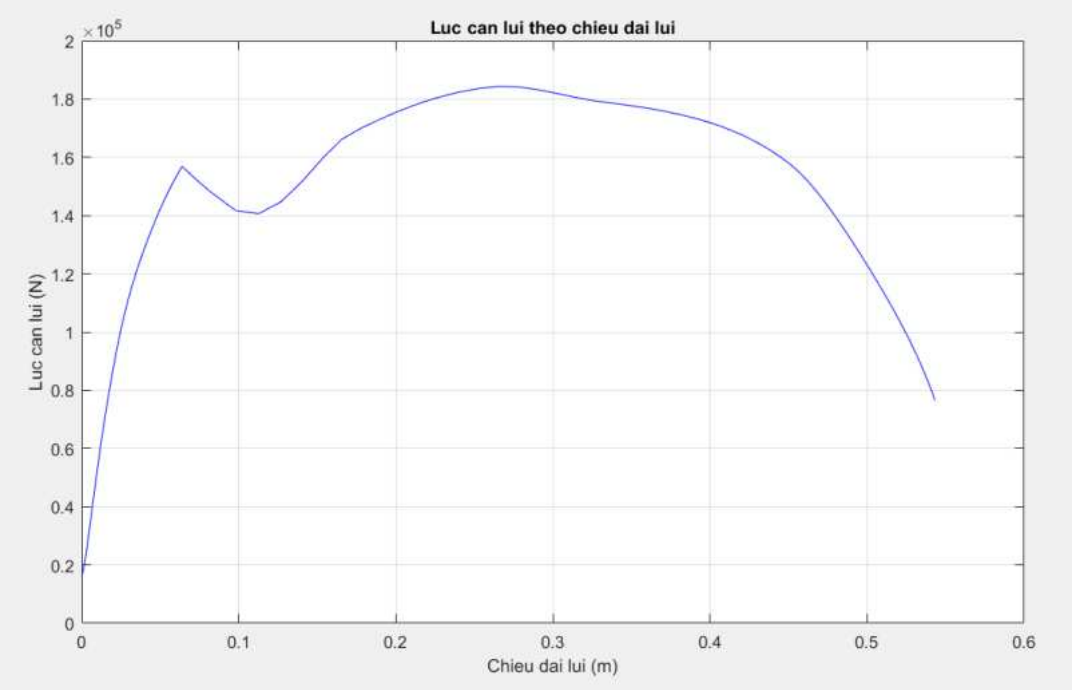
Hình 8. Đồ thị lực cản lùi theo chiều dài lùi



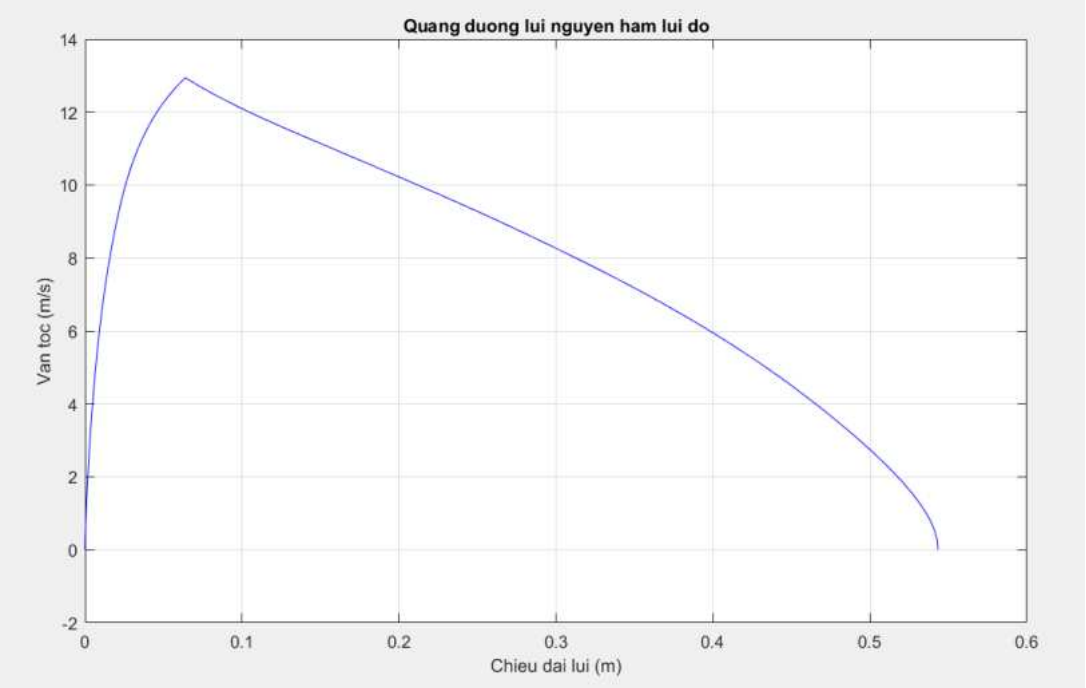
Hình 9. Đồ thị vận tốc của khối lùi theo chiều dài lùi

Kết quả: R_{max}= 18836(KG); V_{max}= 12,846(m/s); X_{max}= 528(mm)

* Trường hợp nhiệt độ hoạt động của pháo= 50^{o}C, góc bắn= 70^{o}



Hình 10. Đồ thị lực cản lùi theo chiều dài lùi



Hình 11. Đồ thị vận tốc của khối lùi theo chiều dài lùi

Kết quả: R_{max}= 18436(KG); V_{max}= 12,94(m/s); X_{max}= 543(mm)

* Tổng hợp chiều dài lùi, lực cản lùi, vận tốc lùi ở các chế độ bắn.

Bảng 5. Kết quả giải bài toán ngược hãm lùi pháo 122mm 2S1

Chế độ bắn / **Kết quả**			**Chiều dài lùi** $X_{max}(mm)$	**Lực cản lùi** $R_{max}(KG)$	**Vận tốc lùi** $V_{max}(m/s)$
Liều phóng	Nhiệt độ(°C)	Góc bắn(độ)			
Liều nguyên	15	0	524	21208	12,646
Liều nguyên	15	70	539	20949	12,742
Liều nguyên	50	0	528	18836	12,846
Liều nguyên	50	70	543	18436	12,94

2.2.2.Kết quả giải bài toán ngược đẩy lên

Hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi khi đẩy lên

$$\begin{cases} \dfrac{dU}{dt} = \dfrac{r}{M_o} \\ \dfrac{d\xi}{dt} = U \end{cases} \quad (5)$$

Bảng 6. Chiều sâu rãnh hãm đẩy lên h theo quãng đường đẩy lên

ξ ***(mm)***	0	346	376	421	446
h(mm)	1,2	1,1	0,9	0,7	0,4

Kết quả giải bài toán ngược đẩy lên trong điều kiện nhiệt độ t = 15°C và góc bắn $\varphi = 5^o$ như sau:

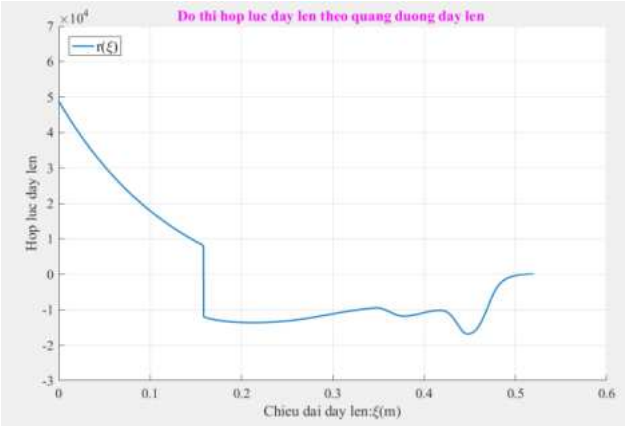
Hợp lực đẩy lên lớn nhất: r_{max} =4886,1 [*KG*];

Tốc độ đẩy lên lớn nhất: u_{max} = 2,513 [*m/s*];

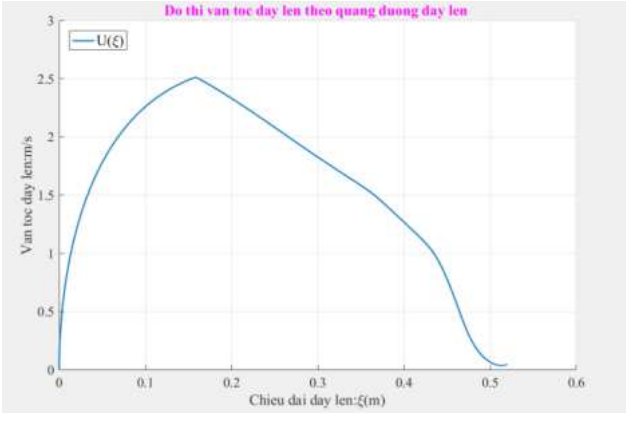
Tốc độ đẩy lên trên cùng: u_k = 0,0469 [*m/*s];

Thời gian đẩy lên: t = 0,961 [*s*].

Quy luật tốc độ và hợp lực đẩy lên được biểu thị như trên đồ thị.



Hình 12. Đồ thị hợp lực đẩy lên theo quãng đường đẩy lên



Hình 13. Đồ thị vận tốc đẩy lên theo quãng đường đẩy lên

Nội dung của bài toán ngược hãm lùi là dựa vào kết cấu thực của máy hãm lùi, chủ yếu là các chi tiết tạo ra lực hãm lùi Φ_L trong những điều kiện bắn khác nhau của pháo để xác định tốc

độ lùi *V(X)* hay *V(t)*, chiều dài lùi *λ,* quy luật lực cản lùi *R(X)*, thời gian lùi T_L để tiến hành đánh giá kết cấu đó;

Trong quá trình bắn khí thuốc sinh công đẩy đạn đến mục tiêu, đồng thời, khí thuốc tác dụng vào đáy nòng làm cho nòng lùi, lực tác dụng này thông qua thiết bị hãm lùi liên kết với giá tác dụng vào giá súng pháo gây mất ổn định cho pháo khi bắn. Vì vậy, nghiên cứu bài toán tính lực cản lùi là cực kỳ quan trọng, nhằm xác định giá trị lực tác dụng vào giá pháo trong mỗi phát bắn.

3. Kết luận

- Nội dung bài báo đã nghiên cứu: Giải bài toán thuật phóng trong đưa ra quy luật đường cong áp suất và vận tốc chuyển động của đạn trong nòng. Kết quả của bài toán nhằm phục vụ cho bài toàn ngược hãm lùi.

- Khảo sát chiều dài lùi của pháo trong các trường hợp nhiệt độ, góc bắn và liều phóng khác nhau

- Giải bài toán ngược hãm lùi và bài toán ngược đẩy lên của pháo 122mm 2S1, từ đó đánh giá được đặc điểm thiết kế theo lý thuyết của thiết bị hãm lùi. Kết quả các quy luật của lực cản lùi R, tốc độ đẩy lên U, hợp lực đẩy lên r.

- Kết quả nghiên cứu của bài báo góp phần vào đánh giá độ ổn định của pháo 122mm lắp trên xe 2S1.

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, Hà Nội.

2. 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.

3. Nguyễn Văn Yến (2003), *Giáo trình Chi tiết máy*, Nxb Giao thông vận tải, Hà Nội.

4. Đỗ Quyết Thắng, Nguyễn Trọng Hiệp - *Giáo trình chi tiết máy (T1,2)* - Nxb Giáo Dục - 1997.

Nghiên cứu trạng thái ứng suất của thành động cơ tên lửa nhiên liệu rắn

Hoàng Vĩnh Tú[1], Dương Văn Quang[2], Võ Văn Biên[3]

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

[3]Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: hvtmta01@gmail.com; Tel: 0974788819

Tóm tắt

Bài báo dựa trên mô hình động cơ hành trình tên lửa IGLA, sử dụng phần mềm mô phỏng ANSYS để nghiên cứu trạng thái ứng suất khi hoạt động. Tải trọng tác dụng lên động cơ tên lửa bao gồm tải trọng áp suất sinh ra từ quá trình cháy của nhiên liệu rắn trong buồng đốt và quá tải, lực khí động tác động lên tên lửa khi cơ động. Từ kết quả mô hình phần tử hữu hạn trong phần mềm ANSYS, thực hiện khảo sát trạng thái ứng suất của thành động cơ hành trình trong quá trình làm việc từ đó phân tích đánh giá các kết quả thu được phục vụ cho bài toán tính toán độ bền kết cấu động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.

Từ khóa: *trạng thái ứng suất; động cơ hành trình; tên lửa nhiên liệu rắn.*

1. Đặt vấn đề:

Tên lửa phòng không tầm thấp (PKTT) IGLA là hệ thống tên lửa vác vai được Nga phát triển nhằm tiêu diệt các loại máy bay chiến thuật, trực thăng, tên lửa có cánh và UAV trong phạm vi nhìn thấy trong trường hợp các thiết bị bay vào và bay ra, trong điều kiện nhiễu nền và nhiễu nhiệt nhân tạo. Tên lửa PKTT IGLA là loại vũ khí được trang bị trong quân đội nhiều quốc gia do có ưu điểm về độ chính xác, khả năng sát thương và tính cơ động. Đến nay, tên lửa IGLA đã được phát triển thành nhiều phiên bản, ngày càng hiện đại.

Trong Quân đội Nhân dân Việt Nam, song song với việc duy trì bảo đảm và khai thác sử dụng tên lửa PKTT thì việc thiết kế, chế tạo cũng là hướng nghiên cứu được ưu tiên nguồn lực phát triển. Trong số đó, các dự án liên quan đến chuyển giao công nghệ, từng bước nội địa hóa công nghệ chế tạo sản xuất tên lửa IGLA nhằm giảm sự phụ thuộc vào nguồn cung từ nước ngoài là một trong các dự án trọng điểm. Trong dự án này, việc chế tạo sản xuất động cơ tên lửa nhiên liệu rắn (ĐTR) là một nội dung quan trọng và cấp thiết.

Hiện nay, có rất nhiều công trình nghiên cứu khoa học có liên quan đến nghiên cứu thiết kế chế tạo ĐTR. Dựa trên cấu tạo, tính chất cơ lý hoá của thuốc phóng, các nghiên cứu đã thực hiện tính toán thuật phóng trong của ĐTR từ đó xác định ảnh hưởng của lớp cách nhiệt [1, 2] và biên dạng tối ưu của loa phụt ĐTR [3]. Bên cạnh các bài toán tính toán thuật phóng trong, lớp bảo vệ nhiệt của ĐTR thì các bài toán thiết kế tính toán kết cấu tên lửa chịu tác động của lực khí động, quá tải trong khi bay đồng thời với tác dụng nhiệt độ và áp suất trong buồng đốt là hướng nghiên cứu thu hút được sự quan tâm nghiên cứu [4-8]. Trong hướng nghiên cứu này việc sử dụng các phần mềm mô phỏng như ANSYS, Inventor, NASTRANS đã chứng tỏ được ưu điểm nhờ khả năng tính toán đối với kết cấu và tải trọng phức tạp, hiển thị kết quả một cách trực quan, cho phép dễ dàng thực hiện điều chỉnh phương án thiết kế từ đó đánh giá, lựa chọn được phương án thiết kế.

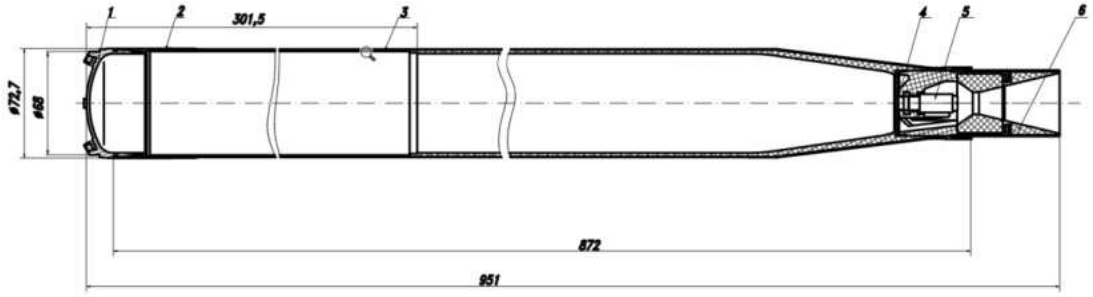
Để thực hiện nghiên cứu trạng thái ứng suất của thành vỏ động cơ hành trình (ĐCHT), cần xác định các giá trị tải trọng lớn nhất tác động lên thành vỏ động cơ thông qua các bài toán thuật phóng trong, bài toán vận tốc, gia tốc, quỹ đạo bay của ĐCHT. Nhằm nâng cao độ chính xác, giảm thời gian tính toán, trong bài báo này, dựa trên mô hình động cơ hành trình tên lửa IGLA, sử dụng phần mềm mô phỏng ANSYS để nghiên cứu trạng thái ứng suất dưới tải trọng

bảo gồm tải trọng từ hỗn hợp cháy trong buồng đốt và các quá tải khi bay của tên lửa. Các giá trị tải trọng được xác định từ bài toán thuật phóng trong, các bài toán vận tốc và quỹ đạo bằng chương trình tính toán được viết trong phần mềm MATLAB, MAPLE. Từ mô hình phần tử hữu hạn trong ANSYS thực hiện tiến hành phân tích, đánh giá ảnh hưởng của các yếu tố đến chuyển vị và ứng suất của thành động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.

2. Mô hình tính toán

2.1. Cấu tạo

Động cơ hành trình là động cơ tên lửa nhiên liệu rắn, làm việc ở hai chế độ. Ở chế độ đầu, lực đẩy lớn, tên lửa được tăng tốc từ tốc độ 20÷25m/s lên đến tốc độ hành trình 560m/s. Trong chế độ thứ hai, lực đẩy nhỏ để duy trì tốc độ hành trình trong quá trình bay của tên lửa tới mục tiêu. Cấu tạo chung của ĐCHT được thể hiện trên hình 1 và hình 2.



Hình 1. Động cơ hành trình

1. Nắp đáy động cơ; 2. Vỏ động cơ; 3. Thân buồng đốt;

4. Nắp bịt; 5. Mồi giữ chậm; 6. Cụm loa phụt.



Hình 2. Mô hình 3D động cơ hành trình

2.2. Vật liệu

Buồng đốt gồm các bộ phận: ống vỏ động cơ, áo cách nhiệt, đáy buồng đốt Ống vỏ động cơ chế tạo từ thép đúc O3H18K9 M5TIO, bằng công nghệ miết ép, đạt cơ tính rất cao. Mặt trong nửa sau của vỏ động cơ được dán áo cách nhiệt. Áo cách nhiệt được cuốn bằng tấm vật liệu HC-6762, mặt bên trong phủ sơn YT3Ф2YMH. Sau khi dán áo cách nhiệt, mặt trong của vỏ động cơ được phủ lớp nhựa composit xanh OC-12-01.

Đáy buồng đốt làm bằng hợp kim Titan BT14, lắp ở phía trước của vỏ động cơ bằng mối ghép ren. Trên mặt ngoài đáy buồng đốt có các vấu ren để lắp ĐCHT với phần chiến đấu.

Các thông số cơ tính vật lý của các vật liệu được thể hiện trên bảng 1 [9-11] :

Bảng 1. Thông số cơ tính vật lý của vật liệu

Tên vật liệu	*O3H18K9*	*HC-6762*	*Titan B14*
Mật độ *(kg/m³)*	8000	7900	4520
Hệ số Poisson	0,33	0,3	0,33
Modul đàn hồi *(MPa)*	190.000	200.000	110.000
Giới hạn bền σ_b *(MPa)*	2100	1158	1300
Giới hạn chảy σ_s *(MPa)*	2050	1034	1250
Độ dẫn nhiệt λ *(W/m.°C)*	22,5	42,7	8,37
Hệ số giãn nở *a (1/°C)*	$11{,}2\times10^{-6}$	17×10^{-6}	8×10^{-6}

** Đối với vật liệu HC-6762, các thông số nhiệt sẽ tính theo đơn vị Kevin(K)*

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. Hệ phương trình TPT trong giai đoạn cháy của thuốc phóng $t=[0,t_k]$

Đây là thời kỳ làm việc ổn định của động cơ: bắt đầu từ khi kết thúc thời kỳ khởi động của động cơ tới khi thuốc phóng cháy hết t_k

3.1.1. Các giả thiết

Khi giải bài toán cơ bản TPT của ĐTR thường sử dụng các giả thiết sau:

- Thuốc mồi cháy tức thời, khi đó tại t = 0 thì coi $p = p_{moi}$.
- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học.
- Áp suất tĩnh không thay đổi dọc theo buồng đốt và bằng áp suất hãm tại cửa vào của loa phụt.
- Nhiệt độ của khí thuốc trong buồng đốt T_0 không thay đổi: $T_0=\frac{T_1}{k}$
- Tổn thất nhiệt trong buồng đốt được kể đến bởi hệ số χ_n phụ thuộc vào lượng thuốc phóng cháy tương đối ψ : $\chi_n = 1-\frac{a}{1+b\psi}$
- Bỏ qua thể tích của bản thân các phần tử khí: $\alpha = 0$.

3.1.2. Hệ phương trình

Hệ phương trình trong thời gian $t=[0,t_k]$ được xác định tính từ quy luật các quá trình xảy ra trong quá trình động cơ làm việc, gồm: quá trình cháy và tạo khí; quá trình phụt khí; quá trình trao đổi năng lượng; quá trình biến đổi về khối lượng; quá trình thay đổi trạng thái khí.

Trong thời gian này HPT có dạng, [12]:

$$\begin{cases} \dfrac{de}{dt} = u; \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{Su\rho_T}{\omega_T}; \\ \dfrac{d\chi_n}{dt} = \dfrac{ab}{(1+b\psi)^2}\dfrac{d\psi}{dt}; \\ \dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}[(\varphi_2 K_{0(k)} F_{th}\sqrt{\chi_n f_0} + Su - V\chi_1)p - Su\chi_n f_0 \rho_T]; \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: u - tốc độ cháy của thuốc phóng; $S = S(t)$ - diện tích bề mặt cháy của thuốc phòng; V - Thể tích tự do của buồng đốt; ω_T - khối lượng liều thuốc phóng; ρ_T - mật độ thuốc phóng; F_{th} - diện tích tới hạn của loa phụt; φ_2 - hệ số tổn thất lưu lượng của dòng khí; $K_{0(k)}$ - hàm của chỉ số mũ đoạn nhiệt.

3.2. Hệ phương trình trong giai đoạn phụt khí tự do $t = (t_k, t|_{p=1,75.p_n})$

Thời kỳ phụt khí tự do: bắt đầu từ khi thuốc phóng cháy hết cho tới khi áp suất trong buồng đốt cân bằng với áp suất khí quyển (t_c).

Bỏ qua tổn thất do trao đổi nhiệt giữa sản phẩm cháy với thành động cơ và coi chuyển động của dòng khí qua loa phụt là một chiều thì hệ phương trình TPT có dạng[12]:

$$\begin{cases} p = p_k(1+Bt)^{\frac{-2k}{k-1}} \\ T = T_k(1+Bt)^{\frac{-2k}{k-1}} \\ \rho = \rho_k(1+Bt)^{\frac{-2k}{k-1}} \end{cases} \quad (2)$$

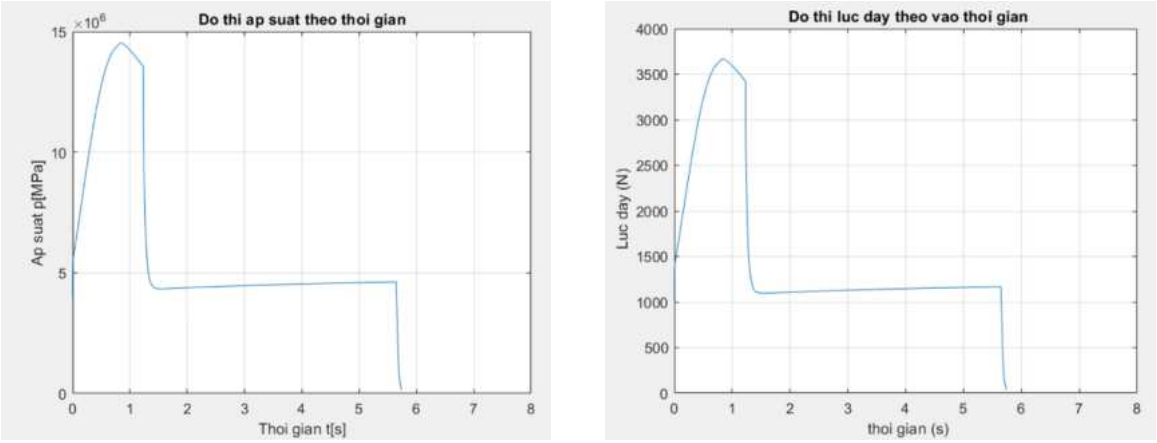
Trong đó: $B = \dfrac{k-1}{2}\dfrac{\varphi_2 K_0(k) F_{th}}{m_k}\sqrt{\dfrac{p_k}{V_k}}; p_k = p|_{t=t_k}; m_k = \dfrac{p_k V_k}{f_0}; T_k = T_0$

p_k, T_k , v_k, ρ_k là các thông số trạng thái của khí trong buồng đốt tại thời điểm ban đầu (t=t_k=0) của thời kỳ phụt khí tự do.

Từ bài toán thuật phóng trong của ĐCHT tên lửa IGLA ta cũng xác định được giá trị các thành phần theo Bảng 2 và biểu đồ lực đẩy động cơ hành trình theo Hình 3.

Bảng 2. Giá trị các đại lượng thông số đầu ra của bài toán TPT

Đại lượng	**Giá trị**
Áp suất lớn nhất *(MPa)*	14,5193
Áp suất hành trình *(MPa)*	4,5221
Thời gian động cơ làm việc *(s)*	5,935
Thời gian hành trình *(s)*	4,417
Lực đẩy lớn nhất *(N)*	3668,2746
Lực đẩy hành trình *(N)*	1142,5143

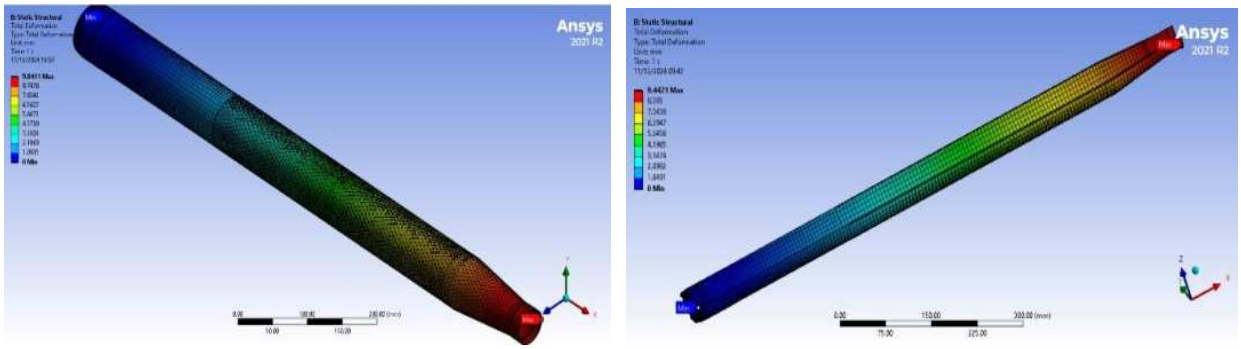


Hình 3. Biểu đồ áp suất, lực đẩy động cơ hành trình

4. Kết quả mô phỏng trong ANSYS

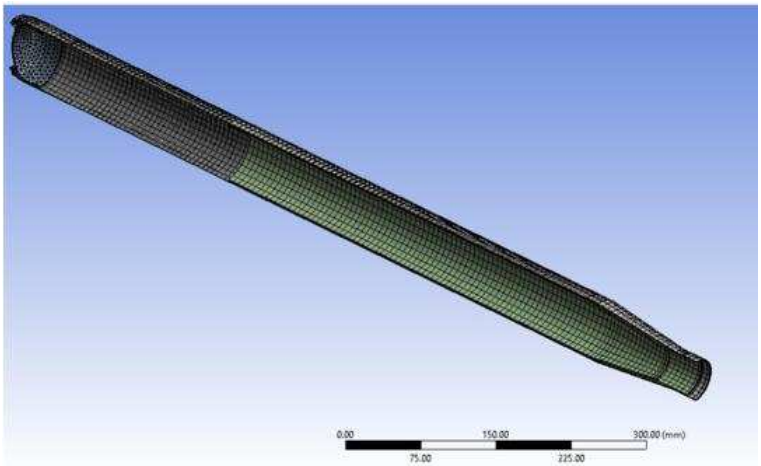
4.1. Mô hình tính toán

Sử dụng mô hình 3D đã được vẽ bằng phần mềm INVENTOR đưa vào trong phần mềm ANSYS WORKBENCH để nghiên cứu trạng thái ứng suất của vỏ ĐCHT. So sánh việc phân tích phần tử hữu hạn (Hình 4) ở cả 2 mô hình đầy đủ (129.693 nút; 59.953 phần tử) và mô hình cắt bổ ½ (44.278 nút; 10.677 nút) ta thấy rằng chuyển vị lớn nhất của 2 mô hình lần lượt là 9,84mm và 9,44mm (sai lệch 4%) nên có thể coi việc chia lưới đảm bảo chính xác. Do đó, trong bài báo sẽ sử dụng mô hình cắt bổ ½ để thực hiện nghiên cứu để giảm tải các phép tính toán.



Hình 4. So sánh chuyển vị giữa 2 mô hình tính toán

Mô hình tính toán và chia lưới của thành vỏ động cơ tên lửa được thể hiện ở hình 5.



Hình 5. Mô hình tính toán và chia lưới

Động cơ tên lửa nhiên liệu rắn là động cơ nhiệt chuyển đổi năng lượng hóa học của thuốc phóng thành năng lượng nhiệt của quá trình đốt cháy, với buồng đốt ở nhiệt độ cao, dòng khí được đẩy ra ngoài qua loa phụt, lực đẩy tạo ra để làm cho tên lửa chuyển động. Trong quá trình hoạt động của động cơ, thuốc phóng cháy tạo ra các dòng khí có nhiệt độ cao, nhiệt độ của sản phẩm cháy được truyền đến vỏ động cơ. Yếu tố nhiệt độ cũng gây ra biến dạng và ứng suất cho thành vỏ động cơ tên lưa. Trong bài báo này, sử dụng nhiệt độ bề mặt bên trong của quá trình đốt cháy khi phủ một lớp bọc cách nhiệt là 540^{o}C và khi không có lớp bọc cách nhiệt là 820^{o}C[2].

Thành động cơ tên lửa chịu trạng thái tải trọng phức tạp và biến thiên theo thời gian. Để nghiên cứu trạng thái ứng suất thành vỏ động cơ tên lửa, ta cần xác định các tải trọng lớn nhất để tính toán. Các tải trọng từ hỗn hợp sản phẩm cháy tác động lên thành vỏ động cơ bao gồm áp suất và nhiệt độ được xác định từ bài toán thuật phóng trong

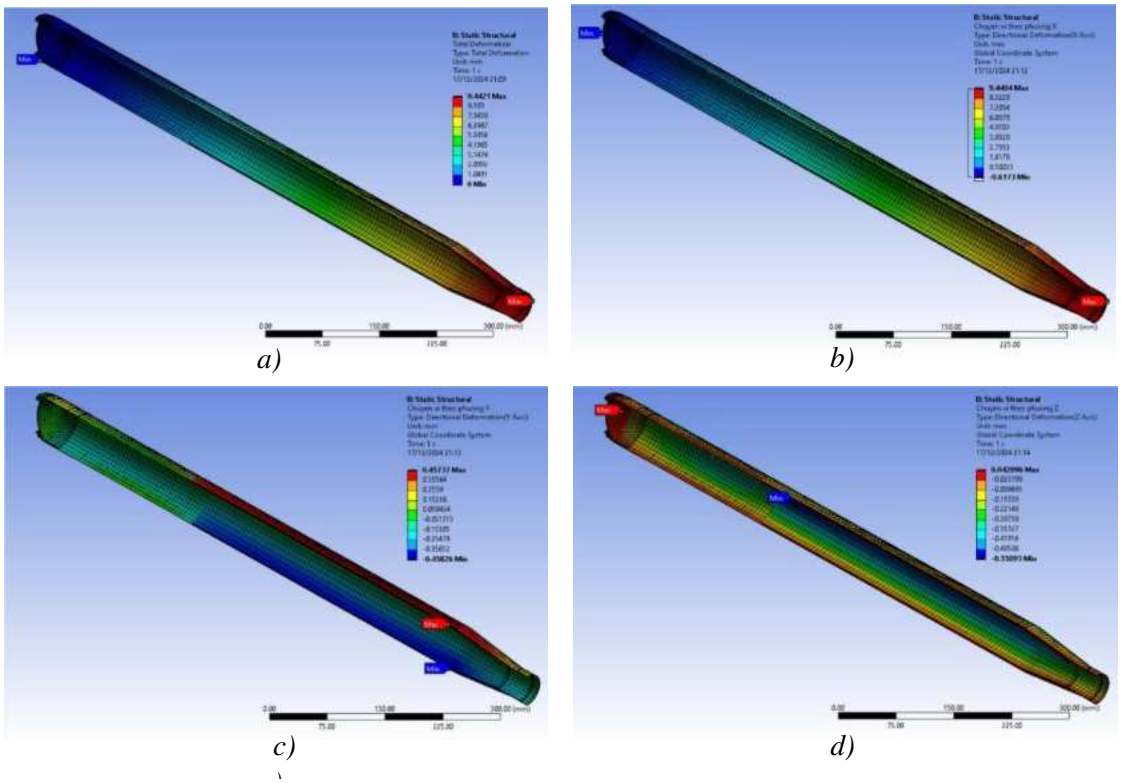
Dựa trên kết quả tính toán, ta chọn chế độ tải như bảng 3.

Bảng 3. Giá trị các tải trọng đặt vào trong bài toán ANSYS

STT	Đại lượng	Giá trị
1.	Áp suất lớn nhất *(MPa)*	14,52
2.	Áp suất hành trình *(Mpa)*	4,52
3.	Nhiệt độ tại bọc cách nhiệt *(^oC)*	820
4.	Nhiệt độ tại thành vỏ *(^oC)*	540

4.2. Chuyển vị của thành vỏ ĐCHT

Kết quả chuyển vị của thành vỏ ĐCHT được thể hiện ở hình 6. Từ mô hình tính toán ta thấy chuyển vị lớn nhất là 9,44 mm nằm ở phía cuối ĐCHT (phần tiếp giáp với cụm loa phụt),



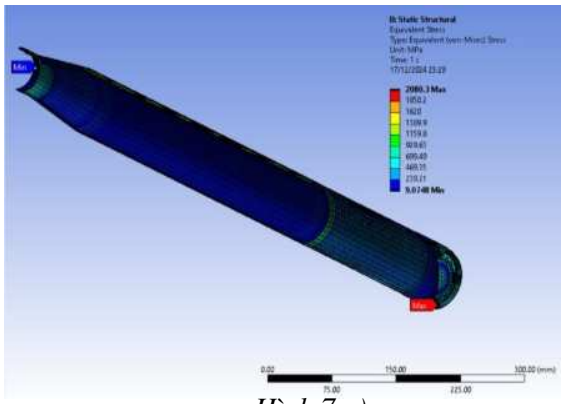
Hình 6. Chuyển vị của thân vỏ động cơ tên lửa

a) Chuyển vị tổng; b) Chuyển vị theo phương X;

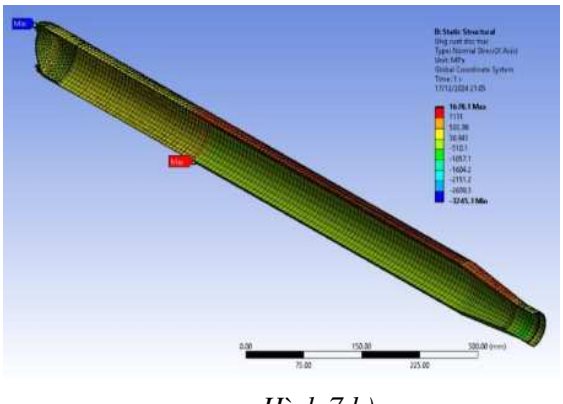
c) Chuyển vị theo phương Y; d) Chuyển vị theo phương Z

4.3. Ứng suất của thành vỏ ĐCHT

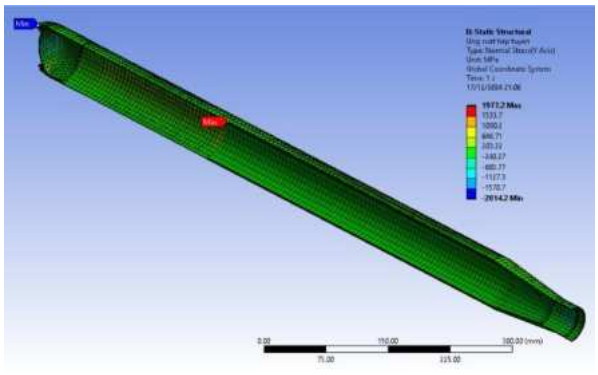
Kết quả ứng suất của thành vỏ ĐCHT được thể hiện ở hình 7. Từ kết quả tính toán ta thấy rằng ứng suất lớn nhất là 2080,3 MPa, tập trung tại 4 lỗ ren của nắp bịt (liên kết giữa ĐCHT và phần chiến đấu).



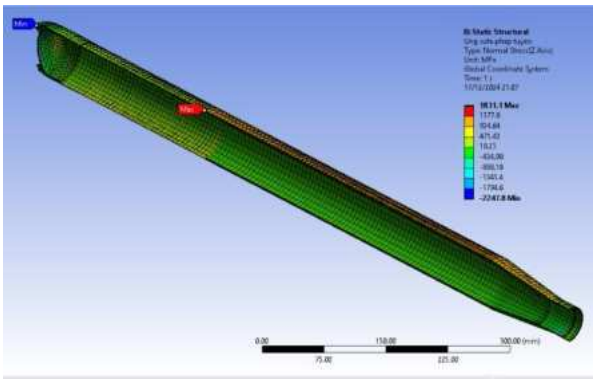
Hình 7.a)



Hình 7.b)



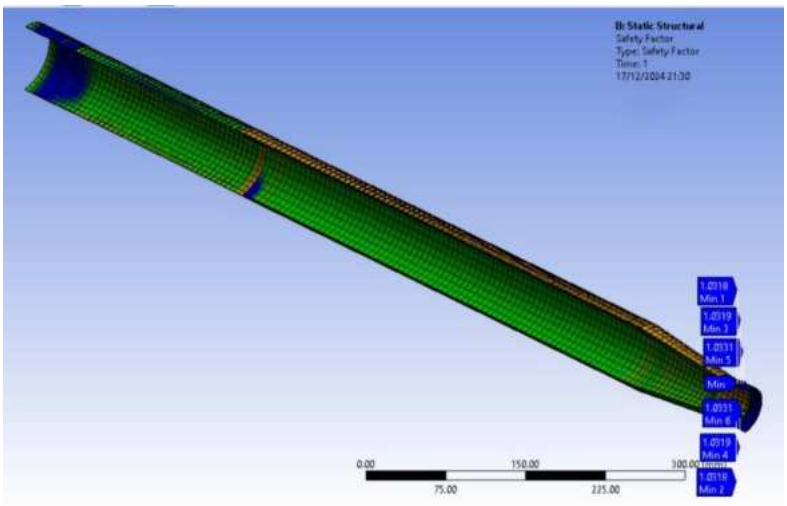
Hình 7.c)



Hình 7.d)

Hình 7. Ứng suất của thân vỏ động cơ tên lửa
a) Ứng suất tổng; b) Ứng suất dọc trục;
c) Ứng suất tiếp tuyến; d) Ứng suất pháp tuyến

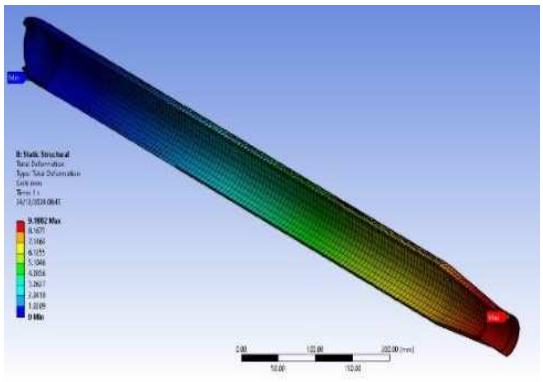
Kết quả từ bài toán kiểm nghiệm hệ số an toàn *(Safe Factory)* hình 8, cũng chỉ ra rằng các giá trị hệ số an toàn nhỏ nhất đều lớn hơn 1,0 do đó phần thân vỏ ĐCHT đều bảo đảm bền.



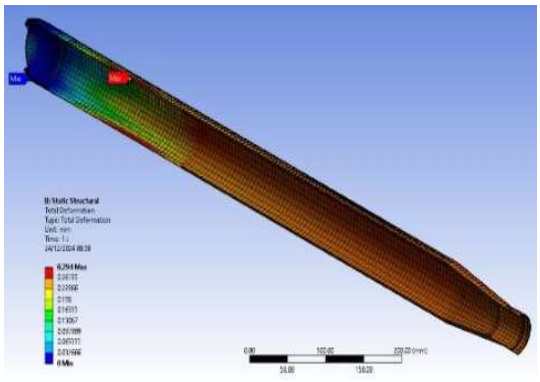
Hình 8. Hệ số an toàn của thân vỏ động cơ hành trình

4.4. Đánh giá ảnh hưởng của các dạng tải trọng

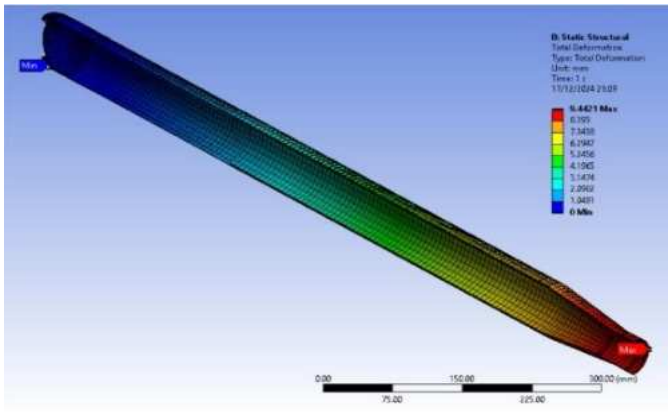
Trong mô hình tính toán 02 dạng tải tác động chính lên thân vỏ ĐCHT là áp suất và nhiệt độ. Để đánh giá mức độ ảnh hưởng của hai dạng tác động thục hiện khảo sát thân vỏ ĐCHT trong 3 trường hợp: chỉ chịu tải áp suất; chỉ chịu tải nhiệt và chịu tải áp suất và nhiệt độ đồng thời. Kết quả tính toán chuyển vị và ứng suất ứng với 3 trường hợp được cho lần lượt ở Hình 9; Hình 10.



Hình 9.a)



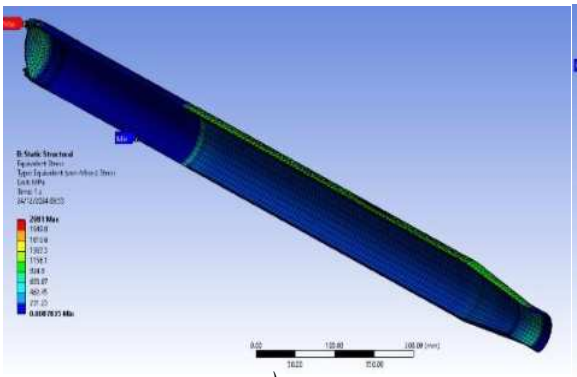
Hình 9.b)



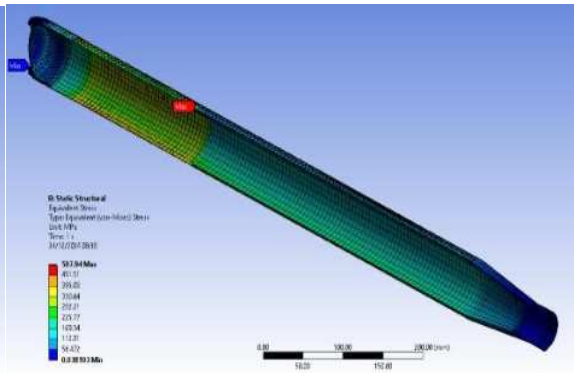
Hình 9.c)

Hình 9. So sánh giá trị chuyển vị do các tải và kết hợp

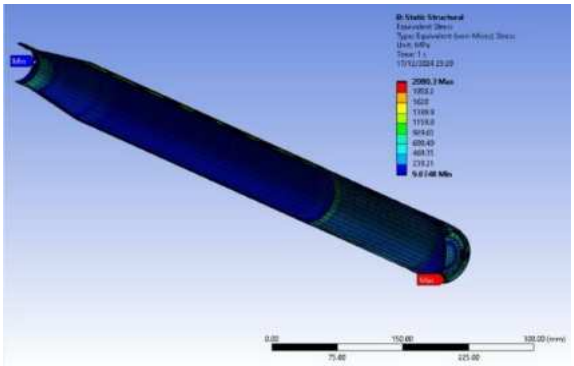
a) Chuyển vị do nhiệt độ; b) Chuyển vị do áp suất;c) Chuyển vị tổng



a)



b)



c)

Hình 10. So sánh giá trị ứng suất do các tải và kết hợp

a) Ứng suất do nhiệt độ; b) Ứng suất do áp suất; c) Ứng suất tổng

Từ hình 9 và 10 cho thấy: Chuyển vị lớn nhất do nhiệt độ, áp suất và tổng hợp lần lượt là 9,1882; 0,294 và 9,4421 (mm). Ứng suất lớn nhất do nhiệt độ, áp suất và tổng hợp lần lượt là 2081; 507,97 và 2080,3 (MPa). Từ đó có thể thấy rằng tải trọng nhiệt độ là tải tác động đáng kể lên thành vỏ ĐCHT. Kết quả nghiên cứu này cho thấy sự quan trọng của các biện pháp giảm tác động của yếu tố nhiệt lên thân vỏ ĐCHT để đảm bảo độ bền và khả năng làm việc của tên lửa.

5. Kết luận

Bài báo đã thực hiện giải bài toán thuật phóng trong, từ đó xác định giá trị tải trọng lớn nhất về áp suất và nhiệt độ tác động lên thân vỏ ĐCHT. Tiến hành tính toán ĐCHT trong phần mềm mô phỏng ANSYS. Khảo sát chuyển vị và trạng thái ứng suất trong thân vỏ ĐCHT, xác định hệ số an toàn. Kết quả cho thấy phần thân vỏ bảo đảm bền trong quá trình hoạt động. Trong nghiên cứu, đã sử dụng các phần mềm tính toán và mô phỏng để tăng hiệu quả và giảm thời gian tính toán.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Xuân Tiến, (2021). Nghiên cứu tính toán xác định chiều dày lớp bảo vệ nhiệt cho kết cấu chịu nhiệt độ cao của khí cụ bay, *Journal of SCIENCE & TECHNOLOGY* 57, pp. 71-73.
2. Nguyen Minh Phu, Vo Van Bien, and Nguyen Thanh Hai, (2023). Thermal Protection Solution For Solid Fuel Rocket Engines, *Advanced Engineering Letters* 2, pp. 96-104.
3. Vo Van Bien, Nguyen Minh Phu, and Nguyen Duy Phon, (2024). Studying The Influence Of The Nozzle Profile On The Working Performance Of A Solid-Fuel Rocket Engine, *SCIENCE - TECHNOLOGY* 60, pp. 54-58.
4. Dương Văn Quang, N.A.T., Phạm Chung, (Year) of Conference. Tính toán độ bền thân tên lửa sử dụng động cơ nhiên liệu rắn. in *Tuyển tập Công trình Hội nghị khoa học Cơ học Thủy khí toàn quốc lần thứ 22*.pp.
5. Phon, N.D., T.N. Doan, D. Van Quang, and P. Van Minh, Thermoelastic analysis of FG-CNTRC cylindrical shells with various boundary conditions and temperature-dependent characteristics using quasi-3D higher-order shear deformation theory, *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 0, pp. 08927057241274332. https://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/08927057241274332
6. Chunguang Wang, Weiping Tian, and Kaining Zhang, (2021). Thermal Structure Strength Analysis of Nozzle Of Solid Rocket Motor with the Coupled Algorithm, *International Journal of Aerospace Engineering* 2021, pp.
7. Linda Larsson and S. Suphap, (2006). Fluid Structure Interaction in a Rocket Nozzle. Luleå University of Technology Sweden., pp.
8. R. Harikrishnan and Bhaskara Rao Lokavarapu, (2020). Design and analysis of rocket nozzle, *Article in press*, pp.
9. Сталь конструкционная Н18К9М5Т. [cited 2024 10-10]; Available from: https://metatorg.ru/marki-stali-i-splavy/stal_konstruktcionnaya/stal_konstruktsionnaya_vysokoprochnaya_vysokolegirovannaya_v_tom_chisle_martensitno_stareyushchie/stal_konstruktsionnaya_vysokoprochnaya_vysokolegirovannaya_v_tom_chisle_martensitno_stareyushchie_n18k9m5t/#site-search
10. 1.6762. [cited 2024 10-10]; Available from: https://steelss.com/Mould-steel/1-6762.html
11. Сплав ВТ14 — расшифровка, хим. состав. [cited 2024 10-10]; Available from: https://scraptraffic.com/splav/vt14/
12. Phạm Thế Phiệt, (1995). *Lý thuyết động cơ tên lửa*. Học viện Kỹ thuật Quân sự Hà Nội,

Study on stress state of solid fuel rocket engine wall

Abstract: *This article is based on the IGLA rocket cruise engine model, using ANSYS simulation software to study the stress state of the engine casing wall during operation. The loads acting on the rocket engine include pressure and temperature loads generated from the combustion process of solid fuel in the combustion chamber*

and overload, aerodynamic forces acting on the rocket during flight. From the finite element model in ANSYS software, the stress state of the engine casing wall during operation is investigated, then the results are analyzed and evaluated to serve the problem of calculating the structural strength of the solid fuel rocket engine.

Keywords: *stress state; cruise engine; solid fuel rocket.*

Khảo sát ảnh hưởng của chiều cao và độ cong bề mặt mẫu lên lớp màng DLC mạ theo công nghệ PECVD

Mai Thị Kiều Trang*, Nguyễn Minh Huệ, Phan Nguyên Nhuệ, Dương Chí Dũng, Bùi Đình Bảo[1], Hoàng Trung Hữu, Nguyễn Minh Tuấn[2]

[1]Bộ môn Khí tài quang học, Học viện Kỹ thuật quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Bắc Từ Liêm, Hà Nội, Việt Nam.

[2]Bộ môn Thuốc phóng thuốc nổ, Học viện Kỹ thuật quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Bắc Từ Liêm, Hà Nội, Việt Nam.

Email: maithikieutrang2000@gmail.com

Tóm tắt

Lớp màng cacbon giả kim cương (DLC – Diamond-Like Carbon) được biết tới là một vật liệu siêu việt với nhiều đặc tính nổi bật trong khả năng chống mài mòn, độ cứng cao, khả năng tương thích sinh học, trong suốt trong vùng phổ hồng ngoại. Nhờ những ưu điểm này, bên cạnh việc DLC đã được ứng dụng rộng rãi trong cơ khí, điện tử, y tế, màng DLC cũng được quan tâm nghiên cứu ứng dụng mạ bảo vệ và khử phản xạ cho các chi tiết quang học làm việc trong vùng hồng ngoại. Các công nghệ như phún xạ, cấy ion, bốc bay bằng laser, hồ quang và plasma tăng cường lắng đọng hơi hóa học (PECVD – Plasma-Enhanced Chemical Vapor Deposition) v.v. đã được phát triển cho ứng dụng mạ màng DLC quang học. Trong đó, phương pháp PECVD có nhiều ưu điểm về giá thành, dễ vận hành, khả năng tinh chỉnh chiết suất và kiểm soát ứng suất của lớp màng DLC. Tuy nhiên việc đưa các chi tiết quang học có kích thước lớn vào buồng mạ DLC-PECVD có thể làm thay đổi cấu hình plasma gây ra sự không đồng nhất của lớp màng ở các vị trí khác nhau trên mẫu. Trong báo cáo này, chúng tôi trình bày các kết quả khảo sát sự đồng đều của lớp màng DLC trên các mẫu đặt ở các độ cao khác nhau trong buồng mạ. Ảnh hưởng của độ cong bề mặt mẫu lên sự đồng đều của lớp màng cũng được làm rõ. Các kết quả này đặc biệt quan trọng giúp tối ưu quá trình thiết kế và mạ màng DLC cho các thấu kính hồng ngoại kích thước lớn.

Từ khóa: *Mạ màng DLC; Công nghệ PECVD; Khử phản xạ.*

1. Mở đầu

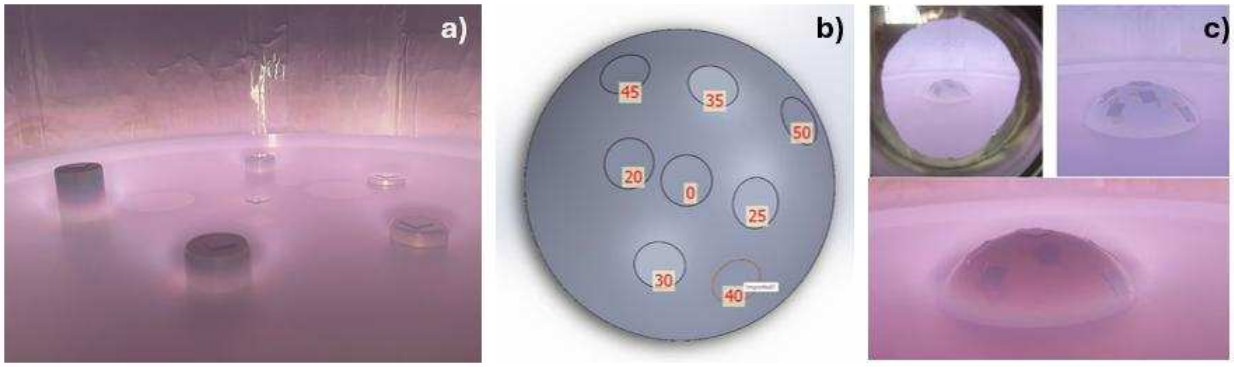
Vật liệu cacbon giả kim cương (DLC) là một dạng cacbon vô định hình có nhiều tính chất độc đáo như độ cứng cơ học cao, chịu mài mòn tốt, trơ hóa học, tương thích sinh học [1-3]. Không quá ngạc nhiên khi vật liệu này đã được nghiên cứu ứng dụng trong nhiều lĩnh vực từ cơ khí [4], y sinh [5] tới điện tử [6]. Trong lĩnh vực quang điện tử, khả năng cho bức xạ hồng ngoại truyền qua tốt của DLC, cũng nhận được chú ý. Nhiều nghiên cứu ứng dụng DLC làm màng bảo vệ và khử phản xạ cho các chi tiết quang học làm việc trong vùng hồng ngoại đã được thực hiện từ rất sớm [7-10]. Hiện nay, trên thế giới, đa số thiết bị quang điện tử quân sự có các chi tiết quang được mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ, giúp tăng thời gian, khả năng hoạt động của thiết bị trong môi trường khắc nghiệt.

Có nhiều phương pháp để mạ màng DLC như phún xạ [11], bốc bay bằng laser [12], phóng điện hồ quang [13] và plasma tăng cường lắng đọng hơi hóa học (PECVD) [14, 15]. Trong đó, mạ màng DLC theo công nghệ PECVD được đánh giá cao nhờ chi phí hợp lý, dễ vận hành và khả năng kiểm soát tốt các thông số lớp màng. Chúng tôi đã mạ màng DLC theo công nghệ PECVD bảo vệ và khử phản xạ cho các đế Si, Ge trong vùng phổ hồng ngoại bước sóng trung MWIR và bước sóng dài LWIR và đạt được nhiều kết quả khả quan [15]. Tuy nhiên, đối với các chi tiết quang học có kích thước lớn, bề mặt có độ cong lớn, để đạt được lớp màng DLC đồng nhất không hề đơn giản, do các yếu tố như chiều cao đặt mẫu và độ cong bề mặt có thể làm thay đổi cấu hình plasma [16, 17] và khí động học trong buồng mạ [18, 19].

Trong bài báo này, chúng tôi trình bày các kết quả khảo sát ảnh hưởng của chiều cao và độ cong bề mặt mẫu lên tính chất lớp màng DLC được lắng đọng bằng công nghệ PECVD. Các kết quả thực nghiệm này sẽ là cở sở định hướng thiết kế các bộ gá mẫu, giúp tạo ra phân bố plasma có độ đồng nhất cao trên bề mặt mẫu. Qua đó, đảm bảo thu được lớp màng có chất lượng tốt và đồng đều trên toàn diện tích cho các chi tiết quang học kích thước lớn.

2. Thực nghiệm

Màng DLC được lắng đọng từ khí butane-n (C_4H_{10}) theo công nghệ PECVD lên các phiến Si được đánh bóng hai mặt, có độ dày 0,5 mm. Các tham số công nghệ được thực hiện theo quy trình khử phản xạ trong vùng phổ 3-5 μm cho đế Si. Plasma được tạo ra bởi nguồn RF có tần số 13,6 MHz, điện áp 270 V. Lưu lượng khí butane được điều khiển để đảm bảo áp suất buồng mạ không đổi ở mức $1{,}95 \times 10^{-2}$ Torr. Màng DLC được lắng đọng lên bề mặt các mẫu trong 28,5 phút. Chi tiết cụ thể về các tham số công nghệ đã được trình bày chi tiết trong công bố trước đây của nhóm nghiên cứu [15].



Hình 1. a) Mẫu được đặt tại các độ cao 0, 5, 10, 15, 20 và 40 mm trong buồng mạ; b, c) mẫu đặt tại các vị trí ứng với góc nghiêng 0º, 20º, 25º, 30º, 35º, 40º, 45º, 50º trên chỏm cầu.

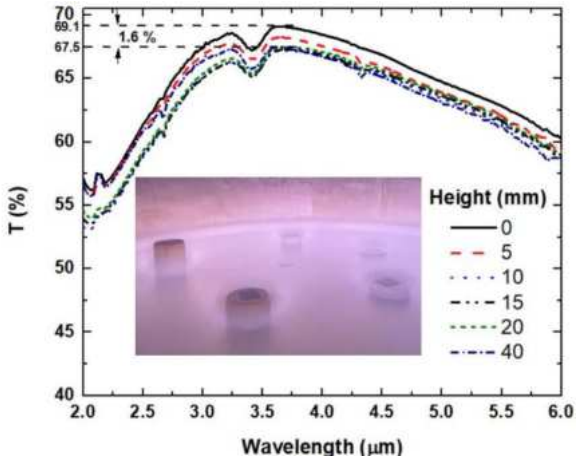
Để khảo sát ảnh hưởng của chiều cao đặt mẫu và độ cong (góc nghiêng đặt mẫu) lên tính chất của lớp màng DLC, hai chuỗi thí nghiệm đã được thực hiện. Trong chuỗi thí nghiệm 1, các mẫu Si được đặt lên các dưỡng gá mẫu bằng nhôm có chiều cao 5, 10, 15, 20 và 40 mm đặt trên tấm điện cực. Trong đó, chiều cao đặt mẫu 0 mm ứng với mẫu Si được đặt trực tiếp lên điện cực (Hình 1a). Với chuỗi thí nghiệm thứ 2, bộ gá mẫu bằng nhôm hình chỏm cầu với bán kính cong $R = 75\,mm$, đường kính mặt đáy $\phi = 132\,mm$ và độ cao $h = 40\,mm$ (Hình 1b, c) được sử dụng để mô phỏng lại thấu kính có kích thước và bán kính cong lớn. Mẫu Si được đặt tại các vị trí khác nhau trên chỏm cầu ứng với các góc lệch 0º, 20º, 25º, 30º, 35º, 40º, 45º, 50º so với trục chính của chỏm cầu.

Sau khi mạ, màng DLC trên các mẫu đặt ở các vị trí khác nhau được đánh giá thông qua phổ hồng ngoại truyền qua đo bằng máy quang phổ FTIR IRTracer-100 của hãng Shimadzu.

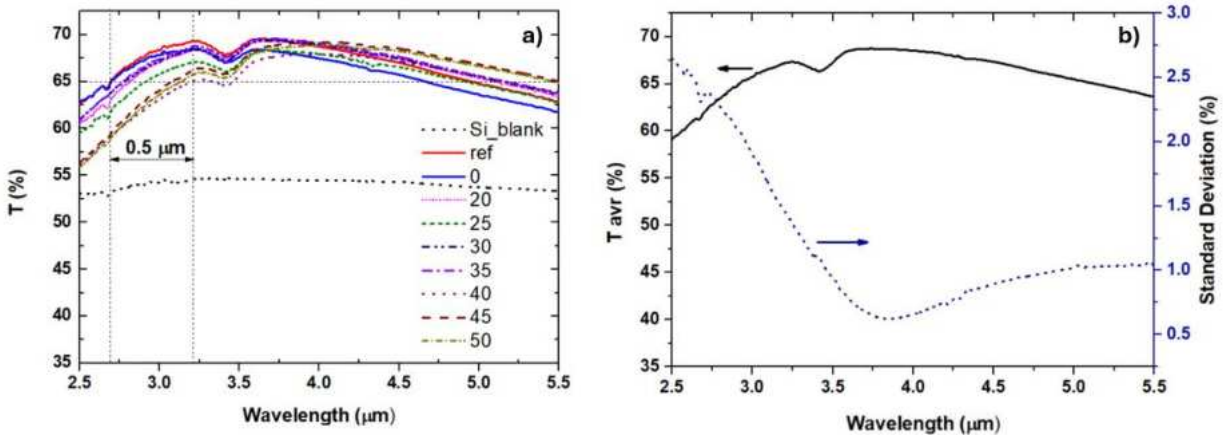
3. Kết quả và thảo luận

Hình 2 biểu diễn phổ truyền qua của các màng DLC được lắng đọng lên các mẫu Si đặt ở các độ cao khác nhau trong buồng mạ PECVD. Có thể thấy rằng, vị trí đỉnh phổ truyền qua gần như không thay đổi. Trong khi đó, độ truyền qua T có xu hướng giảm nhẹ đối với các mẫu đặt ở các độ cao lớn. Với độ cao đặt mẫu trong khoảng từ 0 mm đến 40 mm, độ truyền qua giảm đi cỡ 1.6 % (Hình 2). Trong buồng mạ PECVD, plasma tạo ra lớp cách ly giữa plasma khối và mẫu.

Biên dạng hình học và độ dẫn của mẫu sẽ có tác động tới môi trường plasma xung quanh và sự hình thành lớp cách ly [20]. Trên Hình 2, ta có thể quan sát được các quầng tối màu quanh mẫu. Điện trường sinh ra trong vùng cách ly này có tác dụng gia tốc các ion tới bề mặt mẫu. Với các mẫu ở độ cao lớn, bề dày của lớp cách ly nhỏ, đoạn đường ion được gia tốc trước khi đập vào bề mặt mẫu ngắn. Do đó, năng lượng ion tác động lên bề mặt mẫu đặt ở độ cao lớn là nhỏ hơn, dẫn tới chiết suất của lớp màng DLC bị thay đổi. Hiện tượng này phần nào giải thích việc hệ số truyền qua giảm khi chiều cao đặt mẫu tăng, trong khi vị trí đỉnh phổ ít thay đổi. Bên cạnh đó, phổ FTIR của lớp màng DLC có vùng bị võng xuống tại đỉnh do sự hấp thụ của liên kết C-H còn dư trên màng.



Hình 2. Phổ FTIR của lớp màng DLC trên các đế Si đặt ở các độ cao khác nhau

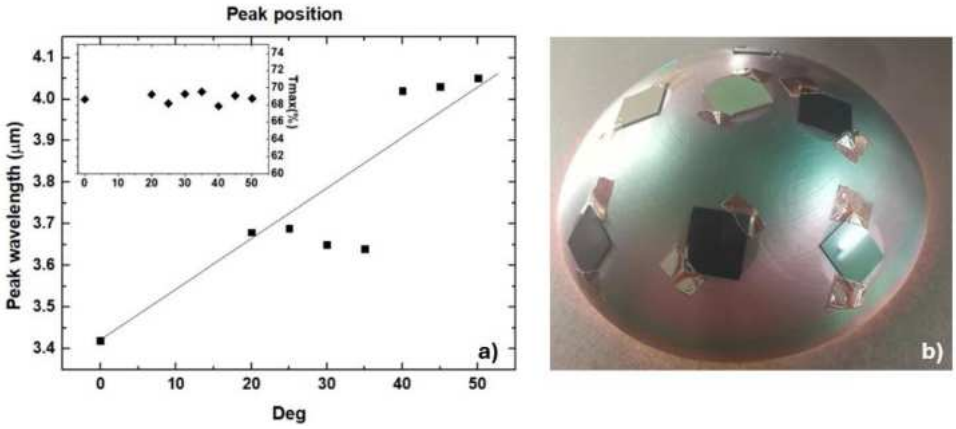


Hình 3. a) Phổ FTIR của lớp màng DLC lắng đọng trên đế Si đặt ở các vị trí góc khác nhau trên bề mặt chỏm cầu; b) Phổ truyền qua trung bình

Hình 3a biểu diễn phổ truyền qua hồng ngoại của các mẫu đặt tại các vị trí khác nhau trên chỏm cầu. Phổ truyền qua của mẫu đặt trên đỉnh cầu (mẫu 0), và của mẫu đối chứng (mẫu ref) đặt ngay trên điện cực khá tương đồng, với những sai khác tương đối nhỏ do khác nhau về độ cao đặt mẫu như trong thí nghiệm trên. Hệ số truyền qua cực đại của các đường phổ gần như không đổi, dao động trong khoảng 68 -70% (Hình 4a). Trong khi đó, có thể quan sát thấy các mẫu đặt ở góc lệch lớn có đỉnh phổ truyền qua dịch chuyển rõ rệt về phía bước sóng dài. Hình 3b biểu diễn phổ truyền qua trung bình của tất cả các mẫu trên chỏm cầu và độ lệch trung bình của các đường phổ so với đường phổ trung bình. Do phổ truyền qua có dạng chữ V ngược đặc trưng của màng khử phản xạ cấu hình λ/4 với đỉnh tù và thoải ở phía bước sóng dài, việc dịch phổ về phía bước sóng

dài chủ yếu làm thay đổi phía bước sóng ngắn, lớn nhất cỡ 2,5%. Trong khi phía bước sóng dài ít bị ảnh hưởng, chỉ cỡ 1%.

Với đồ gá bằng nhôm đặt trên điện cực, có thể được xem như là mặt đẳng thế. Độ biến thiên biên dạng (gradient) bề mặt tỷ lệ với cường độ điện trường. Trên Hình 1c, tại mép của chỏm cầu có thể quan sát thấy quầng sáng. Tại vị trí mép, do có điện trường lớn, mật độ ion tại đây cao hơn so với các vùng khác, do đó có tốc độ lắng đọng màng DLC lớn hơn. Việc màng DLC của các mẫu đặt gần mép chỏm cầu có độ dày lớn hơn, hoàn toàn phù hợp với kết quả dịch phổ truyền qua về phía bước sóng dài đã đo được. Kết quả này cũng phù hợp với kết quả nghiên cứu sự ảnh hưởng của định hướng bề mặt mẫu lên lớp màng DLC của tác giả Nelson và cộng sự [21].



Hình 4. a) Đỉnh phổ truyền qua của các đế Si lắng đọng màng DLC ở các góc khác nhau; b) Phân bố màng thành các đới cầu trên bề mặt bộ gá mẫu

Khảo sát chi tiết hơn vị trí cực đại ứng với các đường phổ truyền qua của các mẫu đặt trên chỏm cầu, có thể thấy chúng được chia thành 3 vùng (Hình 4a) tương ứng với 3 đới cầu có màu sắc khác nhau trên chỏm cầu sau khi mạ màng DLC (Hình 4b). Để giải thích được hiện tượng này đòi hỏi mô phỏng phân bố plasma theo phân bố điện trường và khí động học trong buồng phản ứng PECVD. Vấn đề này sẽ được chúng tôi tập trung nghiên cứu trong thời gian tới. Về mặt thực tiễn, lớp màng DLC thường được mạ cho chi tiết quang học nằm ngoài cùng của hệ quang, có mặt tiếp xúc với môi trường. Các chi tiết quang này thường có tiêu cự dài, bề mặt cong ít. Bộ gá mẫu có thể được thiết kế sao cho toàn bộ bề mặt của chi tiết được mạ nằm trong cùng một đới cầu để đảm bảo độ đồng nhất của lớp màng.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã khảo sát và làm rõ ảnh hưởng của chiều cao đặt mẫu và độ cong bề mặt đến tính đồng đều của lớp màng DLC được lắng đọng bằng công nghệ PECVD. Các kết quả cho thấy độ cao đặt mẫu ít có ảnh hưởng tới lớp màng trong khi bề mặt cong (góc nghiêng đặt mẫu) ảnh hưởng tới độ dày lớp màng và làm phổ truyền qua dịch về bước sóng dài khi góc nghiêng đặt mẫu lớn. Các kết quả này, về mặt định tính phù hợp với các công bố quốc tế đã được công bố, tuy nhiên cần được nghiên cứu mô phỏng và khảo sát chi tiết hơn để có được các kết quả định lượng. Về thực tiễn, các kết quả nghiên cứu là dữ liệu thực nghiệm về giới hạn của phương pháp mạ màng DLC- PECVD cho các chi tiết quang học có kích thước lớn và bán kính cong lớn. Các kết quả này mặt khác giúp định hướng thiết kế đồ gá cho các mẫu mạ có bán kính cong nhỏ, đảm bảo độ đồng đều của lớp màng DLC trên toàn diện tích của chi tiết cần được mạ.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu được hỗ trợ bởi đề tài TBAN.01 chương trình sản phẩm quốc gia.

Tài liệu tham khảo

1. A. Grill. (Mar. 1999). Diamond-like carbon: state of the art. *Diam Relat Mater*, vol. 8, no. 2–5, pp. 428–434.
2. J. Robertson. (May 2002). Diamond-like amorphous carbon. *Materials Science and Engineering: R: Reports*, vol. 37, no. 4–6, pp. 129–281.
3. Naresh Chand, Shivani Singh, Vanita Sekar, R.L. Bharadwaj, and A. M. Mahajan. (May 2024). Diamond-Like Carbon (DLC) Coatings: Classification, Properties, and Applications. *Int J Sci Res Sci Technol*, vol. 11, no. 3, pp. 147–168.
4. M. Piri, H. Hashemolhosseini, R. Mikaeil, M. Ataei, and A. Baghbanan. (Feb. 2020). Investigation of wear resistance of drill bits with WC, Diamond-DLC, and TiAlSi coatings with respect to mechanical properties of rock. *Int J Refract Metals Hard Mater*, vol. 87.
5. K. Malisz, B. Świeczko-Żurek, and A. Sionkowska. (May 01, 2023). Preparation and Characterization of Diamond-like Carbon Coatings for Biomedical Applications—A Review.
6. A. M. Baranov *et al.* (2000). Development of DLC film technology for electronic application.
7. D. M. Swec, M. J. Mirtich, D. Careon, and P. Coatiblcs. (1989). Diamondlike Carbon Protective Coatings for Optical Windows.
8. K. S. Harshavardhan and S. B. Iyer. (1994). Diamond-like carbon coating for optical windows. *IETE J Res*, vol. 40, no. 2–3, pp. 97–100.
9. K. Niranjan Reddy *et al.* (2014). Double side coating of DLC on silicon by RF-PECVD for AR application in *Procedia Engineering*, Elsevier Ltd, pp. 1416–1421.
10. A. Varade, A. Krishna, K. N. Reddy, M. Chellamalai, and P. V. Shashikumar. (2014). Diamond-like Carbon Coating Made by RF Plasma Enhanced Chemical Vapour Deposition for Protective Antireflective Coatings on Germanium. *Procedia Materials Science*, vol. 5, pp. 1015–1019.
11. C. R. Lin, D. H. Wei, C. K. Chang, and W. H. Liao. (2011). Optical properties of Diamond-like Carbon films for antireflection coating by RF magnetron sputtering method in *Physics Procedia*, Elsevier B.V., pp. 46–50.
12. A. A. Voevodin, A. W. Phelps, J. S. Zabinski, and M. S. Donley. (1996). Friction induced phase transformation of pulsed laser deposited diamond-like carbon.
13. J. Vetter. (Oct. 2014). 60 years of DLC coatings: Historical highlights and technical review of cathodic arc processes to synthesize various DLC types, and their evolution for industrial applications. *Surf Coat Technol*, vol. 257, pp. 213–240, Oct. 2014.
14. W. Kijaszek, A. Wiatrowski, M. Mazur, D. Wojcieszak, R. Paszkiewicz, and J. Kováč. (Oct. 2023). Study on properties of diamond-like carbon films deposited by RF ICP PECVD method for micro- and optoelectronic applications. *Materials Science and Engineering: B*, vol. 296.
15. Mai Thị Kiều Trang và cộng sự. (2024). Ứng dụng công nghệ PECVD mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ cho chi tiết quang học hồng ngoại vật liệu Ge và Si in *Hội nghị các nhà nghiên cứu trẻ lần XX, Học viện Kỹ thuật quân sự*.
16. 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.
17. K. Bobzin, N. Bagcivan, N. Goebbels, and K. Yilmaz. (2009). Effect of the substrate geometry on plasma synthesis of DLC coatings in *Plasma Processes and Polymers*.

18. J. Ding *et al.* (Oct. 2011). Effect of electrode architecture and process parameters on distribution of SiH3 in a PECVD system. *Vacuum*, vol. 86, no. 3, pp. 344–349.
19. O. Leroy, H. Videlot, and J. Jolly. (2001). Two-dimensional modelling of CH 4-H 2 radio-frequency discharges for a-C:H deposition.
20. André Anders. (2000). *Handbook of Plasma Immersion Ion Implantation and Deposition.* Third. Wiley
21. N. Nelson, R. T. Rakowski, J. Franks, P. Woolliams, P. Weaver, and B. J. Jones. (Sep. 2014). The effect of substrate geometry and surface orientation on the film structure of DLC deposited using PECVD. *Surf Coat Technol*, vol. 254, pp. 73–78.

Investigation of the effect of surface height and curvature of the sample on the DLC coating layer deposited by PECVD technology

Abstract:

The diamond-like carbon (DLC) coating is recognized as a superior material with outstanding properties, including excellent wear resistance, high hardness, biocompatibility, and transparency in the infrared spectrum. Thanks to these advantages, DLC coatings have been widely applied in mechanical engineering, electronics, and medical fields. Furthermore, DLC coatings have garnered significant research for applications in protective and antireflective coatings for infrared optical components. Technologies such as sputtering, ion implantation, laser ablation, arc deposition, and plasma-enhanced chemical vapor deposition (PECVD) have been developed for depositing optical DLC coatings. Among these, the PECVD technology offers numerous advantages, including cost-effectiveness, ease of operation, tunable refractive index, and the ability to control the stress of the DLC layer. However, introducing large optical components into the PECVD chamber can alter the plasma configuration, resulting in non-uniformity of the DLC layer at different positions on the sample. In this report, we present findings from an investigation into the uniformity of DLC coatings on samples placed at varying heights within the chamber. The influence of the surface curvature of the samples on the uniformity of the coating is also elucidated. These findings are particularly critical for optimizing the design and deposition process of DLC coatings for large infrared lenses.

Key words: DLC coating layer; PECVD technology; Antireflection coatings.

Khảo sát ảnh hưởng của kết cấu loa phụt đến hoạt động súng chống tăng B-41

Dương Quốc Việt[1*], Nguyễn Thanh Hải[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email: duongquocvietmta@gmail.com; Tel: 0926.231.333

Tóm tắt

Việc nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số hình học loa phụt đến hoạt động của súng pháo không giật là một nhiệm vụ quan trọng khi thiết kế, chế tạo hay khi khai thác sử dụng súng, pháo. Bài báo trình bày kết quả xây dựng mô hình toán học để xác định điều kiện không giật của súng pháo hệ động học phản lực theo các thông số kết cấu của loa phụt. Dựa trên mô hình toán học này đã tiến hành khảo sát ảnh hưởng của một số thông số chính như đường kính tiết diện tới hạn và góc mở của loa phụt đến hoạt động của súng chống tăng B-41. Kết quả khảo sát là cơ sở lý thuyết để xác định các thông số hình học của loa phụt đảm bảo điều kiện hoạt động tối ưu cho súng pháo.

Từ khóa: *loa phụt; điều kiện không giật; súng pháo không giật.*

1. Đặt vấn đề

Phát bắn từ súng pháo thông thường như ta thường thấy là sự xuất hiện lực giật lớn. Muốn để giá súng pháo có thể chịu đựng được các tải trọng lớn cần phải làm cho pháo bền, nặng và được thiết kế thêm các thiết bị hãm lùi riêng. Chính vì vậy, súng pháo trở nên cồng kềnh và nặng nề hơn, có tính cơ động kém hơn. Một hướng mới trên con đường phát triển của pháo binh là sự ra đời của súng pháo theo nguyên lý động học phản lực hay còn gọi là súng pháo không giật. Sự khác biệt lớn nhất về kết cấu giữa súng pháo không giật và súng pháo thông thường là hệ thống loa phụt ở phía sau của súng pháo không giật. Loa phụt này tạo ra dòng khí phụt ra sau với một tốc độ lớn, thành phần phản lực được sinh ra để triệt tiêu lực giật của pháo. Đây là một yếu tố ảnh hưởng lớn đến hoạt động của súng pháo. Vì vậy, việc nghiên cứu và hiểu rõ về ảnh hưởng của các thông số hình học loa phụt đến hoạt động của súng pháo không giật là một vấn đề quan trọng trong thiết kế, chế tạo hay khi khai thác, sử dụng súng, pháo.

Trên thế giới và ở Việt Nam đã có nhiều nghiên cứu về súng, pháo không giật, một số nghiên cứu đã đưa ra những những lý thuyết cụ thể về bài toán thuật phóng trong của súng pháo không giật [1-5], một số nghiên cứu đã thực nghiệm đo áp suất trong buồng đốt để xác định các đặc trưng thuật phóng trong của súng không giật, từ đó xác định điều kiện không giật của súng. Tuy nhiên, chưa có nhiều nghiên cứu về ảnh hưởng của đặc trưng kết cấu của loa phụt đến điều kiện làm việc của súng không giật. Trong nghiên cứu này, tác giả tập trung phân tích chi tiết về tác động của kết cấu loa phụt đến điều kiện không giật của súng pháo không giật, thực hiện việc tính toán cho một loại súng chống tăng cụ thể (súng chống tăng B-41). Kết quả đạt được góp phần đưa ra các thông tin cần thiết cho việc phát triển và tối ưu hóa công nghệ thiết kế, chế tạo, cũng như cải tiến súng pháo không giật nhằm nâng cao tính ổn định, độ chính xác và khả năng chống lại tác động của môi trường trong quá trình sử dụng súng pháo không giật.

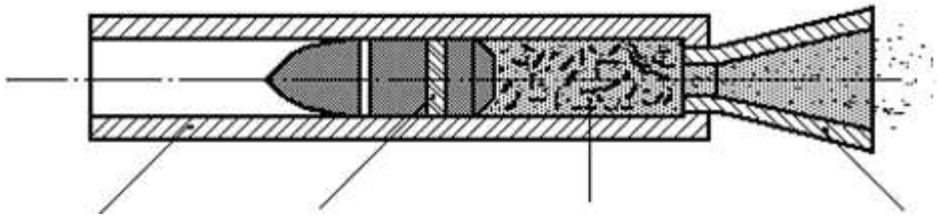
2. Cơ sở lý thuyết

Nguyên lý động học phản lực được áp dụng trong phần lớn các loại vũ khí chống tăng hiện đại. Sơ đồ nguyên lý này được thể hiện trên hình 1. Nếu trong các hệ thống này, thành phần phản lực do loa phụt tạo ra bằng lực động học do áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy nòng gây nên thì hệ thống không giật. Khi đó, tải trọng lên giá giảm, giá chỉ là bệ định hướng và giữ nòng. Trọng lượng hệ thống cũng giảm nhiều, nâng cao hệ số sử dụng kim loại (là tỉ số

giữa năng lượng đầu nòng với trọng lượng của hệ thống).

2.1. Bài toán thuật phóng trong của súng pháo không giật

Súng pháo hệ Động học phản lực (súng pháo không giật) là một hệ có nòng với buồng đốt hở do có cấu tạo khối loa phụt trên đáy nòng để tạo ra luồng khí thuốc phụt mạnh về phía sau (ngược chiều chuyển động của đạn) làm giảm nhỏ hoặc triệt tiêu hoàn toàn sự lùi nòng khi bắn. Sơ đồ nguyên lý kết cấu của súng pháo không giật được trình bày trên hình 1.



1. Nòng 2. Đạn 3. Thuốc phóng 6. Loa phụt

Hình 1. Sơ đồ nguyên lý kết cấu súng pháo không giật

Trên quan điểm thuật phóng trong (TPT), súng pháo không giật có thể được xem như là một sự liên kết giữa tên lửa và súng pháo thông thường khi chúng có chung một buồng đốt. Chính vì vậy, quá trình làm việc của súng pháo không giật có những đặc điểm đặc trưng như sau:

+ Liều thuốc phóng cháy trong buồng đốt và khí thuốc dãn nở trong lòng nòng trong điều kiện thể tích thay đổi. Đặc tính này hoàn toàn tương tự súng pháo thông thường.

+ Một phần khá lớn khí thuốc tạo thành do kết quả cháy của liều thuốc phụt ra khỏi buồng đốt qua loa phụt đặt trên đáy nòng. Quá trình phụt khí này về cơ bản là giống sự phụt khí ra khỏi buồng đốt của động cơ tên lửa, chỉ khác là, trong súng pháo không giật, mức độ không ổn định của luồng phụt lớn hơn.

+ Có hai lực dọc trục tác dụng lên nòng: lực động học (lực của áp suất khí thuốc trên đáy nòng) gây ra sự lùi nòng và phản lực tác dụng theo hướng ngược lại. Tên gọi hệ động học phản lực chủ yếu là phản ảnh sự tồn tại đồng thời và cũng tác dụng lên nòng một cách ngược chiều nhau của 2 lực này.

a) Các giả thiết

Với mục đích đơn giản việc thiết lập hệ phương trình mô tả hiện tượng bắn của súng pháo không giật, bên cạnh những giả thiết dùng cho bài toán TPT của súng pháo thông thường, người ta thừa nhận thêm một số giả thiết sau đây:

- Không có những hạt thuốc phóng còn chưa cháy hết thoát ra ngoài loa phụt do bị khí cuốn theo. Giả thiết đã đưa ra cho phép ta xem toàn bộ liều thuốc phóng cháy và tạo khí bên trong buồng đốt và dòng sản phẩm cháy chuyển động trong loa phụt là dòng một pha.

- Chuyển động của khí thuốc trong loa phụt là chuyển động ổn định. Giả thiết này cho phép sử dụng các công thức khí động của dòng khí ổn định vào việc tính toán lượng phụt khí tương đối trong quá trình xảy ra hiện tượng bắn. Đương nhiên, để cho kết quả tính toán phù hợp với thực tế, cần phải đưa vào các công thức này những hệ số phù hợp xác định bằng thực nghiệm tính đến ảnh hưởng của tính chất không ổn định của dòng khí trong loa phụt của súng pháo không giật.

Trên cơ sở các giả thiết này, hoàn toàn có thể thiết lập hệ phương trình cho thấy mối liên hệ giữa các đặc trưng cấu tạo, các điều kiện nhồi và các thông số thuật phóng của súng

pháo không giật.

b) Hệ phương trình thuật phóng trong của súng pháo không giật [3]

*** Các phương trình tạo khí**

Sử dụng quy luật cháy hình học và quy luật tốc độ cháy của thuốc, ta có thể thiết lập các phương trình tạo khí ở dạng:

$$\psi = \chi z\left(1+\lambda z\right) \tag{1}$$

$$\frac{d\psi}{dt} = \frac{\chi\sigma}{e_1}u = \frac{\chi\sigma}{e_1}u_1 p^{\nu} \tag{2}$$

Trong đó:

ψ: tốc độ tạo khí.

χ, λ: các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng.

$Z = \frac{e}{e_1}$: bề dày cháy tương đối của thuốc phóng biến đổi từ 0 đến 1.

v: số mũ đa biến.

$I_K = \frac{u_1}{e_1}$ - xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc.

*** Phương trình tiêu hao khí thuốc**

Với giả thiết dòng sản phẩm cháy chuyển động trong loa phụt là dòng khí ổn định, ta sẽ có phương trình tiêu hao khí thuốc ở dạng

$$\frac{d\eta}{dt} = \frac{\varphi_2 K_0 S_t p}{\omega\sqrt{f\tau}} \tag{3}$$

Trong đó:

η: lượng khí phụt tương đối.

φ2: hệ số kể đến sự nén dòng của dòng khí khi qua loa phụt.

K0: hằng số tính theo công thức: $K_0 = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}}\sqrt{\frac{2gk}{k+1}}$

Với k = 1,25; g = 981 cm/s2 thì K0 = 65 cm1/2/s.

ω: trọng lượng thuốc phóng (kg).

*** Phương trình chuyển động của đạn**

Tương tự súng pháo thông thường, phương trình chuyển động của đạn trong súng pháo không giật được viết ở dạng:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{sp}{\varphi m} \tag{4}$$

Trong đó:

v: tốc độ chuyển động của đầu đạn (m/s).

S: diện tích tiết diện lòng nòng (cm2).

P: áp suất khí trong lòng nòng (kG/cm2).

φ: hệ số tăng nặng của đầu đạn.

Mối liên hệ động học giữa quãng đường l, thời gian t và tốc độ chuyển động v của đạn thì tuân theo quy luật chung của cơ học:

$$\frac{dl}{dt} = v \tag{5}$$

*** Phương trình trạng thái của khí thuốc**

Phương trình trạng thái của khí thuốc có thể viết ở dạng:

$$p = \frac{f\tau\omega(\psi - \eta)}{S(l_\psi + 1)} \tag{6}$$

Trong đó: τ- nhiệt độ tương đối khí thuốc trong lòng nòng.

*** Phương trình cân bằng năng lượng**

Phương trình cân bằng năng lượng có dạng:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{(1-\tau)\frac{d\psi}{dt} - \theta\tau\frac{d\eta}{dt} - \frac{\theta\psi m}{f\omega}v\frac{dv}{dt}}{\psi - \eta} \tag{7}$$

Toàn bộ các phương trình đã đưa ra ở trên từ (1) đến (7), lập thành một hệ phương trình vi phân mô tả mối quan hệ giữa các thông số thuật phóng của súng pháo không giật. Có thể dễ dàng chứng minh rằng, trong trường hợp không có quá trình phụt khí ($S_t = 0$), hệ phương trình này sẽ chuyển thành hệ phương trình của súng pháo thông thường.

2.2. Xác định điều kiện không giật cho súng pháo [2]

Từ việc khảo sát vũ khí chống tăng đã xác định rằng hệ động học phản lực có thể cân bằng hoàn toàn hoặc một phần. Đối với hệ động học phản lực để đảm bảo nòng không giật thì kích thước loa phụt và nòng phải có mối quan hệ xác định.

Để thiết lập bài toán điều kiện không giật cho pháo, sử dụng một số giả thiết sau:

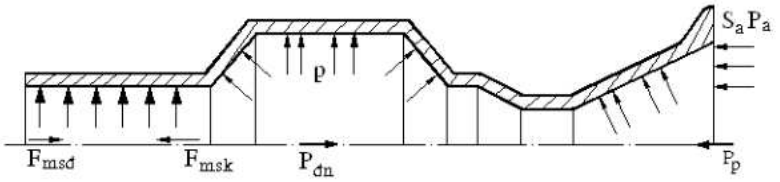
- Hệ thống được khảo sát chỉ bao gồm gồm: nòng – đạn – thuốc phóng – khí thuốc.
- Các quá trình ở trong nòng được coi là ổn định;
- Thuốc cháy hết, không có hạt thuốc chưa cháy phụt ra;
- Bỏ qua lực ma sát của đạn, của khí thuốc lên nòng.

a) Các lực tác dụng lên nòng hệ động học phản lực

Khi thuốc phóng cháy tạo thành khí thuốc và tăng áp suất, nhiệt độ trong buồng đốt. Áp suất khí thuốc tác dụng lên đạn, truyền cho nó một động năng. Mặt khác áp suất khí thuốc cũng tác dụng lên bề mặt bên trong của buồng đốt, nòng và phụt qua loa phụt gây nên lực hướng kính; lực dọc trục và lực quán tính.

- Lực hướng kính gây nên ứng suất và biến dạng trên thành nòng, vì vậy mà nó ảnh hưởng đến độ bền của nòng.
- Lực quán tính xuất hiện trên thành nòng do tác dụng động của áp suất khí thuốc.
- Lực dọc trục tác dụng lên buồng đốt mở rộng gây nên ứng suất và biến dạng dọc trục ở thành buồng đốt. Vì thế mà lực dọc trục ảnh hưởng đến tính ổn định của súng khi bắn.

Đặc điểm tác dụng của lực dọc trục như sơ đồ trên hình 2.



Hình 2. Sơ đồ lực tác dụng lên nòng hệ động học phản lực

Trên sơ đồ biểu diễn nòng của pháo không giật với các lực dọc trục tác dụng lên nó, áp suất khí thuốc p là trị số thay đổi tác dụng lên nòng và tạo nên các lực dọc trục sau đây:

*** Lực động học $P_{đn}$**

Lực động học hay lực của áp suất khí thuốc tác dụng lên phần đáy của nòng. Lực này tác dụng theo trục nòng và gây nên giật lùi nòng.

Lực động học được tính theo công thức:

$$P_{dn} = \int_{S_{th}}^{S} pdS \tag{8}$$

Lực này tác dụng lên phần côn vào từ tiết diện tới hạn đến tiết diện nòng. Khi tính toán coi rằng áp suất khí thuốc không đổi theo chiều dài buồng đốt và phần côn vào. Thực tế áp suất đó thay đổi đáng kể chỉ ở gần tiết diện tới hạn. Ở tiết diện ra, áp suất khí thuốc thay đổi tương tự như ở tiết diện ra của động cơ phản lực. Như vậy với giả thiết áp suất khí thuốc trong buồng đốt của nòng động học phản lực không đổi theo chiều dài ở mỗi thời điểm (p=const), khi đó biểu thức tính $P_{đn}$:

$$P_{dn} = \int_{S_{th}}^{S} pdS = p\left(S - S_{th}\right) \tag{9}$$

Như vậy lực động học của áp suất khí thuốc tỉ lệ với áp suất khí thuốc và hiệu số diện tích tiết diện nòng với tiết diện tới hạn của loa phụt. Cỡ nòng càng lớn thì lực động học càng lớn.

*** Thành phần phản lực Pp**

Lực này cũng tác dụng theo trục nòng nhưng ngược với hướng lực động học. Đây là lực tạo ra do sự phụt khí qua loa phụt. Các thông số hình học của loa phụt xác định độ lớn của thành phần phản lực. Lực này tác động từ tiết diện tới hạn cho đến tiết diện ra của loa phụt. Thành phần phản lực Pp được tính theo công thức [2]:

$$P_p = \int_{S_{th}}^{S} dpS \tag{10}$$

hay

$$P_P = \left\{\varphi_1\varphi_2\left[F_r\left(\xi\right) - 0,693\right] - 0,555\right\}.S_{th}.p \tag{11}$$

Trong đó: Hàm $F_r\left(\xi\right) = F_r\left(\dfrac{d_a}{d_{th}}\right)$ là hàm khí động tra bảng theo tỷ số giữa đường kính tiết diện ra và đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt [2]; φ_1, φ_2 là các hệ số phụ thuộc vào kết cấu của loa phụt; S_{th} là diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt; p – áp suất trong buồng đốt.

Ngoài 2 lực dọc trục kể trên, còn có lực ma sát của khí thuốc và lực ma sát của đạn lên thành nòng. Tuy nhiên, các lực ma sát này có giá trị nhỏ và ngược chiều tác dụng nhau nên

thường bỏ qua khi tính toán.

b) Điều kiện không giật của súng pháo hệ động học phản lực

Như đã đề cập, khi lực động học $F_{đn}$ cân bằng với thành phần phản lực F_p thì súng pháo đảm bảo không giật. Tùy theo yêu cầu về mặt kỹ thuật, súng pháo không giật có thể cân bằng hoàn toàn hay cân bằng không hoàn toàn. Như vậy, tính không giật của hệ thống phụ thuộc vào điều kiện:

$$P_p = P_{đn} \tag{12}$$

hay
$$\left\{p(S - S_{th}) = \varphi_1\varphi_2\left[F_r(\xi) - 0,693\right] - 0,555\right\}.S_{th}.p \tag{13}$$

Qua biến đổi, rút ra:
$$\frac{S}{S_{th}} = \varphi_1\varphi_2\left[F_r(\xi) - 0,693\right] + 0,445 \tag{14}$$

Biểu thức (13) chính là điều kiện không giật cho các loại súng pháo sử dụng nguyên lý hệ động học phản lực. Có thể thấy rằng, tính không giật của súng pháo phụ thuộc vào đặc tính hình học của nòng và loa phụt thông qua diện tích tiết diện của nòng S và diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt S_{th}; các hệ số phụ thuộc kết cấu của loa phụt như φ_1, φ_2 hay hệ số mở rộng của loa phụt ξ.

3. Khảo sát ảnh hưởng của một vài thông số loa phụt đến hoạt động của súng B41

3.1. Dữ liệu đầu vào

Súng chống tăng B-41 là loại súng không giật nòng trơn, cỡ 40 mm do Liên Xô thiết kế và sản xuất, hoạt động theo nguyên lý động học phản lực. Súng được trang bị phổ biến trong quân đội ta. Trên bảng 1 là một số thông số đầu vào dùng cho tính toán súng B-41 [1].

Bảng 1. Các dữ liệu đầu vào

Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
Đường kính nòng súng	d	4	cm
Đường kính tiết diện ra của loa phụt	d_a	7,5	cm
Đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt	d_{th}	3,25	cm
Hệ số kể đến tổn thất do tán xạ dòng ở tiết diện ra của loa phụt	φ_1	0,93	
Hệ số kể đến tổn thất do thắt dòng ở tiết diện tới hạn	φ_2	0,95	
Hệ số chảy rối	a	350	
Áp suất môi trường	p_n	1,033	kG/cm^2
Áp suất mồi cháy của thuốc phóng trong buồng đốt	$p_0^{+15^0}$	50	kG/cm^2
Hệ số nhiệt độ	K_t	1,34	
Góc mở loa phụt (2α)	α	15^o	

3.2. Ảnh hưởng của đường kính tiết diện tới hạn

Diện tích tiết diện tới hạn được xác định theo yêu cầu đảm bảo quy luật thay đổi của áp suất sản phẩm cháy trong quá trình làm việc của động cơ, mà quy luật này đã được lựa chọn trước khi thiết kế liều phóng và buồng đốt.

Tiến hành thay đổi đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt quanh giá trị gốc. Giữ nguyên các thông số khác của loa phụt. Sự thay đổi của đường kính tiết diện tới hạn sẽ dẫn đến sự thay đổi của áp suất trong buồng đốt hệ động học phản lực và thay đổi điều kiện không

giật của súng pháo.

Kết quả tính điều kiện không giật của súng khi thực hiện thay đổi trên được thể hiện trong bảng 2 và đồ thị hình 3.

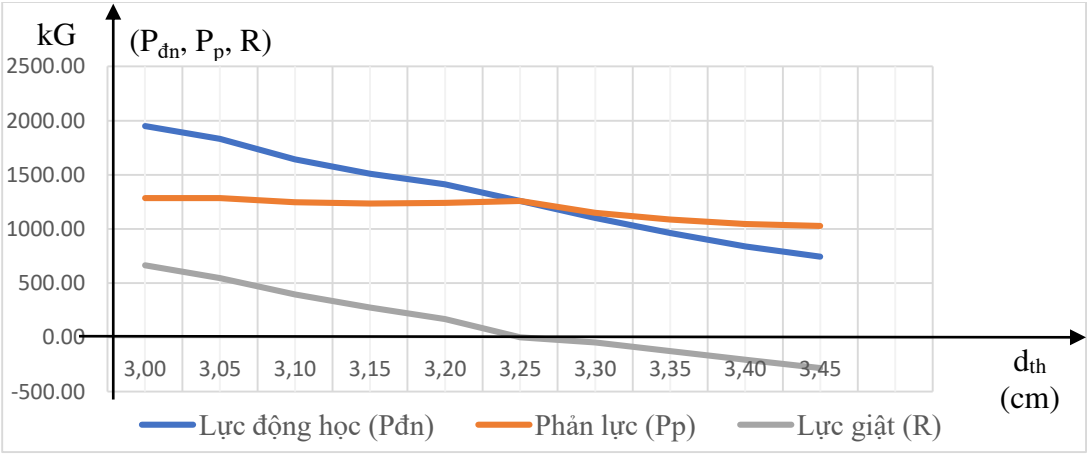
Bảng 2. Kết quả tính điều kiện không giật của súng B-41

TT	d_{th} (cm)	P (kG/cm²)	$\xi = \frac{d_a}{d_{th}}$	F_r (ξ,k)	$P_{đn}$ (kG)	P_p (kG)	$R = P_{đn} - P_p$ (kG)
1	3,00	354,3	2,50	1,654	1950,42	1284,71	665,72
2	3,05	347,7	2,46	1,647	1831,52	1285,09	546,43
3	3,10	326,9	2,42	1,646	1643,05	1245,65	397,40
4	3,15	315,7	2,38	1,643	1509,31	1234,59	274,72
5	3,20	311,6	2,34	1,637	1412,05	1242,28	169,76
6	**3,25**	**294,3**	**2,31**	**1,656**	**1259,14**	**1258,44**	**0,70**
7	3,30	274,4	2,27	1,631	1103,46	1149,12	-45,66
8	3,35	256,0	2,24	1,624	962,65	1088,75	-126,11
9	3,40	240,5	2,21	1,621	840,64	1046,94	-206,30
10	3,45	231,0	2,17	1,618	745,33	1028,80	-283,47

Khi giá trị R ≠ 0 nghĩa là tồn tại lực gây mất ổn định cho súng (lực giật R); Giá trị R > 0: súng giật về sau; R < 0: súng chồm về trước.

Từ kết quả tính toán thấy rằng, khi đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt d_{th} thay đổi (tăng hoặc giảm) thì hệ số mở rộng loa phụt cũng thay đổi theo chiều tỉ lệ nghịch với d_{th}.

Khi đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt d_{th} thay đổi (theo chiều tăng lên như đồ thị trên hình 2) thì ban đầu lực giật R > 0 (súng giật về sau), sau đó lực giật R giảm xuống đến giá trị bằng 0 (tại thời điểm dth = 3,25 cm); Khi d_{th} tiếp tục tăng lên thì lực giật R < 0 (súng chồm về trước). Như vậy để súng ổn định (R = 0) thì loa phụt phải có kích thước xác định (d_{th}= 3,25 cm; d_a = 7,5cm).



Hình 3. Đồ thị mối liên hệ giữa lực giật R với d_{th}

3.3. Ảnh hưởng của góc mở phần vượt âm

Góc mở phần vượt âm (2α) ảnh hưởng nhiều đến giá trị của thành phần phản lực thông qua hệ số kể đến tổn thất do tán xạ của dòng tại tiết diện ra φ_1 và hệ số kể đến tổn thất do ma sát của dòng tại tiết diện tới hạn φ_2 của loa phụt. Đây là 2 dạng tổn thất có ảnh hưởng mạnh nhất đến tốc độ của dòng khí cũng như phản lực tạo ra.

Như đã biết: $P_p = \left\{\varphi_1\varphi_2\left[F_r(\xi,k) - 0,693\right] - 0,555\right\}.S_{th}.p$

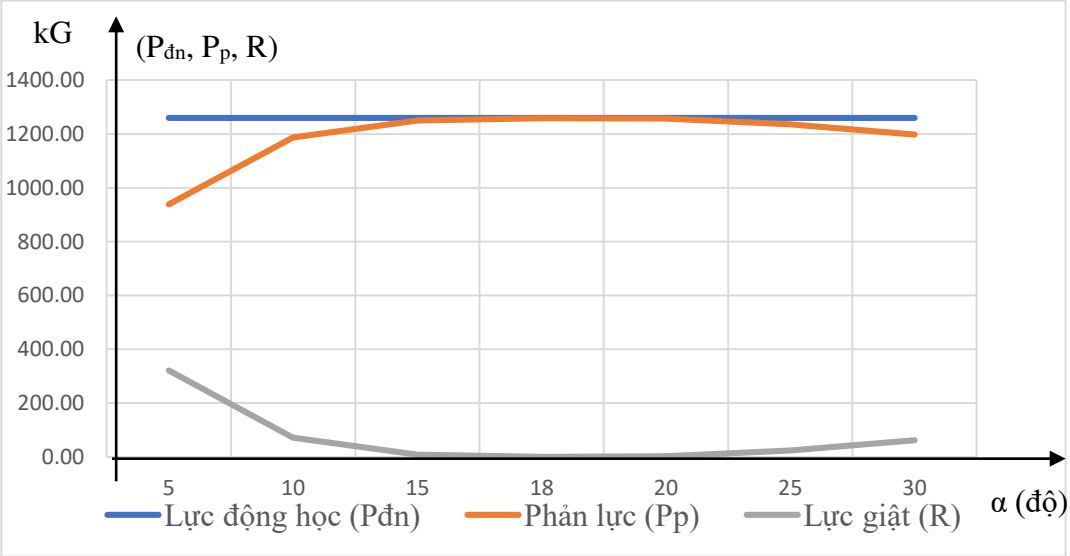
Trong đó: $\varphi_1 = \frac{1+\cos(\alpha)}{2}$;

$\varphi_2 = 1 - \frac{C_{ms}}{2\sin\alpha}$, với $C_{ms} = \frac{1}{4}\left(0,0032 + 0,211R_e^{0,237}\right)$

Sau khi tra cứu và tính toán ta tìm được: Re = 8,314 với C_{ms} = 0,0327 [4]. Ta có bảng các giá trị của thành phần lực và hệ số tổn thất khi thay đổi góc mở α được thể hiện trong bảng 3 và đồ thị hình 4.

Bảng 3. Giá trị của thành phần phản lực khi thay đổi góc mở α

TT	α(°)	φ1	φ2	φ1φ2	Pđn	PP	R
1	5	0,9984	0,8124	0,8108	1259,14	938,50	320,64
2	10	0,9924	0,9063	0,8988	1259,14	1187,44	71,70
3	15	0,9832	0,9374	0,9211	1259,14	1250,60	8,55
4	**18**	**0,9755**	**0,9473**	**0,9239**	**1259,14**	**1258,59**	**0,55**
5	20	0,9698	0,9524	0,9232	1259,14	1256,76	2,38
6	25	0,9531	0,9612	0,9158	1259,14	1235,78	23,37
7	30	0,9332	0,9671	0,9022	1259,14	1197,23	61,91



Hình 4. Mối liên hệ giữa phản lực với góc mở phần vượt âm

Giá trị tích $\varphi_1\varphi_2$ quyết định độ lớn của phản lực. Chúng ta có thể thấy rằng, khi góc mở phần vượt âm (2α) của loa phụt tăng lên, giá trị thành phần phản lực cũng tăng lên cho đến một giá trị α_{tu} nào đó (khoảng 18^0). Sau đó, nếu tiếp tục tăng góc mở thì giá trị thành phần phản lực lại giảm đi. Vậy nên, khi thiết kế loa phụt, thì thường chọn góc mở phần vượt âm (2α) của loa phụt trong khoảng 30^0-35^0.

4. Kết luận

Trong bài báo này, mô hình toán học được thiết lập để xác định điều kiện không giật của súng pháo không giật. Dựa trên mô hình này, việc khảo sát ảnh hưởng của các thông số kết cấu của loa phụt đến hoạt động của súng pháo được thực hiện. Đặc trưng kết cấu của loa

phụt có ảnh hưởng lớn đến điều kiện làm việc của súng pháo, đặc biệt là điều kiện không giật của súng pháo. Xét trên súng pháo không giật nói chung và súng B-41 nói riêng chúng ta có thể thấy có rất nhiều yếu tố ảnh hưởng đến hoạt động của súng như: diện tích tiết diện giới hạn, diện tích tiết diện ra, hệ số mở rộng, độ mòn nòng, mòn buồng đốt của loa phụt, mật độ nhồi của thuốc phóng,.. do khuôn khổ bài báo chúng ta xét đến ảnh hưởng của diện tích tiết diện giới hạn và góc mở của loa phụt. Kết quả tính toán và các đồ thị chúng ta thấy được ảnh hưởng rất lớn của diện tích tiết diện tới hạn và góc mở của loa phụt đến độ ổn định của súng. Trong đó, ảnh hưởng của diện tích tiết diện tới hạn lớn hơn nhiều so với tiết diện ra và góc mở của loa phụt. Để tăng tuổi thọ, kéo dài thời gian sử dụng cho súng pháo, phải có biện pháp bảo quản, bảo dưỡng nhằm tránh ảnh hưởng của điều kiện môi trường bên ngoài tác động vào (nhất là làm mòn nòng, mòn kích thước loa phụt,…)

5. Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Thái Dũng, Nguyễn Thanh Hải, Nguyễn Văn Hưng (2018), *Cơ sở thiết kế hệ thống súng pháo không giật*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
2. Nguyễn Lạc Hồng, Nguyễn Thái Dũng (2014) *Giáo trình cơ sở tính toán thiết kế vũ khí chống tăng đánh gần*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
3. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.
4. Nguyễn Văn Kiều (1999), *Thuỷ khí động lực kỹ thuật*, Học viện Kỹ thuật quân sự.
5. Nguyễn Minh Phú, Nguyễn Thanh Hải, Võ Văn Biên, *Contour design for solid-propellant rocket-engine nozzle*. Tạp chí khoa học và kỹ thuật – Số 205 (3-2020) – Học viện KTQS.

Survey of the influence of the nozzle structure on the operation of the B-41 anti-tank gun

Abstract: The study of the influence of the geometric parameters of the nozzle on the operation of recoilless guns is an important task when designing, manufacturing or exploiting guns and cannons. This article presents the results of building a mathematical model to determine the recoilless condition of the kinematic jet gun according to the structural parameters of the nozzle. Based on this mathematical model, the influence of some main parameters such as the critical cross-sectional diameter and the opening angle of the nozzle on the operation of the B-41 anti-tank gun was investigated. The survey results are the theoretical basis for determining the geometric parameters of the nozzle to ensure optimal operating conditions for the gun.

Keywords: *nozzle; recoilless condition; recoilless gun.*

Về một phương pháp xác định tọa độ điểm bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

Hoàng Văn Đáng[1*], Nguyễn Thái Dũng[2] Nguyễn Nam Quý[1],

[1]*Bộ môn Thuật phóng và Điều khiểu hỏa lực/Khoa Vũ khí;*

[2]*Bộ môn Vũ khí/Khoa Vũ khí;*

[*]*Email: nnq26021983@gmail.com; Tel: 0867761952*

Tóm tắt

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 pháo 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 một phương pháp xác định tọa độ của điểm 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 pháo 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 [1-3].

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 pháo trên cơ sở các tọa độ bắn đón nhận được ở trên.

Trong phạm vi của bài báo này, chúng ta sẽ tiến hành phân tích phương pháp xác định tọa độ điểm bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực đối với súng máy phòng không trên xe chiến đấu.

2. Phương pháp xác định tọa độ điểm bắn đón trong hệ thống điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

2.1. 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:

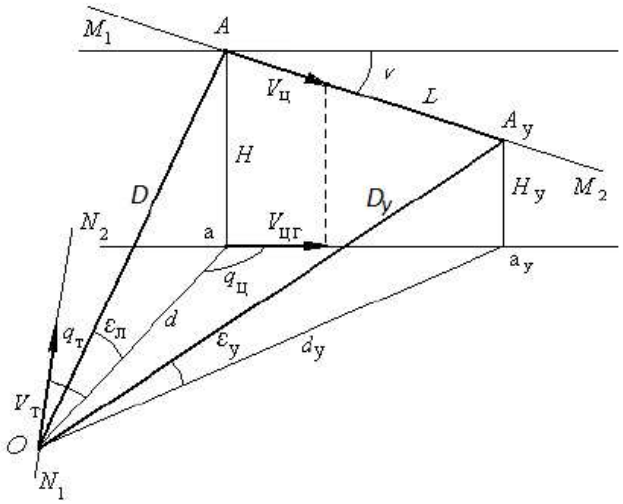
$$L = \int_0^{\tau_b} V_{ц}(t)dt, \tag{2}$$

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 pháo 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.

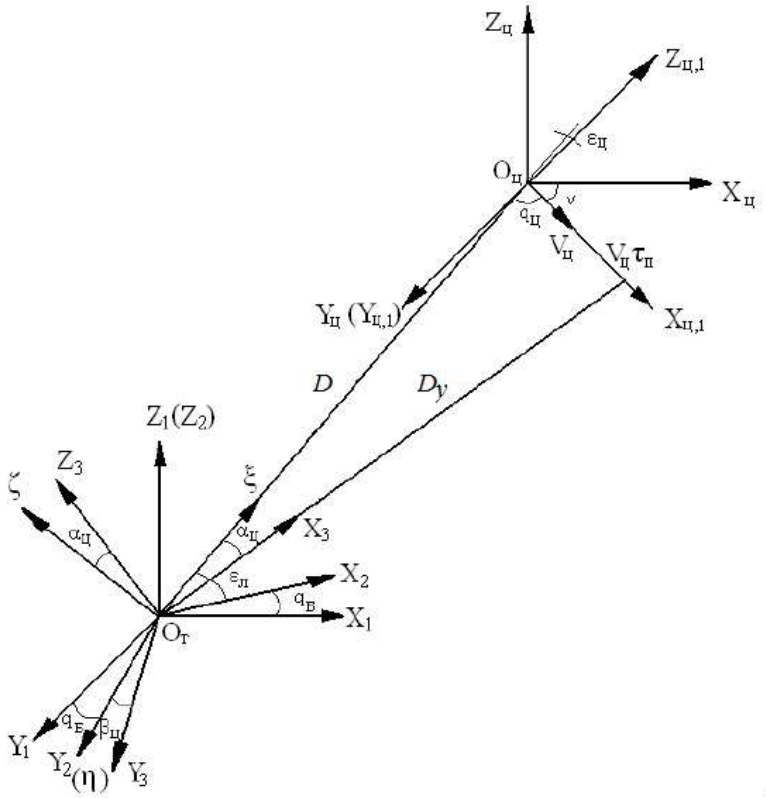
2.2. Phương pháp xác định tọa độ điểm bắn đón trong quá trình điều khiển hỏa lực súng máy phòng không trên xe chiến đấu

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 $q_Б$ 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 pháo 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:

$$\bar{D} + \bar{V}_ц(t)\tau_b - \bar{D}_y = 0, \tag{5}$$

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:

$$\tan\beta_ц = \frac{\tau_b V_{ц,\eta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}};$$

$$\tan\alpha_{ц} = \frac{\tau_b V_{ц,\zeta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\dfrac{\tau_b V_{ц,\eta}}{D + \tau_b V_{ц,\xi}}\right)^2}}; \tag{7}$$

$$D_y = \left(D + \tau_b V_{ц,\xi}\right)\sqrt{\left(1 + \tan\alpha_{ц}^2\right)\left(1 + \tan\beta_{ц}^2\right)}.$$

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 $O_{ц}X_{ц1}Y_{ц1}Z_{ц1}$ 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 $O_{ц}Y_{ц1}$, quay so với hệ $O_T\xi\eta\zeta$ góc $q_{ц}$ quanh trục $O_{ц}Z_{ц1}$ và góc $\varepsilon_{ц}$ quanh trục $O_{ц}Y_{ц1}$.

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 $O_{ц}X_{ц1}Y_{ц1}Z_{ц1}$; A_ε, A_q - các ma trận chuyển từ hệ $O_{ц}X_{ц1}Y_{ц1}Z_{ц1}$ 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:

$$\begin{aligned} V_{ц,\xi} &= V_{ц}\left(\cos\varepsilon_{ц}\cos q_{ц}\cos\nu + \sin\varepsilon_{ц}\sin\nu\right); \\ V_{ц,\eta} &= V_{ц}\sin q_{ц}\sin\nu\ ; \\ V_{ц,\zeta} &= V_{ц}\left(\cos\varepsilon_{ц}\sin\nu - \sin\varepsilon_{ц}\cos q_{ц}\cos\nu\right). \end{aligned} \tag{8}$$

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:

$$\alpha_к = \alpha_ц + \alpha_c;$$

$$\beta_к = \beta_ц + \beta_c; \qquad (12)$$

$$D_y = \left(D + V_{ц,\xi}\tau_b\right)\sqrt{\left(1+\tan\alpha_к^2\right)\left(1+\tan\beta_к^2\right)}.$$

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:

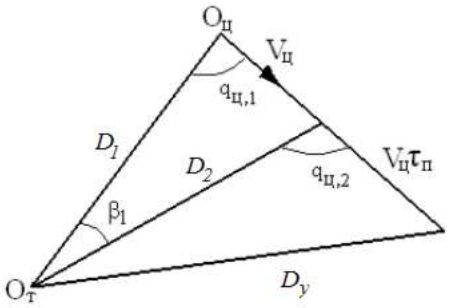
$$\beta_{ц} = \left(\omega_0 \tau_b + \omega^{(1)} \frac{\tau_b^2}{2} + \omega^{(2)} \frac{\tau_b^3}{3!} + ... + \omega^{(n)} \frac{\tau_b^{n+1}}{(n+1)!} \right) \frac{D(t_B)}{D_y}, \quad (14)$$

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 $\delta_{M} = \omega_{\eta}(t) \frac{1}{D(t)} \left(\frac{dD}{dt} \right)_{\xi}$, 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:

$$\beta_{ц} = \frac{V_{ц}\tau_b \sin q_2 + a\frac{\tau_b^2}{2}\sin q_2}{D_2 - \left(V_2\tau_b \cos q_2 + a\frac{\tau_b^2}{2}\cos q_2 \right)}, \quad (15)$$

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 $V_{u,\zeta} \neq 0$ thì có thể nhận được công thức tính β_u từ (15) bằng cách thay thế $V_{u,\eta}$ bởi $V_{u,\zeta}$.

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 ω_u (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 $q_2 = q_1 + \beta_1$; $V_2 = V_1 + a t_{2-1}$; $t_{2-1} = t_2 - t_1$.

Kết hợp với các biểu thức đã được trình bày ở trên ta có thể biến đổi (17) về dạng: $\omega_2 D_2 = V_1 \sin(q_1 + \beta_1) + a t_{2-1} \sin q_2$.

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 $V_2 = V_1 + a t_{2-1}$ 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:

$$\begin{aligned}
&\omega_2 D_2 = V_1 \sin q_1 + a t_{2-1} \sin q_1; \\
&\omega_1 D_1 = V_1 \sin q_1; \\
&a \sin q_1 = \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{t_{2-1}}; \\
&D_2 - D_1 = V_1 \cos q_1 + a \frac{\tau_{2-1}^2}{2} \cos q_1.
\end{aligned} \tag{21}$$

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:

$$D_y = D_2 - \frac{D_1 - D_2}{t_{2-1}}\left(\frac{2\omega_2 D_2 \tau_b}{\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1} + \frac{\omega_2 D_2 - \omega_1 D_1}{\omega_2 D_2 + \omega_1 D_1}\frac{\tau_b^2}{t_{2-1}}\right). \quad (22)$$

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:

$$D_y = D_2 - \frac{D_1 - D_2}{t_{2-1}}\tau_b;\ \beta_{ц} = \left(\omega_2\tau_b + \omega^{(1)}\frac{\tau_b^2}{2}\right)\frac{D_2}{D_y}\ ,$$

(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.

Bài toán thuật phóng ngoài của đạn M14-OФ phóng trên hệ thống pháo phản lực phóng loạt WM-18

***Nguyễn Văn Xã*[1*]*Nguyễn Thế Lực*[1], *Đào Duy Việt*[2],**

[1]Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[1]Khoa Vũ Khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Công nghệ/TCCNQP

Email: doikinhphongtran@gmail.com. Tel: 0389569151

Tóm tắt

Bài toán tập trung thiết lập và giải hệ phương trình vi phân chuyển động của đạn M14-OФ phóng trên hệ thống pháo phản lực phóng loạt WM-18, có sử dụng phần mềm Matlab để tính toán các thông số X_{max}, V_{max} và quỹ đạo đường đạn. Kết quả của bài toán đưa ra đồ thị mối quan hệ vận tốc - thời gian, cự ly - thời gian của đạn. Từ đó xác định quĩ đạo chuyển động của đạn, tầm bắn lớn nhất theo góc phóng và các thông số cơ bản của quĩ đạo đạn. Kết quả tính toán bài toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-OФ phóng trên hệ thống pháo phản lực phóng loạt WM-18, được so sánh với các thông số thực tế của đạn đã được xác định theo bảng bắn nhằm khẳng định tính khoa học, chính xác của phương pháp giải.

Từ khoá: *thuật phóng ngoài; góc phóng; tầm bắn; quĩ đạo đạn; bảng bắn.*

1. Đặt vấn đề

Thuật phóng ngoài là môn khoa học nghiên cứu các quy luật chuyển động của đạn và các yếu tố ảnh hưởng đến quá trình chuyển động đó kể từ khi đạn mất liên kết cơ học với nòng súng, pháo hoặc bộ phận định hướng của bệ phóng đến khi đạn gặp mặt phẳng ngang miệng nòng.

Giàn phóng WM-18 hiện đang được biên chế trong hải quân nhân dân Việt Nam, sử dụng các ống phóng của giàn phóng BM-14 nhưng được thiết kế với số lượng 18 nòng, kích thước không thay đổi.

Hệ thống WM-18 dùng để bắn đạn phản lực nổ phá 140 mm M-14-OФ, sử dụng đạn phản lực không điều khiển M-14-OФ và dùng để tiêu diệt, chế áp.

- Sinh lực địch, các hỏa điểm của lục quân, các mục tiêu lộ hoặc các chướng ngại trong đổ bộ quân đường biển;
- Các ụ (tháp) pháo bờ;
- Các tàu tuần tiễu quân sự ;
- Duy trì hỏa lực để yểm trợ đổ bộ trong một khoảng thời gian nào đó.



Hình 1. Pháo phản lực phóng loạt WM-18 trên tàu hải quân

Đạn phản lực không điều khiển M-14-OФ có đường kính 140 mm, là đạn phá sát thương, trên đường bay được ổn định bằng phương pháp quay. Đạn gồm 03 bộ phận chính : phần chiến đấu, phần động cơ và bộ phận ổn định. Đạn sử dụng ngòi nổ B-14 hoặc B-25. Các loại ngòi này

đảm bảo an toàn trong bảo quản sử dụng và tác dụng tin cậy tại mục tiêu ngay cả khi đạn rơi với góc nhỏ.

Trên cơ sở các phân tích các lực và mô men tác dụng lên đạn trên quĩ đạo bay, lập hệ phương trình vi phân chuyển động của đạn, ở chuyên đề này thực hiện việc tính toán thuật phóng ngoài của đạn phản lực M14-ОФ.

Kết quả của bài toán đó là đưa ra đồ thị phụ thuộc vận tốc- thời gian, quan hệ y = f(x) và tầm bắn, tốc độ lớn nhất có thể đạt được của đạn phản lực M14-ОФ, làm cơ sở so sánh các thông số X_{max}, V_{max} với giàn phóng BM-14, từ đó đánh giá khả năng chiến đấu và tác chiến của giàn phóng WM-18 trên tàu hải quân.

2. Cơ sở lý thuyết

Bài toán thuật phóng ngoài là bài toán xác định các phần tử của quỹ đạo của đạn phản lực M14-ОФ bao gồm [2]

- Tọa độ khối tâm của đạn phản lực M14-ОФ
- Tốc độ chuyển động của đạn phản lực M14-ОФ trên quỹ đạo bay
- Góc nghiêng của tiếp tuyến quỹ đạo.

2.1. Các lực và mômen tác dụng lên đạn phản lực M14-ОФ trên quỹ đạo bay

- Lực đẩy : P
- Lực cản không khí: R.
- Trọng lực : Q
- Lực Coriolit do sự phụt khí: F_{c1}
- Lực Coriolit do sự quay của trái đất : F_{c2}
- Lực Magnut: F_m

2.2. Hệ phương trình chuyển động khối tâm của quả đạn [3]

2.2.1. Các giả thiết

- Điều kiện khí tượng:

Các yếu tố khí tượng tại mặt đất tuân theo quy luật chuẩn

Áp suất không khí tiêu chuẩn: $p_{oc} = 750\,\text{mmHg} = 10196\text{Pa}$

Nhiệt độ tuyệt đối tiêu chuẩn: $T_{oc} = 288,9^{o}\text{K} \quad \left(t^{o}C = 15^{o}C\right)$

Mật độ trọng lượng không khí tiêu chuẩn: $\Pi_{oc} = 1,206\text{KG}/\text{m}^3$

Mật độ khối lượng không khí tiêu chuẩn: $\rho_{oc} = 0,123\dfrac{\text{KG S}^2}{\text{m}^4}$

Độ đàn hồi tiêu chuẩn của hơi nước: $e_{oc} = 6,35mmHg = 86,327N/m^2$

Hệ số nhớt động lực học tiêu chuẩn của không khí: $\mu_{oc} = 1,82\cdot 10^{-6}\dfrac{\text{KG S}}{\text{m}^2}$

Tốc độ truyền âm tiêu chuẩn trong không khí: $a_{oc} = 341\text{m}/\text{s}$

Sự thay đổi nhiệt độ không khí tuân theo quy luật Venxten

- Điều kiện thuật phóng tiêu chuẩn: kích thước, khối lượng đạn phản lực M14-ОФ và liều phóng đúng như bản vẽ thiết kế; các giá trị thực nghiệm đặc trưng cho động cơ như xung lượng đơn vị của lực đẩy, tốc độ phụt khí hiệu dụng, thời gian làm việc của động cơ, lưu lượng khí được xác định ở nhiệt độ 288,9 K.

- Điều kiện chuyển động tiêu chuẩn:

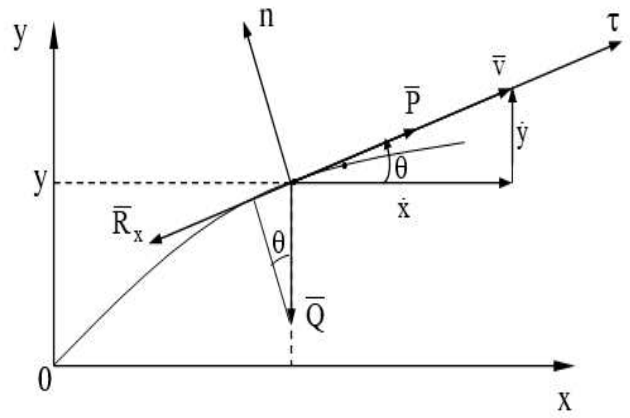
Bỏ qua sự không đối xứng của đạn đối với trục dọc và coi chuyển động của đạn phản lực M14-ОФ như chuyển động của một chất điểm mà toàn bộ khối lượng đặt tại khối tâm.

Trong quá trình chuyển động góc tấn δ=0 nên phương của lực đẩy P trùng với phương của véc tơ tốc độ; lực cản khí động là lực cản chính diện R_x

Gia tốc trọng trường có phương không đổi và bằng 9,81 m/s^2

Trái đất phẳng và không quay.

2.2.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động của đạn phản lực M14-ОФ [1]



Hình 2. Các lực tác dụng lên đạn khi chuyển động

Theo các giả thiết, ta đặt hệ lực tác dụng lên đạn (hình 1) và thành lập phương trình chuyển động của khối tâm. Phương trình chuyển động dưới dạng véc tơ:

$$m(t)\dot{\bar{V}} = \bar{P} + \bar{R}_x + m(t)\,\bar{g} \qquad (1)$$

Trong đó: $\bar{P}$ – Lực đẩy;

$\bar{R}_x$ – Lực cản chính diện của không khí;

$\bar{Q} = m(t)\,\bar{g}$ – Trọng lượng đạn.

Chiếu phương trình (1) lên phương tiếp tuyến và biến đổi ta được:

$$\dot{v} = \frac{P}{m(t)} - \frac{R_x}{m(t)} - g\sin\theta = J_P - J_R - g\sin\theta \qquad (2)$$

Gia tốc phản lực của đạn phản lực M14-ОФ được xác định:

$$J_P = \frac{P}{m(t)} = \frac{\omega U_e}{Q_a \tau (1-\mu)} \qquad (3)$$

Với:

$$U_e = U_{eo} + \frac{g S_a P_{oc}}{\omega}\tau[1-\pi(y)]$$

$$\mu = \frac{\omega t}{Q_a \tau}$$

Trong đó: J_P- Gia tốc phản lực của đạn phản lực M14-ОФ (m/s^2); ω - Trọng lượng thuốc phóng (N); U_e- Tốc độ phụt hiệu dụng của thuốc phóng (m/s); U_{eo}- Tốc độ phụt hiệu dụng ở độ cao y=0, thường lấy bằng 1800÷2100m/s; Q_a- Trọng lượng đạn phản lực M14-ОФ tại thời điểm động cơ làm việc (N); μ - Độ tiêu hao khối lượng tương đối của đạn phản lực M14-ОФ; τ - Thời gian làm việc của động cơ phản lực (thời gian thuốc phóng cháy hết); S_a- Diện tích tiết diện ra của loa phụt (m^2); t- Thời điểm làm việc của động cơ.

Gia tốc lực cản chính diện được xác định.

$$J_R = \frac{R_x}{m(t)} = \frac{C_a}{1-\mu}\pi\ (y)\ F\ (v_\tau) \qquad (4)$$

Với $$C_a = \frac{iD^2}{Q_a}10^3$$

$$F(v_\tau) = v_\tau^2.K_T(v_\tau); v_\tau = v\sqrt{\frac{T_{oc}}{T}}$$

Trong đó: C_a- Hệ số phóng ở thời điểm động cơ bắt đầu làm việc; $F(v_\tau)$ - Hàm của lực cản; v_τ - Tốc độ ảo (m/s); v- Tốc độ chuyển động của khối tâm đạn (m/s); K_T-Hàm số lực cản đối với đạn mẫu; i-Hệ số hình dạng của đạn phản lực M14-ОФ; D- Cỡ của đạn phản lực M14-ОФ (m).

Thay các biểu thức J_P và J_R vào (2) ta có:

$$\dot{v} = \frac{\omega U_e}{Q_a\tau\ (1-\mu)} - \frac{C_a}{1-\mu}\pi\ (y)\ F\ (v_\tau) - g\sin\theta \qquad (5)$$

Phương trình (3) viết cho đoạn tích cực khi sử dụng cho đạn không điều khiển ta thêm vào các hệ số α, β vào các số hạng thứ nhất và thứ hai của vế phải phương trình ta có:

$$\dot{v} = \alpha\frac{\omega U_e}{Q_a\tau\ (1-\mu)} - \beta\frac{C_a}{1-\mu}\pi\ (y)\ F\ (v_\tau) - g\sin\theta$$

Chiếu phương trình (1) lên phương pháp tuyến ta có phương trình động lực học:

$$m(t)J_N = -m(t)g\cos\theta \qquad (6)$$

Trong đó J_N là gia tốc pháp tuyến được xác định theo biểu thức :

$$J_N = \frac{v^2}{\rho} = v^2\frac{d\theta}{ds} = v\frac{d\theta}{dt} \qquad (7)$$

Từ (6) và (7) ta rút ra:

$$\dot{\theta} = -\frac{g}{v}\cos\theta \qquad (8)$$

Hai phương trình động học của đạn (hình chiếu của $\overline{V}$ trên hai trục Ox và Oy): $\dot{y} = v\sin\theta$; $\dot{x} = v\cos\theta$

Cuối cùng ta nhận được hệ phương trình chuyển động của khối tâm đạn trên đoạn tích cực của quỹ đạo:

$$\begin{cases} \dot{v} = \alpha\dfrac{\omega U_e}{Q_o\tau(1-\mu)} - \dfrac{C_o}{1-\mu}\pi\ (y)\ F\ (v_\tau) - g\sin\theta \\ \dot{\theta} = -\dfrac{g}{v}\cos\theta \\ \dot{y} = v\sin\theta \\ \dot{x} = v\cos\theta \end{cases} \qquad (9)$$

Điều kiện ban đầu: $t = t_o \neq 0;\ v = v_o;\ x = x_o = 0;\ y = y_o = 0;\ \theta = \theta_o$.

3. Tính toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ

3.1. Các tham số đầu vào

Các tham số ban đầu cho tính toán thuật phóng ngoài của đạn phản lực M14-ОФ được cho trong Bảng 1.

Với đạn phản lực M14-ОФ là đạn phản lực không có điều khiển phương trình vi phân có dạng [3]

$$\begin{cases} \dfrac{dx}{dt} = v_x \\ \dfrac{dy}{dt} = v_y \\ \dfrac{dv_x}{dt} = k_1 \dfrac{\omega_T U_e}{M_0 t_k (1-\mu)} - k_2 \dfrac{C_0}{1-\mu} H_\tau(y) G(v_\tau) v_x \\ \dfrac{dv_y}{dt} = k_1 \dfrac{\omega_T U_e}{M_0 t_k (1-\mu)} \cdot \dfrac{v_x}{\sqrt{v_x^2 + v_y^2}} - k_2 \dfrac{C_0}{1-\mu} H_\tau(y) G(v_\tau) v_y - g \end{cases} \quad (10)$$

Trong đó:

U_e=I_1- Tốc độ phụt khí hiệu dụng của khí: $H_\tau(y) = H(y)\sqrt{\dfrac{\tau}{\tau_{oc}}}$

$H(y) = \dfrac{\tau_{oc}}{\tau}.e^{-\frac{g}{R}\int_0^y \frac{dy}{\tau}}$, R=287,039 $m^2/s^{2o}C$ – hằng số khí

$0 \le y \le 9300m \to \tau = \tau_{oc} - G_t y$

$9300 < y \le 12000m \to \tau = 230 - 0,006328(y - 9300) + 1,172.10^6 (y - 9300)^2$

$y > 12000m \to \tau = 221,5K$

G_t=0,006328 – gradien nhiệt độ

$G(v_\tau) = \dfrac{F(v_\tau)}{v_\tau}$

$v_\tau = v\sqrt{\dfrac{\tau}{\tau_{oc}}}$ - tốc độ ảo

$v = \sqrt{v_x^2 + v_y^2}$, $\tau_{oc} = 288,9K$ - nhiệt độ ảo tiêu chuẩn tại mặt đất

$F(v_\tau) = 0,202v_\tau - 48,05 + \sqrt{(0,1648v_\tau - 47,95)^2} + \dfrac{0,0442v_\tau(v_\tau - 300)}{371 + \left(\dfrac{v_\tau}{200}\right)^{10}}$ (hàm lực cản (theo luật Siasi)

k_1, k_2 – các hệ số điều khiển

Trên đoạn tích cực ($0<t<t_k$): $k_1 = 0; \mu = \dfrac{\omega_T.t}{M_0.t_k}; k_2 = 1$

Trên đoạn bị động ($t>t_k$): $k_1 = 0; k_2 = 1$

Điều kiện ban đầu: $t = 0;\ v = 0;\ x = 0;\ y = 0$

Bảng 1. Các tham số ban đầu

STT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khối lượng ban đầu của quả đạn	M_0	66	kg
2	Cỡ đạn phản lực M14-ОФ	D_H	0,122	M

STT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
3	Hệ số hình dạng	i	0,7	
4	Khối lượng thuốc phóng	ω_T	20,5	kg
5	Tốc độ phụt hiệu dụng	U_e	1941	m/s
6	Gradien nhiệt độ	G_t	0,006328	K/m
7	Nhiệt độ ảo tiêu chuẩn của không khí tại mặt đất	τ_{oc}	288,9	K
8	Hằng số khí của không khí	R	287,039	m/S^2K
9	Thời gian làm việc của động cơ	t_k	1,88	s
10	Góc phóng ban đầu	θ_0	45	Độ
11	Gia tốc trọng trường	g	9,81	m/s^2

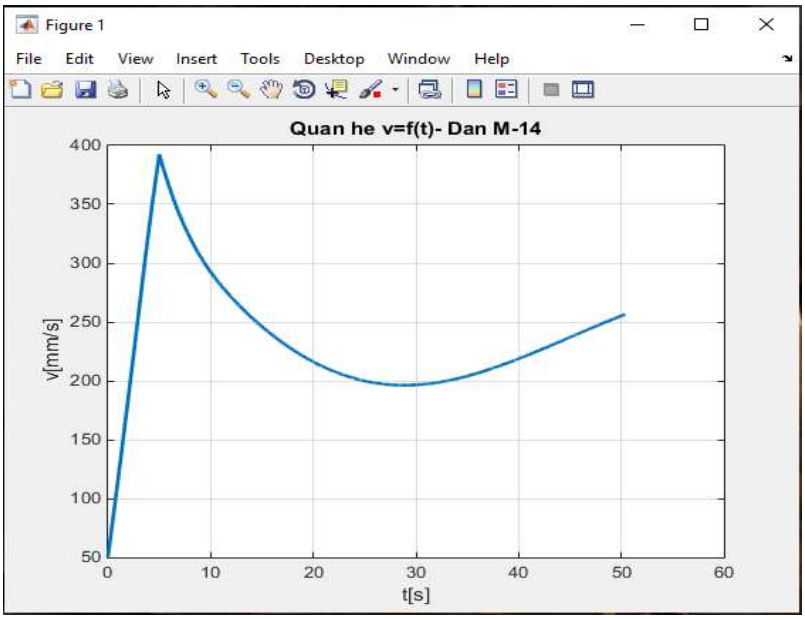
3.2. Kết quả tính toán

Bài toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ được giải trên máy tính bằng phần mềm matlab.

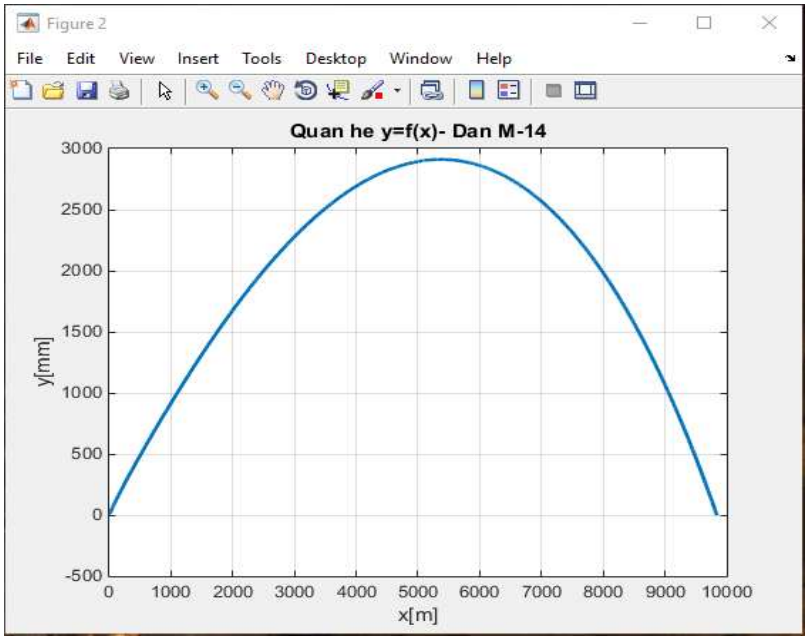
Kết quả tính toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ được cho trong Bảng 1, Bảng 2 và đồ thị Hình 2, 3.

Bảng 2. Kết quả tính toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ

STT	Tham số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Góc phóng ban đầu	θ	45	Độ
2	Tầm bắn lớn nhất	X_{max}	9,84	km
3	Tốc độ lớn nhất	V_{max}	392	m/s



Hình 3. Quy luật v=f(t)



Hình 4. Quy luật y=f(x)

Bảng 3. So sánh kết quả tính toán và thực tế [5]

STT	Tham số	WM-18	BM-14	Ghi chú
1	Tầm bắn lớn nhất (X_{max})	9,84	9,8	
2	Tốc độ lớn nhất (V_{max})	392	400 ÷ 435	

*** Đánh giá :** Dựa vào kết quả toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ ta xác định được tầm bắn lớn nhất, tốc độ lớn nhất và xác định được quĩ đạo chuyển động của đạn. Khi đạn rời bệ phóng thì tốc độ của đạn không ngừng tăng đột ngột và lên đến khi đạt giá trị cực đại

V_{max} thì tốc độ đạn bắt đầu giảm mạnh. Khi đạt đến giá trị cực tiểu V_{min} thì tốc độ lại tăng lên do gia tốc. Điểm xuất hiện giá trị cực tiểu và cực đại của tốc độ có thể nằm trên hoặc nằm dưới đường ngang đi qua điểm phóng (giả thiết đạn bay dưới đường nằm ngang). So sánh với kết quả của đạn sử dụng trên giàn phóng BM-14 là khá tương đồng.

4. Kết luận

Trên cơ sở sử dụng phần mềm Matlab, bài báo đã thực hiện tính toán thuật phóng ngoài đạn phản lực M14-ОФ. Kết quả của việc tính toán đã xác định quĩ đạo chuyển động của đạn thông qua các đồ thị phụ thuộc vận tốc - thời gian v = f(t) và độ cao - tầm xa y = f(x), xác định các thông số cơ bản của quĩ đạo đạn:

- Góc phóng ban đầu : 45 độ ;
- Tầm bắn lớn nhất : 9,84 km ;
- Vận tốc lớn nhất : 392 m/s.

Khi sử dụng đạn phản lực M14-ОФ cho giàn phóng WM-18 đảm bảo được hoả lực mạnh, dễ sử dụng và đang được biên chế hiện có trong các kho đạn dược của Quân đội ta. Tuy nhiên kết quả tính toán X_{max}, V_{max} nhỏ hơn khi so sánh với bắn trên giàn BM-14.

Tài liệu tham khảo

[1] Pham The Phiet (2006), *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[2] Phạm Thế Phiệt (1995), *Lý thuyết động cơ tên lửa*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[3] Nguyen Van Tho, Nguyen Đinh Sai (2003), *Giáo trình thuật phóng ngoài*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[4] Tài liệu hệ thống pháo phản lực WM-18A (2014), Cục Kỹ thuật - Quân chủng Hải quân.

The external ballistic problem of the M14-ОФ projectile launched from the WM-18 multiple launch rocket system

Abstract: Summary of the problem focuses on establishing and solving the system of differential equations for the motion of the M14-ОФ projectile launched from the WM-18 multiple rocket launcher system, using Matlab software. The results of the problem provide graphs of the velocity-time and distance-time relationships of the projectile. From this, the trajectory of the projectile, the maximum range according to the launch angle, and the basic parameters of the projectile's trajectory are determined. The calculated results for the launch of the M14-ОФ rocket projectile from the WM-18 multiple rocket launcher system are compared with the actual parameters of the projectile as determined by the firing table to confirm the scientific accuracy of the solution method.

Keywords: *external launch technique; launch angle; range; projectile trajectory; firing table.*

Ứng dụng công nghệ PECVD mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ cho chi tiết quang học hồng ngoại vật liệu Ge và Si

Mai Thị Kiều Trang*, Nguyễn Minh Huệ, Phan Nguyên Nhuệ, Dương Chí Dũng, Bùi Đình Bảo[1], Lê Duy Hoàn[2]

[1]Bộ môn Khí tài quang học, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Bắc Từ Liêm, Hà Nội, Việt Nam.

[2]Viện công nghệ, Tổng cục CNQP

**Email: maithikieutrang2000@gmail.com*

Tóm tắt

Trong hoạt động quân sự, khí tài quang điện tử hồng ngoại thường hoạt động ở điều kiện môi trường khắc nghiệt. Do đó, vấn đề mạ màng bảo vệ đồng thời có tính năng khử phản xạ cho chi tiết quang học vật liệu hồng ngoại Germanium (Ge) và Silicon (Si) nhận được nhiều quan tâm nghiên cứu. Trong số các loại màng cứng quang học, màng cacbon giả kim cương (DLC) được biết đến với những đặc tính cơ học và quang học vượt trội, bao gồm độ cứng cao, tính kháng mài mòn, và khả năng truyền dẫn ánh sáng tốt trong dải quang phổ hồng ngoại. Trong báo cáo này, chúng tôi trình bày các kết quả mạ màng DLC bằng phương pháp Plasma tăng cường lắng đọng hơi hóa học (PECVD) lên đế Ge và Si. Các nghiên cứu cho thấy, lớp màng DLC chế tạo được có độ đồng nhất cao, độ bám dính và khả năng chịu mài mòn tốt, độ chống xước cao đáp ứng được các tiêu chí của tiêu chuẩn quân sự MIL-C-48479A. Hệ số truyền qua của các mẫu Si và Ge sau khi được mạ DLC ở hai mặt có thể đạt tới 90% tương ứng trong dải bước sóng 3-5 µm và 8-12 µm. Những kết quả này mở ra tiềm năng lớn cho việc ứng dụng màng DLC trong các thiết bị quang học hồng ngoại, đặc biệt là trong lĩnh vực quân sự tại Việt Nam.

Từ khóa: *Khử phản xạ quang hồng ngoại; DLC; PE-CVD*

1. Mở đầu

Germanium (Ge) và Silicon (Si) là hai vật liệu được sử dụng phổ biến trong chế tạo các chi tiết quang học cho khí tài quang điện tử hồng ngoại do hệ số hấp thụ trong vùng phổ hồng ngoại (IR) của chúng thấp. Tuy nhiên, cả hai vật liệu này đều có chiết suất cao (n_{Ge} ~ 4, n_{Si} ~3,5), nên có hệ số phản xạ Fresnel ở bề mặt lớn. Trong vùng phổ 3-5 µm và 8-12 µm, suy hao do phản xạ ở hai bề mặt dẫn đến hệ số truyền qua của chi tiết quang học từ vật liệu Ge và Si tương ứng đạt cỡ 46% và 53% [1]. Từ những năm 1958 [2], nhiều nghiên cứu khử phản xạ cho chi tiết quang học Si, Ge sử dụng các hệ màng giao thoa từ vật liệu MgF_2, ZnS, HfO_2, CdS, ThF_4, YF_3, CeF_2, Y_2O_3, BaF_2, …đã được công bố [3-5]. Tuy nhiên, màng mỏng chế tạo từ những vật liệu này có hạn chế về mặt cơ tính, khả năng chống xước, không bền dưới tác động của môi trường, đặc biệt là môi trường hoạt động khắc nghiệt của khí tài quân sự. Ngoài ra, một số vật liệu như ThF_4 có tính phóng xạ cao, gây ảnh hưởng tới sức khỏe con người trong quá trình sản xuất, sử dụng.

Vật liệu cacbon giả kim cương (DLC) thuộc nhóm vật liệu cacbon vô định hình, chứa các nguyên tử cacbon liên kết với nhau theo liên kết tứ diện sp^3 (dạng kim cương) và tam diện sp^2 (dạng graphit). Màng giả kim cương có nhiều tính chất ưu việt của kim cương như độ cứng cao, khả năng chống xước tốt. Thêm vào đó, tính chất của màng DLC có thể được điều chỉnh thông qua kiểm soát tỷ lệ thành phần sp^3/sp^2 [6-8]. Màng DLC hấp thụ ánh sáng ở vùng phổ khả kiến nhưng cho bức xạ hồng ngoại truyền qua tốt. Sở hữu các tính chất ưu việt trên, DLC đã được nghiên cứu phát triển ứng dụng làm màng bảo vệ cho cửa sổ quang học hồng ngoại chế tạo từ các loại vật liệu mềm [9-12], làm màng khử phản xạ cho các chi tiết làm từ vật liệu Ge và Si [13-15].

Hiện nay, trên thế giới, màng DLC đã được sử dụng phổ biến cho các hệ thống quang điện tử quân sự. Tuy nhiên, tại Việt Nam vẫn chưa có đơn vị nào nghiên cứu mạ màng DLC cho các chi tiết quang học hồng ngoại. Trong bài báo này, chúng tôi trình bày các kết quả nghiên cứu mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ lên bề mặt chi tiết quang học làm từ Ge và Si bằng phương pháp plasma tăng cường lắng đọng hơi hóa học (PECVD). Các kết quả cho thấy màng DLC chế tạo được có khả năng khử phản xạ tốt, tương đương với các công bố quốc tế [13, 14] cho vùng phổ 3-5 µm đối với vật liệu Si, và vùng phổ 3-5 µm và 8-12 µm cho vật liệu Ge. Lớp màng có khả năng bám dính và chống xước cao.

2. Thực nghiệm

Màng DLC được lắng đọng theo phương pháp plasma tăng cường lắng đọng hơi hóa học (PECVD) từ tiền chất là khí butane-n (C_4H_{10}) có độ tinh khiết >99,8%. Phương pháp này có nhiều ưu điểm như là cho phép mạ màng lên các đế Ge, Si ở nhiệt độ phòng, diện tích mạ lớn, độ đồng đều cao. Plasma được tạo ra bởi nguồn RF có tần số 13,6 MHz, công suất tối đa 1000 W, qua bộ phối hợp trở kháng được kết nối với hai điện cực trong buồng mạ. Lưu lượng khí butan được điều khiển theo vòng PID để đảm bảo duy trì áp suất trong buồng mạ không đổi ở mức 1,95E-2 Torr. Độ dày lớp mạ được kiểm soát bằng thời gian lắng đọng. Trong khi đó, chiết suất của lớp màng được tinh chỉnh cho phù hợp với vật liệu đế thông qua điện áp [16, 17]. Các lớp màng khử phản xạ được thiết kế theo cấu hình λ/4. Bảng 1 sau đây tổng hợp các thông số điện áp, áp suất buồng mạ và thời gian lắng đọng được sử dụng để mạ màng DLC khử phản xạ cho đế Si, Ge trong dải phổ từ 3 – 5 µm và 8 – 12 µm.

Bảng 1. Thông số công nghệ mạ màng DLC khử phản xạ cho đế Si, Ge trong dải phổ từ 3-5 µm và 8 – 12 µm

Điện áp (V)			**Áp suất buồng mạ (Torr)**			**Thời gian (phút)**		
Si35	Ge35	Ge812	Si35	Ge35	Ge812	Si35	Ge35	Ge812
270	300	300	1,95E-2	1,95E-2	1,95E-2	28,5	26,4	73

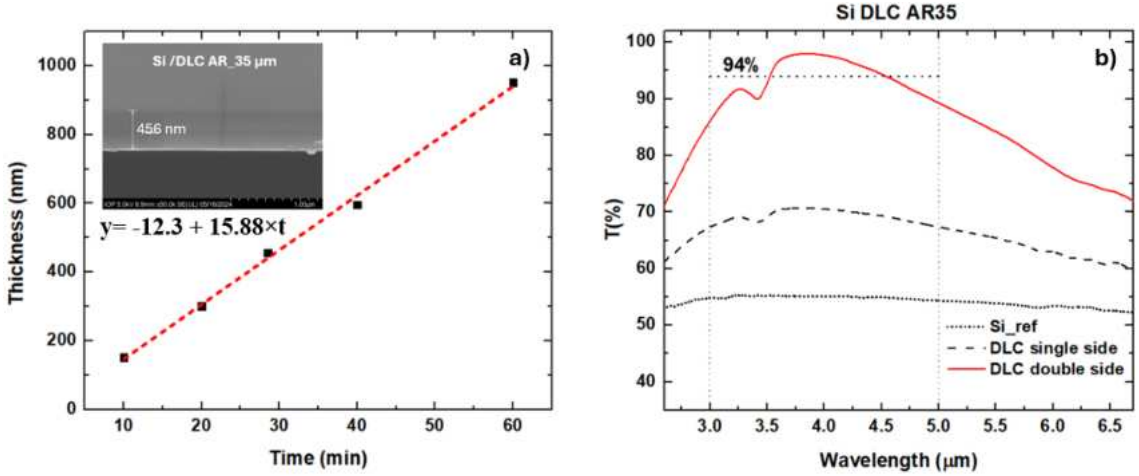
Các đế Ge, Si được đánh bóng cả hai mặt và có độ dày 2 mm được sử dụng trong các thí nghiệm. Trước khi lắng đọng, các đế Ge và Si được làm sạch bằng cồn IPA để loại bỏ các tạp chất hữu cơ. Sau đó, chúng được làm sạch bằng ion Ar^+ trong buồng chân không, với công suất nguồn RF khoảng 300 W trong thời gian 5 phút, nhằm cải thiện độ bám dính của màng DLC.

Khả năng khử phản xạ của màng DLC trong vùng hồng ngoại được đánh giá thông qua phổ truyền qua hồng ngoại bằng máy quang phổ FTIR IRTracer-100 của hãng Shimadzu. Độ bám dính và khả năng chống xước của các mẫu được kiểm tra theo tiêu chuẩn MIL-C-48479A bằng bộ KIT test chuyên dụng.

3. Kết quả và thảo luận

Chiết suất của lớp màng DLC có thể được tinh chỉnh trong khoảng 1,6 – 2,2 thông qua điều khiển điện áp của nguồn RF [17]. Tính chất này cho phép sử dụng màng DLC khử phản xạ cấu hình λ/4 cho các loại đế khác nhau. Ưu điểm của cấu hình màng khử phản xạ này là đơn giản khi chế tạo, không phải xử lý ứng suất, bám dính giữa các màng vật liệu khác nhau. Tham số duy nhất để kiểm soát chính là độ dày của lớp màng. Do môi trường plasma và điện trường cao tần, trong buồng mạ không thể bố trí được các cảm biến đo độ dày lớp màng. Vì vậy, độ dày màng được kiểm soát thông qua thời gian lắng đọng.

Để xây dựng đường chuẩn độ dày màng DLC phụ thuộc thời gian lắng đọng, các mẫu màng DLC được lắng đọng theo các thời gian khác nhau lên đế Si. Độ dày lớp màng DLC được xác định thông qua ảnh chụp hiển vi điện tử quét SEM mặt cắt ngang của mẫu. Hình 1a cho thấy độ dày lớp màng tăng tuyến tính theo thời gian lắng đọng, với tốc độ tạo màng cỡ 15,88 nm/phút.

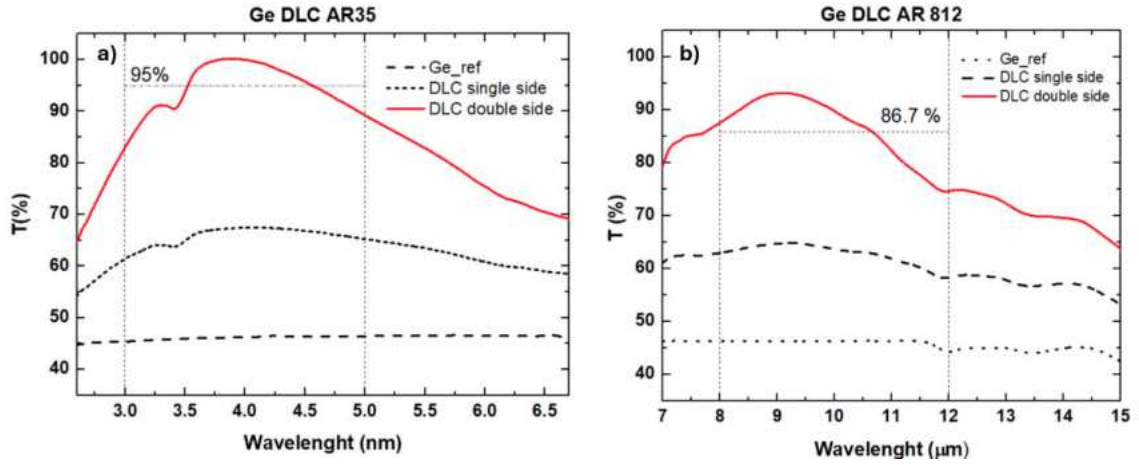


Hình 1.a) Độ dày lớp màng DLC phụ thuộc thời gian lắng đọng,
b) Phổ FTIR của lớp màng DLC lắng đọng trên đế Si.

Hình 1b biểu diễn phổ truyền qua của tấm Si tham chiếu với hai mặt chưa được mạ, và các mẫu Si được mạ khử phản xạ bằng màng DLC lên một mặt và cả hai mặt. Trong khi phổ truyền qua của mẫu Si tham chiếu đạt cỡ 53 – 54%, phù hợp với kết quả tích toán lý thuyết suy hao do phản xạ Fresnel trên hai bề mặt của Si [18]. Phổ truyền qua của mẫu Si được mạ một mặt màng DLC khử phản xạ, có đỉnh cực đại trong dải phổ từ 3 – 5 µm, đạt cỡ 69%. Mẫu Si được mạ hai mặt cho phổ truyền qua cực đạt đạt cỡ 98%, và phổ truyền qua trung bình trong dải phổ từ 3 – 5 µm đạt 94%. Từ công thức hệ số truyền qua của bản song song có hệ số phản xạ ở hai mặt giống nhau:

$$T = \frac{1-R}{1+R}$$

Ta có thể xác định được hệ số phản xạ của màng DLC đạt nhỏ cỡ $R \approx 1\%$, cải thiện đáng kể so với bề mặt mẫu Si chưa được mạ.



Hình 2. Phổ FTIR của lớp màng DLC lắng đọng trên đế Ge ở dải bước sóng
(a) 3-5 µm; (b) 8-12 µm

Hoàn toàn tương tự, các lớp màng DLC khử phản xạ trong dải phổ 3-5 µm và 8-12 µm được mạ cho đế Ge. Hình 2 biểu diễn phổ hồng ngoại truyền qua các mẫu Ge tham chiếu và Ge được mạ màng DLC khử phản xạ lên một mặt và 2 mặt. Hệ số truyền qua của mẫu Ge tham chiếu đạt cỡ 46 – 47% phù hợp với lý thuyết [19]. Trong dải phổ 3 - 5 µm, hệ số truyền qua được cải thiện từ 46% lên gần 65% khi mạ một mặt. Với mẫu được mạ hai mặt, đỉnh phổ truyền qua đạt gần 100% với phổ truyền qua trung bình trong khoảng từ 3 – 5 µm đạt gần 95%. Đối với dải phổ 8–12 µm, mẫu Ge có màng DLC lắng đọng một mặt có hệ số truyền qua đạt 62%. Mẫu được mạ DLC khử phản xạ hai mặt có hệ số truyền qua cực đại gần 94%, và hệ số truyền qua trung bình trong toàn dải 8 – 12 µm đạt cỡ 86,7 %. Các kết quả này phù hợp với các công bố trước đây bởi tác giả Tang J và cộng sự [15].



Hình 3. Thử độ bám dính và độ chống xước của lớp màng DLC

(a) Dụng cụ: (1) Bút thử xước cấp độ trung bình, (2) Bút thử xước cấp độ mạnh, (3) Mẫu thử, (4) Vải thô thử xước;

(b) Băng keo thử bám dính; (c) Thử xước cấp độ trung bình; (d) Thử xước cấp độ mạnh; (e) Thử bám dính.

Độ bám dính và khả năng chống xước của lớp màng DLC được kiểm tra bằng bộ KIT test theo tiêu chuẩn MIL-C-48479A. Hình 3 mô tả quá trình thử nghiệm độ bám dính và độ chống xước của lớp màng DLC trên đế Ge và Si. Độ bám dính của màng DLC được kiểm tra, bằng cách sử dụng tấm băng dính tiêu chuẩn có chiều rộng ½ inch dán chặt lên bề mặt lớp mạ, sau đó giật nhanh băng dính theo hướng vuông góc với lớp mạ. Qua quan sát lớp mạ bằng mắt thường sau khi thử không thấy xuất hiện các vết bong tróc.

Để kiểm tra khả năng chống xước của lớp màng, sử dụng tấm vải tiêu chuẩn bọc lên đầu của bút thử và chà lên bề mặt lớp mạ với lực tối thiểu không nhỏ hơn 0,45kg. Quá trình chà sát được thực hiện bằng cách dịch chuyển tấm vải qua lại giữa hai điểm cố định nào đó không ít hơn 25 chu kỳ qua lại (50 lần dịch chuyển). Sau khi thử nghiệm, trên bề mặt mẫu không xuất hiện các vết xước. Các kết quả này cho thấy lớp màng DLC đáp ứng được các yêu cầu về độ bền cơ học.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã thành công trong việc ứng dụng công nghệ PECVD để mạ màng DLC bảo vệ và khử phản xạ cho các chi tiết quang học hồng ngoại làm từ vật liệu Ge và Si. Các kết quả

thu được cho thấy lớp màng DLC có độ đồng nhất cao, độ bám dính và độ chống xước tốt, đáp ứng các yêu cầu của tiêu chuẩn quân sự MIL-C-48479A. Đặc tính khử phản xạ của màng DLC trên các mẫu Ge và Si trong các dải bước sóng 3-5 µm và 8-12 µm đã được cải thiện đáng kể và đạt các mức tương đương các công bố quốc tế. Trong dải phổ 3-5 µm, hệ số truyền qua của mẫu Si và Ge được mạ hai mặt khử phản xạ đạt hệ số truyền qua trung bình xấp xỉ 95%. Trong dải 8-12 µm, mẫu Ge được mạ DLC hai mặt có hệ số truyền qua trung bình đạt gần 90%. Các kết quả này mở ra tiềm năng ứng dụng lớn của màng DLC trong các thiết bị quang học hồng ngoại, đặc biệt là trong các ứng dụng quân sự tại Việt Nam.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu được hỗ trợ bởi đề tài TBAN.01 chương trình sản phẩm quốc gia.

Tài liệu tham khảo

1. P. Klocek, Ed. (2017). *Handbook of Infrared Optical Materials*. CRC Press.
2. J. T. Cox and G. Hass. (Oct. 1958). *Antireflection Coatings for Germanium and Silicon in the Infrared*. J Opt Soc Am, vol. 48, no. 10, p. 677.
3. I. S. Gaĭnutdinov, N. Yu. Shuvalov, R. S. Sabirov, V. A. Ivanov, R. R. Gareev, and N. G. Mirkhanov. (May 2009). Antireflection coatings on germanium and silicon substrates in the 3-5-µm and 8-12-µm windows of IR transparency. *Journal of Optical Technology*, vol. 76, no. 5, p. 302.
4. M. Bhatt, B. B. Nautiyal, and P. K. Bandyopadhyay. (Jan. 2010). High efficiency antireflection coating in MWIR region (3.6–4.9µm) simultaneously effective for Germanium and Silicon optics. *Infrared Phys Technol*, vol. 53, no. 1, pp. 33–36.
5. M. B. Kala, P. K. Bandyopadhyay, and B. B. Nautiyal. (2012). Thorium free antireflection coating in MWIR region on Silicon optics. *Infrared Phys Technol*, vol. 55, no. 5, pp. 409–411, 2012.
6. J. Robertson. (May 2002). Diamond-like amorphous carbon. *Materials Science and Engineering: R: Reports.*
7. J. Robertson. (Feb. 2003). Improving the properties of diamond-like carbon. *Diam Relat Mater*, vol. 12, no. 2, pp. 79–84.
8. N. Ohtake *et al.* (Jan. 02, 2021). Properties and classification of diamond-like carbon films,", *MDPI AG*.
9. D. M. Swec, M. J. Mirtich, D. Careon, and P. Coatiblcs. (1989*). Diamondlike Carbon Protective Coatings for Optical Windows.*
10. N. V Novikov *et al.* (2000). Protective diamond-like coatings for optical materials and electronic devices.
11. K. S. Harshavardhan and S. B. Iyer. (1994). Diamond-like carbon coating for optical windows. *IETE J Res*, vol. 40, no. 2–3, pp. 97–100.
12. Vk. Kudoyarova, A. Chernyshov, T. Zvonareva, N. Dzhelepova a-, and M. A. Tsolov F. (1998). *Study of diamond-like carbon films for protective coatings*.
13. K. Niranjan Reddy *et al.* (2014). Double side coating of DLC on silicon by RF-PECVD for AR application in *Procedia Engineering*, Elsevier Ltd.
14. A. Varade, A. Krishna, K. N. Reddy, M. Chellamalai, and P. V. Shashikumar. (2014). Diamond-like Carbon Coating Made by RF Plasma Enhanced Chemical Vapour Deposition for Protective Antireflective Coatings on Germanium. *Procedia Materials Science*, vol. 5, pp. 1015–1019.
15. J. Tang, G. Liu, J. Wang, Z. Wu, Y. Zhao, and X. Fu. (May 2009). Study on deposition of amorphous hydrogenate DLC films on germanium substrates by RF-PECVD in *4th*

International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies: Advanced Optical Manufacturing Technologies, SPIE.
16. T. Schwarz-Selinger, A. Von Keudell, and W. Jacob. (1999). Plasma chemical vapor deposition of hydrocarbon films: The influence of hydrocarbon source gas on the film properties. *J Appl Phys*, vol. 86, no. 7, pp. 3988–3996.
17. J. Ristein, R. T. Stief, L. Ley, and W. Beyer. (Oct. 01, 1998). A comparative analysis of a-C:H by infrared spectroscopy and mass selected thermal effusion. *American Institute of Physics Inc.*
18. E. Shkondin *et al.* (May 2017). Large-scale high aspect ratio Al-doped ZnO nanopillars arrays as anisotropic metamaterials. *Opt Mater Express*, vol. 7, no. 5, p. 1606.
19. J. H. Burnett, S. G. Kaplan, E. Stover, and A. Phenis. (2016). Refractive index measurements of Ge in *Infrared Sensors, Devices, and Applications VI*, SPIE.

ABSTRACT

Application of PECVD technology for DLC protective antireflective coatings on infrared optical components made of Ge and Si

In military operations, infrared optoelectronic devices often operate in harsh environmental conditions. Therefore, the issue of applying protective and antireflective coatings for optical components made from infrared materials such as Germanium (Ge) and Silicon (Si) has received significant research attention. Among various optical hard coatings, Diamond-Like Carbon (DLC) films are known for their superior mechanical and optical properties, including high hardness, resistance, and high transmission in the infrared spectrum. This report presents the results of coatings DLC on Ge and Si substrates using the Plasma-Enhanced Chemical Vapor Deposition (PECVD) method. Studies show that the DLC films have high uniformity, good adhesion, and scratch resistance, meeting the requirements of the military standard MIL-C-48479A. The transmission coefficient of Si and Ge samples coated with DLC on both sides can reach up to 90% in the spectrum ranges of 3-5 μm and 8-12 μm. These results open up significant potential for the application of DLC coatings in infrared optical devices, especially in military fields in Vietnam.

Key words: Antireflective coatings; DLC; PE-CVD

Xây dựng quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển

Nguyễn Văn Tuyến[1]

[1]Bộ môn Vũ khí, [2]Học viện Kỹ thuật quân sự

Vantuyen2997@gmail.com; 0921761997

Tóm tắt:

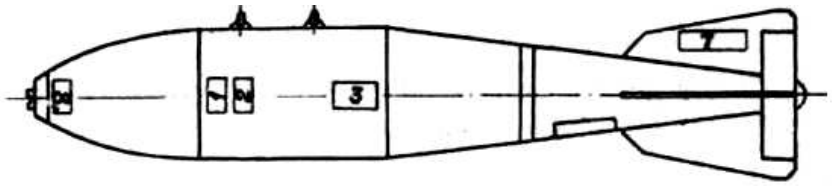
Bài báo này trình bày phương pháp xác định các thông số quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển. Mô hình toán học được xây dựng từ mô hình thuật phóng của vũ khí hàng không không điều khiển có tính đến một số yếu tố về khí tượng. Mô hình được sử dụng để xác định quỹ đạo bay của bom FAB-500. Kết quả thu được nhằm xác định vị trí, điều kiện ném bom trên máy bay SU-30MK2.

Từ khóa : *thông số quỹ đạo, bom hàng không, mô hình thuật phóng.*

1. Đặt vấn đề

Bom hàng không (Air Bombs) là một loại trong những loại vũ khí hàng không hủy diệt gây nổ được thả từ máy bay hoặc thiết bị bay khác và có vai trò quan trọng trong nhiều hoạt động quân sự. Bom hàng không được thiết kế để phá hủy mục tiêu cụ thể hoặc gây thiệt hại diện rộng, bao gồm cơ sở hạ tầng, sinh lực địch, chúng tiêu diệt các mục tiêu thông thường bằng nổ phá, bằng các mảnh văng và xuyên thủng do uy lực từ vụ nổ của bom.

Bom hàng không ngày càng có độ chính xác cao hơn, do chúng được trang bị thêm các bộ điều khiển gắn ở trên bom. Một số loại phổ biến: các loại bom dẫn hướng bằng Laser, bom dẫn hướng bằng quang - điện hoặc gần đây nhất là loại dẫn hướng bằng GPS như JDAM của Hoa Kỳ. Một số loại có thể dùng kết hợp các phương pháp dẫn hướng ở trên, điều này càng làm tăng độ chính xác cho bom nhưng giá thành lại lớn. Chính vì vấn đề đó bom hàng không không điều khiển vẫn là sự lựa chọn hàng đầu của nhiều quốc gia trên thế giới do có giá thành sản xuất dẻ, dễ sử dụng khai thác và bảo quản.



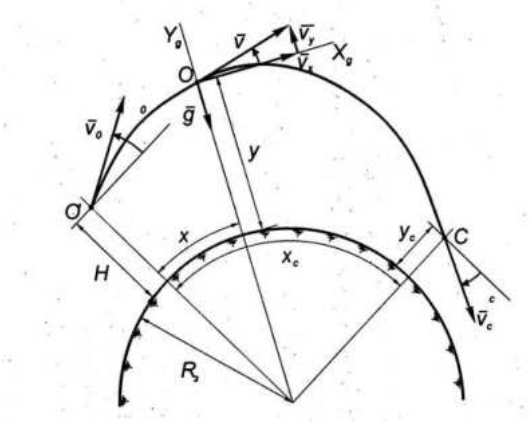
Hình 1. Hình dạng chung của bom hàng không

Quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển đóng vai trò quyết định đến độ chính xác khi ném bom và hiệu quả tác chiến của máy bay chiến đấu. Đối với các loại bom hàng không cỡ nhỏ, việc thả bom từ độ cao thấp thì quỹ đạo bay của bom ít bị ảnh hưởng bởi các yếu tố môi trường như mật độ không khí, áp suất và nhiệt độ cũng như lực cản khí động. Nhưng đối với các loại bom có kích cỡ to hơn được thả từ độ cao lớn thì những yếu tố trên ảnh hưởng khá nhiều đến quỹ đạo bay của bom. Trong bài báo này, tác giả tập trung vào xây dựng quỹ đạo bay với các loại bom cỡ lớn có tính đến các yếu tố ảnh hưởng như lực cản khí động học, điều kiện khí tượng, và các điều kiện ban đầu khi bắt đầu ném bom mà các yếu tố về môi trường sẽ thay đổi qua từng độ cao của bom hàng không không điều khiển.

2. Cơ sở lý thuyết của việc xây dựng mô hình toán học

2.1. Mô hình quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển

Thông thường khi tính toán quỹ đạo bay của bom không điều khiển cần phải chọn mô hình trái đất. Có hai loại mô hình trái đất là dạng phẳng và dạng cầu. Đối với trường hợp thả bom ở độ cao lớn, việc lựa chọn mô hình trái đất phẳng sẽ gây ra sai số đáng kể, do đó trong bài báo này sẽ chọn mô hình trái đất dạng cầu. Như vậy quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển có dạng quỹ đạo như hình 2 [1]



Hình 2. Quỹ đạo của bom trong hệ tọa độ gốc

Trong đó H – Độ cao thả bom;

V_0 – Vận tốc máy bay tại thời điểm thả bom;

O – Vị trí thả bom;

R_3 – Bán kính trái đất;

V_x – Hình chiếu vận tốc bom trên trục X_g;

V_y – Hình chiếu vận tốc bom trên trục Y_g;

x – Tầm bắn ngang của bom;

y – Độ cao của bom.

2.2 Mô hình toán học quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển

Để xây dựng hệ phương trình quỹ đạo của bom hàng không không điều khiển ta sử dụng thêm một số giả thiết ngoài các giả thiết dùng cho bài toán thuật phóng ngoài như sau:

- Do bom có bộ phận ổn định ở phía đuôi nên ta không xét chuyển động quay quanh trục bom

- Coi bom có hình dáng đối xứng qua trục (Bom không bị mất cân bằng động và tĩnh)

Dựa trên mô hình quỹ đạo hình 2 hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của bom có dạng như sau:

Phương trình chuyển động của bom [1]

$$\frac{d\bar{v}}{dt} = -E\bar{V} + \bar{g}_0 \tag{1}$$

Phương trình vector (1) có thể viết lại dưới dạng vô hướng và hệ phương trình vi phân được viết theo công thức Cauchy như sau:

$$\dot{V}_x = -EV_x - \frac{V_x V_y}{R_3 + y} \tag{2}$$

$$\dot{V}_y = -EV_y - g_o\left(\frac{R_3}{R_3 + y}\right)^2 + \frac{V_x^{\,2}}{R_3 + y} \tag{3}$$

$$\dot{x} = \frac{V_x}{R_3 + y} R_3 \tag{4}$$

$$\dot{y} = V_y \tag{5}$$

Trong đó E - Hàm cản

Để giải hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của bom (2), (3), (4), (5) ta sử dụng phương pháp Runge-kuta và giải trên phần mềm Matlab

* Điều kiện ban đầu cho bài toán

$$t_0 = 0; V_x(t_0) = V_{x0}; V_y(t_0) = V_{y0}; x_0(t_0) = 0; y_0(t_0) = H \tag{6}$$

* Điều kiện kết thúc chương trình là $Y_{(t_c)} = Y_C = 0$

Ngoài ra hàm số cản được xác định bởi công thức [1]

$$E = c \cdot \frac{\pi \rho_N}{8000} \cdot V_i \cdot C_{xM} \tag{7}$$

Trong đó c – Hệ số phóng (được xác định thông qua thời gian đặc trưng θ của bom được khảo sát) [1]; d – Đường kính bom; m khối lượng bom; V_i – Vận tốc của bom tại thời điểm t_i; $\rho_N = 1,225 - 0,00011425 \cdot y + 3,31 \cdot 10^{-9} \cdot y^2$ - Mật độ không khí theo độ cao của bom [3];

C_{xM} - Định luật cản (Được xác định thông qua số Mach) [1];

2.3 Xác định các thông số đầu vào cho bài toán $(t_0, V_{x0}, V_{y0}, X_0, Y_0)$

Để xác định điều kiện ban đầu (6) cho bài toán ta cần tính hình chiếu vận tốc bom tại thời điểm ném trên hệ tọa độ gốc. Để tính được cần phải xây dựng tọa độ vecto vận tốc từ hệ tọa độ vận tốc thành hệ tọa độ gốc thông qua ma trận chuyển tọa độ (ma trận chuyển vị cosin) [2]

Đối với vòng quay thứ nhất quanh trục Y với góc hướng φ

$$A_g^{\varphi} = \begin{Vmatrix} \cos\varphi & 0 & \sin\varphi \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varphi & 0 & \cos\varphi \end{Vmatrix}$$

Đối với vòng quay thứ hai quanh trục Z với góc ném λ:

$$A_{\varphi}^{\lambda} = \begin{Vmatrix} \cos\lambda & -\sin\lambda & 0 \\ \sin\lambda & \cos\lambda & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{Vmatrix}$$

Đối với vòng quay thứ hai quanh trục X với góc cren γ:

$$A_{\lambda}^{ck} = \begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\gamma & -\sin\gamma \\ 0 & \sin\gamma & \cos\gamma \end{Vmatrix}$$

Ma trận chuyển từ hệ tọa độ vận tốc sang hệ tọa độ gốc có dạng tích của các ma trận:

$$A_g^{ck} = A_g^{\varphi} \cdot A_{\varphi}^{\lambda} \cdot A_{\lambda}^{ck} \tag{8}$$

$$v^g = v^{ck} \cdot A_{ck}^g = v^{ck} \cdot (A_g^{ck})^T = \left[v_1^g v_2^g v_3^g \right] \tag{9}$$

Từ (9) giá trị của vận tốc ngang, dọc của bom $V_{x0} = \sqrt{v_1^{g\,2} + v_3^{g\,2}}$ và $V_{y0} = v_2^g$

Như vậy ta có điều kiện ban đầu của bài toán $x^0 = (t_0, V_{x0}, V_{y0}, x_0, y_0)$

3. Xây dựng quỹ đạo cho bom hàng không không điều khiển FAB-500

Để xây dựng quỹ đạo bay cho bom hàng không không điều khiển ta giải hệ phương trình vi phân 2, 3, 4, 5 với điều kiện ban đầu (2.3) trên phần mềm Matlab. Trong điều kiện chiến đấu máy bay thường bay ở độ cao 10000m để tối ưu về nhiên liệu, vì vậy trong bài báo này ta xây dựng quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển ở độ cao 10000m với những góc ném khác khau.

3.1 Các giá trị đầu vào

Bom FAB-500 được thả từ trên không nặng 500 kg do Liên Xô thiết kế với đầu đạn nổ mạnh. Các thông số của bom và điều kiện ném bom được thể hiện ở bảng 1 [4]

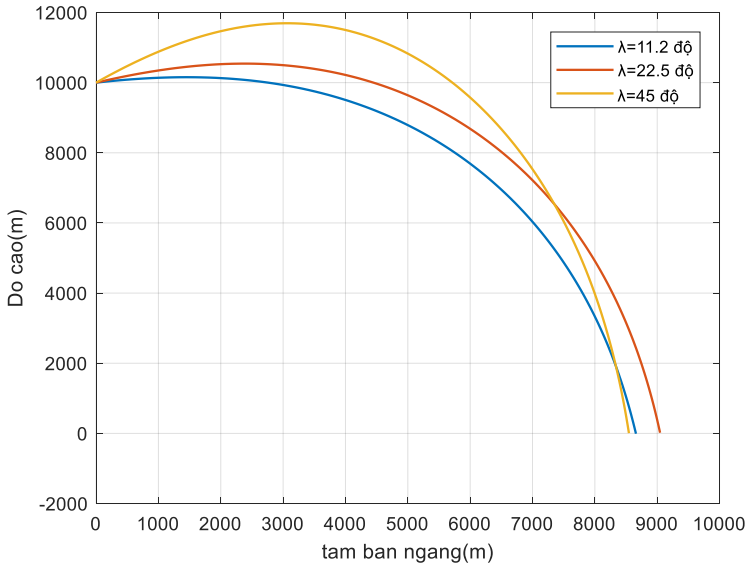
Bảng 1: Thông số kỹ thuật bom FAB-500 và điều kiện ném bom

STT	Thông số ném bom	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Độ cao thả bom	H	10000	m
2	Vận tốc máy bay	V_0	1100	km/h
3	Góc hướng	φ	0	Độ
4	Góc ném	λ	11.25	Độ
5	Góc cren	γ	0	Độ
6	Khối lượng bom	m	505	kg

7	Chiều dài bom	l	1.5	m
8	Đường kính bom	d	0.4	m
9	Thời gian đặc trưng của bom FAB [4]	θ	20.59	s

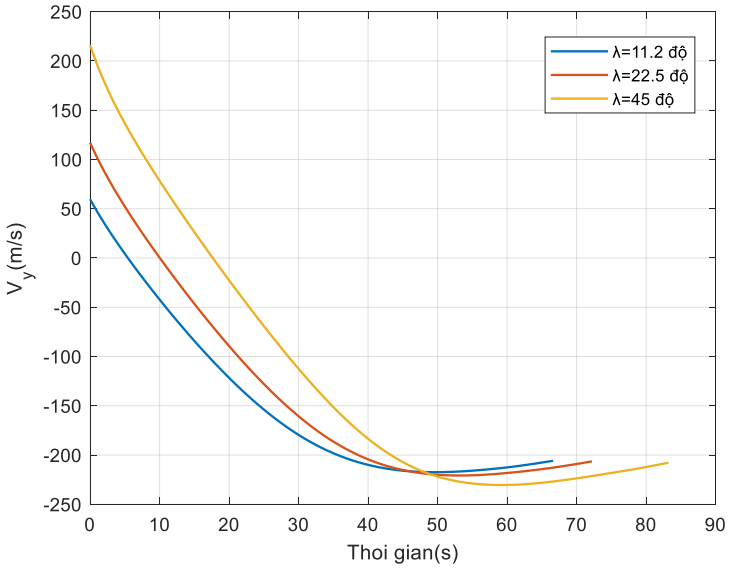
Dựa vào mục 2.3 điều kiện ban đầu của bài toán được xác định x^0=(300 61 0 10000)

3.2 Kết quả tính toán



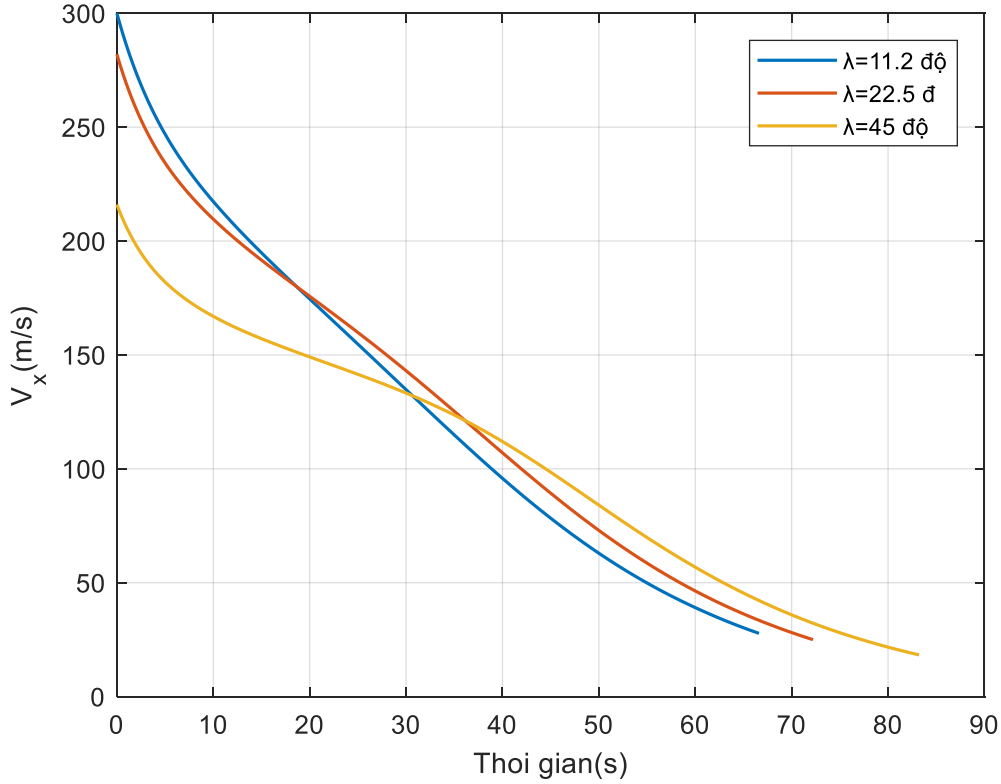
Hình 3. Đồ thị quỹ đạo của bom FAB-500

Từ hình 3 nhận thấy với góc ném là λ=22.5 độ thì tầm bắn ngang của bom FAB-500 là xa nhất X_c = 9050m.



Hình 4. Đồ thị vận tốc V_y của bom FAB-500

Từ hình 4 nhận thấy sau khi bom đạt đến độ cao nhất với vận tốc V_y=0 sau đó vận tốc Vy của bom tăng dần về độ lớn sau đó đạt đến vận tốc V_{max} vận tốc V_y của bom bắt đầu giảm nhẹ do lúc này bom chịu ảnh hưởng nhiều bởi hàm cản E (càng gần mặt đất mật độ không khí càng tăng).



Hình 5. Đồ thị vận tốc Vx của bom FAB-500

Từ hình 5 nhận thấy trong khoảng 10s đầu V_x giảm nhanh do vận tốc ban đầu của bom lớn dẫn đến lực cản theo phương ngang lớn. Trong khoảng thời gian tiếp theo lực cản đã dần cân bằng với lực quán tính do đó vận tốc của bom giảm đều. Khi ném bom ở góc λ=45 độ thì thời gian rơi của bom là lâu nhất t=83.22 giây do bom có vận tốc Vy ban đầu lớn.

Từ hình 3,4,5 có thể nhận thấy những thông số của bom trong khi bay. Nhờ đó làm cơ sở để cung cấp thêm thông tin về tác chiến trên không của máy bay như:

+ Tầm bắn ngang xa nhất của bom để máy bay giữ được khoảng cách an toàn so với mục tiêu cũng như tránh được sự phát hiện của ra đa tầm gần của đối phương.

+ Thời gian bom rơi chạm mặt đất kể từ khi thả từ đó có thể xác định được chế độ làm việc của kíp nổ

4. Kết luận

Trong bài báo này, tác giả đã xây dựng mô hình toán học để xây dựng quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển. Dựa trên lý thuyết của mô hình này ta xác định được các thông số của bom trong khi bay. Ngoài ra bài báo này xây dựng quỹ đạo bay của bom hàng không không điều khiển nhằm khảo sát quỹ đạo bay của bom, nhờ đó có thể tối ưu được việc sử dụng bom trên máy bay SU-30MK2 cho các nhiệm vụ khác nhau và hơn nữa nhằm định

hướng nghiên cứu cho việc xây dựng quỹ đạo của bom hàng không khác như bom mẹ con (trong quá trình bay bom mẹ phân tách thành những bom con).

Tài liệu tham khảo

1. Васецкий. В.В .(2011). Баллстика авиационных средств поражения. Внешняя баллистика. 69-72
2. Lê Minh Thái. (2022). Thuật phóng ngoài – Lý thuyết bắn. 24-29
3. Астапов.Ю.М, Велданов.В.А, Люшнин.С.А. (2019). Системы наведения и управления высокоточных боеприпасов. 7-9
4. Ашурков.А.А, Вытришко.Ф.М. (2005). Авиационные бомбы основного назначения. 5-28

Building the flight trajectory of unmanned aerial bomb

Abstract: *This paper presents a method for determining the flight trajectory parameters of an unguided aerial bomb. The mathematical model is developed based on the launch dynamics of unguided aerial weapons, taking into account certain meteorological factors. The model is used to determine the flight trajectory of the FAB-500 bomb. The obtained results aim to identify the position and bombing conditions for deployment from the SU-30MK2 aircraft.*

Keywords: trajectory parameters, aerial bombs, launch dynamics model.

Nghiên cứu ảnh hưởng của loại thuốc nổ đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình

Phạm Hồng Quân[1]; Đỗ Văn Minh[1]; Trần Đình Thành[1]; Tô Đức Thọ[2]; Nguyễn Duy Hồng[3]; Nguyễn Hữu Bình[3]; Đặng Đình Tuấn[4]; Phạm Thành Vinh[5]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
[2]Cục Khoa học quân sự
[3]Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng
[4]Trường CĐ KTQS 1
[5]Viện KH&CNQS
Email: phquanstudying@lqdtu.edu.vn; Tel: 0862486418

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu giải bài toán hình thành phần tử xuyên (PTX) của phần chiến đấu (PCĐ) nổ tạo hình bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Autodyn. Trên cơ sở kết cấu của PCĐ nổ tạo hình cơ bản, tiến hành khảo sát các mô hình PCĐ với loại thuốc nổ khác nhau ảnh hưởng đến các thông số động lực học và hình dạng của PTX. Kết quả giải bài toán cho thấy với loại thuốc nổ có tốc độ nổ càng lớn thường nén ép đĩa tạo hình và hình thành PTX có vận tốc và đông năng lớn hơn so với loại thuốc nổ có tốc độ nổ nhỏ. Nghiên cứu cho phép định hướng lựa chọn các tham số kết cấu của đĩa tạo hình khi thiết kế các loại đạn dược nổ tạo hình.

Từ khóa: *Đạn nổ tạo hình; phần tử xuyên; thuốc nổ; Ansys Autodyn.*

1. Đặt vấn đề

Đạn nổ tạo hình hay còn gọi là đạn xuyên xa, đạn tự rèn có tên tiếng Anh là Explosively Formed Projectile (PTX) là một dạng đặc biệt của đạn dược nổ tập trung năng lượng. Cấu tạo của đạn nổ tạo hình thông thường gồm có thân vỏ, liều thuốc nổ, đĩa tạo hình, liều dẫn nổ và một số chi tiết khác (hình 1).

Đĩa tạo hình là một chi tiết tương đối quan trọng, quyết định đến sự hình thành PTX, thông thường đĩa có hình dạng chỏm cầu, làm bằng kim loại có độ dẻo cao. Khi kích nổ đạn, đĩa tạo hình bị nén ép và tạo thành PTX có vận tốc lớn, khoảng 1500 m/s ÷ 2500 m/s, có khả năng bay xa mà không bị đứt dòng, uy lực xuyên của PTX đối với mục tiêu bọc thép có thể lên đến 0,3 ÷ 1 lần cỡ [1,2].

Thế giới và trong nước đã có nhiều công trình nghiên cứu về nổ tạo hình bằng phương pháp mô phỏng số. Các nghiên cứu đã đưa ra khuyến nghị về các thuốc nổ giúp tăng vận tốc của đường đạn và uy lực xuyên [1,3], đưa ra kết cấu sơ bộ của đĩa tạo hình và liều thuốc nổ [4], đưa ra khuyến nghị lựa chọn kết cấu của bán kính cong đĩa tạo hình sao cho tỷ lệ chiều cao với đường kính đĩa tạo hình trong khoảng (0,02 ÷ 0,03) cho phép PTX có hình dạng khí động và đặc trưng năng lượng phù hợp [5, 6], đánh giá sự sai lệch giữa phương pháp mô phỏng số và phương pháp giải tích với sai khác nhỏ hơn 13% [7], sự ảnh hưởng của vật liệu đĩa lót đến PTX, chiều sâu xuyên với vật liệu bằng đồng lớn gấp 2 lần vật liệu làm bằng thép [8], sự ảnh hưởng của cấu trúc đĩa tạo hình đến vận tốc PTX với cấu trúc đĩa tạo hình có độ dày thay đổi từ đỉnh đến miệng có vận tốc PTX lớn hơn đĩa tạo hình có độ dày không đổi từ đỉnh đến miệng phễu [9],...

Sóng xung kích và sản phẩm nổ là năng lượng trực tiếp tác dụng và biến dạng lên đĩa tạo hình để hình thành PTX. Do đó, tốc độ nổ của thuốc nổ làm thay đổi quá trình hình thành PTX, có thể tạo ra PTX dạng thuận, dạng nghịch hoặc có thể gây ra hiện tượng đứt đoạn PTX và theo đó ảnh hưởng đến uy lực và khoảng cách tiêu diệt mục tiêu của đạn. Việc đánh giá được sự ảnh hưởng tốc độ nổ của thuốc nổ đến sự hình thành PTX có ý nghĩa quan trọng việc

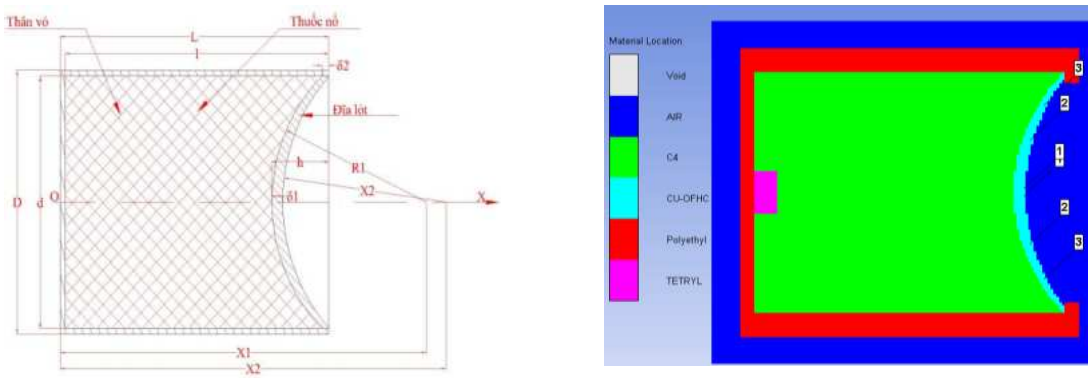
thiết kế đạn nổ tạo hình.

Bài báo dựa trên mô hình tính toán học mô tả quá trình nổ và biến dạng của các phần tử, ứng dụng phương pháp mô phỏng số để giải bài toán với đối tượng là PCĐ cỡ 54 mm, khảo sát ảnh hưởng tốc độ nổ của thuốc nổ đến quá trình hình thành PTX.

2. Đối tượng và phương pháp nghiên cứu

2.1. Đối tượng nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là PCĐ nổ tạo hình có cỡ 54 mm (hình 1). Cấu tạo của PCĐ gồm 03 phần tử: Thân vỏ, thuốc nổ và đĩa tạo hình. Đĩa tạo hình bằng đồng CU-OFHC, dạng chỏm cầu, có chiều cao h, đường kính d, các bán kính ngoài và trong lần lượt là R_1, R_2, bề dày tại đỉnh δ_1, bề dày tại phần miệng δ_2, khoảng cách từ tâm bán kính ngoài và trong nằm trên trục đối xứng OX đến đáy của phần chiến đấu có độ dài lần lượt là X_1, X_2. Thân vỏ bằng nhựa, có dạng hình trụ, đường kính ngoài D, chiều dài L, bề dày phần đáy và bề dày phần trụ t. Khối thuốc nổ C4 nhồi trong thân vỏ và có đường kính d và chiều cao l. Tại thời điểm ban đầu, thuốc nổ được kích nổ từ tâm O.



Hình 1. Mô hình phần PCĐ nổ tạo hình và mô hình mô phỏng trong ANSYS/Autodyn

Để xác định các tham số kết cấu cho đối tượng nghiên cứu, ngoài giá trị cỡ đạn (d) cần lựa chọn sơ bộ một số tham số đầu vào, theo [5,6] độ dày 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 chiều dày của phễu từ 2 mm tại đỉnh phễu và giảm xuống 1 mm tại miệng phễu, chiều dài liều thuốc là 60 mm, chiều dày vỏ bọc là 1 mm. Bốn loại thuốc nổ được tiến hành khảo sát bao gồm: TNT, Comp-B, C4, CYCLOTOL. Các tham số của các phương án kết cấu được cho trong bảng 1.

Bảng 1. Giá trị kích thước PCĐ nổ tạo hình

TT	Kích thước	Đơn vị	Thông số kết cấu
1	D	mm	54
2	d	mm	45,2
3	L	mm	60
4	l	mm	55
5	δ_1	mm	1
6	δ_2	mm	2

7	t_1	mm	2,5
8	t_2	mm	4,4
8	X_1	mm	84,25
9	X_2	mm	90,27
10	R_1	mm	35,79
11	R_2	mm	39,8
13	h	mm	9,04

2.2. Phương pháp nghiên cứu

Để nghiên cứu quá trình hình thành PTX trong PCĐ nổ tạo hình cần thiết phải nghiên cứu mô hình toán học, các thông số, trạng thái vật lý của mô hình. Vì vậy, phải tập trung xây dựng mô hình vật liệu của các phần tử (thuốc nổ, thân vỏ, đĩa tạo hình, không khí). 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. Do tính chất đối xứng trục và để giảm thời gian tính toán nên mô hình bài toán sử dụng là mô hình đối xứng dạng 2D. Mô hình bài toán sử dụng lưới dạng Euler cho thân vỏ, đĩa tạo hình, thuốc nổ và không khí, kích thước lưới 0,5mm x 0,5mm, điều kiện biên Flow_out được áp dụng cho tất cả các biên của vùng tính toán trừ trục đối xứng. 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 Autodyn-2D [4,5,8,9].

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 [1,3,4,9,10]:

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)e^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)e^{-R_1V} + \frac{\omega E}{V}$$

Trong đó: ω, A, B, R_1, R_2 là các hằng số thực nghiệm, có các giá trị trong bảng 1.

Bảng 2. Giá trị các thông số phương trình trạng thái JWL của thuốc nổ

TT	Loại Thuốc nổ	ω	A, GPa	B, GPa	R_1	R_2	D, m/s	ρ, g/cm^3	E, J/m^3
1	TNT	0,35	0,7377	0,0037471	4,15	0,9	6930	1,63	6.10^9
2	COMP-B	0,34	0,52423	0,007678	4,2	1,1	7980	1,717	$8,5.10^9$
3	C4	0,25	0,60977	0,01295	4,5	1,4	8193	1,601	9.10^9
4	CYCLOTOL	0,35	0,60341	0,0099236	4,3	1,1	8250	1,754	$9,2.10^9$

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 [1,3,4,9,10]:

Bảng 3. Giá trị các thông số phương trình trạng thái JWL của thuốc nổ C4

TT	Chi tiết	ρ, g/cm^3	Γ	C_1, cm/μs	S_1	C_2, cm/μs	S_2	$\frac{VE}{v_o}$	$\frac{VB}{v_o}$
1	Vỏ nhựa Polyethyl	0,915	1,64	0,2901	1,481	0	0	0	0

Đĩa tạo hình thường được chế tạo bằng đồng đỏ M_1 hoặc M_2 được mô tả bằng mô hình đàn hồi dẻo tăng bên Jonhson-Cook [1,3,4,9,10]:

$$\sigma_y = \left(A + B\bar{\varepsilon}^{p^n}\right)\left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{nc} - T_0}\right)^m\right].$$

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.

Trong bài toán này, đĩa tạo hình làm bằng đồng CU-OFHC và thân vỏ làm bằng thép 4340, có các thông số trong bảng 3.

Bảng 4. Giá trị các thông số mô hình đàn hồi dẻo tăng bên Jonhson-Cook

TT	Chi tiết	ρ, g/cm^3	A, GPa	B, GPa	C	n	m	T_{nc}, ^{0}K
1	Đồng CU-OFHC	8,96	0,09	0,3212	0,025	0,31	1,09	1356

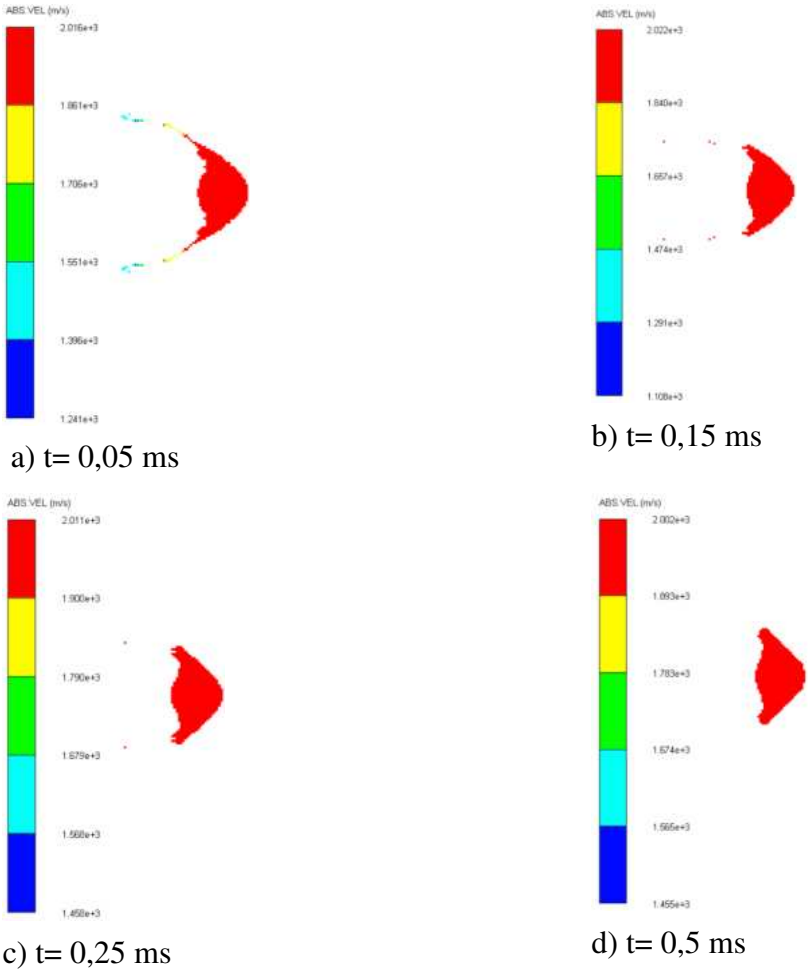
Tính chất của không khí bao quanh PCĐ được mô tả bằng phương trình trạng thái:

$$p = (\gamma - 1)\frac{\rho}{\rho_o}E$$

Trong đó γ = 1,4; ρ_0 = 1,225 kg/m^3, E =2,5.10^5 J/m^3 [4,11,12].

3. Kết quả mô phỏng và tính toán

Trên hình 3 thể hiện hình ảnh quá trình hình thành PTXcủa trường hợp sử dụng thuốc nổ C4 thể hiện phân bố trường vận tốc tại các thời điểm. Nhận thấy, tại thời điểm t = 0,05 ms (Hình 3a), dưới tác dụng của sóng nổ và sản phẩm nổ, đĩa tạo hình bị nén ép, vận tốc ở vùng đỉnh lõi có giá trí lớn nhất là 2186 m/s và giảm dần đến phần miệng 1876 m/s. Khoảng thời gian từ 0,05 ms ÷ 0,15 ms, PTX cơ bản ổn định hình dáng, các điểm trên lõi có vận tốc bằng nhau 2036 m/s. Đến thời điểm t =(0,15 ms ÷ 0,25 ms), các điểm trên PTX có vận tốc bằng nhau 2015 m/s hình dánh phần tử xuyên ổn định. Đến khoảng thời gian t = 0,45 ms, vận tốc PTX đạt vận tốc 1999 m/s không chênh lệnh nhiều so với thời điểm t = 0,15 ms, PTX được hình thành hoàn toàn và chuyển động theo quán tính trong không khí đến tiêu diệt mục tiêu.



a) t= 0,05 ms

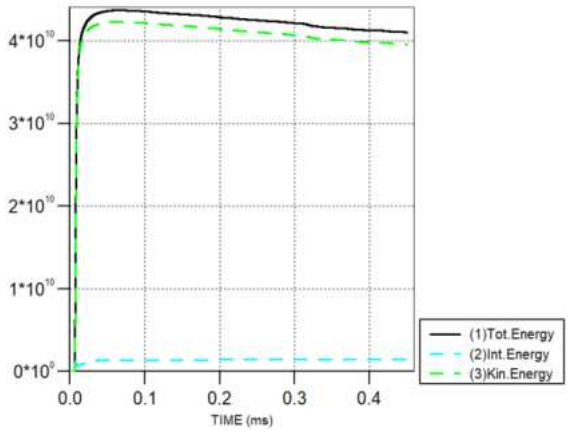
b) t= 0,15 ms

c) t= 0,25 ms

d) t= 0,5 ms

Hình 2. Vận tốc PTX ở một số thời điểm

Trên hình 3 là đồ thị thể hiện sự phân bố năng lượng của PTX (đồng CU-OFH) khi sử dụng thuốc nổ C4 với tốc độ nổ D_{TNC4} = 8193 m/s. Giá trị tổng năng lượng lớn nhất E_{Totmax}= 43,69 MJ tại thời điểm t = 0,064 ms, giá trị thế năng lớn nhất E_{Intmax} = 1,85 MJ khi t = 0,006 ms, động năng lớn nhất E_{Kinmax}= 42,3 MJ tại t = 0,064 ms.

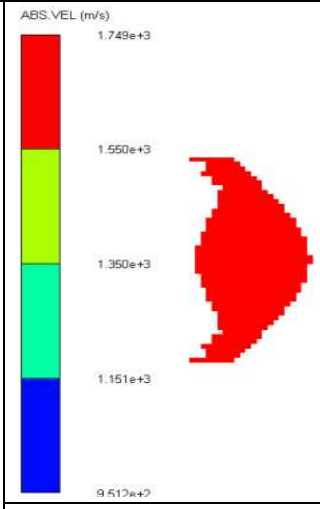
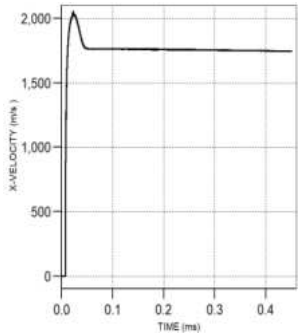
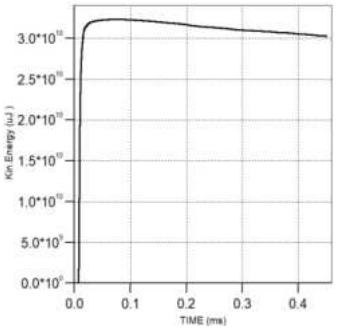
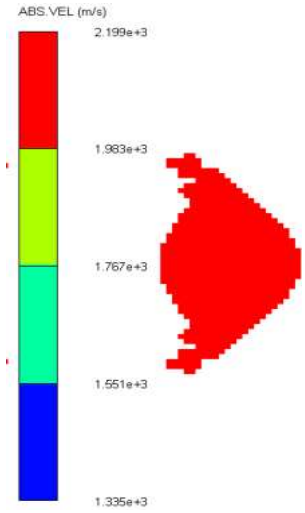
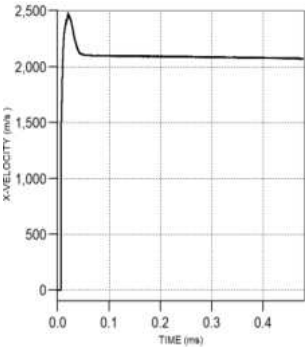
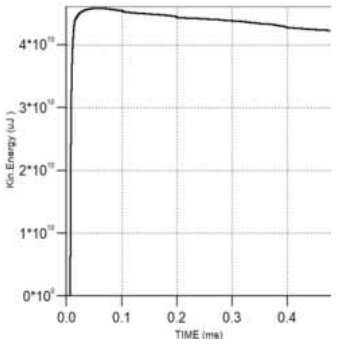


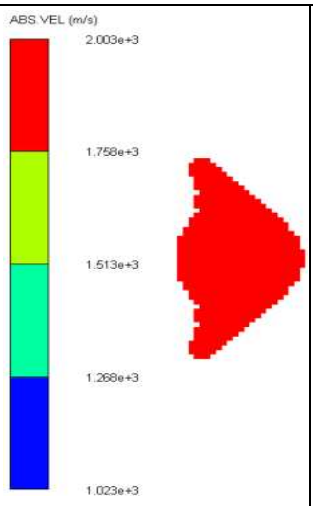
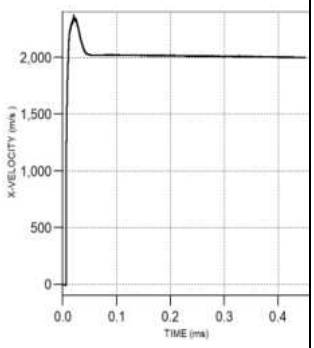
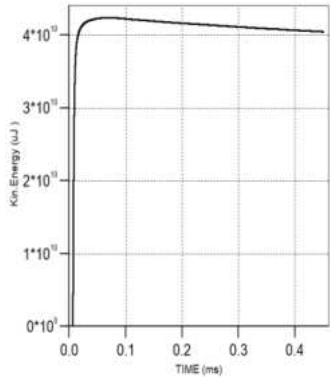
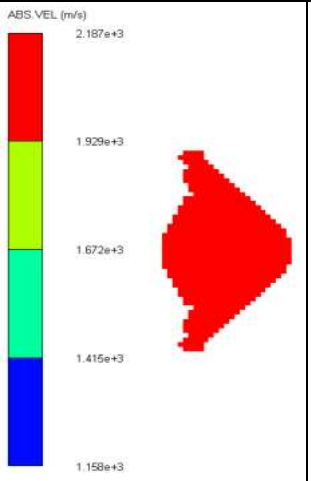
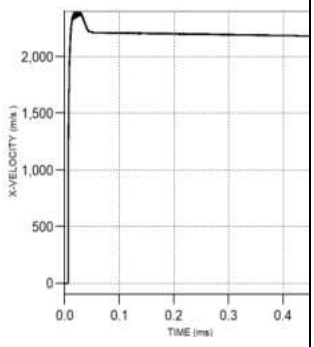
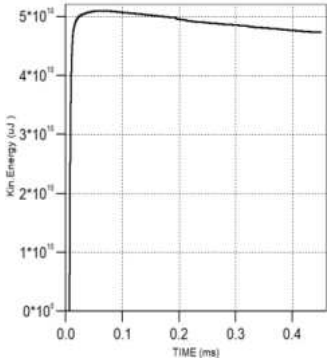
Hình 3. Phân bổ năng lượng của PTX

Trong bảng 5 trình bày kết quả khảo sát ảnh hưởng tốc độ nổ của các loại thuốc nổ đến sự hình thành PTX của PCĐ nổ tạo hình tại thời điểm khảo sát t = (0 ÷ 0,45) ms cho tất cả các

trường hợp. Đồ thị hình 4 trình bày trường vận tốc và động năng của PTX ở các phương án mô phỏng trong bảng 1.

Bảng 5. Kết quả khảo sát yếu tố ảnh hưởng tốc độ nổ đến sự hình thành PTX trong PCĐ nổ tạo hình

TT	Hình dạng PTX	Vận tốc PTX	Động năng PTX
TNT			
	t = 0,45 ms s = 0,833 m L_{PTX} = 10,5 mm D_{PTX} = 22,5 mm	V = 1747 m/s	E_{Kin}= 30,28 MJ
COMP-B			
	t = 0,45 ms s = 0,984 m L_{PTX} = 12 mm D_{PTX} = 21 mm	V = 2077 m/s	E_{Kin}= 42,28 MJ

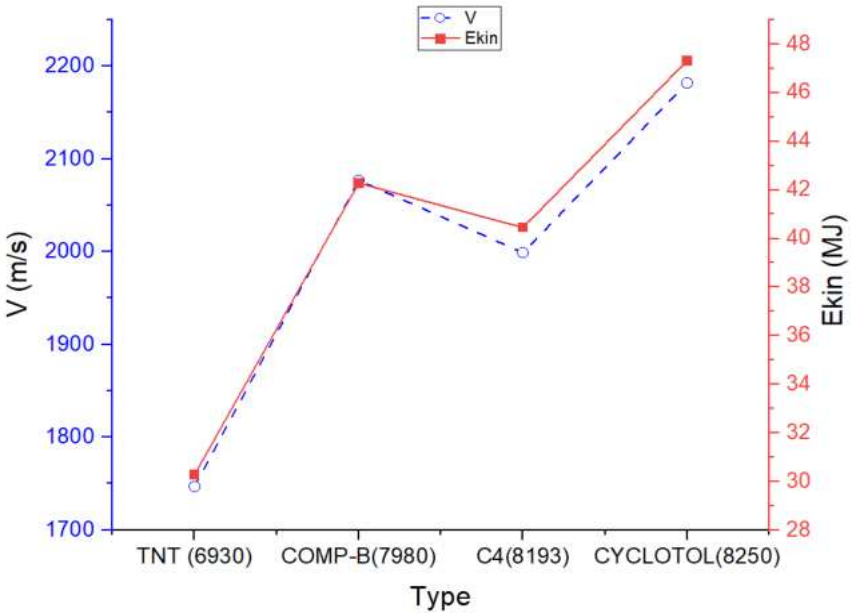
C4			
	t = 0,45 ms s = 0,950 m L_{PTX} = 11,5 mm D_{PTX} = 22 mm	V = 1999 m/s	E_{Kin}= 40,45 MJ
CYCLOTOL			
	t = 0,45 ms s = 1,033 m L_{PTX} = 12,5 mm D_{PTX} = 21,5 mm	V = 2182 m/s	E_{Kin}= 47,32 MJ

Về hình dạng PTX

Các thông số hình học chính của bốn PTX có hình dạng hoàn chỉnh được liệt kê trong Bảng 4. Từ kết quả thu được có thể nhận thấy rằng với các loại thuốc nổ có tốc độ nổ thay đổi sẽ ảnh hưởng đến hình dạng của PTX. Các loại thuốc nổ đều nén ép đĩa tạo hình cho ra PTX dạng thuận, chắc đặc có hình dạng khí động tốt. Thuốc nổ CYCLOTOL sau khi kích nổ cho PTX có chiều lớn nhất L_{PTX} = 12,5 mm và thuốc nổ TNT tạo PTX có chiều dài nhỏ nhất L_{PTX} = 10,5 mm trong các phương án khảo sát. Đường kính PTX lớn nhất do thuốc TNT tạo ra là 22,5 mm trong khi đó thuốc nổ COMP-B hình thành PTX có đường kính nhỏ nhất D_{PTX} = 21 mm.

Về vận tốc PTX

Đối với những kết cấu có PCĐ nổ tạo hình sử dụng thuốc nổ CYCLOTOL có tốc độ nổ lớn nhất trong các loại thuốc nổ khảo sát thì vận tốc PTX đạt giá trị lớn nhất so với các phương án còn lại là 2182 m/s. Vận tốc PTX của khi sử dụng thuốc nổ COMP-B là 2077 m/s lớn hơn khi sử dụng thuốc nổ C4 là 1999 m/s mặc dù tốc độ nổ của thuốc nổ COMP-B nhỏ nhỏ hơn tốc độ nổ của thuốc nổ C4. Hiện tượng này là do trong thành phần cấu tạo của thuốc nổ C4 có chứa khoảng 9% chất dẻo, chất kết dinh và chất phụ gia trong khi đó thuốc nổ COMP-B chỉ chứa 1% các chất phụ gia. Thuốc nổ TNT nén ép đĩa tạo hình cho PTX có giá trị là 1747 m/s.



Hình 4. Đồ thị vận tốc và động năng PTX với tốc độ nổ thay đổi

Về động năng của PTX

Động năng của PTX tỷ lệ thuận với vận tốc của PTX. Thuốc nổ CYCLOTOL khi sử dụng trong đạn nổ tạo hình cho PTX có động năng lớn nhất, sau đó là thuốc nổ COMP-B, C4 và thấp nhất là TNT giá trị lần lượt là 47,32 MJ, 42,28 MJ, 40,45 MJ và 30,28 MJ.

Tùy thuộc vào loại mục tiêu cần tiêu diệt, cự ly tới mục tiêu, kết quả mô phỏng trên phần nào giúp cho người thiết kế có phương án lựa chọn loại thuốc nổ cho phù hợp. Đối với mục tiêu vỏ mỏng, cự ly gần người thiết kế cần đưa ra giải pháp chọn thuốc nổ có tốc độ nổ thấp và dễ kiếm như TNT, C4 . Ngược lại với mục tiêu có bề dày lớp bảo vệ lớn, ta cần thuốc nổ có tốc độ nổ cao như COMP-B, CYCLOTOL.

4. Kết luận

Khảo sát ảnh hưởng của loại thuốc nổ tới quá trình hình thành PTX của PCĐ nổ tạo hình bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS/Autodyn cho kết luận sau:

- Thuốc nổ với tốc độ nổ khác nhau ảnh hưởng tới hình dạng khí động và các thông số động lực học của PTX. Tốc độ nổ càng lớn thường nén ép đĩa tạo hình và hình thành PTX có vận tốc và động năng lớn hơn so với thuốc nổ có tốc độ nổ nhỏ.

- Phương pháp mô phỏng số sử dụng các mô hình toán học phù hợp để mô tả tính chất, sự biến đổi của vật liệu khi hình thành PTX. Có thể ứng dụng các mô hình toán học này để

nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số hình học khác của PCĐ đạn nổ tạo hình nhằm tối ưu hóa kết cấu PCĐ nổ tạo hình.

5. Tài liệu tham khảo

1. 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.
2. Орленко Л. (2004). Физака взрыва. ФИЗМАТЛИТ. Изд. 3-е, испр. И 2 т. Т.2
3. 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.
4. Zhen-Gang Liang, Bai-Xu Chen, Yu-Xiang Nan, Jian-Wei Jiang, Li Ding. (2020). *Research on the computing method for the forming velocity of circumferential multiple explosively formed projectiles*. The Journal of Defense Modeling and Simulation. Volume 17, Issue 2. Paper presented at the Journal of Physics: Conference Series.
5. 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.
6. O. Jeremić, M. Milinović, M. Marković, B. Rašuo. (2017). *Analytical and numerical method of velocity fields for the explosively formed projectiles*. FME Transactions. *45*(1), pp. 38-44.
7. D.Cardoso, and F.Joien. (2016). *Modelling the formation of explosively formed projectiles (PTX).* International journal of impact engineering. *93*, pp. 116-127.
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. Salkičević, M.J.Dan and S. Studies. (2022). *Numerical simulations of the formation behavior of explosively formed projectiles.* Defense and Security Studies. *3*, pp.1-14
10. Y. Zheng. (2022). *Formation Behaviors of Coated Reactive Explosively Formed Projectile.* Dynamic Mechanical Analysis of Energetic Materials. *15*(24), pp. 78-86.
11. G. R. Johnson and W. H. Cook. (1985). *Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures*. Engineering Fracture Mechanics. *10*, pp. 48-76
12. Lee, Finger and Collins. (1973). *JWL equation of state coefficients for high explosives*. Department of Energy Office of Scientific and Technical Information. *21*, pp. 56-71.

Studying the effect of charge type on the formation process of penetrator of the explosively formed projectiles

Abstract: *The article investigates the problem of explosively formed projectile (EFP) formation of the warhead using numerical simulation methods with Ansys Autodyn software. Based on the structure of the basic EFP warhead, the study examines models with charge type to analyze the dynamic parameters and shape of the EFP. The results show that charge type with higher detonation velocities tend to compress the shaped liner more effectively, leading to the formation of EFP with greater velocity and kinetic energy compared to charge type with lower detonation velocities. This research provides guidance for selecting structural parameters of shaped disks when designing shaped charge amunitions.*

Keyword: *Explosively formed projectile; Explosively formed penetrator; Charge type; Ansys Autodyn.*

Nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc đầu đạn đến hệ số lực cản chính diện của đầu đạn 105 mm nổ phá sát thương kiểu M1 bằng phương pháp mô phỏng số

Trần Ngọc Đức[1], Lê Đình Anh[2], Đỗ Văn Minh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Đại học Quốc gia Hà Nội

**Email: ngocducsqkt@gmail.com; Tel:0984520422*

Tóm tắt

Bài báo xây dựng phương pháp mô phỏng số nhằm xác định hệ số lực cản chính diện C_x của đầu đạn 105 mm phá sát thương kiểu M1. Sau đó thực hiện mô phỏng trên phần mềm ANSYS FLUENT với các dải vận tốc khác nhau. Kết quả của bài báo đã xác định được các hệ số lực cản chính diện C_x trong dải vận tốc chuyển động của đầu đạn. Kết quả nghiên cứu này làm cơ sở đánh giá ảnh hưởng, tác dụng của vận tốc đến đầu đạn cỡ 105 mm trên đường bay nói riêng làm cơ sở cho việc tối ưu hoá thiết kế, cải tiến đạn 105 mm và đạn pháo nói chung.

Từ khóa: *Lực cản chính diện; vận tốc đầu đạn; Ansys Fluent.*

1. Mở đầu

Lực cản là một đặc tính khí động học quan trọng đối với đầu đạn. Lực cản sinh ra do tác động tương hỗ giữa đạn và các phần tử không khí. Lực cản toàn phần của đầu đạn có thể được chia thành ba thành phần: lực cản do áp suất, lực cản ma sát, và lực cản sóng [1]. Ba thành phần lực cản này thay đổi tùy thuộc vào vận tốc của đầu đạn. Lực cản ma sát thường nhỏ và có thể bỏ qua trong quá trình tính toán. Khi đạn chuyển động với vận tốc dưới âm (M<1), lực cản chủ yếu là lực cản xoáy. Khi đạn chuyển động với vận tốc vượt âm (M>1), lực cản chủ yếu là lực cản sóng. Tổng hợp các thành phần lực cản theo phương chuyển động của đầu đạn, sẽ có các thành phần lực cản chính diện, lực cản nâng và lực cản bên. Trong đó lực cản chính diện là yếu tố ảnh hưởng lớn nhất đến chuyển động của đầu đạn. Việc xác định và giảm thiểu lực cản chính diện là điều cần thiết trong việc giảm thiểu lực cản tổng của đường đạn. Việc này đạt được khi chúng ta có thể cải tiến các tham số hình học trong kết cấu của đầu đạn nhằm tăng chất lượng hình dạng khí động của đạn.

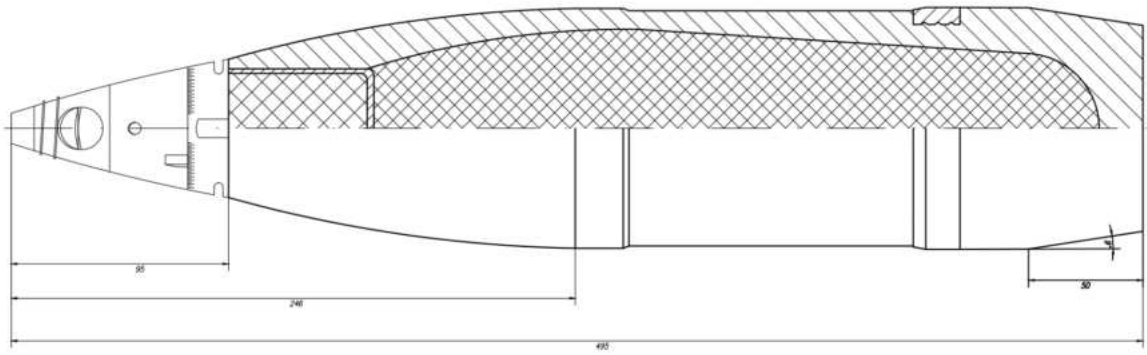
Để xác định hệ số lực cản chính diện C_x có thể sử dụng các phương pháp như: phương pháp lý thuyết, phương pháp thực nghiệm, phương pháp bán thực nghiệm. Cụ thể bao gồm phương pháp thực nghiệm bằng bắn trực tiếp, thử nghiệm trong ống thổi, mô phỏng động lực học chất lỏng tính toán và tính toán thông qua tài liệu, bảng biểu có sẵn. Với sự phát triển của khoa học công nghệ, phương pháp bán thực nghiệm kiểu mô phóng ngày càng được sử dụng rộng rãi. Các phương pháp bán thực nghiệm hiện nay được sử dụng rộng rãi như phương pháp CFD, phương pháp xoáy rời rạc, phương pháp tính toán trên phần mềm DATCOM. Các phương pháp mô phỏng này sử dụng các phương trình động lực học chất lỏng cơ bản, các phương trình cơ học môi trường liên tục, thuỷ khí động lực học, các phương trình Navier-Stokes. Phổ biến hiện nay sử dụng các modun trên phần mềm ANSYS như CFX, ANSYS FLUENT để mô phỏng và tính toán hệ số lực cản chính diện cũng như các yếu tố khí động khác.

Bài báo sử dụng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS FLUENT trên các dải vận tốc khác nhau (khi sử dụng liều nguyên và liều giảm) của đầu đạn 105 mm phá sát thương kiểu M1. Kết quả khảo sát nhằm rút ra ảnh hưởng của vận tốc đầu đạn đến hệ số lực cản chính diện. Từ đó là cơ sở cho việc tối ưu hoá cấu hình trong thiết kế, cải tiến đạn 105 mm.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Mô hình bài toán

Đạn pháo 105 mm nổ phá sát thương (Hình 1) là loại đạn pháo được trang bị phổ biến trong quân đội ta. Bài báo sử dụng đạn pháo 105 mm M1 nổ phá sát thương làm cơ sở để nghiên cứu tính toán lực cản, nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc đầu đạn làm cơ sở cải tiến, tăng tầm bắn, nâng cao tính năng kỹ chiến thuật cho đạn.

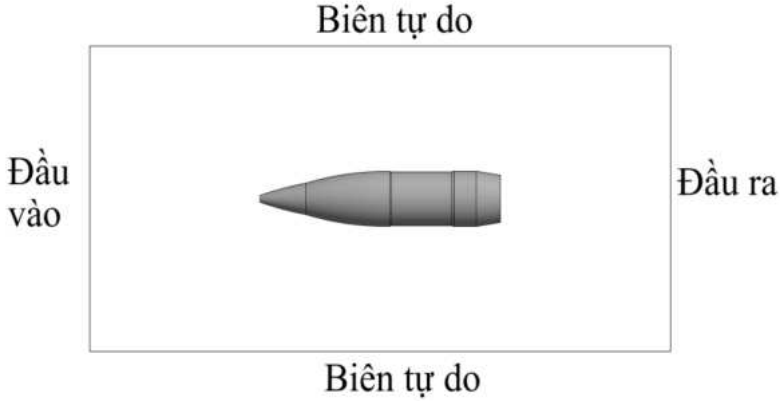


Hình 1: Đầu đạn nổ phá sát thương 105 mm

Đầu đạn nổ phá sát thương 105 mm có các đặc điểm về hình dạng và thuật phóng được trình bày trong bảng 1.

Bảng 1: Đặc điểm về hình dạng và thuật phóng đạn pháo 105 mm

TT	Đặc tính	Thông số
1	Đường kính đạn (cỡ, d)	105 mm
2	Chiều dài đầu đạn	495 mm
3	Chiều dài phần đầu đạn	246 mm
4	Chiều dài phần côn đáy đạn	50 mm
5	Sơ tốc đạn (bắn với liều nguyên)	472 m/s (≈1,35M)
6	Trọng lượng đạn	18,15 kg



Hình 2: Mô hình giải bài toán

Các điều kiện biên cho mô hình tính toán được được chỉ ra dưới bảng dưới đây:

Bảng 2: Điều kiện tính toán

TT	**Tham số**	**Giá trị**
1	Đầu vào (Inlet)	$V_x = V_{đạn} = V$; $V_y = V_z = 0$ m/s
2	Biên tự do	$V_x = V$
3	Biên thành MTB	$V_x = V_y = V_z = 0$ m/s

TT	Tham số	Giá trị
4	Góc tấn	$\alpha = 0^0$
5	Tốc độ quay của đầu đạn	$\omega = 0$ (rad/s)

2.2. Các giả thiết cơ bản

- Không khí có tính nhớt (theo định luật Newton) và độ nhớt không khí phụ thuộc vào nhiệt độ (theo định luật Sutherland);
- Đầu đạn đối xứng trục hoàn toàn;
- Bỏ qua sự truyền nhiệt từ bề mặt ngoài vào thân đạn;
- Bỏ qua chuyển động quay quanh trục của đạn;
- Các điều kiện khí tượng theo tiêu chuẩn pháo binh của Liên Xô (cũ);
- Do tính chất của chuyển động tương đối nên có thể coi đạn là đứng yên, còn dòng khí chuyển động ngược chiều chuyển động của đạn và bằng vận tốc của đạn.

Các giả thiết nêu trên nhằm đơn giản hóa quá trình tính toán, đồng thời các thông số lưu lượng khí thỏa mãn các phương trình cơ bản.

2.3. Phương pháp giải

Có một số phương pháp bán thực nghiệm dùng để xác định hệ số lực cản chính diện như phương pháp CFD, phương pháp xoáy rời rạc, phương pháp tính toán trên phần mềm DATCOM.

Phương pháp CFD

CFD (Computational Fluid Dynamic) là một nhánh của cơ học chất lưu sử dụng phân tích số và cấu trúc dữ liệu để phân tích để giải quyết các vấn đề liên quan đến dòng chất lưu. CFD giải hệ phương trình Navier-Stokes thông qua việc chia lưới không gian và đưa thêm một số giả thiết phục vụ quá trình tính toán. Có nhiều phương pháp chia lưới trong CFD bao gồm: phương pháp thể tích hữu hạn, phương pháp phần tử hữu hạn, phương pháp sai phân hữu hạn, phương pháp phần tử phổ, phương pháp Lattice Boltzman, phương pháp phần tử biên, phương pháp chia lưới phân giải cao.

Đối với phương pháp CFD, cần lưu ý rằng dòng khí chảy bao quanh đạn là dòng chảy rối do đạn chuyển động nhanh và biên dạng có những chỗ thay đổi đột ngột. Trong thực tế các phương trình khí động không thể giải với những khoảng thời gian đủ nhỏ khi tính đến yếu tố chảy rối. Để mô phỏng các dòng chảy rối ta biểu diễn các biến dòng chảy bằng giá trị trung bình theo thời gian của chúng. Các mô hình rối phổ biến trong CFD bao gồm: mô hình trung bình Reynolds (RANS), mô hình mô phỏng xoáy lớn (LES), mô hình mô phỏng trực tiếp (DNS). Công cụ để sử dụng phương pháp CFD là phần mềm Ansys Fluent.

Phương pháp mô phỏng số CFD trên phần mềm Ansys Fluent xác định đặc trưng khí động của vật thể, dựa trên cơ sở phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS). 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. Cụ thể, phương trình Navier-Stokes có thể được viết như sau [2**Error! Reference source not found.**:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \rho}{\partial t} + \dfrac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \\ \dfrac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\dfrac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left(\dfrac{\partial u_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial u_j}{\partial x_j}\right) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(-\rho \overline{u_i'' u_j''}) \end{cases} \quad (1)$$

trong đó *i, j* = 1,2,3; u_i - thành phần vận tốc trung bình; *p* - áp suất; ρ - mật độ không khí; $-\rho \overline{u_i'' u_j''}$ là ten-xơ ứng suất Reynolds trung bình.

Hai phương trình bổ sung theo mô hình *k–ε* **Error! Reference source not found.** là:

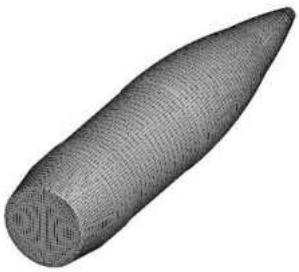
$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + 2\mu_t E_{ij}E_{ij} - \rho\varepsilon$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}2\mu_t E_{ij}E_{ij} - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2)$$

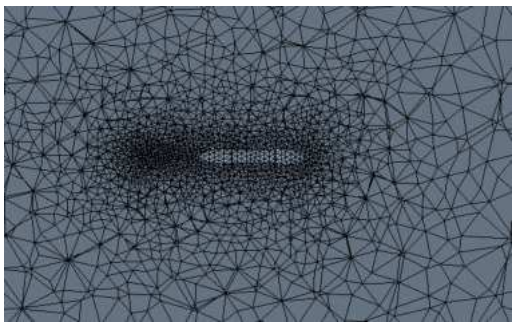
$$v_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}; \qquad C_\mu = 0,0845;$$

$$C_{1\varepsilon} = 1,68; \qquad \sigma_k = \sigma_\varepsilon = 0,72.$$

Vùng tính toán cho mô hình dạng hình trụ có kích thước dài × bán kính = 1,5 × 5 m. Nhìn chung kích thước hình học đảm bảo cho việc tính toán tham số khí động của đầu đạn tại góc tấn $\alpha = 0^o$. Vùng không gian gần đạn sẽ được thiết lập để chia lưới mịn hơn vùng ngoài. Mô hình chia lưới được cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết. Ở đây, kích thước lưới lớn nhất trên bề mặt đạn là 0,01 mm. Sát bề mặt đầu đạn được chia 12 lớp lưới với tỉ lệ kích thước tăng dần là 1,2. Kích thước lưới dao động từ 500.000 điểm tới 1.000.000 điểm, độ xiên của lưới nhỏ hơn 0,78. Phân bố kích thước lưới xung quanh bề mặt đạn trình bày ở Hình 3.



a) Lưới trên bề mặt đạn



b) Cấu trúc lưới xung quanh mô hình

Hình 3: Chia lưới miền khảo sát

Phương pháp mô phỏng CFD là phương pháp bậc cao, kết quả chính xác và có độ phân giải cao. Tuy nhiên, thời gian tính toán của phương pháp tương đối lâu (có thể vài giờ cho một trường hợp), các yêu cầu về chia lưới cũng khá phức tạp; ngoài ra, một số tham số khí động quan trọng liên quan tới đạo hàm theo vận tốc góc không thể xác định bằng phương pháp này. Do đó, phương pháp mô phỏng CFD chủ yếu được sử dụng để kiểm chứng các phương pháp khác cũng như để phân tích chi tiết dòng chảy trên đầu đạn trong một số trường hợp.

Phương pháp xoáy rời rạc

Xoáy rời rạc ("Discrete vortex method" hoặc "Vortex lattice method") là phương pháp được sử dụng khá rộng rãi trong giai đoạn đầu của quá trình thiết kế và chế tạo các loại đầu đạn, tên lửa, thiết bị bay. Ưu điểm của phương pháp này là sự linh hoạt trong việc tính toán và

sự dễ dàng trong việc sử dụng. Chính vì thế, hiện nay tại nhiều trường đại học và trung tâm nghiên cứu về hàng không vũ trụ, phương pháp xoáy rời rạc vẫn đang được sử dụng để giải quyết nhiều vấn đề liên quan đến tính toán khí động học.

Tính toán bằng phần mềm DATCOM

Bộ phần mềm DATCOM được sử dụng để tính toán các đặc trưng khí động của các thiết bị bay thông thường theo các lý thuyết bán thực nghiệm [3]. Đây là phương pháp bậc thấp với thời gian tính toán ngắn. Khi phần mềm được biến đổi để chạy trong các vòng lặp của môi trường MATLAB, toàn bộ bộ số liệu đạo hàm khí động có thể thu được trong thời gian dưới 1 phút.

Kết quả của phương pháp CFD so với các phương pháp và các chương trình mô phỏng khác đã được kiểm chứng, so sánh trong các tài liệu [4, 5, 6] nên kết quả đáp ứng độ tin cậy chính xác cần thiết.

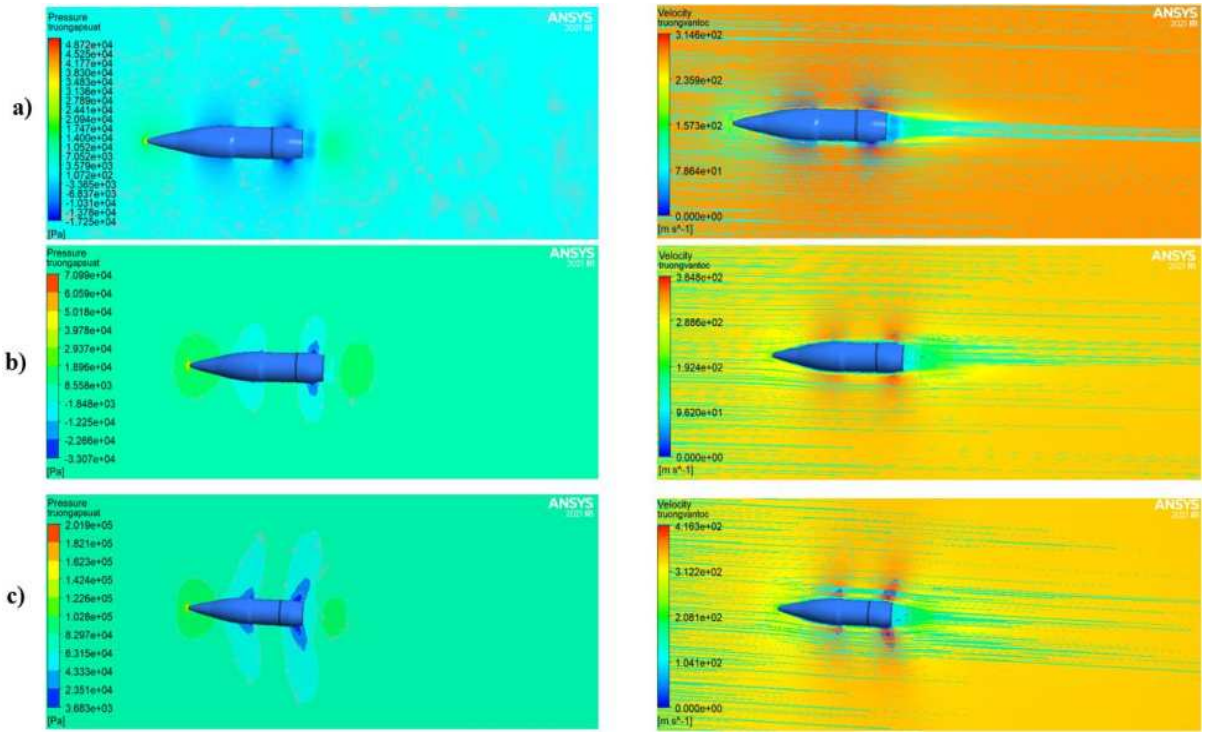
Do đó, bài báo sử dụng phương pháp CFD trên công cụ phần mềm Ansys Fluent để xác định hệ số lực cản chính diện của đầu đạn.

3. Kết quả và thảo luận

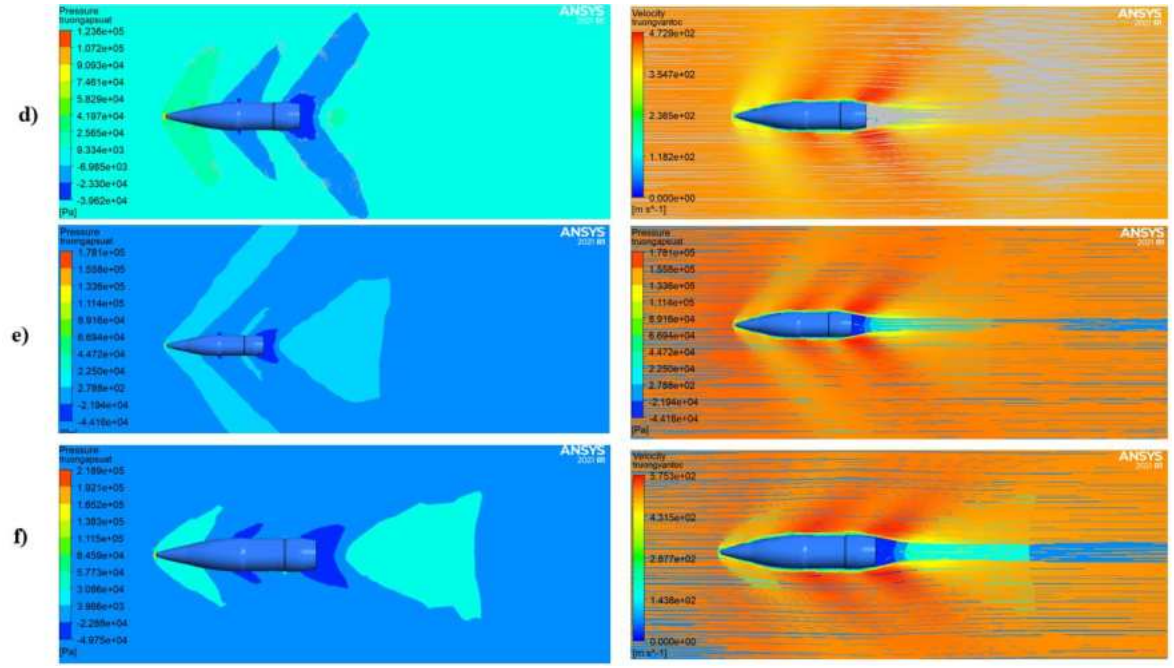
Bài báo tiến hành khảo sát với dải vận tốc của đầu đạn từ 0,5M, 0,6M, 0,7M, 0,8M, 0,9M, 1M, 1,2M, 1,35M và 1,5M và thu được kết quả như sau:

Bảng 3: Kết quả mô phỏng xác định hệ số lực cản chính diện C_x

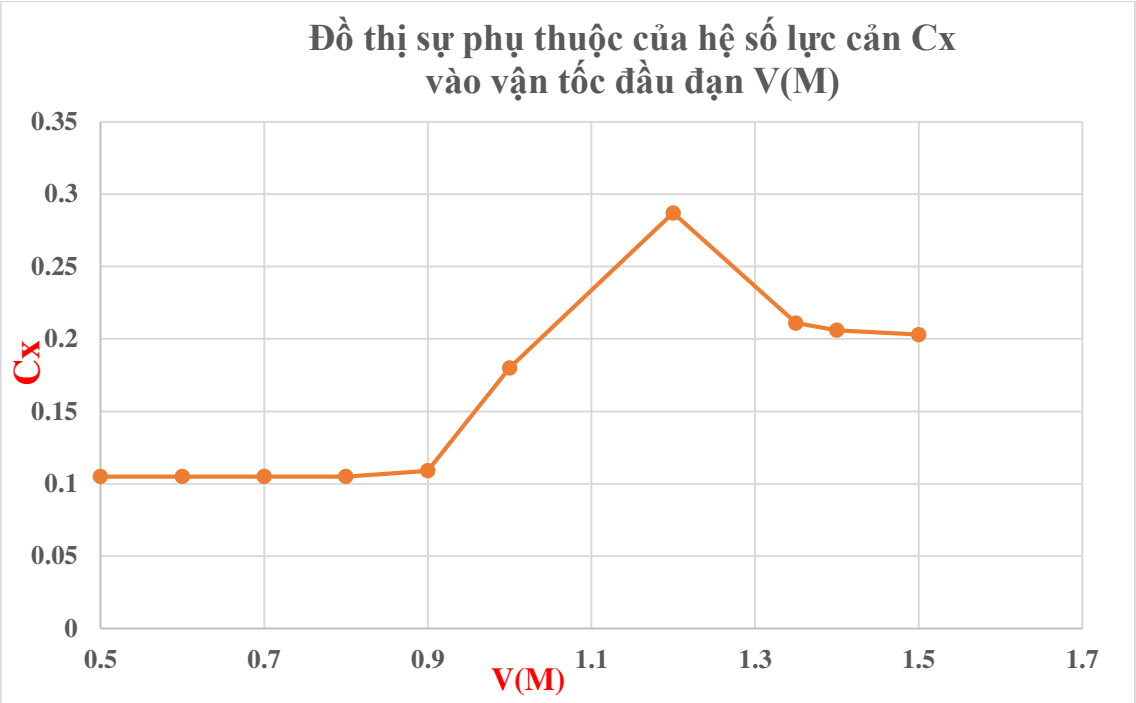
STT	V (M)	C_x
1	0,5	0,105
2	0,6	0,105
3	0,7	0,105
4	0,8	0,105
5	0,9	0,109
6	1,0	0,180
7	1,2	0,287
8	1,35	0,211
9	1,4	0,206
10	1,5	0,203



Hình 4: Phân bố vận tốc và áp suất của các dải vận tốc dưới âm, cận âm
a) 0,8M, b) 0,9M, c) 1,0M



Hình 5: Phân bố vận tốc và áp suất của các dải vận tốc vượt âm
d) 1,2 M, e) 1,35M, f) 1,5M



Hình 6: Đồ thị sự phụ thuộc của hệ số lực cản Cx vào vận tốc đầu đạn V(M)

Từ các kết quả tính toán và đồ thị ta thấy, với dải vận tốc dưới âm (V= 0,5M, 0,6M, 0,7M, 0,8M), hệ số lực cản chính diện C_x gần như không thay đổi. Khi vận tốc cận âm và trên âm một chút (V= 0,9M, 1,0M, 1,2M), C_x tăng nhanh đến cực đại tại V=1,2M, sau đó giảm dần và đi xuống ổn định.

Như vậy, có thể thấy, khi đầu đạn bay với vận tốc cận âm, giá trị lực cản chính diện tăng lên nhanh chóng, các dòng không khí chuyển động xoáy phần đuôi đầu đạn hình thành rõ nét hơn, đồng thời cũng hình thành nên các vùng xoáy sóng ở đầu đạn và thân đạn. Khi đạn chuyển động với vận tốc vượt âm (V>1,2M), giá trị lực cản chính diện giảm dần và ổn định, các sóng hình thành rõ hơn cả ở mũi đạn và thân đạn, vùng xoáy phía đuôi đạn dài hơn.

Như vậy các kết quả tính toán đã chứng minh, vận tốc đầu đạn ảnh hưởng lớn đến lực cản khí động. Do đó cần kết hợp đi sâu vào nghiên cứu ảnh hưởng của của vận tốc với các yếu tố khác như hình dạng đạn, biên dạng mũi, tốc độ quay, góc tấn,... để có thể lựa chọn ra phương án thiết kế, cải tiến tối ưu nhất.

4. Kết luận

Lực cản chính diện là đại lượng chủ yếu ảnh hưởng đến chuyển động của đầu đạn. Khi không xét đến yếu tố như góc tấn, tốc độ quay, giá trị lực cản chính diện tăng nhanh khi đạn chuyển động với vận tốc cận âm. Khi đạn chuyển động vượt âm (V>1,2M), giá trị lực cản chính diện giảm dần.

Bài báo đã trình bày các phương pháp giải bài toán xác định hệ số lực cản khí động bằng phương pháp bán thực nghiệm; xây dựng mô hình toán học, các điều kiện biên và tính toán trên phần mềm ANSYS FLUENT. Từ đó xây dựng được biểu đồ về sự phụ thuộc của hệ số lực cản chính diện C_x vào vận tốc đầu đạn, sự phân bố của trường áp suất, vận tốc quanh đầu đạn khi chuyển động với các dải vận tốc khác nhau. Đối với đạn nổ phá sát thương 105mm, trên dải vận tốc của đầu đạn từ 0,5M ÷ 1,5M thì hệ số lực cản chính diện C_x là 0,105 ÷ 0,287. Các kết quả nghiên cứu này có thể góp phần vào nghiên cứu, tính toán, thiết kế, cải tiến đầu đạn 105 mm nổ phá sát thương nói riêng và các đầu đạo pháo nói chung.

Tài liệu tham khảo

[1] Kang Zhong, Chao Yan, Shu-sheng Chen, Tian-xin Zhang, Shuai Lou, "Aerodisk effects on drag reduction for hypersonic blunt body with an ellipsoil nose," *Aerospace Science and Technology*, 86, 599-612, 2019.

[2] P. Bradshaw, "Turbulent secondary flows," *Annu. Rev. Fluid Mech.*, vol. 19, no. 1, pp. 53–74, 1987.

[3] Peng W, Zhang Q, Yang T, Feng Z (2017) *A high-precision dynamic model of a sounding rocket and rapid wind compensation method research*. Adv Mech Eng 9(7):1–11.

[4] Boersma, G., J. Bosgra, H. Kruisbrink, C. Schmeitink. *Comparison of the impact dispersion of unguided and guided sounding rockets with further evaluation of a velocity controlled rocket*. In 2nd Sounding Rocket Technology Conference, p. 1381. 1970

[5] Novlan, D.J. *Unguided rocket impact dispersion at White Sands Missile Range, New Mexico*. US Army Electronics Command Atmospheric Sciences Laboratory, DR-937. 1977.

[6] Stengel, R. F. *Flight performance of a small, low-altitude rocket*. Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 3, No. 6, pp. 938-939. 1966.

Research on the effect of bullet velocity on the frontal drag coefficient of 105 mm M1-type explosive bullet using numerical simulation

Abstract: *The paper develops a numerical simulation method to determine the frontal drag coefficient Cx of the 105 mm M1 anti-personnel bullet. Then, the simulation is performed on ANSYS FLUENT software with different velocity ranges. The results of the paper have determined the frontal drag coefficients Cx in the range of warhead movement velocity. The results of this study are the basis for evaluating the influence and effect of velocity on the 105 mm bullet on the flight path in particular, as a basis for optimizing the design and improving 105 mm bullets and artillery shells in general.*

Keywords: Frontal drag; muzzle velocity; Ansys Fluent.

Nghiên cứu xây dựng nguyên lý kết cấu và làm việc của ngòi đạn dùng cho UAV tự sát

Trần Anh Hoàn, Phạm Đức Hùng, Hoàng Hải Sơn

Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: tranhoanlq@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo tập trung vào nghiên cứu xây dựng nguyên lý kết cấu và làm việc của ngòi đạn dùng cho UAV tự sát. Trình bày tiến trình hoạt động chung của UAV tự sát, phân tích các yếu tố ảnh hưởng đến UAV trong quá trình bảo quản, vận chuyển và hoạt động. Trên cơ sở đó nghiên cứu vào ngòi đạn sử dụng trên UAV tự sát, đưa ra phương án sử dụng ngòi điện cơ, ngòi lắp ở đáy đầu đạn, mở bảo hiểm bằng tín khóa mục tiêu và sử dụng cơ cấu va đập quán tính để kích nổ ngòi, So với các ngòi lắp trên đầu đạn pháo thì lực quán tính trục khi phóng tác dụng lên ngòi là không đáng kể do gia tốc ban đầu của UAV tự sát so với các loại đầu đạn pháo tương đối thấp.

Từ khóa: *UAV tự sát; ngòi đạn dùng cho UAV tự sát; nguyên lý kết cấu và làm việc;*

1. Mở đầu

Trong bối cảnh xung đột vũ trang trên toàn cầu ngày càng diễn ra thường xuyên và căng thẳng, đặc biệt là các cuộc giao tranh kéo dài như giữa Nga và Ukraine hay xung đột Israel - Hamas tại Dải Gaza, vấn đề sử dụng và phát triển vũ khí đang trở thành một bài toán quan trọng. Những cuộc chiến này chứng kiến sự sử dụng liên tục của các loại vũ khí như tên lửa, đạn pháo để tấn công và chế áp đối phương. Tuy nhiên, việc sử dụng các vũ khí hiện đại, có độ chính xác cao như tên lửa hành trình lại đi kèm với chi phí rất lớn, gây áp lực nặng nề lên ngân sách quốc gia. Do đó, việc nghiên cứu và phát triển các loại vũ khí hiệu quả, chi phí thấp là chìa khóa giúp duy trì lợi thế trong các cuộc chiến. Trong số đó, các UAV tự sát được xem là giải pháp phù hợp đáp ứng được yêu cầu này.

Hiện nay, UAV tự sát được sử dụng rộng rãi tại nhiều chiến trường trên thế giới nhằm gây thiệt hại về người, phương tiện, trang bị và phá hủy các cơ sở hạ tầng quan trọng của đối phương. Hiệu quả chiến đấu của loại vũ khí này đã được chứng minh rõ rệt. Việc trang bị UAV tự sát cho Quân đội sẽ góp phần tăng cường khả năng tác chiến, mở rộng phương án chiến lược và nâng cao hiệu quả hoạt động.

Tại Việt Nam, việc nghiên cứu và phát triển UAV tự sát đã đạt được một số thành tựu, tuy nhiên còn chưa được sử dụng trên chiến trường thực tiễn nên không đánh giá được khả năng hoạt động tin cậy của nó được. Các đề tài nghiên cứu về UAV tự sát vẫn còn hạn chế, một phần do sự khan hiếm tài liệu liên quan đến lĩnh vực bí mật quân sự. Nhận thấy ý nghĩa quan trọng của vấn đề và những lợi ích mà loại vũ khí này mang lại, tôi đã lựa chọn nội dung bài báo là: "Nghiên cứu xây dựng nguyên lý kết cấu và làm việc ngòi đạn dùng cho UAV tự sát".

Thông qua nghiên cứu này, nhóm tác giả tập trung tìm hiểu quá trình hoạt động chung của UAV tự sát, phân tích chi tiết các giai đoạn vận hành của UAV tự sát, từ đó rút ra nguyên lý kết cấu và làm việc chung của ngòi đạn dùng cho UAV tự sát. Những kết quả nghiên cứu

này sẽ là cơ sở quan trọng để phát triển và thiết kế các loại ngòi chuyên dụng dành cho UAV tự sát trong tương lai.

2. Nội dung nghiên cứu

2.1 Tiến trình hoạt động chung của UAV tự sát

UAV tự sát là một loại máy bay không người lái được thiết kế để thực hiện nhiệm vụ quét, phát hiện và tiêu diệt mục tiêu trên địa hình tác chiến. Tiến trình hoạt động của UAV tự sát thường bao gồm các bước sau:

Việc phóng UAV tự sát được thực hiện bằng ống phóng (giống kiểu pháo cối), bệ phóng dàn phóng hoặc các thiết bị phóng khác dựa trên lực đẩy bằng lò xo, tên lửa,...

Khi được phóng từ bệ phóng thì hệ thống cánh của UAV tự sát sẽ được chuẩn bị và lắp ráp cố định ở trạng thái mở. Đối với loại UAV tự sát được phóng từ ống phóng thì hệ thống cánh sẽ được tự động mở tại thời điểm rời khỏi miệng ống phóng. Sau đó UAV tiếp tục bay nhờ lực đẩy của hệ thống cánh quạt được điều khiển bởi một động cơ điện.

Trong quá trình bay UAV tự sát thực hiện một số chức năng sau:

1. Cảm biến và sử dụng các thiết bị quét: UAV tự sát được trang bị với các loại cảm biến và thiết bị như máy ảnh, máy quét hồng ngoại, rađa và các cảm biến khác. Những thiết bị cho phép UAV thu thập dữ liệu từ môi trường xung quanh.

2. Thu thập dữ liệu: Sau khi bay lên trên không, UAV tự sát sẽ chuyển sang chế độ lảng vảng, nơi nó có thể bay vòng quanh khu vực được chỉ định trong thời gian dài, quét tìm mục tiêu. UAV di chuyển qua các khu vực cần quét và sử dụng các cảm biến của mình để thu thập dữ liệu, các dữ liệu bao gồm hình ảnh, dữ liệu hồng ngoại, radar để phát hiện các chuyển động hoặc các vật thể của quân địch, phương tiện hoặc tài sản có giá trị cao

3. Xử lý dữ liệu: Sau khi thu thập dữ liệu, UAV tự sát sẽ xử lý thông tin để phát hiện và nhận biết các mục tiêu quan trọng, như xe cộ, con người, các vật thể đặc biệt. Các thuật toán phát hiện được sử dụng để phân tích dữ liệu và xác định mục tiêu trong môi trường tác chiến.

4. Truyền dữ liệu và tương tác: Sau khi xử lý, UAV tự sát có thể truyền dữ liệu về cho trung tâm điều khiển để phân tích và ra lệnh điều khiển.

5. Thực hiện nhiệm vụ:

Dựa trên dữ liệu được thu thập và phân tích, UAV tự sát có thể thực hiện nhiệm vụ khi đã xác định được mục tiêu. Nhận lệnh trực tiếp từ trung tâm điều khiển. Sau khi xác nhận mục tiêu, người điều khiển có thể ra lệnh cho máy bay không người lái lao về phía mục tiêu để tấn công một cách chính xác. UAV tự sát tiến hành tiêu diệt mục tiêu đã xác định. Phần tử bay nhắm vào mục tiêu theo nhiều cách khác nhau :

- Chế độ bay tự động: Theo tọa độ của mục tiêu được nhập vào trong hệ thống lái điều khiển bay tự động.

- Chế độ dẫn đường hỗn hợp, phát hiện mục tiêu bằng ảnh nhiệt.

- Điều khiển UAV bằng tay với khả năng chạm nổ hoặc kích nổ đầu đạn từ xa.

Tấn công mục tiêu một cách chính xác, kích nổ đầu đạn khi va chạm, vô hiệu hóa mục tiêu một cách hiệu quả.

6. Tiếp tục thực nhiệm vụ hoặc tự hủy: Sau một thời gian bay nhưng chưa xác định được mục tiêu, UAV có thể được hướng dẫn tiếp tục lảng vảng trong khu vực để thực hiện các nhiệm

vụ tiếp theo. Hoặc tự hủy ở nơi an toàn.

2.2. Một số yêu cầu ở từng giai đoạn đối với hoạt động của UAV tự sát

2.2.1 Giai đoạn chuẩn bị

UAV tự sát cần phải hiểu rõ mục tiêu và yêu cầu của nhiệm vụ, bao gồm các điểm quan trọng cần kiểm tra hoặc vùng cần quét.

Đánh giá các yếu tố môi trường như thời tiết, điều kiện địa hình, và hoạt động của kẻ thù để lập kế hoạch điều chỉnh nếu cần.

Đảm bảo rằng các thiết bị và cảm biến trên UAV hoạt động bình thường và được chuẩn bị sẵn sàng cho nhiệm vụ.

2.2.2 Giai đoạn thu thập và xử lí thông tin

UAV tự sát cần xử lý thông tin và thực hiện các chuyển động một cách cẩn thận để tránh va chạm với các vật cản và phát hiện các tác động môi trường như gió mạnh hoặc thay đổi độ cao đột ngột.

Theo dõi mức năng lượng còn lại của UAV và quyết định liệu cần quay về căn cứ sạc pin hay tiếp tục nhiệm vụ.

Liên tục phân tích dữ liệu từ các cảm biến để phát hiện và nhận biết mục tiêu quan trọng hoặc thay đổi trong môi trường.

2.2.3 Giai đoạn xác định và đánh giá mục tiêu

Sử dụng thông tin thu thập được để phân biệt giữa các mục tiêu quan trọng và các yếu tố môi trường không quan trọng.

Ưu tiên các mục tiêu cấp bách cần phải giải quyết ngay hoặc mục tiêu có nguy cơ gây nguy hại cao hơn cho nhiệm vụ.

Đánh giá các yếu tố như khoảng cách, điều kiện thời tiết, và mức độ rủi ro để quyết định liệu có tiến hành tấn công mục tiêu hay không.

2.2.4 Giai đoạn tấn công

Điều khiển UAV để tiến hành tấn công mục tiêu theo kế hoạch và với độ chính xác cao.

Liên tục giữ liên lạc với UAV và theo dõi tiến trình tấn công để có thể điều chỉnh hoặc rút lui nếu cần thiết.

Đánh giá kết quả của tấn công và cập nhật thông tin để phản ứng nhanh chóng với tình hình mới.

2.2.5 Giai đoạn sau chiến đấu (có thể không có)

Điều khiển UAV quay về căn cứ hoặc vị trí an toàn để sạc pin hoặc tiếp tục nhiệm vụ sau.

Báo cáo kết quả của nhiệm vụ cho các bên liên quan và cung cấp thông tin cần thiết để phát triển kế hoạch tiếp theo.

Trong mỗi giai đoạn, việc ứng xử của UAV tự sát cần phải linh hoạt và tập trung vào đảm bảo nhiệm vụ được thực hiện một cách an toàn và hiệu quả.

2.3 Các yếu tố ảnh hưởng đến hoạt động của UAV tự sát

2.3.1 Trong quá trình bảo quản và vận chuyển

Gia tốc: Trong quá trình vận chuyển, UAV có thể phải trải qua các thay đổi về gia tốc khi di chuyển hoặc khi bị va chạm. Gia tốc cao có thể gây tổn thương cho cảm biến và các thành

phần khác của UAV.

Lực rung động và dao động: Các dao động không mong muốn có thể xuất hiện do dao động của phương tiện vận chuyển hoặc các yếu tố khác, gây tổn thương cho cảm biến và hệ thống khác của UAV.

Nhiệt độ: Sự thay đổi đột ngột về nhiệt độ có thể gây ra hiện tượng ngưng tụ và ẩm ướt, ảnh hưởng đến linh kiện điện tử và cảm biến.

Độ ẩm: Độ ẩm cao có thể làm hỏng các thành phần điện tử và có thể gây ẩm mốc.

2.3.2 Trong quá trình hoạt động của UAV tự sát

Lực quán tính trục: Lực này được sinh ra do có sự tồn tại của gia tốc trong quá trình phóng UAV từ bệ phóng hoặc ống phóng.

Trọng lực: UAV tự sát phải chịu trọng lực của nó và các thiết bị trang bị trong khi đang bay. Lực này được đặt ở trọng tâm của UAV và cần được cân nhắc khi thiết kế để đảm bảo sự ổn định.

Lực nâng: Lực nâng được tạo ra bởi cánh quạt hoặc hệ thống cánh ổn định và làm cho UAV có thể nâng lên từ mặt đất. Điều này tạo ra một lực có xu hướng đối lập với trọng lực.

Lực ma sát: Lực ma sát là lực ngược hướng của hướng chuyển động của UAV. Điều này có thể xuất hiện do độ nhớt không khí của môi trường khí quyển và độ lớn tăng lên tỉ lệ thuận với tốc độ bay.

Lực đẩy: Lực đẩy được tạo ra bởi động cơ hoặc động cơ quạt và đảm bảo cho UAV có đủ sức mạnh để vượt qua lực cản và duy trì động cơ.

Các yếu tố từ môi trường: Gió, mưa, các điều kiện thời tiết khác có thể tác động lên UAV và yêu cầu điều chỉnh để duy trì ổn định và độ chính xác trong quá trình thu thập dữ liệu.

Lực quán tính đến và phản lực khi va chạm mục tiêu: Hai lực này xuất hiện khi UAV va chạm với mục tiêu, có ảnh hưởng lớn đến nguyên lý hoạt động và độ tin cậy của ngòi được lắp tên UAV.

2.4. Đề xuất phương án sử dụng, nguyên lý kết cấu và làm việc của ngòi đạn trên UAV tự sát

2.4.1 Phương án sử dụng ngòi đạn

Trên cơ sở các thông tin tìm hiểu được về tiến trình hoạt động và cấu tạo chung của các loại UAV tự sát trên, ta đề suất sử dụng ngòi điện cơ, mở bảo hiểm bằng tín khóa mục tiêu và sử dụng cơ cấu va đập quán tính để kích nổ ngòi.

Một số lý do sử dụng ngòi điện cơ:

Nhìn tổng thể các UAV tự sát thường duy trì bay trong không gian bằng các động cơ điện và cánh quạt. Vì thế có thể tận dụng triệt để nguồn năng lượng điện sẵn có trên UAV làm xung kích thích ban đầu để ngòi hoạt động.

So với các ngòi lắp trên đầu đạn pháo thì lực quán tính trục khi phóng tác dụng lên ngòi là không đáng kể do gia tốc ban đầu của UAV tự sát so với các loại đầu đạn pháo tương đối thấp. Vì vậy khả năng sử dụng cơ cấu mở bảo hiểm cơ học bằng lực quán tính trục sẽ không đạt hiệu quả tối ưu.

Các UAV tự sát được trang bị các đầu đạn tandem xuyên lõm nhằm tiêu diệt hiệu quả các mục tiêu xe tăng, xe bọc thép,... đặc biệt là các loại xe tăng có trang bị giáp phản ứng nổ. Đối

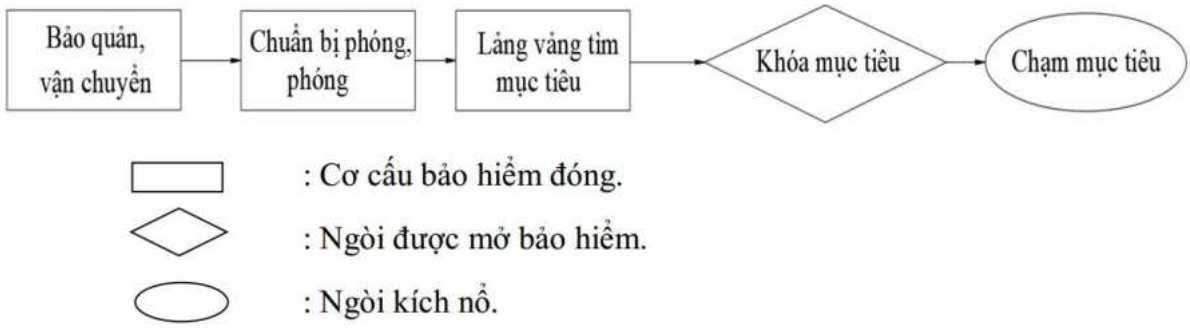
với các loại đầu đạn này cần tín hiệu truyền nổ phải nhanh và kịp thời, ngòi điện cơ sẽ đảm bảo tốt được các yếu tố đó. Thường sử dụng các loại ngòi đầu đáy hoặc ngòi đáy.

Ngòi cần sử dụng hệ thống mở bảo hiểm bằng tín hiệu khoá mục tiêu:

Trước khi tìm thấy và lao ngay vào mục tiêu như các loại đạn pháo thì UAV tự sát phải thực hiện quá trình bay lảng vảng, tìm và khóa mục tiêu mất một khoảng thời gian dài. Vì thế khi thực hiện mở bảo hiểm ngay lúc phóng sẽ làm tăng nguy cơ nổ sớm trên đường bay của ngòi. Vậy thời gian để mở bảo hiểm tốt nhất là lúc UAV tự sát khóa mục tiêu, và tận dụng dùng luôn tín hiệu khóa mục tiêu để tự mở bảo hiểm.

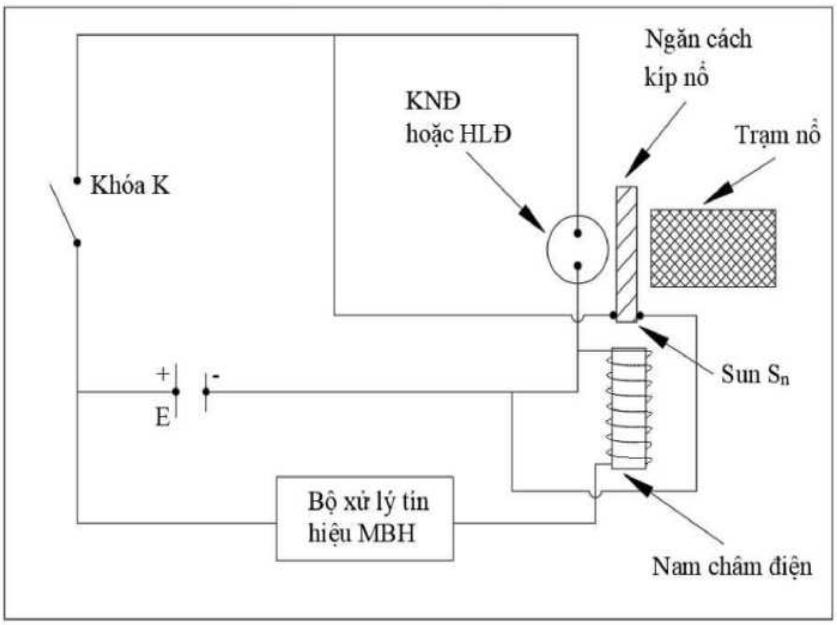
Qua các thông tin, hình ảnh mô phỏng thu thập được từ một số loại UAV tự sát trên, ta nhận thấy rằng vị trí bố trí phần chiến đấu (đầu đạn) không đặt gần sát với phần đầu của UAV tự sát, đặc biệt là phần ngòi không được bố trí ở phần mũi của UAV tự sát. Trong trường hợp đó, việc sử dụng phản lực khi va chạm mục tiêu để làm tín hiệu kích nổ cho ngòi rất khó khăn. Vì thế sử dụng cơ cấu va đập quán tính dùng lực quán tính đến để làm tín hiệu kích nổ ngòi là phù hợp và mang lại độ tin cậy cao.

2.4.2. Nguyên lý hoạt động chung của ngòi trên UAVtự sát



Hình 1. Sơ đồ hoạt động của ngòi trong tiến trình hoạt độngcủa UAV tự sát

Dựa trên cơ sở tiến trình hoạt động chung của UAV tự sát và loại ngòi được sử dụng ta có thể khái quát nguyên lý hoạt động của ngòi trên UAV tự sát như sau:



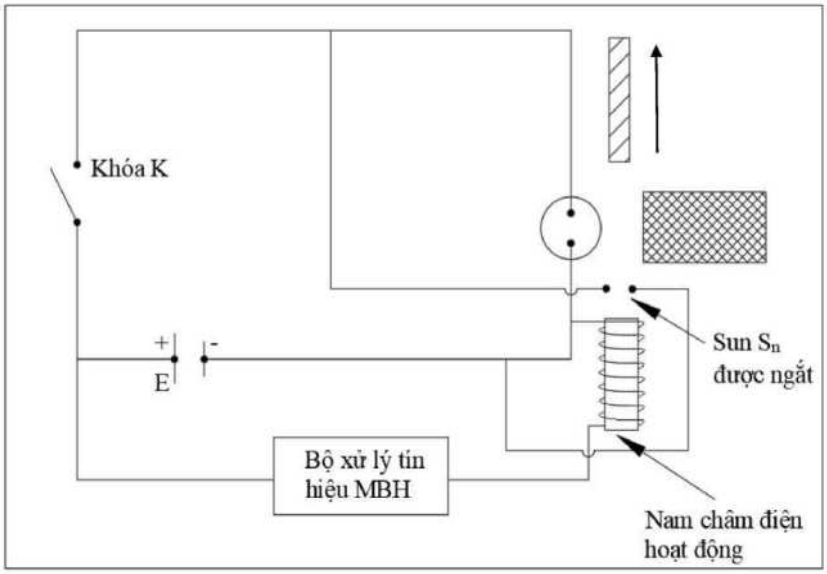
Hình 2. Sơ đồ mạch điện của ngòi ở trạng thái được bảo hiểm

Giai đoạn bảo quản, vận chuyển: Ngòi trong trạng thái an toàn, được bảo hiểm theo nguyên lý nối ngắn mạch nguồn điện và kíp nổ điện bởi hệ thống bảo hiểm tương tự ngòi áp điện gồm các sun, khóa K, các lớp vật liệu cách điện; có cơ cấu ngăn cách kíp nổ với trạm nổ.

Giai đoạn chuẩn bị phóng và phóng UAV tự sát từ bệ phóng hoặc ống phóng: Ngòi ở trạng thái được bảo hiểm như trong khi bảo quản, vận chuyển.

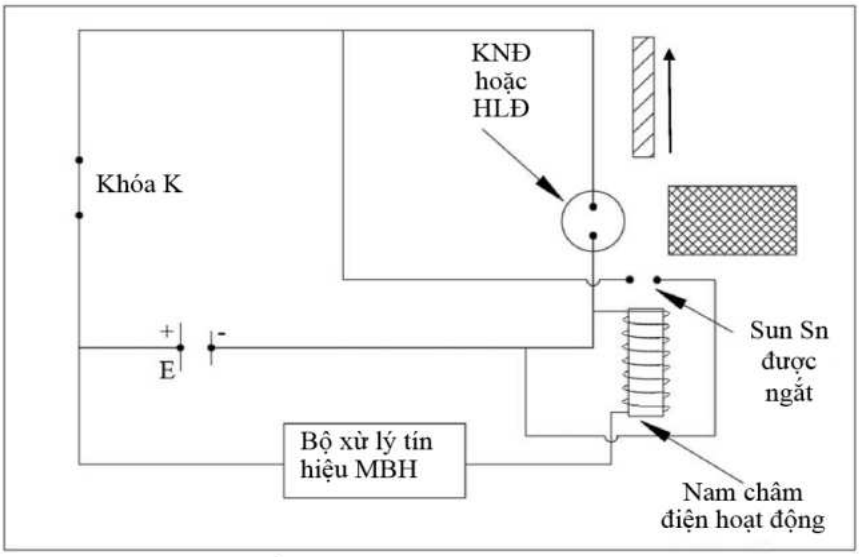
Giai đoạn trên đường bay:

Trong thời gian UAV bay lảng vảng tìm và xác định mục tiêu, mạch điện vẫn đang nối ngắn mạch; cơ cấu va đập quán tính được giữ đảm bảo chưa hoạt động bởi tác dụng của lực nhoi và các ngoại lực khác gây ra nhờ các chi tiết bảo hiểm như lò xò.



Hình 3. Sơ đồ mạch điện của ngòi ở trạng thái mở bảo hiểm

Khi phát hiện và xác định mục tiêu, từ vị trí điều khiển sẽ phát tín hiệu cho UAV tự sát khóa mục tiêu, đồng thời UAV tự sát sử dụng tín hiệu khóa mục tiêu để mở bảo hiểm. Các thao tác cần thực hiện để mở bảo hiểm bao gồm các thao tác cắt đứt các sun ngắn mạch, mở ngăn cách kíp nổ và trạm nổ, thiết lập trạng thái sẵn sàng kích nổ cho ngòi.



Hình 4. Sơ đồ mạch điện của ngòi khi chạm mục tiêu

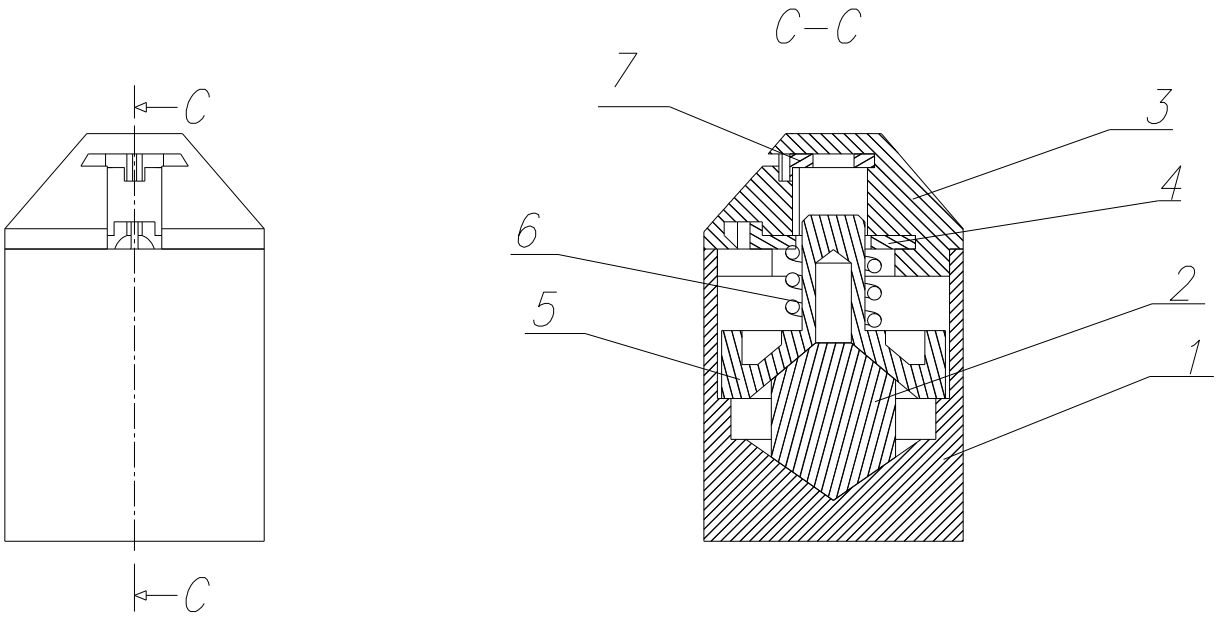
Khi chạm mục tiêu dưới tác dụng của phản lực hoặc lực quán tính đến, cơ cấu va đập của ngòi sẽ làm việc đóng khóa K lại. Lúc này dòng điện sử dụng trực tiếp từ nguồn năng lượng điện có sẵn trên UAV tự sát sẽ cung cấp một hiệu điện thế cho kíp nổ điện hoạt động; tại vùng phóng điện của kíp nổ điện xảy ra hiện tượng phóng điện, kíp nổ điện nổ sẽ gây nổ trạm nổ và truyền năng lượng để phần chiến đấu UAV hoạt động.

2.4.3 Một số kết cấu dự kiến sử dụng trên ngòi điện cơ

a) Cơ cấu va đập quán tính

Cơ cấu va đập quán tính thường được sử dụng trong các ngòi đáy, là lựa chọn phù hợp với khả năng bảo đảm được độ nhạy ở các điều kiện va chạm khác nhau. Xét kết cấu sau (hình 5):

Khi va chạm mục tiêu, khối quán tính 2 và con trượt 5 dưới tác dụng của lực quán tính nén lò xo bảo hiểm lao 6 về phía trước, đầu con trượt chạm vào tiếp điểm tạo tín hiệu đóng mạch gửi về mạch điều khiển, mạch điều khiển truyền lệnh chấp hành tiếp theo.



Hình 5. Cơ cấu va đập quán tính

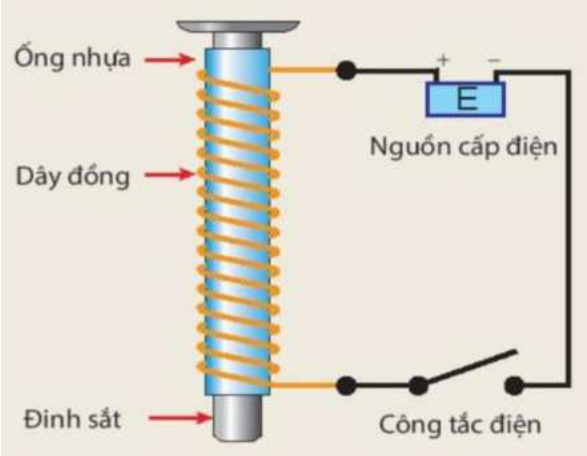
1. Ống trượt, 2.Khối quán tính, 3.Nắp khối va đập, 4.Tiếp điểm lớn, 5. Con trượt đóng mạch, 6.Lò xo bảo hiểm, 7. Tiếp điểm bé.

b) Nam châm điện

Nam châm điện là một loại nam châm mà trong đó từ trường được tạo ra bởi dòng điện. Cấu tạo của nam châm điện gồm hai phần chính, đó là một lõi từ được làm bằng vật liệu từ mềm có độ từ thẩm lớn và cảm ứng từ bão hòa cao cùng với một cuộn dây (có thể là dây đồng hoặc nhôm) được quấn quanh lõi từ.

Ngòi điện sử dụng trên UAV tự sát được bảo hiểm bằng các sun nối ngắn mạch và ngăn cách kíp nổ với trạm nổ thì việc ngắt sun mở bảo hiểm cho ngòi có thể sử dụng mạch logic hoặc nam châm điện.

Việc sử dụng nam châm điện có ưu điểm là sử dụng luôn nguồn điện của UAV tự sát để hoạt động và có thể dùng để mở bảo hiểm ngăn cách kíp nổ với trạm nổ.



Hình 6. Cấu tạo nam châm điện đơn giản

Đối với nam châm điện được lắp trên ngòi, sử dụng năng lượng điện sẵn có trên UAV tự sát để làm nguồn cấp điện; bộ xử lý thông tin mở bảo hiểm sẽ đóng vai trò như một công tắc điện. Khi trạm điều khiển phát tín hiệu khóa mục tiêu, bộ xử lý thông tin mở bảo hiểm sẽ nhận luôn tín hiệu khóa mục tiêu làm tín hiệu đầu vào và đóng công tắc điện, cho dòng điện đi qua cuộn dây để cho nam châm điện hoạt động.

c) Tấm ngăn cách kíp nổ

Để tăng cường độ an toàn trong tất cả các giai đoạn hoạt động của ngòi điện có thể sử dụng thêm tấm ngăn cách kíp nổ (hoặc có thể là hạt lửa điện) với trạm nổ. Mặc khác chúng ta xác định được thời điểm mở bảo hiểm là thời điểm khóa mục tiêu cho nên việc sử dụng các lực cơ học để mở bảo hiểm sẽ không mang lại hiệu quả mong muốn. Vì thế ta có thể sử dụng nam châm điện để đẩy tấm ngăn cách ra khỏi vị trí bảo hiểm.

Theo sơ đồ mạch điện dự kiến của ngòi ở trên thì ta sử dụng luôn tấm ngăn cách để làm sun nối ngắn mạch cho ngòi. Khi đó chỉ cần một động tác đẩy tấm ngăn cách lên phía trên bằng nam chậm điện thì vừa ngắt được sun và vừa giải phóng kíp nổ, sẵn sàng truyền xung điện kích nổ trạm nổ.

Để làm được song song hai nhiệm vụ đó thì tấm ngăn cách phải có tính chất vừa là vật dẫn điện và là một nam châm để khi nam châm để khi nam châm điện kích hoạt, đặt 2 đầu cùng cực đối diện nhau thì sinh ra lực đẩy tấm ngăn cách ra khỏi vị trí ngăn cách kíp nổ.

2.4.4 Yếu tố ảnh hưởng đến hoạt động của ngòi

Việc sử dụng ngòi điện cơ bảo hiểm bằng các sun, khóa K và ngăn cách kíp nổ với trạm nổ đảm bảo cho ngòi có độ an toàn khá cao trong quá trình bảo quản vận chuyển, quá trình phóng và quá trình bay lảng vảng tìm mục tiêu.

Xét đến các yếu ảnh hưởng tới UAV tự sát trong tiến trình hoạt động thì phần lớn các ngoại lực tác dụng đều không ảnh hưởng nhiều đến hoạt động của ngòi. Đối với lực quán tính trục trước khi va chạm với mục tiêu, do gia tốc của UAV tự sát ở giai đoạn đó so với các đầu đạn pháo là rất nhỏ dẫn đến ảnh hưởng của lực quán tính trục không đáng kể.

Ngoài các yếu tố như nhiệt độ, độ ẩm,... của môi trường có thể ảnh hưởng một phần đến chất lượng các chi tiết, thiết bị điện và bộ xử lý tín hiệu của ngòi thì yếu tố tác động nhiều nhất đến quá trình làm việc của ngòi chính là độ tin cậy của cơ cấu va đập quán tính, phụ thuộc vào độ chính xác và góc chạm với mục tiêu.

2.4.5 Biện pháp tăng độ tin cậy của cơ cấu va đập quán tính

UAV tự sát thường sử dụng các kỹ thuật và cơ chế điều khiển cẩn thận. Dưới đây là một số cách thức mà các UAV tự sát có thể tiếp cận và va chạm với mục tiêu đảm bảo độ tin cậy làm việc của cơ cấu va đập quán tính cao:

Hệ thống điều khiển và giám sát: UAV tự sát thường được trang bị với các hệ thống điều khiển chính xác và giám sát để đảm bảo rằng chúng có thể tiếp cận mục tiêu một cách an toàn. Các cảm biến và camera có thể giúp theo dõi mục tiêu và điều chỉnh quỹ đạo di chuyển của UAV tự sát một cách chính xác.

Điều chỉnh tốc độ và hướng di chuyển: UAV có thể điều chỉnh tốc độ và hướng di chuyển của mình để tránh va chạm quá mạnh với mục tiêu. Việc điều chỉnh này có thể được thực hiện dựa trên dữ liệu từ các cảm biến khoảng cách hoặc từ trạm điều khiển.

Cảm biến va chạm và hệ thống tránh va chạm: UAV tự sát có thể được trang bị với các cảm biến va chạm và hệ thống tránh va chạm để phát hiện và tránh các vật cản trên đường đi và mục tiêu. Điều này giúp giảm thiểu nguy cơ va chạm mạnh.

3. Kết luận

- Thông qua tìm hiểu các loại UAV tự sát được sử dụng trên chiến trường đã biết tiến trình hoạt động điển hình của một số UAV tự sát. Từ đó đưa ra được một số yếu tố ảnh hưởng trực tiếp đến quá trình hoạt động của UAV tự sát và yêu cầu đối với UAV tự sát ở từng giai đoạn trong suốt tiến trình hoạt động. Đề xuất về phương án sử dụng ngòi lắp trên UAV là ngòi điện cơ. Đưa ra được những nguyên nhân khách quan để lựa chọn ngòi điện cơ.

- Xây dựng nguyên lý hoạt động và làm việc của ngòi trong các giai đoạn hoạt động của UAV tự sát. Đề xuất sơ đồ mạch điện, hệ thống bảo hiểm cho ngòi.

- Đề xuất một số kết cấu dự kiến cho ngòi: Cơ cấu va đập quán tính, bộ phận ngăn cách kíp nổ với trạm nổ, cơ cấu mở bảo hiểm bằng nam châm điện.

- Trên cơ sở những dữ liệu đã thu được trong quá trình tìm tòi và nghiên cứu, chúng tôi sẽ định hướng trong việc tiếp tục nghiên cứu xây dựng hoàn chỉnh hơn sơ đồ, nguyên lý kết cấu và làm việc của ngòi, cụ thể hóa kết cấu bên trong của ngòi, đặc biệt là các phương án mở bảo hiểm cho ngòi hiệu quả nhất, cơ cấu va đập quán tính hoạt động tin cây. Ngoài ra định hướng đến việc chế tạo được mô hình của ngòi nhằm phục vụ quá trình học tập và nghiên cứu sau này.

Tài liệu tham khảo

Tiếng Việt

1. Phạm Đức Hùng (2015), Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn, Học viện KTQS, Hà Nội.

2. Đề tài nghiên cứu khoa học: Nghiên cứu nguyên lý cấu tạo và hoạt động ngòi của các loại đạn tuần kích (UAV tự sát). Nguyễn Hữu Ái, Phạm Ngọc Tiến (Lớp Đạn 2, Đại đội 256B, Tiểu đoàn 2, HVKTQS), 2024.

Tiếng Anh

3. Kamikaze drone Iran Shahed 136,
(https://www.youtube.com/watch?v=-U0usQ-g9GM&t=317s)

4. Switchblade 600 Loitering missile

https ://www.youtube. com/watch?v=viDZ7 7SFve g&t=77s

5. How Lancet Drone Works | Exploring Aerial Kamikaze Innovations

https://www.youtube.com/watch?v=LORMsXpOs8U

6. Switchblade 600, https ://www.avinc. com/lms/switchblade -600

Tiếng Nga

7. Барражирующий боеприпас Switchblade 600 (США)

http://www.dogswar.ru/boepripasy/snariady-rakety/9071-barrajiryushii-boepr.html?ysclid=lremlhfhff825017594

8. Барражирующий боеприпас «switchblade 300» (сша)

http://www.dogswar.ru/boepripasy/snariady-rakety/9070-barrajiryushii-boepr.html

9. КУМУЛЯТИВНЫЙ ЗАРЯД КЗ-6 (СССР)

http ://www.do gswar.ru/boepripasy/miny/8863 -kymyliativnyi-zariad.html

Research on the construction and working principles of fuses used for suicide UAVS

Abstract: *The paper focuses on studying the design principles and operation of fuzes used in loitering munitions (suicidal UAVs). It outlines the general operational process of loitering munitions through five stages: preparation, information collection and processing, target identification, attack, and post-combat. Additionally, it analyzes factors affecting UAVs during storage, transportation, and operation. Based on this, the study focuses on the fuze used in loitering munitions, proposing usage plans, design principles, operational mechanisms, and preliminary designs. It also examines factors affecting the fuze and suggests measures to enhance the reliability of the inertial impact mechanism.*

Keywords: Loitering munitions; fuze for loitering munitions; design principles and operation.

Nghiên cứu một số đặc tính khí động đạn chống tăng PG-9 bằng phương pháp mô phỏng số

Phạm Nhật Linh[1]; Hoàng Văn Cường[1]; Trần Thế Hùng[1]; Nguyễn Tuyển Vũ[1]

[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: nhatlinhk890@gmail.com; Tel: 0345.063.347

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu một số tham số đặc trưng khí động của đạn chống tăng PG-9 trên đường bay. Trong đó, lực khí động, phân bố áp suất, vận tốc và dòng chảy quanh mô hình được xác định bằng phương pháp mô phỏng số. Trên các bước tính toán từ xây dựng mô hình, chia lưới, ảnh hưởng của lưới tới kết quả, tính toán mô phỏng và kiểm chứng được thực hiện. Ảnh hưởng của các mô hình chảy rối khác nhau tới đặc trưng khí động cũng được khảo sát. Kết quả tính toán chỉ ra rằng xung quanh đầu đạn có hiện tượng dòng chảy phức tạp với nhiều cấu trúc xoáy đan xen xuất hiện. Sử dụng kết quả mô phỏng số làm tham số đầu vào cho bài toán thuật phóng ngoài. Kết quả nghiên cứu làm cơ sở cho việc nghiên cứu hoàn thiện thiết kế, chế tạo đạn chống tăng ĐCT-9T được cải tiến từ đạn PG-9 trong giai đoạn thiết kế ban đầu đáp ứng các yêu cầu đặt ra.

Từ khóa: *Đạn chống tăng, PG-9, ĐCT-9T, SPG-9, mô phỏng số, thuật phóng ngoài, thiết kế đạn.*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển của xe tăng và vũ khí chống tăng có mối quan hệ thúc đẩy lẫn nhau. Sự phát triển của xe tăng là động lực để cải tiến, phát triển vũ khí chống tăng và ngược lại sự phát triển của vũ khí chống tăng cũng là yêu cầu, động lực để cải tiến xe tăng. Hiện nay xe tăng, xe thiết giáp ngày càng hiện đại, ngoài có giáp phản ứng nổ bảo vệ, bề dày lớp giáp xe tăng ngày càng dày và có thể được ghép từ nhiều loại vật liệu khác nhau để tạo môi trường không liên tục làm giảm uy lực xuyên của đạn lõm. Do đó các loại vũ khí chống tăng thông thường có kết cấu một đầu nổ như đạn B40, B41, B41M, PG-9, ĐKZ-82B10, B72...chỉ có thể tiêu diệt được các mục tiêu xe tăng, xe bọc thép có chiều dày bản thép không lớn, không có giáp phản ứng nổ bảo vệ. Để chống lại giáp phản ứng nổ và xuyên sâu vào lớp vỏ của xe tăng cần phải thiết kế đầu đạn có hai phần tác dụng (đầu nổ kép hay còn gọi là tandem): phần thứ nhất là đầu nổ phụ có tác dụng phá giáp phản ứng nổ mở đường tạo điều kiện thuận lợi cho phần thứ hai là đầu nổ chính xuyên sâu vào bản thép để tiêu diệt xe tăng. Sự ra đời của đạn chống tăng kiểu đầu nổ kép chống giáp phản ứng nổ là bước ngoặt quan trọng trong quá trình phát triển của vũ khí chống tăng đồng thời cũng là yêu cầu và động lực để cải tiến, phát triển xe tăng ngày càng hoàn thiện và hiện đại hơn.

Trong nước, chúng ta đã nghiên cứu thiết kế chế tạo thành công và đưa vào trang bị đạn chống tăng B40, B41-M, PG-9. Đây là các loại đạn chống tăng thông thường, có chiều sâu xuyên ≤300mm, không chống được giáp phản ứng nổ. Đối với loại đạn kiểu tandem chống giáp phản ứng nổ, chúng ta đã và đang nghiên cứu thiết kế các loại đạn như đạn ĐCT-7, ĐCT-29 đã đạt được những kết quả nhất định [1].

Đạn PG-9 sau nhiều lần thực hiện nâng cao chất lượng đạn đến nay chúng ta đã làm chủ về mặt công nghệ, chất lượng đạn. Trong nhiều năm sắp tới loại vũ khí này vẫn là trang bị chủ yếu trong Quân đội nên việc thiết kế mới loại đạn chống tăng bắn được trên súng SPG-9 hiện có với khả năng xuyên thép lớn và chống giáp phản ứng nổ (đạn ĐCT-9T) trên cơ sở nghiên cứu cải tiến đạn PG-9 là đáp ứng nhu cầu tác chiến chống lại các loại xe tăng hiện đại và nhu cầu cấp thiết, phù hợp với xu hướng phát triển của thế giới.

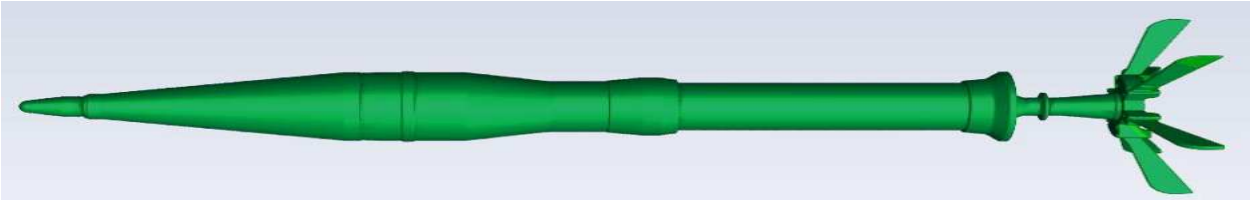
Do đó, trong phạm vi bài báo này, tôi lựa chọn đề tài ***"nghiên cứu một số đặc tính khí động đạn chống tăng PG-9 bằng phương pháp mô phỏng số"***. Trong đó, ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn chống tăng PG-9 được nghiên cứu bằng phương pháp mô phỏng số. Để xác định lực khí động, bài báo sử dụng phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm Ansys Fluent. Phương pháp này có thể giải quyết nhanh các bài toán phức tạp mà vẫn đảm

bảo độ chính xác cao, tạo điều kiện phân tích và lựa chọn các phương án thiết kế hợp lý, hiệu quả, tiết kiệm chi phí. Các kết quả của nghiên cứu làm cơ sở cho quá trình tái thiết kế, chế tạo đạn cải tiến sau này.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Mô hình bài toán

Tính toán được thực hiện trên mô hình đạn chống tăng PG-9 (Hình 1) [1]. Đây là loại đạn xuyên lõm có cánh quay chậm dưới 200 vòng/phút, do đó ảnh hưởng của vận tốc quay đến lực cản khí động của đạn là không đáng kể, để đơn giản bài toán ta giả thiết bỏ qua ảnh hưởng của tốc độ quay đến lực cản khí động của đạn. Các tham số hình học và thuật phóng của đạn được cho trong Bảng 1. Đạn có đường kính 73 mm bắn trên súng SPG-9 với chiều dài 746,489 mm gấp 10 lần đường kính. Đạn có vận tốc ban đầu 435 m/s dẫn đến vận tốc cuối hành trình tích cực lớn $v_{max} \approx 700$ m/s, tầm bắn thẳng 800 m. Các đặc tính hình học bên ngoài được sử dụng cho tính toán các đặc trưng khí động đạn.

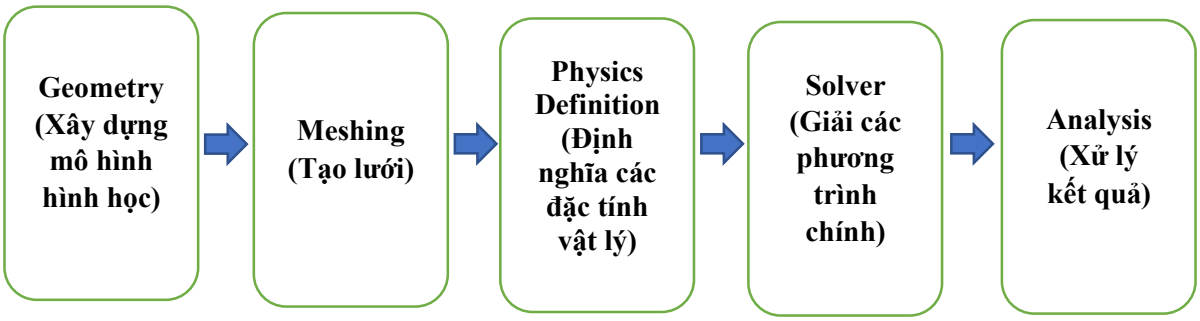


Hình 1. Mô hình 3D đạn chống tăng PG-9

Bảng 1. Đặc điểm về hình dạng và thuật phóng đạn chống tăng PG-9 [1]

TT	Tham số	Đơn vị	Giá trị và chỉ tiêu
1	- Đường kính đạn	mm	73
2	- Chiều dài phát bắn	mm	1.110
3	- Chiều dài phần bay	mm	746,489
4	- Khối lượng phát bắn	kg	4,385
5	- Khối lượng phần bay	kg	2,615
6	- Sơ tốc đạn ở 15^0C	m/s	435
7	- Vận tốc cuối hành trình tích cực	m/s	700
8	- Tầm bắn thẳng	m	800

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]. Lời giải chấp nhận được khi đạt đến đích hội tụ phù hợp. Việc xây dựng bài toán mô phỏng được tiến hành theo trình tự như sau:



Hình 3. Trình tự giải bài toán mô phỏng

2.2. Thuật toán và phương pháp nghiên cứu

Trong nghiên cứu đặc tính khí động phục vụ cho thiết kế hình học sơ bộ, 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 và có thể sử dụng trong nghiên cứu [4]. Trong lớp các mô hình ứng suất Reynolds có một phân lớp đơn giản, mô hình ứng suất Reynolds đại số, trong đó có mô hình rối 02 phương trình như mô hình k- ε hoặc mô hình k-ω, được bổ sung do tính không đẳng hướng của các ứng suất Reynolds. Có rất nhiều mô hình khác nhau song trong phạm vi của bài báo xin trình bày ở đây mô hình dòng chảy rối 2 phương trình. Mô hình chảy rối hai phương trình có 02 dạng cơ bản là k-ε và k-ω, trong đó k là động năng chảy rối và ε hoặc ω (gọi chung là ψ) là các tham số đặc trưng của chiều dài quy đổi.

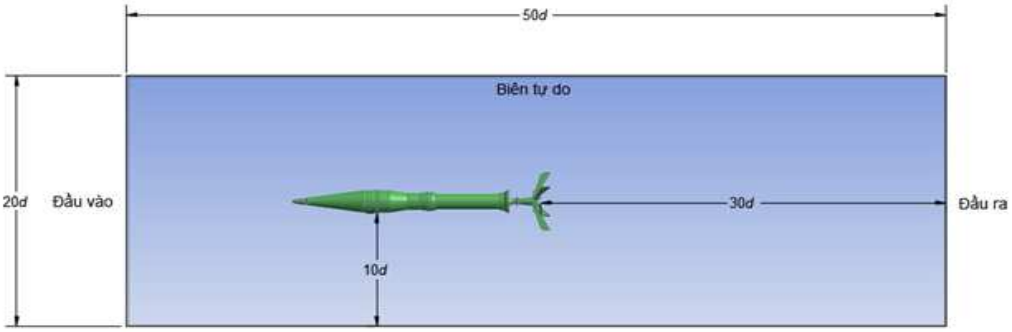
Các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST là những mô hình sử dụng hai phương trình chuyển dịch biểu diễn động năng và sự tản mát động năng dòng rối, được dùng phổ biến trong tính toán kỹ thuật khi mô phỏng số. Tùy thuộc vào từng bài toán khác nhau cần chú ý tới bản chất, đặc trưng dòng chảy để chọn mô hình sao cho phù hợp nhất. Ảnh hưởng của 03 mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán sẽ được trình bày trong mục 3.2.

2.3. Một số thiết lập các điều kiện mô phỏng

Trước tiên, ta sẽ thiết lập các điều kiện mô phỏng với một vận tốc nhất định trong dải vận tốc để xác định lưới và mô hình chảy rối cho kết quả mô phỏng được chính xác nhất. Sau đó, sẽ thiết lập các điều kiện mô phỏng ở các dải vận tốc khác nhau (435 m/s÷700 m/s) với kết quả lưới và mô hình chảy rối đã được kiểm chứng ở trên để tìm ra quy luật ảnh hưởng của vận tốc đến lực khí động làm cơ sở giải bài toán thuật phóng ngoài của đạn.

Để xây dựng bài toán mô phỏng xác định các đặc trưng khí động cho đạn bằng phần mềm mô phỏng Ansys Fluent cần xây dựng vùng thể tích tính toán bao quanh đạn. Cụ thể ở đây là dựng bề mặt chảy bao của đạn và các bề mặt biên sao cho phù hợp với các trường hợp tính toán. Bài báo sử dụng mô-đun phần mềm Ansys là Design Modeler được hỗ trợ sẵn hoặc nhập mô hình được dựng từ phần mềm bên thứ 3 (Inventor, SolidWorks, CATIA,...) để xây dựng mô hình. Nghiên cứu này kết hợp sử dụng phần mềm đồ họa 3D AutoDesk Inventor với Ansys Design Modeler để xây dựng mô hình 3D kích thước bao của đạn cũng như xác định vùng thể tích tính toán phù hợp. Kích thước bao của đạn chống tăng PG-9 được lấy theo kích thước đã được công bố và báo cáo trong các tài liệu kỹ thuật.

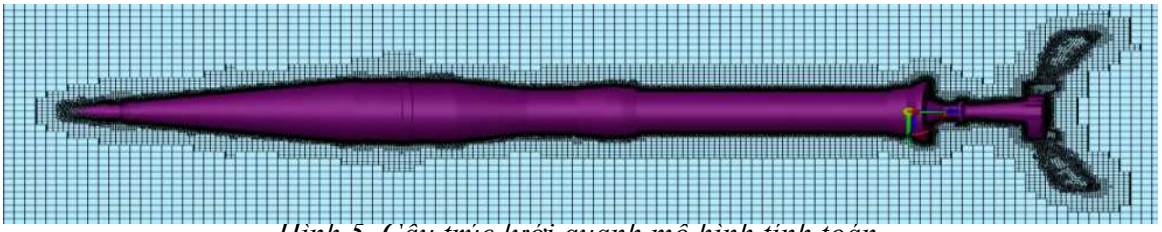
Để tối thiểu số lượng lưới và tối giản việc thiết lập biên xa chúng ta lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình hộp chữ nhật. Kích thước bao phải đảm bảo giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần bề mặt của đạn. Theo khuyến cáo [4], kích thước này là khoảng 5 đến 10 lần đường kính thân đạn.



Hình 4. Kích thước vùng thể tích tính toán

Cụ thể với đạn chống tăng PG-9, thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như mô tả trên Hình 4 với kích thước dài × rộng × cao = 50d × 20d × 20d, d là đường kính của đạn. Trong đó khoảng cách từ đáy đạn đến đầu ra là 2,19 m; bề mặt đạn đến các mặt còn lại là 0,73 m. 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.

Do mô hình đạn có cấu trúc phức tạp, nên phương pháp chia lưới tự động bằng phần mềm Ansys Meshing trên cơ sở cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết được lựa chọn. Lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn, biên đầu vào và biên đầu ra. sau đó đến lớp biên phần sát với thân đạn và thưa hơn ở các vị trí còn lại trong thể tích tính toán. Ảnh hưởng kích thước lưới lên kết quả mô phỏng sẽ được trình bày trong mục 3.1.



Hình 5. Cấu trúc lưới quanh mô hình tính toán

Lưới sau khi được chia và kiểm tra chất lượng được đưa vào công cụ Ansys 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 2.

Bảng 2. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong ANSYS Fluent

Các thiết lập chung	
Trình giải	*Density-Based* (Cho dòng có gradient vận tốc lớn)
Kiểu phân tích	*Steady* (Giả định dòng chảy đạt trạng thái ổn không phụ thuộc vào 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*: $Vz = Vđạn$ = 700 m/s; $Vx = 0$; $Vz = 0$; $T = 300^{\circ}$K.
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 với Đích sai số là $\leq 10^{-6}$
Số vòng lặp	1.000
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Ảnh hưởng của lưới lên kết quả bài toán

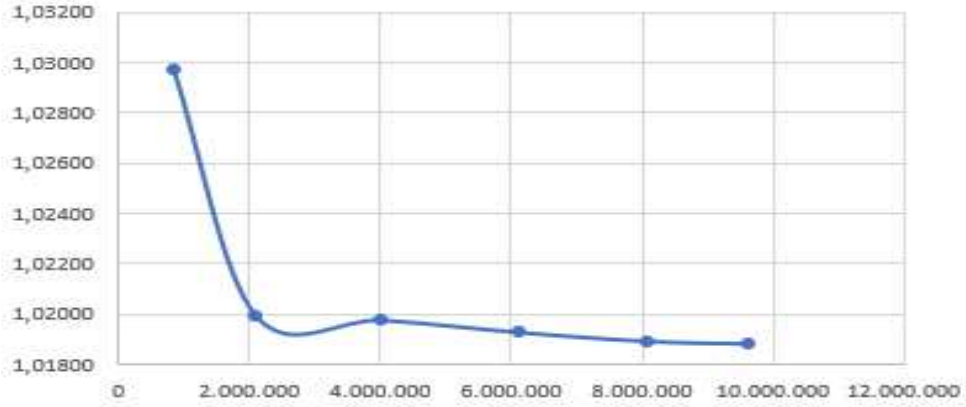
Bài báo khảo sát cho 06 trường hợp với mức độ chia lưới tính toán miền khảo sát khác nhau nhằm đánh giá ảnh hưởng của lưới tính toán tới kết quả. Tham số về kích thước lưới được

cho trong Bảng 3. Kết quả khảo sát lực cản theo số phần tử lưới được chỉ ra trên Bảng 3 và Hình 6. Hệ số lực cản thay đổi không nhiều theo lưới tính toán và dao động từ 1,01880 đến 1,02969. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có 8 triệu điểm là lưới tính toán có chất lượng tốt nhất để đảm bảo kết quả tính toán chính xác.

Trong lưới này, kích thước ô lưới nhỏ nhất là trên bề mặt đạn (Surface Mesh), biên đầu vào và biên đầu ra là 2 mm. Để mô phỏng dòng chảy sát thân đạn và mô phỏng chính xác lớp biên, thực hiện chia 10 lớp lưới nhỏ song song và sát với bề mặt thân đạn, tăng dần theo tỉ lệ Growth Rate là 1,2. Ngoài ra, kích thước ô lưới trên bốn mặt tường biên (Wall) và các vùng còn lại trong vùng tính toán là 7 mm. Kết quả tạo lưới cho độ méo lưới Skewness là 0,5 và chất lượng trực giao tối thiểu minium Orthogonal Quality là 0,20154209 (lưới có chất lượng tốt) [4].

Bảng 3. Tham số kích thước lưới ảnh hưởng tới hệ số lực cản

Trường hợp	Kích thước lưới (triệu điểm)	Hệ số lực cản C_X
1	853.410	1,02969
2	2.104.836	1,01993
3	4.040.531	1,01974
4	6.142.678	1,01925
5	8.082.153	1,01890
6	9.642.017	1,01880



Hình 6. Ảnh hưởng số phần tử của lưới tính toán đến hệ số lực cản C_X

3.2. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán

Dòng khí chảy quanh thân đạn là dòng chảy rối do đạn chuyển động nhanh và biên dạng đạn thay đổi đột ngột tại các bậc. Vì vậy nghiên cứu, khảo sát ảnh hưởng của mô hình dòng chảy rối lên kết quả tính toán các đặc trưng khí động đạn chống tăng PG-9 là rất quan trọng. Bài báo khảo sát trên mô hình chảy rối *k-ε*, *k-ω* và *k-ω* SST. Tham số về kích thước lưới được cho như mục 3.1.

Kết quả khảo sát lực cản theo mô hình chảy rối chỉ ra trên Hình 7. Hệ số lực cản thay đổi không nhiều theo mô hình chảy rối và dao động từ 1,0028 đến 1,0254. Kết quả giá trị cho thấy mô hình chảy rối *k-ω* SST tính toán hệ số lực cản có giá trị nằm giữa 2 mô hình *k-ε* và *k-ω*. Lý do là để giải bài toán tính lực cản khí động tác dụng lên đạn khi bay, sử dụng bài toán khí động chảy bao quanh vật thể, mô hình *k-ω* SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa vật cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh và sát với thực tế. Mô hình *k-ω* SST là phương án hợp nhất những đặc trưng của 2 mô hình *k-ε* và *k-ω* (mô hình *k-ω* mô tả tốt dòng chảy ở gần

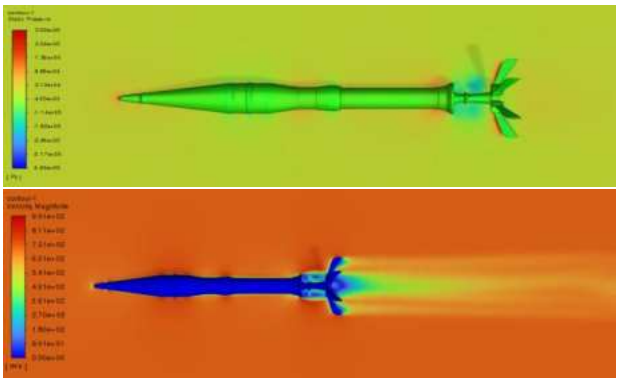
biên, còn k-ε mô tả các thuộc tính của dòng dịch chuyển xa biên tốt hơn) [6]. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng mô hình chảy rối k-ω SST để đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.



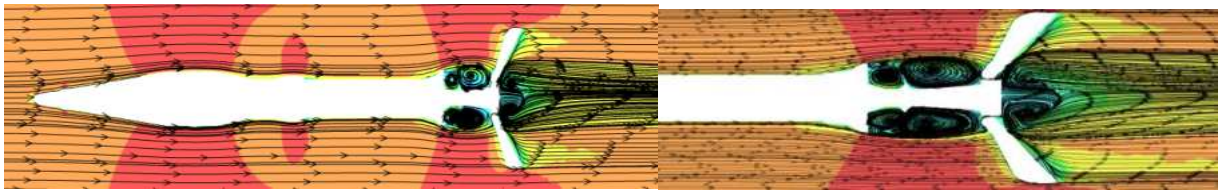
Hình 7. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối đến hệ số lực cản

3.3. Phân bố của một số đặc trưng khí động của đạn chống tăng PG-9

Phân bố áp suất, vận tốc được thể hiện trong Hình 8, Hình 9. Có thể thấy rằng, tại các bậc trên đạn có diện tích bề mặt tiếp xúc với không khí theo phương vuông góc với hướng chuyển động của đạn lớn thì tại đó tạo ra vùng áp suất lớn do không khí bị nén áp khi đạn chuyển động. Ngược lại, tại các bậc trên đạn có diện tích bề mặt tiếp xúc với không khí giảm đột ngột thì tại đó tạo ra các vùng xoáy và vùng lặng có áp suất và vận tốc thấp do hiện tượng tách dòng tạo ra. Do đó, tại mũi đầu đạn và mặt trước cánh có vùng áp suất lớn nhất (thể hiện ở vùng màu đỏ trên hình), tại đuôi đạn có vùng áp suất và vận tốc thấp nhất (thể hiện ở vùng màu xanh dương đậm trên hình). Các đặc tính này là nguyên nhân chính tạo ra lực cản tác động lên đạn.



Hình 8. Phân bố áp suất, vận tốc trên bề mặt của đạn



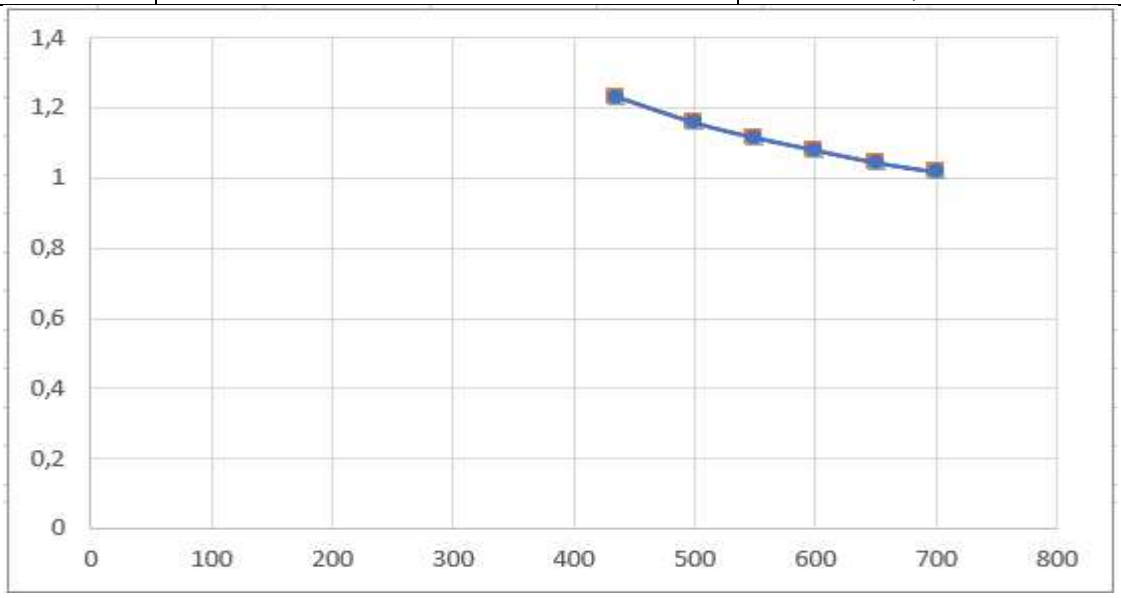
Hình 9. Dòng xoáy chảy ngược trên bề mặt đạn

3.4. Ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn

Bảng 4. Vận tốc bay ảnh hưởng tới hệ số lực cản C_X

Trường hợp	Vận tốc bay	Hệ số lực cản C_X
1	435	1,2318
2	500	1,1583
3	550	1,1157

Trường hợp	Vận tốc bay	Hệ số lực cản C_X
4	600	1,0804
5	650	1,0452
6	700	1,0189



Hình 10. Ảnh hưởng của vận tốc bay đến hệ số lực cản

Từ bảng 4 và hình 10 ta thấy, khi vận tốc đạn biến thiên trong khoảng 435m/s ÷ 700m/s thì hệ số lực cản biến thiên gần như tuyến tính thành một đường thẳng. Do đó, đặt hàm lực cản có dạng [7]:

$$C_X = aV + b$$

Suy ra a = - 0,0008, b = 1,5813

Ta có hàm hệ số lực cản $C_X(V)$

$$C_X = -0{,}0008V + 1{,}5813 \quad (1)$$

Hệ phương trình chuyển động của khối tâm đạn [3]

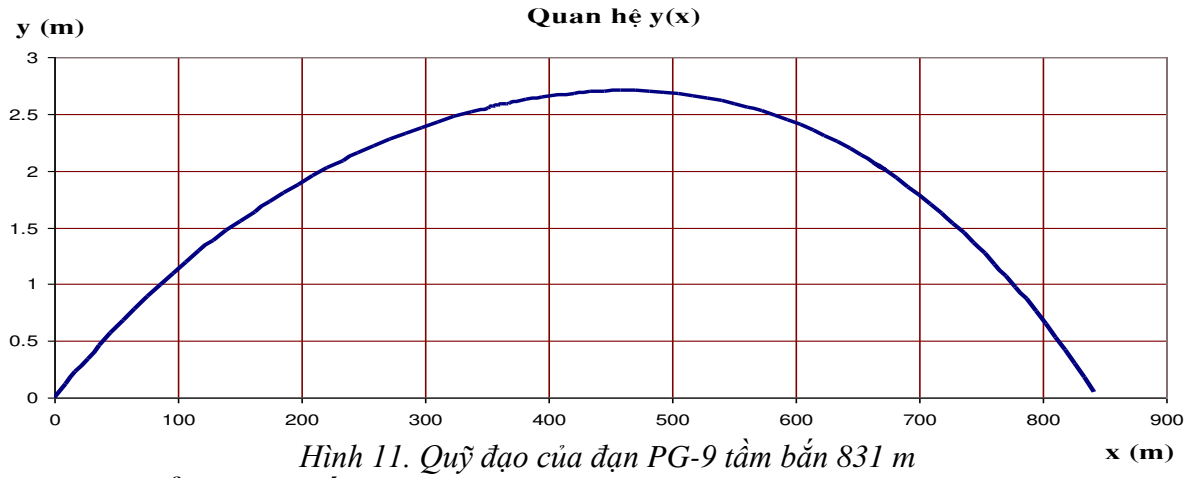
$$\begin{cases} \dot{V} = \alpha.\dfrac{P}{m(t)} - \beta.\dfrac{C_a.m_0}{m(t).g}.\pi(y).F(V_\tau) - g.\sin\theta \\ \dot{\theta} = -\dfrac{g.\cos\theta}{V} \\ \dot{x} = V.\cos\theta \\ \dot{y} = V\sin\theta \end{cases} \quad (2)$$

Trong đó: $C_a=C_0=\dfrac{i.d^2}{m_0.g}.10^3$ - hệ số lực cản không khí; i – hệ số hình dạng đạn; $\pi(y)$- hàm áp suất tương đối; $m(t)$ - khối lượng đạn thời điểm t; $F(V_\tau)$=4,74.10.V.$C_X(V)$- hàm lực cản.

Sử dụng phần mềm Mathlab và thuật toán Runge-Kutta để giải phương trình (2) khi sử dụng hàm hệ số lực cản (1).

Bảng 5. Kết quả thuật phóng ngoài ở một số góc bắn điển hình

Góc bắn	Độ cao max đường đạn (m)	Tầm bắn (m)
$0{,}774^0$	2,71(m)	831,35



Hình 11. Quỹ đạo của đạn PG-9 tầm bắn 831 m

3.5. Kiểm chứng kết quả mô phỏng

Bảng 6. So sánh kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài với kết quả bảng bắn

Góc bắn	Tầm xa			% Sai lệch so với kết quả bắn thực nghiệm	
$0{,}774^0$	**Kết quả giải bài toán TPN với hàm $C_X(V)$**	**Kết quả giải bài toán TPN với $C_X = const$**	**Kết quả bắn thực nghiệm**	**Kết quả giải bài toán TPN với hàm $C_X(V)$**	**Kết quả giải bài toán TPN với $C_X = const$**
	831,350 m	840,461 m	800 m	3,7%	4,8%

So sánh cho thấy kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài khi sử dụng hàm hệ số lực cản thu được từ kết quả mô phỏng trên phần mềm ansyt fluent với kết quả bắn thực nghiệm có sự đồng nhất một cách tương đối khi bắn ở cùng một giá trị góc phóng $0{,}774^0$ thì phần trăm về sự chênh lệch tầm bắn là không đáng kể và có phần trăm sai lệch nhỏ hơn so với kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài có $C_X = const$. Điều đó khẳng định tính đúng đắn mà kết quả đưa ra.

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đạn chống tăng PG-9 bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent.

Phương pháp mô phỏng số cho phép tính toán các đặc trưng khí động của đạn trên đường bay với độ chính xác khá cao. Tuy nhiên, đối với phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent cách chia lưới tính toán có ảnh hưởng rất nhiều đến kết quả tính toán của bài toán. Nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có kích thước 8 triệu điểm nhằm đảm bảo kết quả của bài toán.

Khảo sát ảnh hưởng các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST lên kết quả tính hệ số lực cản đạn cho thấy mô hình k-ω SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa mô hình cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh, sát với thực tế và đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.

Kết quả được kiểm chứng với kết quả bắn thực nghiệm cho thấy tính đúng đắn mà phương pháp đưa ra. Trên cơ sở nghiên cứu các đặc trưng khí động của đạn chống tăng PG-9 có thể làm cơ sở để mở rộng cải tiến các kết cấu của đạn thành đạn chống tăng kiểu đầu nổ kép chống giáp phản ứng nổ mà vẫn đảm bảo được hình dạng khí động tốt.

Phân tích dòng chảy quanh đạn chỉ ra rằng có nhiều vùng xoáy kín xuất hiện quanh đạn, đặc biệt là tại vùng đuôi cánh. Các xoáy này cần được làm nhỏ lại để giảm lực cản tác động lên đạn.

Tài liệu tham khảo

[1] Bộ tài liệu thiết kế đạn ĐCT-9T, PG-9 và đạn ĐCT-29, Viện Vũ khí/TCCNQP.

[2] Trần Văn Định, *Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo*, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự, 2013.

[3] Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại, *Giáo trình thuật phóng ngoài*, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự, 2003.

[4] Ansys.Fluent 2021a: *Theory Guide*, Ansys Inc.

[5] D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for* CFD.

[6] John F, Wendt (1996), *Compatational Fluid Dynamics*, Verlag Berlin.

[7] 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.

Research on aerodynamic properties of PG-9 bullets fired on SPG-9 cannons using numerical simulation method

Abstract: *The article presents the results of a study of some aerodynamic parameters of the PG-9 projectile on the flight path. In which, aerodynamic force, pressure distribution, velocity and flow around the model are determined by numerical simulation method. On the calculation steps from model building, meshing, the influence of mesh and turbulent flow model on the accuracy of the results, simulation calculations to determine the aerodynamic characteristics of the projectile according to the velocity range (435 m/s ÷ 700 m/s) are performed as a basis for solving the external launch algorithm. The research results are verified with experiments, so they can be the basis for research to complete the design and manufacture of the DCT-9T anti-tank projectile improved from the PG-9 projectile in the initial design stage to meet the requirements set out.*

Keywords: Anti-tank ammunition, DCT-9T, SPG-9, numerical simulation, external launch technique, ammunition design.

Nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9

Phạm Nhật Linh[1], **Đỗ Văn Minh**[1], **Trần Thế Hùng**[1], **Nguyễn Tuyển Vũ**[1]

[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: nhatlinhk890@gmail.com; Tel: 0345.063.347

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9. Trong đó, lực khí động, phân bố áp suất, vận tốc và dòng chảy quanh mô hình được xác định bằng phương pháp mô phỏng số. Bài báo sử dụng phần mềm Ansys cho tính toán khí động. Trên các bước tính toán từ xây dựng mô hình, chia lưới, ảnh hưởng của lưới và mô hình dòng chảy rối tới độ chính xác của kết quả, tính toán mô phỏng xác định các đặc trưng khí động của đạn theo dải vận tốc (386 m/s ÷ 600 m/s) được thực hiện và kiểm chứng. Kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng để định hướng thiết kế đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9.

Từ khóa: *Đạn chống tăng, ĐCT-9T, SPG-9, mô phỏng số, thuật phóng ngoài, thiết kế đạn.*

1. Đặt vấn đề

Hiện nay xe tăng, xe thiết giáp ngày càng hiện đại, ngoài có giáp phản ứng nổ bảo vệ, bề dày lớp giáp xe tăng ngày càng dày và có thể được ghép từ nhiều loại vật liệu khác nhau để tạo môi trường không liên tục làm giảm uy lực xuyên của đạn lõm. Do đó các loại vũ khí chống tăng thông thường có kết cấu một đầu nổ chỉ có thể tiêu diệt được các mục tiêu xe tăng, xe bọc thép có chiều dày bản thép không lớn, không có giáp phản ứng nổ bảo vệ. Sự ra đời của đạn chống tăng kiểu đầu nổ kép chống giáp phản ứng nổ là bước ngoặt quan trọng trong quá trình phát triển của vũ khí chống tăng đồng thời cũng là yêu cầu và động lực để cải tiến, phát triển xe tăng ngày càng hoàn thiện và hiện đại hơn. Đạn PG-9 sau nhiều lần thực hiện nâng cao chất lượng đạn đến nay chúng ta đã làm chủ về mặt công nghệ, chất lượng đạn. Trong nhiều năm sắp tới loại vũ khí này vẫn là trang bị chủ yếu trong Quân đội nên việc thiết kế mới loại đạn chống tăng bắn được trên súng SPG-9 hiện có với khả năng chống giáp phản ứng nổ (đạn ĐCT-9T) đáp ứng nhu cầu tác chiến chống lại các loại xe tăng hiện đại là nhu cầu cấp thiết và phù hợp với xu hướng phát triển của thế giới.

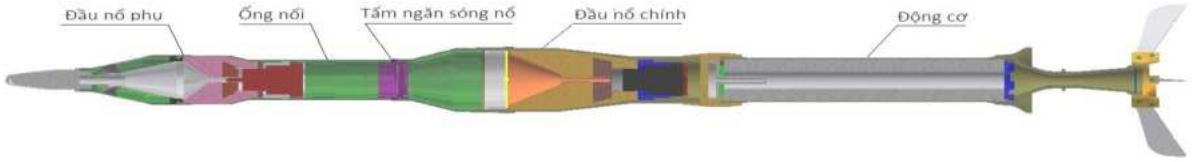
Đối với kết cấu đạn ĐCT-9T được tính toán thiết kế theo đạn PG-9VNT của Nga. Để xây dựng bảng bắn cần khảo sát quỹ đạo bay của đạn ĐCT-9T. Nhằm nâng cao độ chính xác trong giải bài toán thuật phóng ngoài khi giả thiết trước đó xem hệ số lực cản Cx là không đổi (Const), bước đầu tiên phải xác định mối liên hệ giữa hệ số lực cản khí động Cx phụ thuộc vào vận tốc bay (hàm hệ số lực cản Cx(V)) để làm cơ sở giải bài toán thuật phóng ngoài xác định chính xác hơn quỹ đạo bay của đạn.

Do đó, trong phạm vi bài báo này nhóm tác giả chọn đề tài với nội dung ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9 với những dải vận tốc khác nhau (386 m/s ÷ 600 m/s). Để xác định lực khí động, bài báo sử dụng phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm Ansys Fluent kết hợp kiểm chứng với kết quả bắn thực nghiệm. Phương pháp mô phỏng số này có thể giải quyết nhanh các bài toán phức tạp mà vẫn đảm bảo độ chính xác cao, tạo điều kiện phân tích và lựa chọn các phương án thiết kế hợp lý, hiệu quả, tiết kiệm chi phí. Các kết quả của nghiên cứu làm cơ sở cho quá trình tái thiết kế, chế tạo đạn cải tiến sau này.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Mô hình bài toán

Tính toán được thực hiện trên mô hình đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9 (Hình 1) [1]. Đây là loại đạn xuyên lõm có cánh quay chậm dưới 200 vòng/phút, do đó ảnh hưởng của vận tốc quay đến lực cản khí động của đạn là không đáng kể, để đơn giản bài toán ta giả thiết bỏ qua ảnh hưởng của tốc độ quay đến đến lực cản khí động của đạn. Đầu đạn nổ kép có khả năng xuyên thép lớn, chống giáp phản ứng nổ, dùng để tiêu diệt xe tăng, xe bọc thép và các mục tiêu kiên cố. Các tham số hình học và thuật phóng của đạn được cho trong Bảng 1. Đạn có đường kính 73 mm với chiều dài 880 mm gấp 12 lần đường kính. Đạn có vận tốc ban đầu 386,6 m/s và vận tốc cuối hành trình tích cực lớn $v_{max} \approx 600$ m/s, tầm bắn thẳng 650 m, tầm bắn lớn nhất 1.200 m. Các đặc tính hình học bên ngoài được sử dụng cho tính toán đặc trưng khí động của đạn.

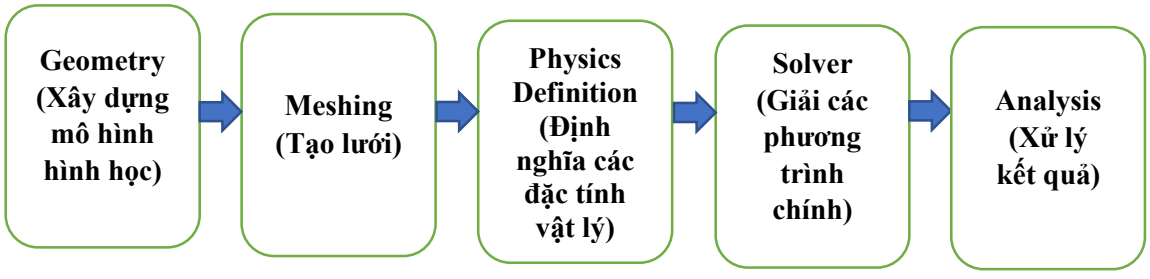


Hình 1. Mô hình 3D đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem

Bảng 1. Đặc điểm về hình dạng đạn chống tăng ĐCT-9T [1]

TT	Tham số	Đơn vị	Giá trị và chỉ tiêu
1	- Đường kính đầu nổ chính	mm	73
2	- Đường kính đầu nổ phụ	mm	55
3	- Chiều dài phần bay	mm	880
4	- Khối lượng phát bắn	kg	4,80
5	- Khối lượng phần bay	kg	3,09
6	- Sơ tốc đạn ở 15^0C	m/s	386,6
7	- Vận tốc cuối hành trình tích cực	m/s	600

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]. Lời giải chấp nhận được khi đạt đến đích hội tụ phù hợp. Việc xây dựng bài toán mô phỏng được tiến hành theo trình tự như sau:



Hình 2. Trình tự giải bài toán mô phỏng

2.2. Thuật toán và phương pháp nghiên cứu

Trong nghiên cứu đặc tính khí động phục vụ cho thiết kế hình học sơ bộ, 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 và có thể sử dụng trong nghiên cứu [4]. Trong lớp các mô hình ứng suất Reynolds có một phân lớp đơn giản, mô hình ứng suất Reynolds đại số, trong đó có mô hình rối 02 phương trình như mô hình k- ε hoặc mô hình k-ω, được bổ sung do tính không đẳng hướng của các ứng suất Reynolds. Có rất nhiều mô hình khác nhau song trong phạm vi của bài báo xin trình bày ở đây mô hình dòng chảy rối 2 phương trình. Mô hình chảy rối hai phương trình có 02 dạng cơ bản là k-ε và k-ω, trong đó k là động năng chảy rối và ε hoặc ω (gọi chung là ψ) là các tham số đặc trưng của chiều dài quy đổi.

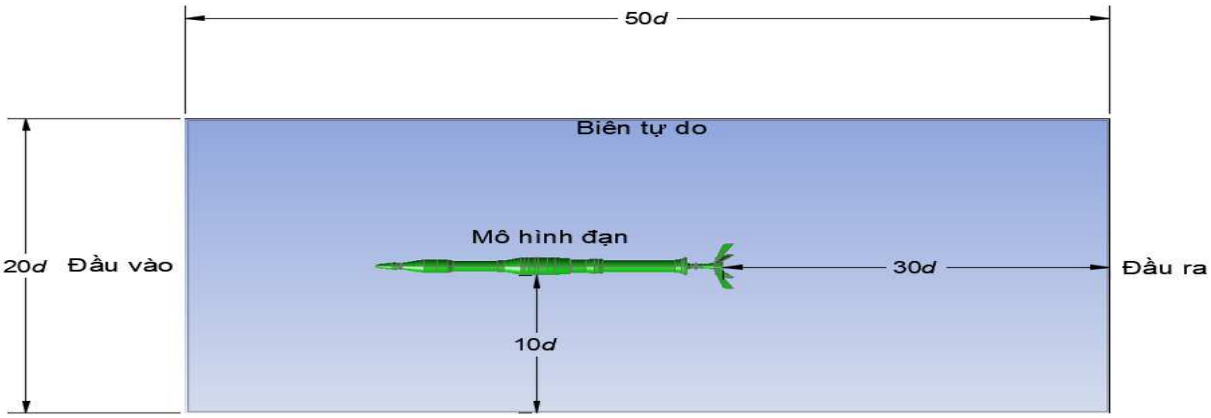
Các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST là những mô hình sử dụng hai phương trình chuyển dịch biểu diễn động năng và sự tản mát động năng dòng rối, được dùng phổ biến trong tính toán kỹ thuật khi mô phỏng số. Tùy thuộc vào từng bài toán khác nhau cần chú ý tới bản chất, đặc trưng dòng chảy để chọn mô hình sao cho phù hợp nhất. Ảnh hưởng của 03 mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán sẽ được trình bày trong mục 3.2.

2.3. Một số thiết lập các điều kiện mô phỏng

Trước tiên, ta sẽ thiết lập các điều kiện mô phỏng với một vận tốc nhất định trong dải vận tốc để xác định lưới và mô hình chảy rối cho kết quả mô phỏng được chính xác nhất. Sau đó, sẽ thiết lập các điều kiện mô phỏng ở các dải vận tốc khác nhau (386 m/s÷600 m/s) với kết quả lưới và mô hình chảy rối đã được kiểm chứng ở trên để tìm ra quy luật ảnh hưởng của vận tốc đến lực khí động làm cơ sở giải bài toán thuật phóng ngoài của đạn.

Để xây dựng bài toán mô phỏng xác định các đặc trưng khí động cho đạn bằng phần mềm mô phỏng Ansys Fluent cần xây dựng vùng thể tích tính toán bao quanh đạn. Cụ thể ở đây là dựng bề mặt chảy bao của đạn và các bề mặt biên sao cho phù hợp với các trường hợp tính toán. Bài báo sử dụng mô-đun phần mềm Ansys là Design Modeler được hỗ trợ sẵn hoặc nhập mô hình được dựng từ phần mềm bên thứ 3 (Inventor, SolidWorks, CATIA,...) để xây dựng mô hình. Nghiên cứu này kết hợp sử dụng phần mềm đồ họa 3D AutoDesk Inventor với Ansys Design Modeler để xây dựng mô hình 3D kích thước bao của đạn cũng như xác định vùng thể tích tính toán phù hợp. Kích thước bao của đạn chống tăng ĐCT-9T được lấy theo kích thước đã được công bố và báo cáo trong các tài liệu kỹ thuật.

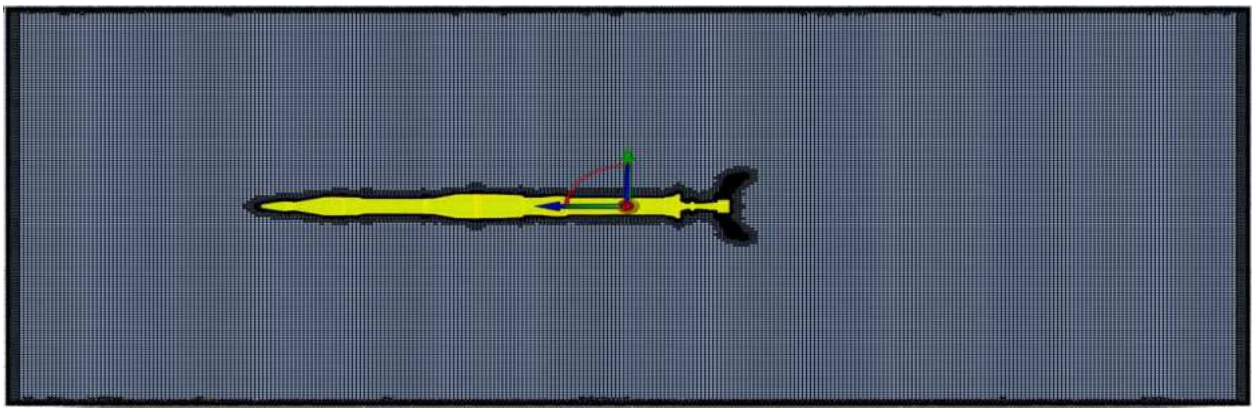
Để tối thiểu số lượng lưới và tối giản việc thiết lập biên xa chúng ta lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình hộp chữ nhật. Kích thước bao phải đảm bảo giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần bề mặt của đạn. Theo khuyến cáo [4], kích thước này là khoảng 5 đến 10 lần đường kính thân đạn.



Hình 3. Kích thước vùng thể tích tính toán

Cụ thể với đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9, thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như mô tả trên Hình 3 với kích thước dài × rộng × cao = 50*d* × 20*d* × 20*d*, *d* là đường kính của đạn. Trong đó khoảng cách từ đáy đạn đến đầu ra là 2,19 m; bề mặt đạn đến các mặt còn lại là 0,73 m. 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 30*d*, giúp đảm bảo thu được toàn bộ vùng xoáy sau đạn.

Do mô hình đạn có cấu trúc phức tạp, nên phương pháp chia lưới tự động bằng phần mềm Ansys Meshing trên cơ sở cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết được lựa chọn. Lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn, biên đầu vào và biên đầu ra. sau đó đến lớp biên phần sát với thân đạn và thưa hơn ở các vị trí còn lại trong thể tích tính toán. Ảnh hưởng kích thước lưới lên kết quả mô phỏng sẽ được trình bày trong mục 3.1.



Hình 4. Cấu trúc lưới quanh mô hình tính toán

Lưới sau khi được chia và kiểm tra chất lượng được đưa vào công cụ Ansys 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 2.

Bảng 2. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong ANSYS Fluent

Các thiết lập chung	
Trình giải	*Density-Based* (Cho dòng có gradient vận tốc lớn)
Kiểu phân tích	*Steady* (Giả định dòng chảy đạt trạng thái ổn không phụ thuộc vào 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*: $Vz = Vđạn = 425$ m/s; $Vx = 0$; $Vz = 0$; $T = 300^{\circ}$K.
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 với Đích sai số là $\leq 10^{-6}$
Số vòng lặp	1.000
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp

3. Kết quả và thảo luận

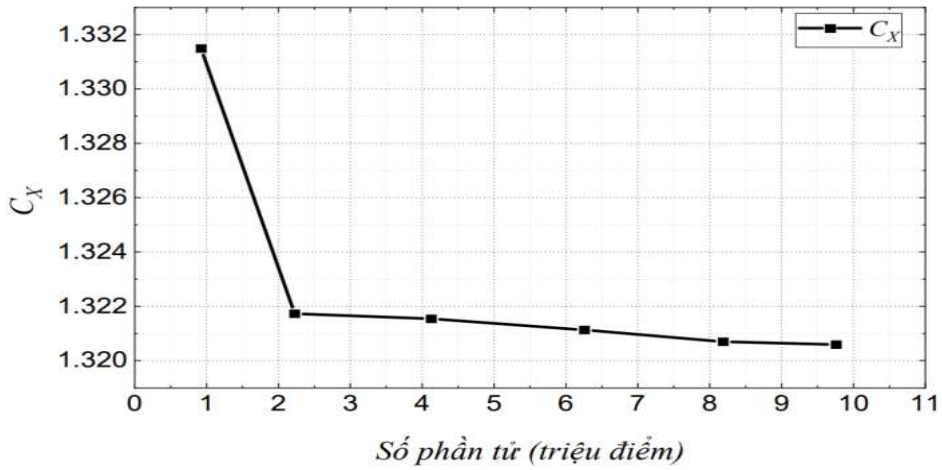
3.1. Ảnh hưởng của lưới lên kết quả bài toán

Bài báo khảo sát 06 trường hợp với mức độ chia lưới tính toán miền khảo sát khác nhau nhằm đánh giá ảnh hưởng của lưới tính toán tới kết quả. Tham số về kích thước lưới được cho trong Bảng 3. Kết quả khảo sát lực cản theo số phần tử lưới được chỉ ra trên Bảng 3 và Hình 5. Hệ số lực cản thay đổi không nhiều ở điểm lưới 8,1 triệu điểm. Vì vậy, sử dụng lưới tính toán có 8,1 triệu điểm là lưới tính toán có chất lượng tốt nhất để đảm bảo kết quả tính toán chính xác.

Trong lưới này, kích thước ô lưới nhỏ nhất là trên bề mặt đạn (Surface Mesh), biên đầu vào và biên đầu ra là 2 mm. Để mô phỏng dòng chảy sát thân đạn và mô phỏng chính xác lớp biên, thực hiện chia 10 lớp lưới nhỏ song song và sát với bề mặt thân đạn, tăng dần theo tỉ lệ Growth Rate là 1,2. Ngoài ra, kích thước ô lưới trên bốn mặt tường biên (Wall) và các vùng còn lại trong vùng tính toán là 7 mm. Kết quả tạo lưới cho độ méo lưới Skewness là 0,5 và chất lượng trực giao tối thiểu minium Orthogonal Quality là 0,20031147 (lưới có chất lượng tốt) [4].

Bảng 3. Tham số kích thước lưới ảnh hưởng tới hệ số lực cản

Trường hợp	Kích thước lưới (triệu điểm)	Hệ số lực cản C_X
1	923.503	1,33149
2	2.224.904	1,32173
3	4.124.353	1,32154
4	6.255.368	1,32113
5	8.187.357	1,32070
6	9.759.019	1,32059

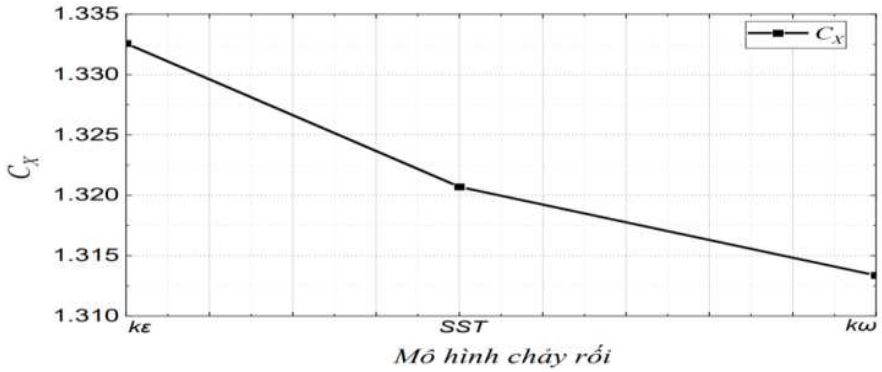


Hình 5. Ảnh hưởng số phần tử của lưới tính toán đến hệ số lực cản C_X

3.2. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán

Dòng khí chảy quanh thân đạn là dòng chảy rối do đạn chuyển động nhanh và biên dạng đạn thay đổi đột ngột tại các bậc. Vì vậy nghiên cứu, khảo sát ảnh hưởng của mô hình dòng chảy rối lên kết quả tính toán các đặc trưng khí động của đạn chống tăng *ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9* là rất quan trọng. Bài báo khảo sát trên các mô hình chảy rối *k-ε*, *k-ω* và *k-ω* SST. Tham số về kích thước lưới được cho như Mục 3.1.

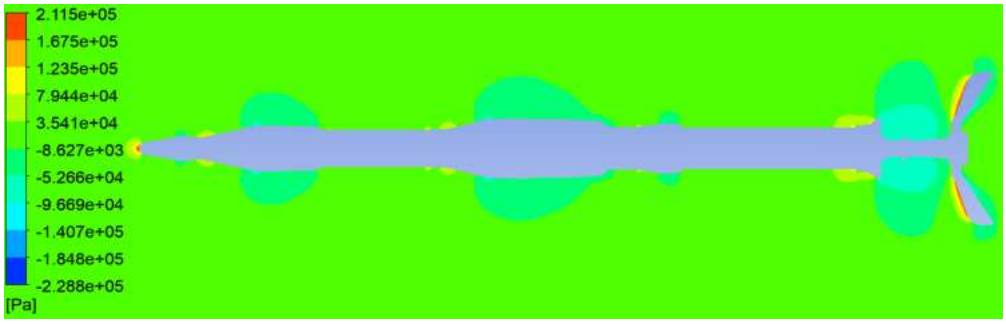
Kết quả khảo sát lực cản theo mô hình chảy rối chỉ ra trên Hình 6. Hệ số lực cản thay đổi không nhiều theo mô hình chảy rối và dao động từ 1,31336 đến 1,33258. Kết quả giá trị cho thấy mô hình chảy rối *k-ω* SST tính toán hệ số lực cản có giá trị 1,32070 nằm giữa 2 mô hình *k-ε* và *k-ω*. Lý do là để giải bài toán tính lực cản khí động tác dụng lên đạn khi bay, sử dụng bài toán khí động chảy bao quanh vật thể, mô hình *k-ω* SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa vật cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh và sát với thực tế. Mô hình *k-ω* SST là phương án hợp nhất những đặc trưng của 2 mô hình *k-ε* và *k-ω* (mô hình *k-ω* mô tả tốt dòng chảy ở gần biên, còn *k-ε* mô tả các thuộc tính của dòng dịch chuyển xa biên tốt hơn) [6]. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng mô hình chảy rối *k-ω* SST để đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.



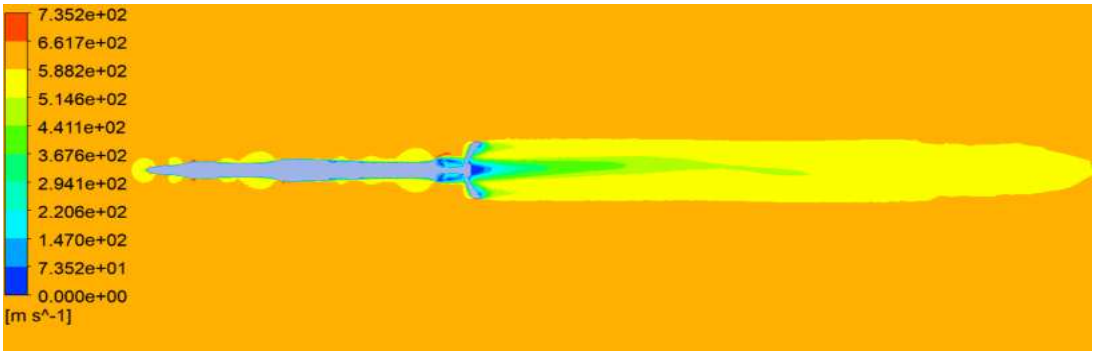
Hình 6. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối đến hệ số lực cản

3.3. Phân bố của một số đặc trưng khí động của đạn chống tăng ĐCT-9T kiểu tandem bắn trên súng SPG-9

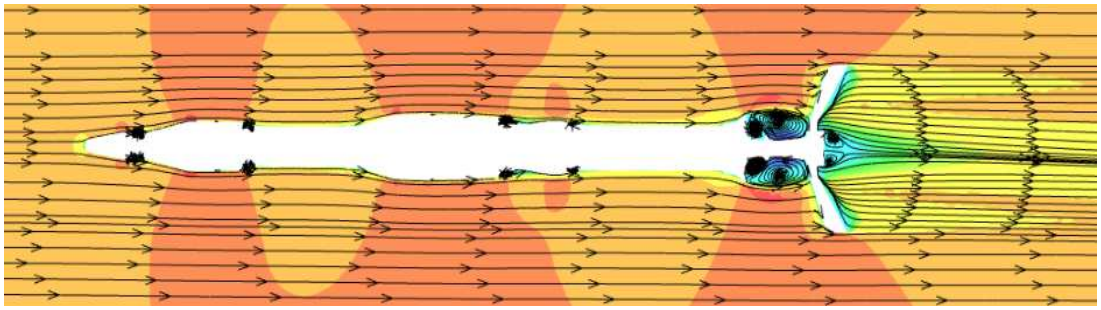
Phân bố áp suất, vận tốc được thể hiện trong Hình 7, Hình 8, Hình 9. Có thể thấy rằng, tại các bậc trên đạn có biên dạng đạn tăng đột ngột thì tại đó tạo ra vùng áp suất lớn do không khí bị nén áp khi đạn chuyển động. Ngược lại, tại các bậc trên đạn có biên dạng đạn giảm đột ngột thì tại đó tạo ra các vùng xoáy và vùng lặng có áp suất và vận tốc thấp do hiện tượng tách dòng tạo ra. Do đó, tại mũi đầu đạn và mặt trước cánh có vùng áp suất lớn nhất (thể hiện ở vùng màu đỏ trên hình), tại đuôi đạn có vùng áp suất và vận tốc thấp nhất (thể hiện ở vùng màu xanh dương đậm trên hình). Các đặc tính này là nguyên nhân chính tạo ra lực cản tác động lên đạn.



Hình 7. Phân bố áp suất trên bề mặt của đạn



Hình 8. Phân bố vận tốc khi bay của đạn

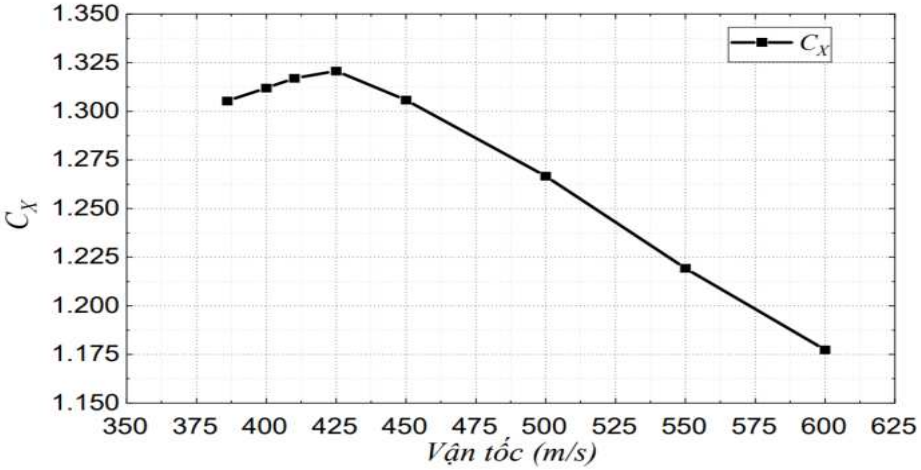


Hình 9. Dòng xoáy chảy ngược trên bề mặt đạn

3.4. Ảnh hưởng của vận tốc bay đến đặc trưng khí động của đạn

Bảng 4. Vận tốc bay ảnh hưởng tới hệ số lực cản C_X

Trường hợp	Vận tốc bay	Hệ số lực cản C_X
1	386	1,3053
2	400	1,3120
3	410	1,3170
4	425	1,3207
5	450	1,3058
6	500	1,2667
7	550	1,2193
8	600	1,1774



Hình 10. Ảnh hưởng của vận tốc bay đến hệ số lực cản

Từ Bảng 4 và Hình 10 ta thấy, khi vận tốc đạn biến thiên trong khoảng 386m/s ÷ 425m/s và 425m/s ÷ 600m/s thì hệ số lực cản biến thiên gần như tuyến tính thành một đường thẳng. Do đó, đặt hàm lực cản có dạng [7]:

$$\begin{cases} C_X = a_1 V + b_1, \text{khi } V \le 425 \text{ m/s} \\ C_X = a_2 V + b_2, \text{khi } V > 425 \text{ m/s} \end{cases}$$

Suy ra

$$\begin{cases} a_1 = 3,949.10^{-4}; b_1 = 1,153 \\ a_2 = -8,56.10^{-4}; b_2 = 1,691 \end{cases}$$

Ta có hàm hệ số lực cản $C_X(V)$

$$\begin{cases} C_X = 3,949.10^{-4} V + 1,153 \text{ khi } V \le 425 \text{ m/s} \\ C_X = -8,56.10^{-4} V + 1,691 \text{ khi } V > 425 \text{ m/s} \end{cases} \quad (1)$$

Hệ phương trình chuyển động của khối tâm đạn [3]

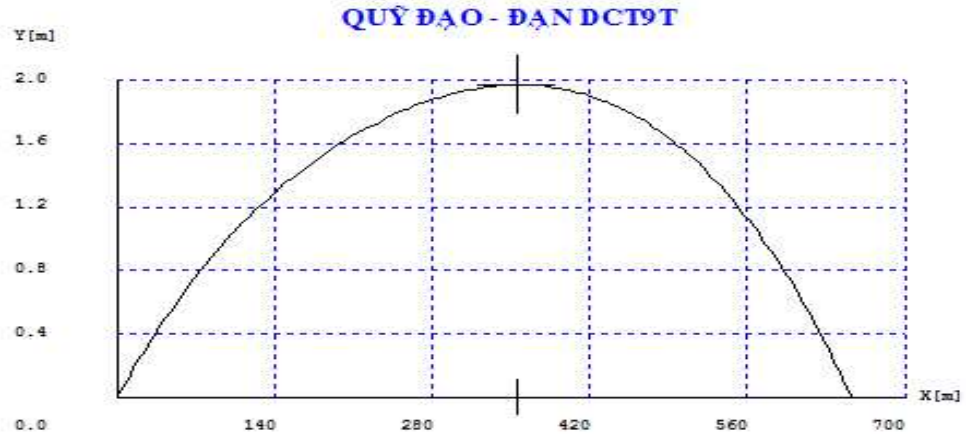
$$\begin{cases} \dot{V} = \alpha.\dfrac{P}{m(t)} - \beta.\dfrac{C_a.m_0}{m(t).g}.\pi(y).F(V_\tau) - g.\sin\theta \\ \dot{\theta} = -\dfrac{g.\cos\theta}{V} \\ \dot{x} = V.\cos\theta \\ \dot{y} = V\sin\theta \end{cases}$$

Trong đó: $C_a = C_0 = \dfrac{i.d^2}{m_0.g}.10^3$ - hệ số lực cản không khí; i – hệ số hình dạng đạn; $\pi(y)$- hàm áp suất tương đối; $m(t)$ - khối lượng đạn thời điểm t; $F(V_\tau)$ = 4,74.10.V.$C_X(V)$- hàm lực cản.

Sử dụng phần mềm Mathlab và thuật toán Runge-Kutta để giải phương trình (2) khi sử dụng hàm hệ số lực cản (1).

Bảng 5. Kết quả thuật phóng ngoài ở một số góc bắn điển hình

TT	Góc bắn		Độ cao max đường đạn (m)	Tầm bắn (m)
	[Độ]	[Ly giác]		
1	$0^0$23’	6,4	0,396	312,347
2	$0^0$45’	12,5	1,992	673,450
3	$1^0$37’	27,0	8,920	1.243,225



Hình 11. Quỹ đạo của đạn ĐCT-9T góc bắn $0^0$45’

3.5. Kiểm chứng kết quả mô phỏng

Bảng 6. Kết quả bắn thực nghiệm kiểm tra các dải tầm đạn chống tăng ĐCT-9T

TT	Hạng mục	Số lượng	Điều kiện thử nghiệm	Tọa độ điểm chạm
1	Bắn thăm dò	1 phát	- Góc bắn 7,0 ly giác; - Bia vải kích thước 4m x 2m cách miệng nòng súng 300m.	- Phát 1: +Tầm Y=1m +Hướng X=0,5m;

TT	Hạng mục	Số lượng	Điều kiện thử nghiệm	Tọa độ điểm chạm
	Bắn dải tầm 300m	2 phát	- Góc bắn 6,5 ly giác; - Bia vải kích thước 4m x 2m cách miệng nòng súng 300m.	- Phát 1: +Tầm Y=0m +Hướng X=+0,5m; - Phát 2: +Tầm Y=0m +Hướng X=+0,2m;
2	Bắn thăm dò	1 phát	- Góc bắn 12 ly giác; - Bia vải kích thước 4m x 2m cách miệng nòng súng 650m.	- Phát 1: +Tầm Y= -1,4 m +Hướng X=+0,2m;
	Bắn dải tầm 650m	2 phát	- Góc bắn 12,5 ly giác; - Bia vải kích thước 4m x 2m cách miệng nòng súng 650m.	- Phát 1: +Tầm Y= +0,5m +Hướng X=0m; - Phát 2: +Tầm Y= +0,8m +Hướng X=+0,4m;
3	Bắn thăm dò	2 phát	- Góc bắn 24 ly giác; - Bia vải kích thước 6m x 6m cách miệng nòng súng 1200m.	- Phát 1: +Không trúng bia
			- Góc bắn 30 ly giác;	- Phát 2: +Không trúng bia
	Bắn dải tầm 1200m	2 phát	- Góc bắn 27 ly giác;	- Phát 1: +Tầm Y= +0,9m +Hướng X=+0,8m; - Phát 2: +Tầm Y= +0,8m +Hướng X=+1,1m;

Bảng 7. So sánh kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài với kết quả bắn thực nghiệm

TT	Góc bắn		Tầm xa			% Sai lệch so với kết quả bắn thực nghiệm	
	[Độ]	[Ly giác]	Kết quả giải bài toán TPN với hàm $C_X(V)$	Kết quả giải bài toán TPN với $C_X = const$	Kết quả bắn thực nghiệm	Kết quả giải bài toán TPN với hàm $C_X(V)$	Kết quả giải bài toán TPN với $C_X = const$
1	$0^0$23’	6,5	312,347 m	322,951 m	300 m	4,0%	7,1%
2	$0^0$45’	12,5	673,450 m	684,202 m	650 m	3.5%	5,0%
3	$1^0$37’	27,0	1.243,225 m	1.261,604 m	1.200 m	3.4%	4,9%

So sánh cho thấy kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài khi sử dụng hàm hệ số lực cản thu được từ kết quả mô phỏng trên phần mềm ansyt fluent với kết quả bắn thực nghiệm có sự đồng nhất một cách tương đối khi bắn ở cùng một giá trị góc phóng $0^0$23’, $0^0$45’ và $1^0$37’ thì phần trăm về sự chênh lệch tầm bắn là không đáng kể và có phần trăm sai lệch nhỏ hơn so với kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài có $C_X = const$. Điều đó khẳng định tính đúng đắn mà kết quả đưa ra.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS Fluent để nghiên cứu xác định hàm hệ số lực cản phụ thuộc vào vận tốc bay làm cơ cở quan trọng trong giải bài toán thuật phóng ngoài nhằm xác định quỹ đạo bay của đạn. Do đây là loại đạn mới được nghiên cứu thiết kế, chế tạo và thử nghiệm đánh giá tính năng trong giai đoạn 1 nên kết quả được kiểm chứng với kết quả bắn thực nghiệm cho thấy tính đúng đắn mà phương pháp đưa ra. Ngoài ra, nội dung nghiên cứu còn cho thấy ảnh hưởng của lưới và mô hình chảy rối tới độ chính xác của kết quả mô phỏng. Phân tích dòng chảy quanh đạn chỉ ra rằng có nhiều vùng xoáy kín xuất hiện quanh đạn, đặc biệt là tại vùng đuôi cánh. Các xoáy này cần được làm nhỏ lại để giảm lực cản tác động lên đạn.

Tài liệu tham khảo

[1] Bộ tài liệu thiết kế đạn ĐCT-9T, PG-9 và đạn ĐCT-29, Viện Vũ khí/TCCNQP.

[2] Trần Văn Định, *Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo*, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự, 2013.

[3] Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại, *Giáo trình thuật phóng ngoài*, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự, 2003.

[4] Ansys.Fluent 2021a: *Theory Guide*, Ansys Inc.

[5] D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for* CFD.

[6] John F, Wendt (1996), *Compatational Fluid Dynamics*, Verlag Berlin.

[7] 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.

Research on the effect of flight speed on the aerodynamic characteristics of DCT-9T bullets fired on SPG-9 guns

Abstract: The article research on the effect of flight speed on the aerodynamic characteristics of DCT-9T bullets fired on SPG-9 guns. In which, aerodynamic forces, pressure distribution, velocity and flow around the model are determined by numerical simulation method. The article uses Ansys software for aerodynamic calculations. On the calculation steps from model building, meshing, the influence of meshing model and turbulent flow on the accuracy of the results, performing simulation calculations to determine the aerodynamic characteristics of the ammunition in the velocity range (350 m/s ÷ 600 m/s) as a basis for external launch algorithm. The research results are verified by experiments, so they can be used to guide the design of DCT-9T anti-tank ammunition fired at SPG-9 artillery and other types of ammunition.

Keywords: Anti-tank ammunition, DCT-9T, SPG-9, numerical simulation, external launch technique, ammunition design.

Tính toán các thông số kết cấu của động cơ phản lực xung

Nguyễn Văn Quân, Phạm Xuân Quyền, Võ Hùng Kết

Học viện Kỹ Thuật quân sự

Email: Nguyenquan08051996@gmail.com; Tel: 0332121211

Tóm tắt:

Bài báo nghiên cứu kết cấu và nguyên lý làm việc của động cơ phản lực xung, phân tích đưa ra những điểm lưu ý khi thiết kế. Đưa ra mô hình tính toán các thông số kết cấu của của động cơ phản lực xung theo các yêu cầu chiến kỹ thuật cho trước. Tiến hành tính toán, so sánh với một động cơ phản lực xung hiện có đã được công bố các thông số kết cấu, nhận thấy kết quả tính toán là phù hợp. Bài báo có thể sử dụng làm cơ sở lý thuyết để để tính toán sơ bộ kết cấu của động cơ phản lực xung khi nghiên cứu, thiết kế, chế tạo đạn phản lực có điều khiển mới cũng như cải tiến các loại đạn phản lực có điều khiển hiện có trong trang bị.

Từ khóa: Động cơ phản lực xung, thông số kết cấu, tên lửa Erint.

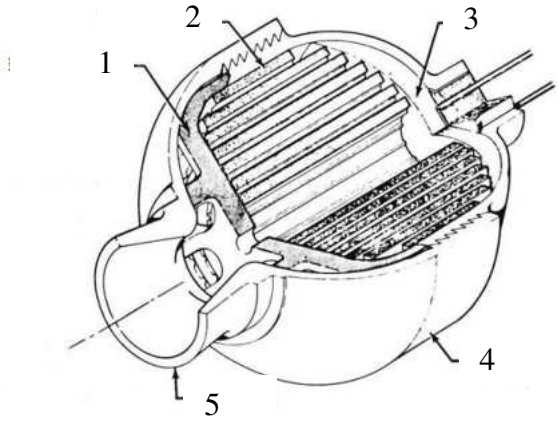
1. Đặt vấn đề

Đạn phản lực có điều khiển (ĐPLCĐK) đang phát triển rất mạnh mẽ cả về số lượng lẫn chủng loại. Chúng được sử dụng rộng rãi trên các chiến trường vì độ chính xác cao, uy lực lớn và đạt hiệu quả chiến đấu rất tốt. Để thực hiện việc điều khiển bay hướng đạn vào quỹ đạo mong muốn cần phải tạo ra lực và mômen điều khiển.

Phần lớn ĐPLCĐK có mômen điều khiển được tạo ra bằng cánh lái khí động, tức là dựa vào sự chênh lệch áp suất khí động của các dòng khí hai mặt bên cánh lái của ĐPLCĐK. Ngoài cánh lái khí động, lực và mômen điều khiển có thể tạo ra từ các động cơ phản lực xung (ĐCPLX) bố trí xung quanh đạn. Khi được kích hoạt các động cơ này hoạt động, luồng khí cháy tạo phản lực tác động lên thân ĐPLCĐK, hình thành lực hoặc mômen quay hướng ĐPLCĐK vào quỹ đạo mong muốn.

Khác với động cơ phản lực thông thường, ĐCPLX có kích thước nhỏ, thời gian hoạt động ngắn (trong khoảng thời gian ngắn từ vài ms đến vài chục ms). Vì vậy, để hoàn thiện nội dung nghiên cứu, tính toán, thiết kế ĐPLCĐK cần đặt ra yêu cầu phải có cơ sở lý thuyết để tính toán, thiết kế ĐCPLX. Trong phạm vi bài báo, tập trung nghiên cứu, đưa ra mô hình tính toán các thông số kết cấu của ĐCPLX.

2. Nguyên lý kết cấu và hoạt động của động cơ phản lực xung



Hình 1. ĐCPLX hình cầu

1. Đế chắn thuốc; 2. Thuốc phóng; 3 Thuốc mồi; 4 Thân vỏ; 5 Loa phụt

Tương tự như các động cơ phản lực khác trên đạn, kết cấu của một ĐCPLX thông thường có các bộ phận chính như sau: Buồng đốt, loa phụt với nút bịt loa phụt, thuốc phóng, thiết bị mồi, đế chắn thuốc.

2.1. Buồng đốt

Buồng đốt là nơi để chứa thuốc phóng, bộ châm lửa, các thiết bị phụ khác và là nơi xảy ra các quá trình cháy, các quá trình nhiệt động và khí động. Về hình dáng các ĐCPLX thường có dạng hình trụ hoặc hình cầu. Với đặc điểm hoạt động trong thời gian ngắn khoảng vài đến vài chục mili-giây (ms), vì vậy vật liệu làm buồng đốt cũng không cần yêu cao về độ bền so với buồng đốt của động cơ phóng hay động cơ hành trình, thay vào đó yêu cầu về khối lượng riêng vật liệu thấp được ưu tiên hơn. Các vật liệu có thể thỏa mãn yêu cầu này là thép kết cấu tốt C-50, C-55, C-60, hợp kim nhôm B95…

2.2. Loa phụt

Loa phụt là chi tiết dùng để biến đổi nhiệt năng của sản phẩm cháy thành động năng của dòng và định hướng luồng phụt. Kết quả là tại cửa ra của loa phụt dòng khí tạo ra có tốc độ lớn, từ đó mà tạo ra lực đẩy có giá trị lớn.

Các ĐCPLX thường có một loa dạng Laval, thường sử dụng vật liệu giống với vật liệu chế tạo buồng đốt. Đặc điểm của loại loa phụt này là diện tích tiết diện tới hạn không thay đổi đối với động cơ cụ thể. Ở loa phụt còn có thêm nút bịt loa phụt với mục đích bảo vệ loa phụt và các bộ phận bên trong khác của ĐCPLX như thuốc phóng, thiết bị mồi…, đồng thời tạo áp suất cháy ban đầu.

2.3. Thuốc phóng

ĐCPLX có thời gian làm việc trong khoảng vài mili-giây đến vài chục mili-giây và cần tạo ra một lực điều khiển đủ lớn để có thể đổi hướng được đạn. Vì vậy thuốc phóng thường sử dụng nhiều nhất là các thuốc phóng dạng nhiều ô bàn cờ làm sẵn, cháy tứ phía, có cấu tạo từ các phần tử dạng ống. Kiểu thuốc phóng như vậy sẽ bảo đảm mức năng lượng chấp nhận được của các động cơ khi thời gian làm việc không nhỏ hơn 20...30ms. Trong các ĐCPLX với thời

gian làm việc nhỏ hơn thường sử dụng các liều phóng cháy tứ phía được gá lắp cứng với đáy phía trước (liều phóng kết cấu "kiểu bàn chải"). Chúng cho phép tạo ra các động cơ với thời gian làm việc 8...10ms. Nếu như các ĐCPLX yêu cầu thời gian làm việc nhỏ hơn, nhất thiết phải sử dụng liều phóng với chế độ tỏa nhiệt căng hơn: cháy thể tích hay cháy đối lưu. Các động cơ với các liều thuốc phóng như vậy có thời gian làm việc từ 1 đến ~ 5ms.

2.4. Thiết bị mồi

Thiết bị mồi dùng để mồi cháy thuốc phóng, làm cho ĐCPLX hoạt động. Điểm khác của thiết bị mồi trên ĐCPLX so với thiết bị mồi của động cơ nhiên liệu rắn thông thường là nó được kích hoạt bởi mạch điều khiển.

2.5. Đế chắn thuốc

Đế chắn thuốc dùng để định vị thuốc phóng một cách chắc chắn trong buồng đốt và ngăn không cho các mẩu thuốc vụn chưa cháy hết phụt theo dòng khí làm tắc loa phụt hoặc làm tổn thất năng lượng. Đối với ĐCPLX có kích thước nhỏ có thể không cần sử dụng đế chắn thuốc.

2.6. Nguyên lý hoạt động

Khi mô tả hoạt động của các ĐCPLX ta phân chia chu kỳ công tác của nó thành ba giai đoạn nối tiếp nhau:

- Giai đoạn thứ nhất bắt đầu vào thời điểm đưa tín hiệu điện tới hạt lửa điện. Khi đó sẽ xảy ra các quá trình sau: nung nóng cầu dây điện mồi, mồi cháy và cháy mẫu thuốc kỹ thuật mồi cháy của hạt lửa điện, hạt lửa cháy mạnh vào buồng đốt, nung nóng lên, mồi cháy và cháy bộ thuốc mồi cháy trong thể tích kín của buồng đốt, nung nóng và mồi cháy liều phóng chính, cháy đồng thời bộ mồi cháy và liều phóng chính trong thể tích kín, phá vỡ phần tử khóa và hất nút bịt kín ra khỏi loa phụt. Trong suốt chu kỳ thứ nhất sẽ không có lực đẩy, và áp suất ở cuối chu kỳ này sẽ đạt tới đại lượng áp suất khởi động cỡ 4...5 Mpa. Đại lượng giữ chậm làm việc của động cơ được xác định bởi các quá trình của giai đoạn thứ nhất.

- Giai đoạn thứ hai được bắt đầu vào thời điểm xuất hiện lực đẩy và kết thúc vào thời điểm cháy hoàn toàn thuốc phóng hay phân rã thuốc phóng trên màng chắn che và chúng bị hất ra ngoài loa phụt khi chưa cháy hết. Áp suất cực đại trong buồng đốt của động cơ, thời điểm cháy thuốc phóng và khối lượng của phần đã cháy hết của thuốc phóng được xác định bởi các quá trình của giai đoạn hai.

- Giai đoan ba bao gồm sự phụt khí từ buồng đốt mà không có sự bổ sung thêm của các sản phẩm cháy.

3. Tính toán các thông số kết cấu của ĐCPLX

3.1 Các yêu cầu đối với ĐCPLX

ĐCPLX có yêu cầu cao về hoàn thiện các tỷ số khối lượng, tin cậy khi hoạt động, an toàn trong khai khác, sử dụng, các đặc trưng về lực đẩy, lực đẩy riêng, thời gian làm việc phải ổn định để đảm bảo đạt được yêu cầu điều khiển chính xác, tức thời.

Mức độ hoàn thiện về kết cấu của ĐCPLX được đặc trưng bởi hệ số khối lượng của ĐCPLX (α_{dc1}) (tỷ số giữa khối lượng của 1 ĐCPLX với xung lượng toàn phần của lực đẩy của nó). Biểu thức có dạng:

$$\alpha_{dc1} = \frac{m_{o1}}{\int_0^{\tau_1} Pdt} \quad (1)$$

m_{o1}: là khối lượng tổng thể của 1 ĐCPLX [Kg];

P : Lực đẩy của 1 ĐCPLX tại thời điểm bất kì [kG];

τ_1 : Thời gian làm việc của động cơ [s].

Giá trị α_{dc1} càng nhỏ thì mức độ hoàn thiện về kết cấu của động cơ càng cao.

Ngoài ra, để đánh giá mức độ hoàn thiện kết cấu người ta còn sử dụng hệ số khối lượng kết cấu của 1 ĐCPLX, biểu thức có dạng:

$$\alpha_1 = \frac{m_{nl.1}}{m_{kc}} \quad (2)$$

Giá trị hệ số khối lượng kết cấu đối với động cơ thường khác nằm trong khoảng từ 2÷0,3.

3.2. Lựa chọn các tham số theo yêu cầu chiến kỹ thuật

a. Quy luật thay đổi của lực đẩy

Lực đẩy gần như không thay đổi trong thời kỳ làm việc ổn định của động cơ, giá trị trung bình: P_1=220 [kG].

b. Thời gian làm việc của động cơ: $\tau_1 = 23$ [ms].

c. Xung lượng riêng của lực đẩy

Xung lượng riêng của lực đẩy được dùng để đánh giá hiệu quả của nhiên liệu và mức độ hoàn thiện về kết cấu của động cơ.

Xung lượng riêng của lực đẩy phụ thuộc vào mức độ mở rộng của loa phụt $\left(f_{a.1} = \frac{d_{a.1}}{d_{th.1}} \right)$, bản chất của thuốc phóng, áp suất, nhiệt độ của sản phẩm cháy trong buồng đốt và nhiệt độ

ban đầu của liều phóng. Động cơ tên lửa nhiên liệu rắn (ĐTR) nói chung, giá trị của I_1=1800÷2400 [Ns/Kg) [2].

d) Áp suất làm việc trung bình trong buồng đốt

Lưu ý khi lựa chọn áp suất làm việc trong buồng đốt cần phải phải lớn hơn ngưỡng của sự cháy không hoàn toàn (p_{gh}). Hiện nay, phần lớn các loại thuốc phóng dùng trong ĐTR có áp suất giới hạn p_{gh}=1÷2 [MPa] đối với thuốc phóng balistit và p_{gh}=0.2÷0.5 [MPa] đối với thuốc phóng hỗn hợp cơ học [3].

Thực tế, phần lớn các trường hợp nên chọn áp suất làm việc của sản phẩm cháy trong buồng đốt ĐTR nằm trong phạm vi $p_{bd.tb}$=8÷15 [MPa] để đảm bảo động cơ làm việc ổn định. Đối với các động cơ yêu cầu thời gian làm việc ngắn, tạo ra lực đẩy đủ lớn, ví dụ như ĐCPLX thời gian làm việc không quá vài chục mili-giây đồng thời cung cấp lực điều khiển đủ lớn để có thể đổi hướng được đạn, hoặc động cơ trên đạn chống tăng trang bị cho cá nhân bắn theo kiểu vác vai có thể chọn áp suất làm việc trong buồng đốt đến 60 Mpa hoặc lớn hơn [3].

3.3. Tính khối lượng nhiên liệu trong một ĐCPLX

Từ biểu thức xác định xung lượng riêng (xung lượng đơn vị của lực đẩy):

$$I_1 = \frac{\int_0^{\tau} Pdt}{m_{nl.1}} \approx \frac{P_1.\tau}{m_{nl.1}} \tag{3}$$

Trong đó:

I_1 - xung lượng riêng, $\left[\frac{N.s}{kg}\right]$;

$\int_0^{\tau} Pdt$ - xung lượng toàn phần của lực đẩy, [N.s];

τ_1 - thời gian làm việc của động cơ, [s];

$m_{nl.1}$ - khối lượng nhiên liệu trong một ĐCPLX, [kg].

Từ đó xác định được biểu thức sau:

$$m_{nl.1} = \frac{P_1}{I_1} \cdot \tau_1 \tag{4}$$

Như vậy từ yêu cầu về lực đẩy, xung lượng riêng và thời gian làm việc của ĐCPLX, ta hoàn toàn có thể xác định sơ bộ khối lượng nhiên liệu $m_{nl.1}$.

3.4. Tính đường kính mỗi ĐCPLX

Đường kính trong của buồng đốt mỗi ĐCPLX ($d_{tr.1}$) có thể xác định được nếu như biết trước hệ số điền đầy thể tích buồng đốt (Δ) và khối lượng nhiên liệu của động cơ.

Gọi λ_1 là độ kéo dài buồng đốt, chiều dài buồng đốt quy đổi là:

$$L_{qd.1} = \lambda_1.d_{tr.1} \tag{5}$$

Khi đó, biểu thức xác định khối lượng nhiên liệu nhồi trong buồng đốt mỗi ĐCPLX là:

$$m_{nl.1} = \frac{\pi.d_{tr.1}^2}{4}.L_{qd.1}.\Delta.\rho_{nl} = \frac{\pi.d_{tr.1}^3}{4}\lambda_1.\Delta.\rho_{nl} \tag{6}$$

Từ đó suy ra:

$$d_{tr.1} = \sqrt[3]{\frac{4.m_{nl.1}}{\pi.\lambda_1.\Delta.\rho_{nl}}} \tag{7}$$

Giá trị λ_1 và Δ của buồng đốt có thể cho trước theo phương pháp thống kê.

Lưu ý tới điều kiện bền của thành buồng đốt, nếu coi buồng đốt là ống mỏng, độ dày thân vỏ của ĐCPLX được tính theo công thức:

$$\delta_1 = \frac{p_{bd.\max}.d_{tr.1}}{2.\sigma_{gh.1}} \tag{8}$$

Trong đó:

$p_{bd.\max}$ - áp suất cực đại bên trong buồng đốt ĐCPLX;

$\sigma_{gh.1}$ - độ bền giới hạn của vật liệu chế tạo thân vỏ ĐCPLX.

Áp suất cực đại bên trong buồng đốt ĐCPLX được tính theo biểu thức:

$$p_{bd.\max} = k_{cn}.k_t.p_{bd.tb} \tag{9}$$

Trong đó:

k_t – sai số nhiệt độ, phụ thuộc lớn vào nhiệt độ ban đầu của thuốc phóng;

k_{cn} – sai số gia công công nghệ, $k_{cn} = 1,2 \div 1,4$.

Từ đó xác định được đường kính thân một ĐCPLX:

$$d_1 = d_{tr.1} + 2\delta_1 \tag{10}$$

3.5. Tính chiều dài buồng đốt mỗi động cơ phản lực xung

Thể tích buồng đốt của một ĐCPLX (W_1) được tính từ chiều dài buồng đốt quy đổi:

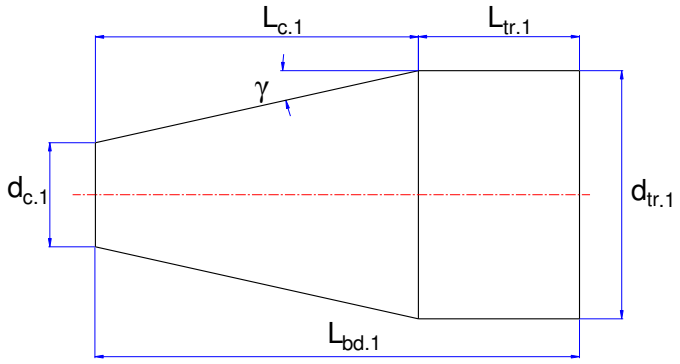
$$W_1 = \frac{\pi.d_{tr.1}^2}{4} L_{qd.1} = \frac{\pi.d_{tr.1}^3}{4} \cdot \lambda_1 \tag{11}$$

Buồng đốt thực tế của ĐCPLX được chia thành 2 phần, phần trụ có đường kính $d_{tr.1}$ và phần côn có góc côn γ (hình 2). Gọi $L_{tr.1}$ và $L_{c.1}$ là chiều dài tương ứng của mỗi phần, khi đó thể tích của buồng đốt được tính theo công thức:

$$W_1 = \frac{\pi.d_{tr.1}^2}{4} \cdot L_{tr.1} + \frac{1}{3}\pi\left(\frac{d_{tr.1}^2}{4} + \frac{d_{c.1}^2}{4} + \frac{d_{tr.1}d_{c.1}}{4}\right)L_{c.1} \tag{12}$$

Mối liên hệ giữa $d_{c.1}$ và $L_{c.1}$ thông qua góc côn γ:

$$d_{c.1} = d_{tr.1} - 2.L_{c.1}.\tan\gamma \tag{13}$$



Hình 2. Tính chiều dài buồng đốt

Từ các biểu thức (2.9) đến (2.10), khi đã có các tham số $\lambda_1, d_{tr.1}, \gamma$ và cho trước $L_{c.1} = \lambda_2.d_{tr.1}$ ta hoàn toàn có thể xác định được $L_{tr.1}$. Từ đó sơ bộ xác định được chiều dài buồng đốt:

$$L_{bd.1} = L_{tr.1} + L_{c.1} \tag{14}$$

3.6. Tính đường kính tiết diện tới hạn loa phụt

Ta có diện tích tới hạn của loa phụt được tính theo công thức:

$$F_{th.1} = 154 \cdot \frac{g.m_{nl.1}}{p_{bd.tb}.\tau_1} \tag{15}$$

Hoặc xuất phát từ công thức xác định lực đẩy P_1 [2]:

$$P_1 = 1,5.F_{th.1}.p_{bd.tb} \quad (16)$$

Suy ra diện tích tới hạn của loa phụt:

$$F_{th.1} = \frac{P_1}{1,5.p_{bd.tb}} \quad (17)$$

Từ đó đường tính tới hạn loa phụt được xác định theo công thức:

$$d_{th.1} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot F_{th.1}} \quad (18)$$

Trong đó: $p_{bd.tb}$ - áp suất trung bình bên trong buồng đốt ĐCPLX, [Pa]

3.7. Tính đường kính cửa ra loa phụt

Để tìm kích thước cửa ra loa phụt của một ĐCPLX, cần phải cho trước độ mở của loa phụt $f_{a.1}$. Khi đó ta có diện tích cửa ra loa phụt được xác định:

$$F_{a.1} = f_{\alpha.1}.F_{th.1} \quad (19)$$

Suy ra đường kính của ra loa phụt:

$$d_{a.1} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot F_{a.1}} \quad (20)$$

3.8. Tính chiều dài loa phụt

- Chiều dài phần dưới âm l_1 được tính thông qua đường kính trong của buồng đốt và đường kính tiết diện tới hạn:

$$l_1 = \frac{d_{tr.1} - d_{th.1}}{2\tan\beta} \quad (21)$$

Với: β là góc thu hẹp của phần dưới âm.

- Chiều dài phần vượt âm l_2 được tính thông qua đường kính tiết diệt tới hạn và đường kính cửa ra loa phụt:

$$l_2 = \frac{d_{a.1} - d_{th.1}}{2\tan\alpha} \quad (22)$$

Với: α là góc mở của phần vượt âm.

Từ các biểu thức (2.18) đến (2.20) sơ bộ xác định được chiều dài loa phụt:

$$L_{lp.1} = l_1 + l_2 \quad (23)$$

3.9. Tính chiều dài thân mỗi động cơ phản lực xung

Sau khi xác định được chiều dài buồng đốt (14) và chiều dài loa phụt (23), sơ bộ xác định được chiều dài thân mỗi động cơ phản lực xung:

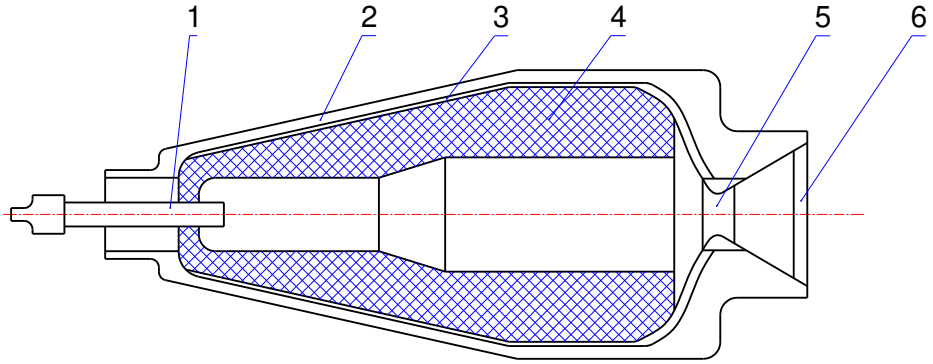
$$L_1 = L_{bd.1} + L_{lp.1} \quad (24)$$

3.10. Xung lượng toàn phần của lực đẩy của một ĐCPLX

$$I_n = \int_0^{\tau} P dt = I_1 . m_{nl.1} \qquad (25)$$

4. Áp dụng cơ sở lý thuyết để tính toán cho tên lửa ERINT

Các tham số đầu vào về lực đẩy trung bình, thời gian làm việc của động cơ, hệ số điền đầy thể tích buồng đốt, độ mở loa phụt được xác định trên cơ sở tham khảo các thông số kỹ thuật của ĐCPLX trên tên lửa ERINT. Các tham số còn lại được xác định trên cở sở phân tích đặc điểm kết cấu của ĐCPLX hoặc có thể cho trước theo phương pháp thống kê.



Hình 3. ĐCPLX trên tên lửa ERINT
1. Thiết bị mồi; 2. Buồng đốt; 3. Lớp cách nhiệt; 4. Thuốc phóng;
5. Tiết diện tới hạn; 6. Nút bịt

Dựa vào các tham số đã lựa chọn và các công thức từ (1) đến (25) để tính toán các thông số của ĐCPLX và đánh giá kết quả.

Tham số đầu vào (Bảng 1) và kết quả tính toán (Bảng 2) được thể hiện trong bảng dưới đây:

Bảng 1. Bảng tham số đầu vào của ĐCPLX trên tên lửa ERINT

TT	Nội dung	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1.	Lực đẩy trung bình	P_1	220	(kG)
2.	Xung lượng riêng của lực đẩy	I_1	2370	(Ns/kg)
3.	Thời gian làm việc của động cơ	τ_1	23	(ms)
4.	Áp suất làm việc bên trong buồng đốt	$P_{bđ.tb}$	60	(MPa)
5.	Độ kéo dài buồng đốt	λ_1	1.2	
6.	Hệ số tính chiều dài phần côn buồng đốt	λ_2	1.2	
7.	Góc côn buồng đốt	γ	13	(độ)
8.	Hệ số điền đầy thể tích buồng đốt	Δ	0.6	
9.	Khối lượng riêng thuốc phóng	ρ_1	1.6	(g/cm^3)

TT	Nội dung	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
10.	Gia tốc trọng trường	g	10	(m/s^2)
11.	Độ mở loa phụt	$f_{\alpha.1}$	3.7	
12.	Góc thu hẹp phần dưới âm	β	73	(độ)
13.	Góc mở phần vượt âm	α	30	(độ)
14.	Sai số nhiệt độ	k_t	1.2	
15.	Sai số gia công công nghệ	k_{cn}	1.4	
16.	Ứng suất giới hạn của buồng đốt (B95)	$\sigma_{gh.1}$	490	(Mpa)
17.	Khối lượng riêng vật liệu vỏ buồng đốt (B95)	ρ_1	2850	Kg/m^3

Bảng 2: Kết quả tính toán các thông số kết cấu cho ĐCPLX của tên lửa ERINT

TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị
1.	Khối lượng nhiên liệu	$m_{nl.1} = \frac{P_1}{I_1} \cdot \tau_1$	21.35	(g)
2.	Đường kính trong buồng đốt	$d_{tr.1} = \sqrt[3]{\frac{4.m_{nl.1}}{\pi.\lambda_1.\Delta.\rho_{nl}}}$	28.7	(mm)
3.	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt	$p_{bd.\max} = k_{cn}.k_t.p_{bd.tb}$	100.8	(MPa)
4.	Độ dày thân vỏ	$\delta_1 = \frac{p_{bd.\max}.d_{tr.1}}{2.\sigma_{gh.1}}$	3.0	(mm)
5.	Đường kính thân ĐCPLX	$d_1 = d_{tr.1} + 2\delta_1$	34.6	(mm)
6.	Thể tích buồng đốt	$W_1 = \frac{\pi.d_{tr.1}^2}{4} L_{qd.1} = \frac{\pi.d_{tr.1}^3}{4} \cdot \lambda_1$	22239.8	(mm^3)
7.	Chiều dài phần côn buồng đốt	$L_{c.1} = \lambda_2.d_{tr.1}$	34.5	(mm)
8.	Đường kính nhỏ phần côn	$d_{c.1} = d_{tr.1} - 2.L_{c.1}.\tan\gamma$	12.8	(mm)
9.	Thể tích phần côn buồng đốt	$W_{c.1} = \frac{1}{3}\pi\left(\frac{d_{tr.1}^2}{4} + \frac{d_{c.1}^2}{4} + \frac{d_{tr.1}d_{c.1}}{4}\right)L_{c.1}$	12197.1	(mm^3)
10.	Thể tích phần trụ buồng đốt	$W_{tr.1} = \mathrm{W}_1 - \mathrm{W}_{c.1}$	10042.7	(mm^3)
11.	Chiều dài phần trụ buồng đốt	$L_{tr.1} = \frac{4.W_{tr.1}}{\pi.d_{tr.1}^2}$	15.5	(mm)
12.	Chiều dài buồng đốt	$L_{bd.1} = L_{tr.1} + L_{c.1}$	50.0	(mm)

TT	Nội dung	Công thức	Giá trị	Đơn vị
13.	Diện tích tiết diện tới hạn	$F_{th.1} = \frac{P_1}{1,5.p_{bd.tb}}$	24.4	(mm^2)
14.	Đường kính tiết diện tới hạn	$d_{th.1} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot F_{th.1}}$	5.6	(mm)
15.	Đường kính cửa ra loa phụt	$d_{a.1} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot F_{a.1}} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot f_{a.1}.F_{th.1}}$	20.6	(mm)
16.	Chiều dài phần dưới âm	$l_1 = \frac{d_{tr.1} - d_{th.1}}{2\tan\beta}$	3.5	(mm)
17.	Chiều dài phần vượt âm	$l_2 = \frac{d_{a.1} - d_{th.1}}{2\tan\alpha}$	13.1	(mm)
18.	Chiều dài loa phụt	$L_{lp.1} = l_1 + l_2$	16.6	(mm)
19.	Chiều dài thân ĐCPLX	$L_1 = L_{bd.1} + L_{lp.1}$	66.6	(mm)
20.	Xung lượng toàn phần của lực đẩy	$I_n = \int_0^\tau Pdt = I_1.m_{nl.1}$	5.060	(kG.s)

Bảng 3. Các thông số kỹ thuật thực tế của ĐCPLX trên tên lửa ERINT

TT	Nội dung	Giá trị	Đơn vị
1.	Xung lượng toàn phần của lực đẩy	5.076	(kG.s)
2.	Trọng lượng nhiên liệu	21.4	(g)
3.	Chiều dài thân	65	(mm)
4.	Đường kính	35	(mm)
5.	Áp suất lớn nhất trong buồng đốt	100	(MPa)
6.	Trọng lượng động cơ (không có nhiên liệu)	41	(g)

Chúng ta nhận thấy, kết quả tính toán sơ bộ được trình bày ở Bảng 2 là tương đồng với các thông số chiến kỹ thuật mà nhà sản xuất công bố (Bảng 3). Sai số nằm trong phạm vi chấp nhận được: Xung lượng toàn phần của lực đẩy (0.3%), trọng lượng nhiên liệu (0.2%), chiều dài thân (2.4%), đường kính (1.1%), áp suất lớn nhất trong buồng đốt (0.8%).

4. Kết luận

Bài báo đã phân tích đặc điểm kết cấu ĐCPLX trên ĐPLCĐK, đưa ra những điểm chú ý khi thiết kế ĐCPLX so với các động cơ khác của đạn như động cơ phóng, động cơ tăng tốc, động cơ hành trình… Đồng thời cũng đã trình bày mô hình tính toán các thông số kết cấu của ĐCPLX, trên cơ sở đó lựa chọn các tham số đầu vào để tính toán cho một ĐCPLX cụ thể và

nhận thấy kết quả tính là phù hợp với thực tiễn. Khi tính toán cho ĐCPLX trên tên lửa ERINT sai số nằm trong phạm vi chấp nhận được: Xung lượng toàn phần của lực đẩy (0.3%), trọng lượng nhiên liệu (0.2%), chiều dài thân (2.4%), đường kính (1.1%), áp suất lớn nhất trong buồng đốt (0.8%).

Qua các kết quả trên, bài báo có thể sử dụng làm cơ sở lý thuyết để để tính toán sơ bộ kết cấu của ĐCPLX khi nghiên cứu, thiết kế, chế tạo ĐPLCĐK mới cũng như cải tiến các loại ĐPLCĐK hiện có trong trang bị.

Tài liệu tham khảo

[1] Phạm Xuân Quyền (2020), *Giáo trình điều khiển đạn dược,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[2] Phạm Thế Phiệt (1995), *Lý thuyết động cơ tên lửa,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[3] Phạm Thế Phiệt (2006), *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

Calculation of structural parameters of a pulse jet engine

Abstract: The article studies the structure and working principle of the pulse jet engine, analyzes and gives points to note when designing. Gives a model to calculate the structural parameters of the pulse jet engine according to the given technical requirements. Conduct calculations, compare with an existing pulse jet engine whose structural parameters have been published to verify the calculation model. The article can be used as a theoretical basis for preliminary calculations of the structure of the pulse jet engine when researching, designing, and manufacturing new controlled jet missiles as well as improving the types of controlled jet missiles currently in service.

Keywords: Pulse jet engine, structural parameters, Erint rocket.

Khảo sát quá trình va chạm của ống quán tính với bệ trong pha lún xuống của ngòi V-429 cải tiến bằng phương pháp phần tử hữu hạn

Võ Dũng Sơn[1*], Hoàng Văn Cường[1], Phan Văn Tuấn[1], Nguyễn Quốc Đạt[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự, [2]Trường quân sự Quân khu 7

** Email: vodungsonarmy@gmail.com; Tel:0987747570*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu khảo sát khả năng chịu bền của ống quán tính và bệ trong pha lún xuống của ngòi V-429 cải tiến. Đầu tiên, dựa vào các lực tác dụng lên ngòi trong quá trình chuyển động trong nòng và bài toán thuật phóng trong áp dụng cho pháo 130mm M-46 xác định được giá trị các lực tác dụng lên chi tiết ống quán tính theo thời gian. Tiếp đó, kết hợp sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn bằng phần mềm Ansys Autodyn để khảo sát áp lực, biến dạng của ống quán tính và bệ trong pha lún xuống của ống quán tính. Kết quả nghiên cứu giúp ta có cơ sở ban đầu trước khi tiến hành bắn trên pháo 130mm M-46 nói riêng, và trên các loại đạn sử dụng ngòi V-429 cải tiến nói chung.

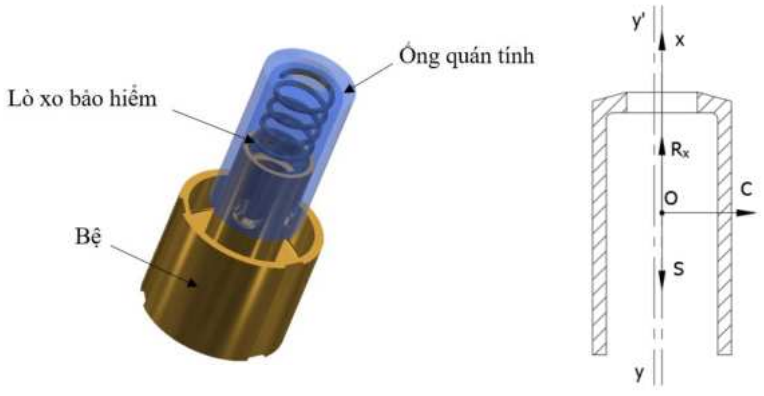
Từ khóa: *ngòi V-429 cải tiến, ống quán tính, phần tử hữu hạn.*

1. Đặt vấn đề

Trong chiến đấu, để kích thích cho đầu đạn gây tác dụng, trong ngòi thường có các phần tử nguy hiểm chứa thuốc nổ mồi. Từ chức năng và đặc điểm cấu tạo đó, với mỗi ngòi đạn bất kỳ luôn phải đáp ứng ít nhất hai yêu cầu là an toàn trong bảo quản sử dụng và độ nhạy khi va chạm mục tiêu. Cơ cấu bảo hiểm sẽ bảo đảm cho ngòi không làm việc sớm kể cả trong trường hợp ngòi bị rơi đổ khi vận chuyển hay cất chứa trong nhà kho cũng như khi bắn do tác động của các lực có giá trị lớn tác động lên chi tiết ngòi. Để đảm bảo được chức năng của mình đòi hỏi các chi tiết phải chịu đựng được tác dụng của lực quán tính trục có giá trị lớn khi đạn chuyển động trong nòng. Việc đánh giá độ bền của ống quán tính và bệ trong quá trình đạn chuyển động trong nòng được tiến hành theo phương pháp gần đúng, thường là so sánh với tiêu chuẩn. Cùng với các phương pháp thực nghiệm, tính toán bằng mô hình nghiên cứu quá trình chuyển động của cơ cấu bảo hiểm quán tính bằng phương pháp phần tử hữu hạn cho kết quả chính xác ngày càng cao.

2. Mô hình tính toán quá trình va chạm của ống quán tính với bệ trong pha lún xuống của ngòi V-429 cải tiến bằng phương pháp phần tử hữu hạn.

2.1. Đặt bài toán



Hình 1. Mô hình tính toán mô phỏng và sơ đồ các ngoại lực tác dụng lên chi tiết ống quán tính trong pha lún xuống khi bắn.

Bài báo tính toán dựa trên cơ sở lý thuyết về các lực tác dụng lên các chi tiết ngòi khi đạn chuyển động trong nòng. Đối với ngòi V-429 cải tiến (cơ cấu bảo hiểm quán tính 2 pha), pha lún xuống của ngòi là quá trình đạn chuyển động trong nòng. Chi tiết ống quán tính là chi tiết chuyển động trong pha này nhờ tác dụng của lực quán tính trục.

Quá trình chuyển động trong nòng, ống quán tính chịu tác dụng của các lực: R_x - lực cản lò xo, C - lực li tâm, S - lực quán tính trục.

Trong đó:

+ Ox là trục đối xứng của ống quán tính;

+ yy' là trục đối xứng của đạn.

Tuy nhiên, trục đối xứng của ống quán tính gần trùng với trục đối xứng của đạn nên lực li tâm C nhỏ hơn nhiều lần so với lực quán tính trục S, nên trong quá trình xây dựng bài toán ta chỉ tính đến lực quán tính trục S và lực cản của lò xo R_x.

2.2. Xác định các thông số đầu vào

Lực quán tính trục tác động trực tiếp lên ống quán tính trong pha lún xuống được tính theo công thức [2]:

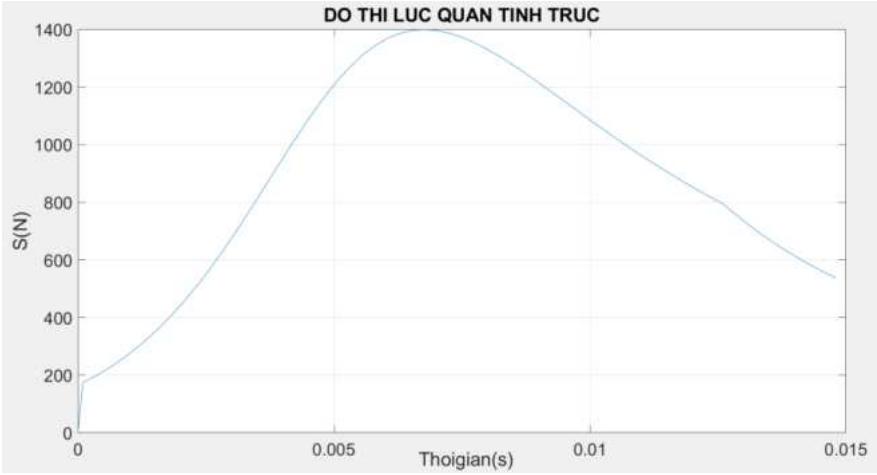
$$S = (m + \frac{\mu}{3}) \frac{\pi.d^2}{4.\varphi.M}.p \qquad (1)$$

Ý nghĩa và giá trị của các đại lượng trong công thức (1) được đo đạc trong thực tế và tài liệu [1] được thể hiện ở Bảng 1. Thông số đầu vào của các chi tiết.

Bảng 1. Thông số đầu vào của các chi tiết.

TT	Tính năng chiến-kỹ thuật	Ký hiệu	Giá trị
1	Khối lượng đầu đạn (cả ngòi)	M	3,4 kg
2	Khối lượng ống quán tính	m	$1{,}511.10^{-3}$ kg
3	Khối lượng lò xo ống quán tính	μ	$3{,}36.10^{-4}$ kg
4	Cỡ đạn	d	0,13 m
5	Áp suất khí thuốc (Kg/m^3)	p	Kết quả giải bài toán TPT
6	Hệ số công thứ yếu	φ	1,157

Kết hợp với giải bài toán thuật phóng trong cho đạn pháo 130mm – M46 ta có kết quả tính toán lực quán trục S tác dụng lên ống quán tính trong pha lún xuống ở Hình 2.

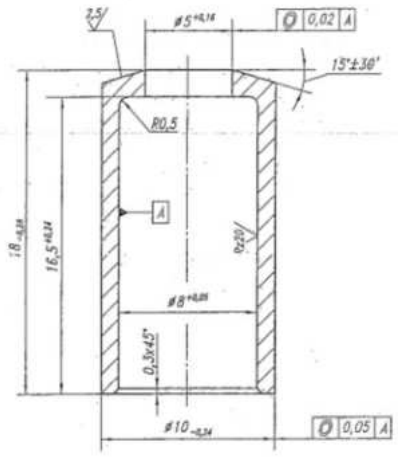


Hình 2. Đồ thị lực quán tính trục tác dụng lên ống quán tính trong pha lún xuống

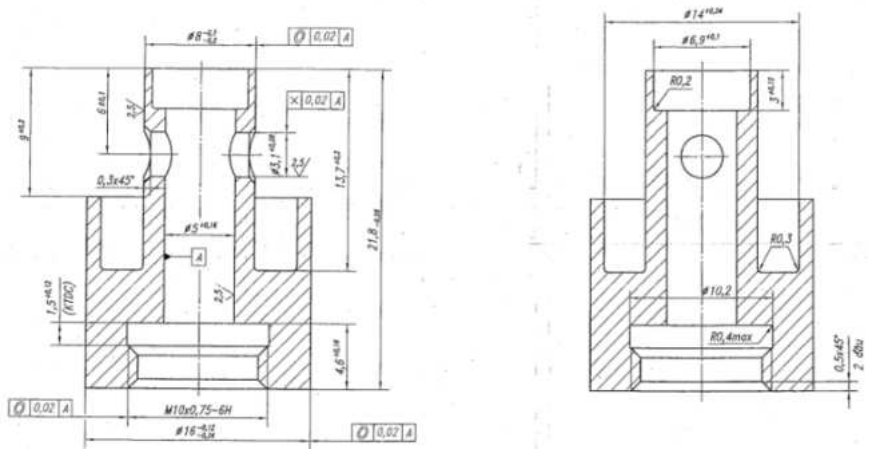
3. Mô phỏng quá trình va chạm của ống quán tính và bệ trong pha lún xuống.

3.1. Mô phỏng

- Xây dựng mô hình 3D bằng phần mềm Inventor với kích thước như hình 3, 4. Với khoảng cách giữa đáy của ống quán tính với bậc của bệ (quan sát vị trí tương đối trên hình 1) là 6,57 mm (khoảng cách mở bảo hiểm trong pha lún xuống)



Hình 3. Kết cấu của ống quán tính



Hình 4. Kết cấu của bệ

- Gán các thông số vật liệu cho các chi tiết được thể hiện ở bảng 2:

Bảng 2. Thông số vật liệu của các chi tiết

Phần tử	**Loại vật liệu**	**Phương trình trạng thái**	**Mô hình bền**
Ống quán tính	Nhôm	Linear	Johnson Cook
Bệ	Đồng	Linear	Johnson Cook
Dữ liệu vật liệu		**Al 7039**	**CU-OFHC**
Khối lượng riêng		2,77 g/cm^3	8,93 g/cm^3
Giới hạn chảy		337 MPa	120 MPa
Giới hạn bền		343 MPa	640 MPa
Biến dạng chính lớn nhất		0,25	0,27
Ứng suất cắt lớn nhất		0,3	0,31

- Chia lưới: tiến hành chia lưới với kích thước 1,5mm. Với kích thước này, việc mô phỏng vừa ra kết quả đảm bảo tương đối hội tụ vừa không bị lỗi khi tiến hành mô phỏng.

- Thiết lập điều kiện biên: ta tiến hành cố định bệ không di chuyển.

- Thiết lập lực quán tính trục cho ống quán tính: gán lực lên ống quán tính có chiều đi xuống với giá trị như bảng 3.

Bảng 3. Giá trị lực quán tính trục

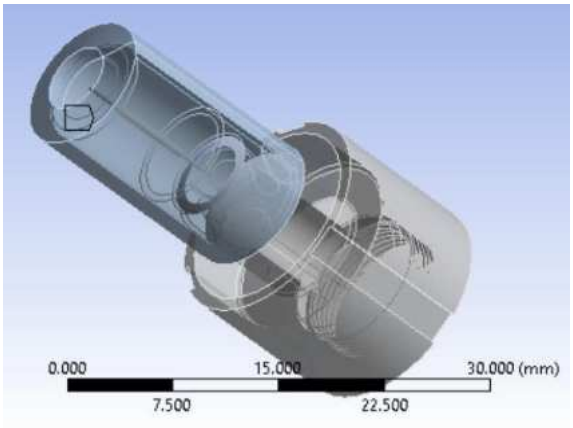
Thời gian (ms)	*0*	*1*	*2*	*3*	*4*	*5*	*6*	*7*
Giá trị (N)	*0*	*274*	*441*	*675*	*952*	*1207*	*1364*	*1400*
Thời gian (ms)	*8*	*9*	*10*	*11*	*12*	*13*	*14*	*14,8*
Giá trị (N)	*1330*	*1215*	*1086*	*963*	*853*	*735*	*613*	*534*

- Thiết lập môi trường lò xo

Longitudinal stiffness (độ cứng lò xo): 1,276 N/mm.

Longitudinal Damping (độ giảm chấn lò xo): 0,1 N.s/mm.

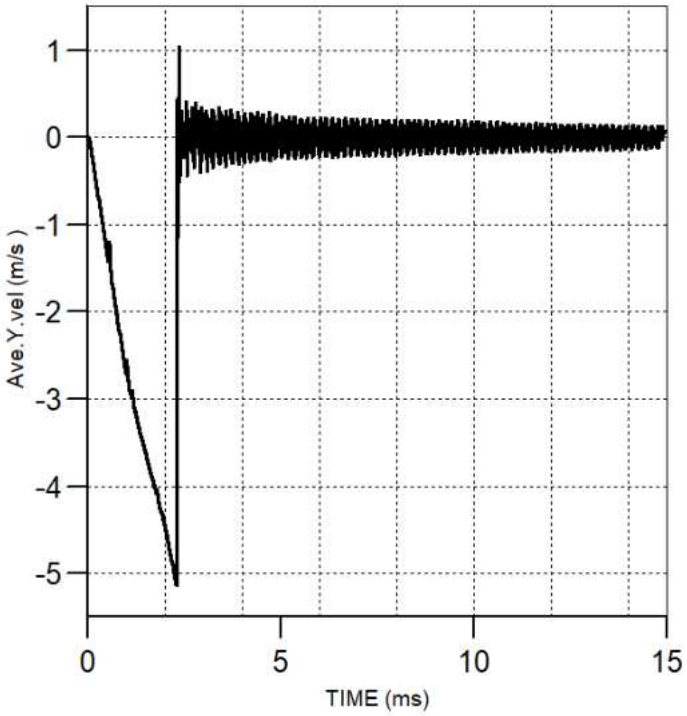
Lò xo được kết nối giữa mặt phẳng trong của ống quán tính và bậc của bệ.



Hình 5. Chi tiết sau khi thiết lập lò xo

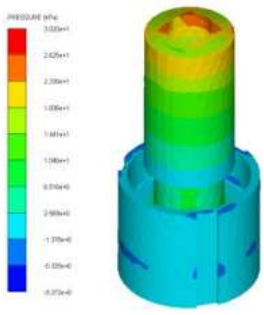
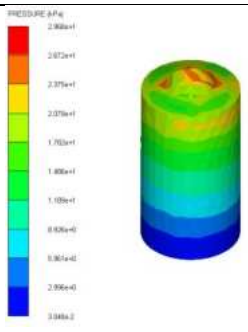
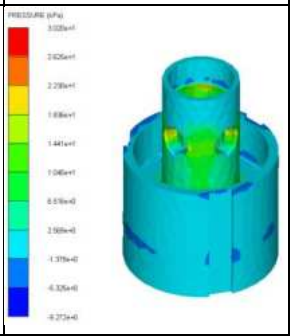
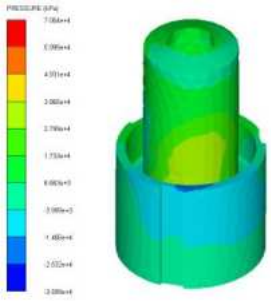
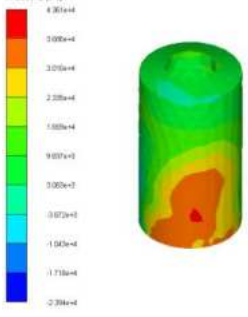
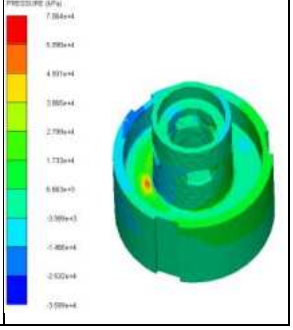
3.2. Kết quả mô phỏng

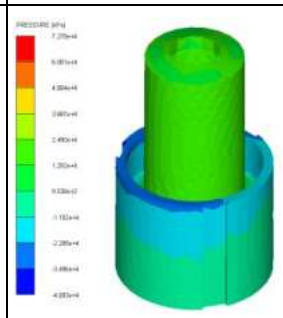
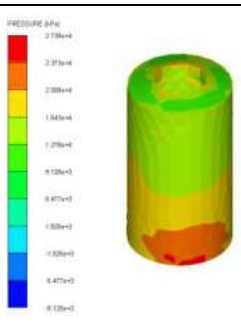
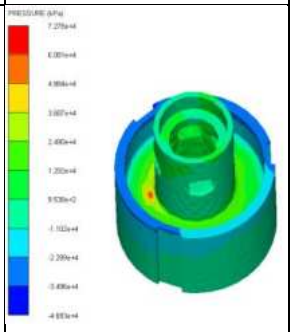
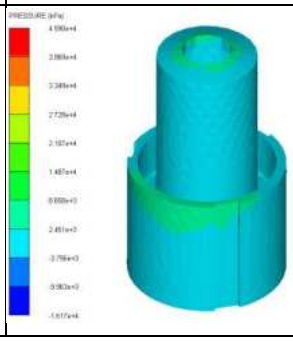
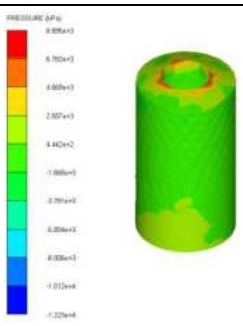
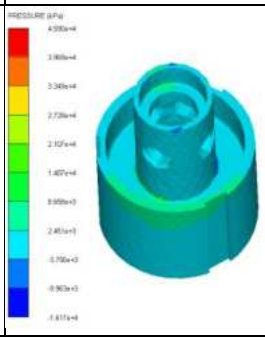
Qua mô phỏng bằng phần mềm Ansys autodyn 2020, ta khảo sát được quy luật thay đổi vận tốc của ống quán tính (hình 6). Đồng thời nhận được kết quả áp lực tác dụng lên ống quán tính và bệ được biểu diễn ở ***Error! Reference source not found.***



Hình 6. Đồ thị vận tốc theo thời gian của ống quán tính chuyển động trong pha lún xuống

Error! Reference source not found. *áp lực tác dụng lên ống quán tính và bệ*

Thời gian (ms)	**Thời điểm**	**Vị trí tương hỗ giữa ống quán tính và bệ**	**Ống quán tính**	**Bệ**
0,001	Trước khi va chạm			
2,28	Sau khi va chạm			

Thời gian (ms)	Thời điểm	Vị trí tương hỗ giữa ống quán tính và bệ	Ống quán tính	Bệ
7,00	Lực quán tính trục lớn nhất			
14,9	Sau khi kết thúc quá trình lún xuống			

- Nhận xét:

+ Ống quán tính bắt đầu di chuyển xuống khi lực quán tính trục lớn hơn lực cản của lò xo, va chạm với đáy bệ sau 2,295 ms sau khi đạt vận tốc lớn nhất là v_{max} = 5,138 m/s. Ta thấy trên hình 6, thời điểm trước khi va chạm với bệ, ống quán tính tì vào thành của bệ dẫn đến vận tốc trong thời gian đó giảm đột ngột, sau đó tiếp tục di chuyển xuống. Ống quán tính ổn định vận tốc tại thời điểm t = 2,4 ms. Sau khi ra khỏi nòng, lực quán tính trục có giá trị 0 N nên ống quán tính bắt đầu chuyển động đi lên.

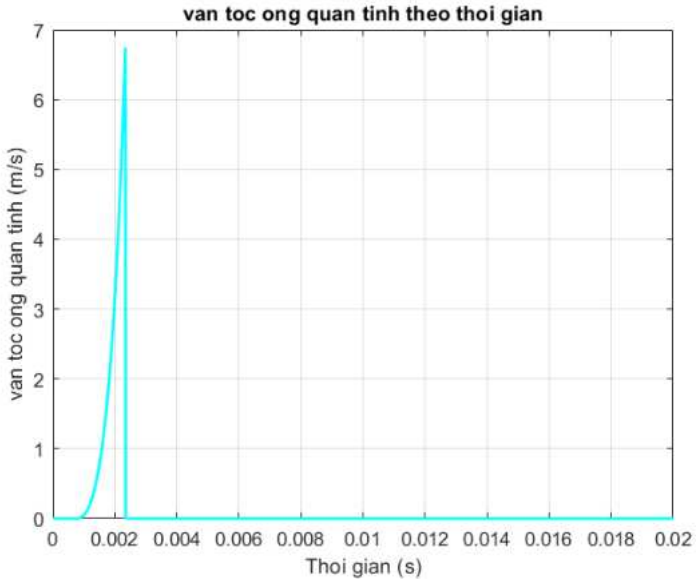
+ Áp lực tác dụng lên ống quán tính tại thời điểm va chạm với bệ là lớn nhất P_{omax} = 43610 kPa. Áp lực tác dụng lên bệ lớn nhất tại thời điểm lực quán tính trục lớn nhất P_{bmax} = 71240 kPa gần bằng giá trị của áp lực lớn nhất tác dụng lên bệ ở thời điểm va chạm là P = 70640 kPa. Như vậy ta có thể kết luận áp lực tác dụng lên ống quán tính và bệ đạt giá trị lớn nhất tại thời điểm va chạm nhau. Vị trí chịu áp lực lớn nhất lên ống quán tính là vị trí đáy và một phần thành ngoài, còn vị trí chịu áp lực lớn nhất lên bệ tại vị trí va chạm với ống quán tính.

+ Tuy nhiên, ống quán tính và bệ vẫn không bị biến dạng trong quá trình va chạm, đủ điều kiện bền đáp ứng thực hiện chức năng mở bảo hiểm trong pha đi lên trong ngòi.

3.3. Đánh giá kết quả.

Tiến hành so sánh kết quả vận tốc của ống quán tính trong pha lún xuống bằng phương pháp phần tử hữu hạn sử dụng phần mềm Ansys autodyn với vận tốc của ống quán tính được thiết lập bằng phương pháp số sử dụng phần mềm Matlab.

Đồ thị vận tốc theo thời gian của ống quán tính theo phương pháp số tác giả chọn chiều dương hướng xuống, nên đồ thị vận tốc (hình 7) sẽ ngược với đồ thị mô phỏng bằng phương pháp phần tử hữu hạn (hình 6).



Hình 7. Đồ thị vận tốc theo thời gian của ống quán tính theo phương pháp số bằng phần mềm Matlab.

Vận tốc lớn nhất xác định bằng phương pháp số (v_{max} = 6,748 m/s) lớn hơn vận tốc xác định bằng phần tử hữu hạn sử dụng Ansys autodyn (v_{max} = 5,138 m/s). Giải thích cho sự chênh lệch này là do sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn, ống quán tính trong quá trình đi xuống còn xuất hiện va chạm với thành của bệ dẫn đến vận tốc giảm hơn so với vận tốc xác định bằng phương pháp số. Tuy nhiên sai số không đáng kể, phương pháp xác định bằng phần tử hữu hạn có thể chấp nhận được.

Lấy kết quả vận tốc từ phần mềm Matlab ta tiến hành tính toán áp lực tác dụng lên ống quán tính và bệ bằng phương pháp lý thuyết. Ta có, công thức tính áp lực là:

$$P = \frac{F}{A} \tag{2}$$

Trong đó: P- áp lực (Pa)

F- lực tác dụng lên vật (N). Dựa vào lý thuyết động lượng, ta có:

$$F = \frac{\Delta p}{\Delta t} = \frac{m.(v_2 - v_1)}{\Delta t}$$

m = 1,511.10^{-3} - khối lượng chi tiết di chuyển (ống quán tính) (kg).

v_2 = 0 m/s - vận tốc ống quán tính sau khi va chạm (m/s).

v_1 = 6,748 m/s - vận tốc ống quán tính trước khi va chạm (m/s).

$A = \pi.(r_{ong}^2 - r_{lo}^2) = \pi.(10^2 - 8^2).10^{-6} = 113,05.10^{-6} m^2$ - Tiết diện ngang phần va chạm (m^2). r_{ong} – bán kính ngoài của ống quán tính (m), r_{lo} – bán kính trong của ống quán tính (m).

Δt = 10^{-5} - thời gian va chạm (ta lấy bước tích phân trong Matlab và tham khảo bằng phương pháp phần tử hữu hạn trong Ansys).

Thay số vào (2), ta tính được: P = 9020 kPa. Tuy nhiên, đây là áp lực trung bình tác dụng lên cả ống quán tính và bệ ngay sau khi va chạm. Dựa vào bảng 4, ta có thể thấy phần áp lực phân bố trên ống quán tính nhiều nhất là phần màu xanh lá – nơi có áp lực vào khoảng 8000 – 10000 kPa. Như vậy, áp lực giữa phương pháp lý thuyết và phương pháp phần tử hữu hạn bằng Ansys Autodyn tương đương với nhau. Có thể giải thích sai số là do phương pháp lý thuyết ta sử dụng nhiều giả thuyết nên có sai lệch về vận tốc của ống quán tính sau khi va chạm bằng 0 (thực tế khi va chạm, chi tiết còn bật ngược lại) bằng phần mềm Matlab.

3.4. Khảo sát sự ảnh hưởng giới hạn chảy của ống quán tính đến độ bền của nó.

Như kết quả khảo sát ở mục trên, giá trị lớn nhất của áp lực tác dụng lên ống quán tính và bệ tại thời điểm va chạm, do đó ở mục khảo sát này ta tiến hành khảo sát tại thời điểm va chạm và đánh giá độ tin cậy làm việc của chi tiết ở cuối quá trình đi xuống.

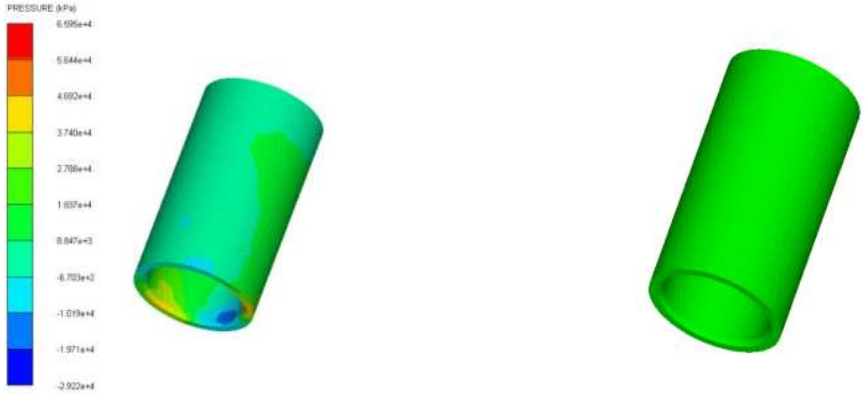
Giới hạn chảy của một vật liệu là một đặc tính cơ học quan trọng, chỉ ra mức ứng suất tối đa mà vật liệu có thể chịu đựng trước khi biến dạng vĩnh viễn. Nói cách khác, đây là điểm giới hạn mà khi vượt qua, vật liệu sẽ không thể trở lại hình dạng ban đầu sau khi tải trọng được loại bỏ.

Quá trình gia công là một yếu tố quan trọng ảnh hưởng trực tiếp đến giới hạn chảy của vật liệu. Sự thay đổi này xảy ra do các biến đổi về cấu trúc vi mô của vật liệu trong quá trình gia công. Do đó ở phần này ta sẽ khảo sát giới hạn chảy của vật liệu ảnh hưởng như thế nào đến quá trình va chạm, liệu khi giới hạn chảy giảm thì ống quán tính có bị biến dạng hay không? Các giới hạn chảy của các hợp kim nhôm như sau:

Bảng 5. Giới hạn chảy của các loại hợp kim nhôm theo tiêu chuẩn AA [4]

TT	Hợp kim nhôm	Giới hạn chảy (σ_T), Mpa	TT	Hợp kim nhôm	Giới hạn chảy (σ_T), Mpa
1	1100	55 - 130	4	2014	100 - 430
2	3003	40 - 185	5	6064	55 - 275
3	5052	90 - 255	6	7075	105 - 500

Tuy nhiên, ở kết quả bài toán với giới hạn chảy làm vật liệu ống quán tính σ_T = 337 Mpa, va chạm không làm biến dạng ống quán tính nên ở đây ta chỉ cần khảo sát các giá trị giới hạn chảy σ_T thấp hơn. Hơn nữa, ống quán tính chịu áp lực lớn nhất 43,61 Mpa nên ta tiến hành giảm giới hạn chảy của vật liệu ống quán tính xuống 35Mpa (thấp hơn Al 3003) để khảo sát độ biến dạng của chi tiết.



Hình 8. Phân bố áp lực lên chi tiết ống quán tính lúc va chạm với bệ và hình ảnh ống quán tính sau khi kết thúc quá trình lún xuống

Mặc dù áp lực lớn nhất tác dụng lên ống quán tính trong trường hợp này là 66,23 Mpa cao hơn cả giới hạn chảy của vật liệu làm ống 35Mpa nhưng ống vẫn không bị biến dạng. Có thể lý giải do áp lực tác dụng lên ống thời gian không đủ lâu, phân bố cục bộ,…

4. Nhận xét, kết luận

Sau khi khảo sát quá trình va chạm giữa ống quán tính và bệ trong pha lún xuống bằng phương pháp phần tử hữu hạn ta thấy rằng ống quán tính vẫn đảm bảo chức năng làm việc của mình. Thời gian mở bảo hiểm ở pha đi xuống của cơ cấu bảo hiểm là khoảng 2,3 ms, sau đó ống quán tính ổn định và đè nén vào bệ dưới tác dụng của lực quán tính trục. Phương pháp này có thể dùng để đánh giá sơ bộ độ bền của ống quán tính và bệ trước khi tiến hành thử nghiệm cho các loại ngòi khác.

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Văn Tư (2002). *Các loại đạn dược*, Tổng cục kỹ thuật.

[2] Phạm Văn Luận (2016). *nguyên lý kết cấu và tính toán ngòi đạn*, Trường SQKTQS, Hồ Chí Minh.

[3] Nguyễn Ngọc Du (1976). *Thuật phóng trong của vũ khí có nòng*, HVKTQS, Hà Nội.

[4] Nguyễn Chung Cảng (2006). *Sổ tay nhiệt luyện*, Trường ĐH Bách Khoa Hà Nội, Hà Nội.

Investigation on the collision process between the inertial tube and the foundation during the set back phase in the fuze using numerical simulation methods

Abstract: *The paper investigates the durability of the inertial tube and the foundation during the set back phase of the improved V-429 fuze. First, based on the forces acting on the fuse during its movement within the barrel and the ballistic problem applied to the 130mm M-46 artillery, the values of the forces acting on the components of the inertial tube over time are determined. Then, the numerical simulation method using Ansys Autodyn is employed to analyze the stress and deformation of the inertial tube and the foundation during the collision. The research results aid in analyzing and selecting appropriate materials for the design and manufacturing of the fuze when used with the 130mm M-46 artillery, as well as for other projectiles using the V-429 fuze.*

Keywords: improved V-429 fuze, the inertial tube, simulation methods.

Nghiên cứu mô phỏng tính toán uy lực sát thương của đầu đạn 100mm ОФ-412

Bùi Văn Thân[1*], Hoàng Văn Cường[1], Nguyễn Quang Dũng[1], Hoàng Hải Sơn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*]Email; Tel: Buivanthan1793@gmail.com; 0963683907

Tóm tắt

Bài báo xây dựng quy trình mô phỏng nổ, tính toán khảo sát đánh giá uy lực sát thương cho đầu đạn 100mm ОФ-412. Mô phỏng số được tiến hành trên phần mềm ANSYS AUTODYN 3D, cung cấp đầu vào cho tính toán giải tích các thông số uy lực sát thương của đầu đạn. Ảnh hưởng của một số yếu tố như vật liệu thân vỏ, thuốc nổ… tới uy lực sát thương của đạn được khảo sát. Kết quả xác định được các đặc trưng sát thương như số lượng mảnh văng, diện tích sát thương quy đổi, bán kính sát thương quy đổi... Các kết quả nghiên cứu thu được khá phong phú và phù hợp với những công bố về uy lực sát thương của đầu đạn, có thể sử dụng phương pháp này để tối ưu thiết kế đạn 100mm ОФ-412 nói riêng và các đầu đạn pháo nổ phá sát thương nói chung

Từ khóa: *Uy lực sát thương; mô hình tính toán; đạn 100mm YOФ-412; Ansys Autodyn 3D.*

1. Mở đầu

Nâng cao hiệu quả tác dụng cho đạn sát thương luôn là yêu cầu cấp thiết trong việc thiết kế, chế tạo các loại đạn sát thương. Nó ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu quả tác dụng của hệ thống vũ khí cũng như các chi phí cho một phát bắn và trực tiếp là sinh mạng của người chiến sĩ trong chiến trường [1].

Quá trình phá mảnh của thân vỏ đầu đạn: khi thuốc nổ nổ, thân vỏ dưới tác dụng của sản phẩm nổ bị biến dạng. Ban đầu thân vỏ bị biến dạng đàn hồi, sau đó biến dạng dẻo. Khi biến dạng vượt quá giá trị cho phép, thân vỏ bị nứt vỡ tạo thành các mảnh văng có khối lượng và vận tốc ban đầu xác định [2,3].

Để nâng cao uy lực cho đầu đạn sát thương hiện nay có thể sử dụng rất nhiều biện pháp như thay đổi hệ số nhồi, khối lượng vật liệu thân vỏ, thuốc nổ, thay đổi kết cấu đầu đạn...[2] Trên thực tế các thông số này thường có mối quan hệ mật thiết với nhau điều này gây nhiều khó khăn khi thiết kế tối ưu cho đạn dược sát thương do có quá nhiều biến phụ thuộc.

Hiện nay có nhiều phương pháp đánh giá uy lực đạn sát thương như phương pháp thực nghiêm, phương pháp lý thuyết kinh nghiệm, phương pháp mô phỏng số. Trong giai đoạn thiết kế ban đầu, việc sử dụng hai phương pháp đầu gặp nhiều khó khăn, chi phí lớn và mất nhiều thời gian [2, 4]. Vì vậy, việc sử dụng phần mềm mô phỏng số như ANSYS AUTODYN 3D để mô phỏng phân mảnh đầu đạn, đánh giá uy lực sát thương là vô cùng cần thiết góp phần giảm số lần chế thử, thử nghiệm, giảm chi phí và thời gian nghiên cứu.

Bài báo sử dụng phần mềm ANSYS AUTODYN 3D giải bài toán phân mảnh cho đầu đạn 100mm ОФ-412, cung cấp đầu vào cho tính toán giải tích các thông số uy lực sát thương của đầu đạn. Ứng với mỗi trường hợp thay đổi cơ tính của vật liệu thân vỏ, yếu tố ảnh hưởng của thuốc nổ bài báo khảo sát ảnh hưởng của một số yếu tố như vật liệu thân vỏ, thuốc nổ… tới uy lực sát thương của đạn được khảo sát.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Mô hình toán học

Giải bài toán trường phân bố mảnh đạn là giải liên tục các phương trình toán: hệ phương trình động lực học, phương trình mô hình vật liệu (vật liệu kim loại, vật liệu nổ), phương trình chạy hàm mô hình phá hủy vật liệu kim loại.

Các phương trình cơ bản của phương pháp phần tử hữu hạn gồm phương trình động lực học và hệ các phương trình bảo toàn.

Phương trình động lực học cơ bản của các phần tử có dạng: $m\ddot{x} + \dot{c}\dot{x} + kx = F(t)$ (2.1)

Trong đó: m: là ma trận khối lượng; $\dot{c}$: là đạo hàm ma trận hệ số cản nhớt;

k: là ma trận hằng số cứng; F(t) là vector lực.

Mô hình vật liệu nổ

Áp suất khối thuốc tạo ra khi nổ tuân theo quy luật bán thực nghiệm JWL (Jones-Wilkins-Lee): $p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V}$ (2.2)

Với : p: Áp suất; $V = \rho_0/\rho$: Tỷ số giữa mật độ thuốc nổ và khí thuốc;

E: Nội năng của một đơn thể tích;

A, B, R_1, R_2, ω: Các hệ số phụ thuộc vào loại thuốc nổ.

Mô hình vật liệu kim loại

Vật liệu kim loại dưới tác dụng của tải trọng sẽ qua 2 giai đoạn đàn hồi và đàn đàn dẻo. Khi chuyển sang chảy dẻo ứng suất trong vật liệu tuân theo điều kiện dẻo Von Misses:

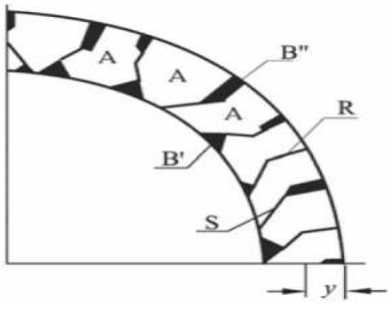
$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma^2 \quad (2.3)$$

Trong đó: σ_1, σ_2, σ_3 là các ứng suất chính; σ là ứng suất đơn.

Khi chuyển sang trạng thái dẻo chịu biến dạng lớn, tốc độ biến dạng cao và nhiệt độ cao thì ứng suất trong vật liệu theo quy luật Johnson Cook

Mô hình đứt ngãy ngẫu nhiên và điều kiện phá hủy kim loại

Khi thân đạn bị sóng nổ va đập nó sẽ bị nứt vỡ tạo mảnh. Có 2 dạng mảnh A và B (B', B'') như hình 2.1



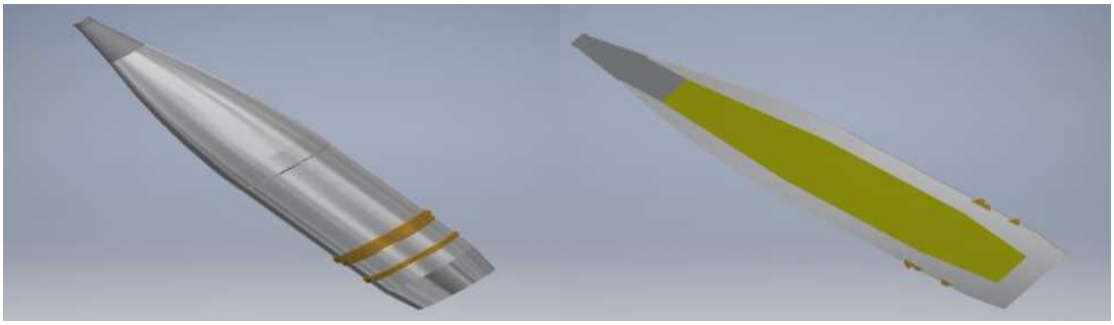
Hình 1. Các dạng mảnh tạo ra từ thân đạn

Theo các vết nứt này mảnh đạn được tạo ra theo quy luật ngẫu nhiên với xác suất phụ thuộc vào loại vật liệu thân vỏ cơ tính của nó.

2.2. Phương pháp mô phỏng

Giải bài toán phân mảnh đầu đạn của đạn sát thương bằng phương pháp số cần qua một số bước cơ bản sau:

Bước 1: Xây dựng mô hình đạn 3D, được tiến hành trong phần mềm CAD (ANSYS® DesignModeler, Inventer, Solidwork, ProEngieer, SpaceClaim Engineer…). Trong điều kiện thử nghiệm số có thể giả thuyết rằng bao quanh đạn là chân không.



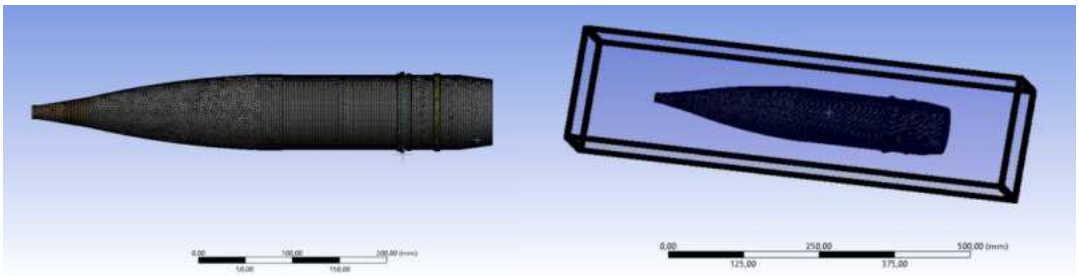
Hình 2. Mô hình hình học đạn 100mm ОФ-412 từ Inventor

Bước 2: Chọn và đưa vào các thông số của vật liệu.

Đối với vật liệu kim loại cần phải chọn và đưa vào các thông số, hệ số vật liệu. Chọn quy luật đàn hồi, đàn dẻo, quy luật hỏng (phá hủy), quy luật nứt vỡ, mài mòn, điều kiện loại bỏ phần tử hỏng (mật độ giới hạn). Đối với thuốc nổ, cần phải đưa vào đầy đủ các thông số của mô hình vật liệu nổ theo công thức JWL.

Bước 3: Chọn dạng lưới, loại phần tử và chia lưới. Các chi tiết bằng kim loại chọn lưới Lagrange, đối với thuốc nổ và không khí chọn lưới Euler.

Từ những kết quả thí nghiệm của Johnson-Cook, chọn các hằng số đưa vào mô hình vật liệu thân đạn. Đối với thân vỏ, được chọn giống thép Steel 4340. Vật liệu đai dẫn chọn mác CU OFHC và thân ngòi mác AL 7039 có sẵn trong thư viện vật liệu phần mềm AUTODYN.



Hình 3. Mô hình phần tử hữu hạn đầu đạn

Bước 4: Tiến hành giải bài toán. Chọn cách lưu trữ kết quả, bước hiển thị màn hình và tiến hành giải.

2.3. Đánh giá uy lực sát thương đầu đạn

Tác dụng sát thương là tác dụng tiêu diệt mục tiêu bằng mảnh văng được tạo ra khi thân vỏ đầu đạn bị khối thuốc nổ phá vỡ. Tác dụng sát thương của đạn thường được đánh giá bằng hiệu quả tác dụng của mảnh văng. Đặc tính sinh mảnh là đặc trưng quan trọng nhất của các loại đạn sát thương.

- Xác định số lượng mảnh văng:

Theo [2, 3], hiện nay để xác định số lượng mảnh văng khi đạn nổ có khối lượng lớn hơn 1g thường sử dụng công thức Ustrop: $N = K_{TN} \frac{\sigma_e}{\sigma_b \varepsilon} \frac{\chi^2 + 0{,}5}{\chi^2 - 1} \frac{\omega}{d}$

Trong đó: N: Số lượng mảnh lớn hơn 1g

K_{TN}: Hệ số phụ thuộc vào thuốc nổ (K_{TNT}=46, $K_{Amatôn}$=30, $K_{Amônal}$=40...)

σ_c : Giới hạn đàn hồi của vật liệu (KG/mm^2)

σ_b : Giới hạn bền của vật liệu (KG/mm^2); ε : Hệ số dãn dài tương đối của vật liệu (%)

χ : Tham số đặc trưng cho hệ số nhồ; ω : Khối lượng thuốc nổ; d: Đường kính đạn

- Phân bố mảnh văng theo khối lượng

Để xác định số lượng mảnh có khối lượng bằng và lớn hơn m, ta có thể sử dụng công thức thực nghiệm xác định số lượng mảnh có khối lượng từ m (g) trở lên [2]:

$$N_{\geq m} = k_m.N$$

Trong đó: $N_{\geq m}$ là số lượng mảnh có khối lượng m và lớn hơn; N tổng số mảnh nói chung;

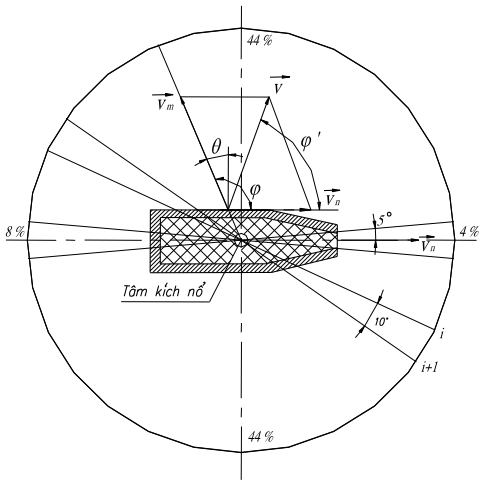
k_m hệ số phần trăm của các mảnh có khối lượng m và lớn hơn với số lượng mảnh nói chung, được thu thập và thống kê từ thực nghiệm.

Ngoài ra nếu tính toán số lượng mảnh có khối lượng lớn hơn 1g, hệ số k_m còn có thể được xác định theo biểu thức: $k_m = 0{,}75(m + 0{,}5)^{-a\ln(m+0{,}5)}$

Số lượng mảnh văng có khối lượng $\geq$1g xác định theo kết quả thống kê từ mô phỏng

- Phân bố mảnh trong không gian bay tản

Theo [2, 6], phân bố mảnh có tính đối xứng trục do đó người ta chia không gian hình cầu quanh đạn thành 19 vành cầu, phần thứ nhất có góc côn 5^o tính từ mũi đạn, các phần tiếp theo có góc côn 10^o và phần cuối cùng có góc côn 5^o.



Hình 4. Không gian bay tản của mảnh văng đầu đạn

Các dữ liệu về vị trí (tọa độ) mảnh đạn trước khi hình thành và sau khi hình thành cho ta phương chuyển động của mảnh. Góc giữa phương chuyển động của mảnh và trục đạn là góc bay tản của mảnh. Như vậy, ta có thể thống kê được góc bay tản của từng mảnh hay đếm được số mảnh bay vào các đới cầu không gian bay tản và từ đó có thể tính được hệ số phân bố mảnh đạn theo không gian bay tản.

Từ góc bay tản của các mảnh, tính hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản

- Xác định vận tốc bay tản của mảnh văng:

Có một số công thức kinh nghiệm tính vận tốc bay tản trung bình của mảnh văng. Với giả thuyết nổ ống trụ dài vô tận, hao tán năng lượng nhỏ thì vận tốc bay tản ban đầu của mảnh văng được xác định theo công thức [2, 3]:

$$v_{bt} = \frac{D}{2}\sqrt{\frac{0,9\alpha}{2-\alpha}}$$

Trong đó: v_{bt}: Vận tốc bay tản của mảnh, m/s;

D: Tốc độ nổ của thuốc nổ, m/s;

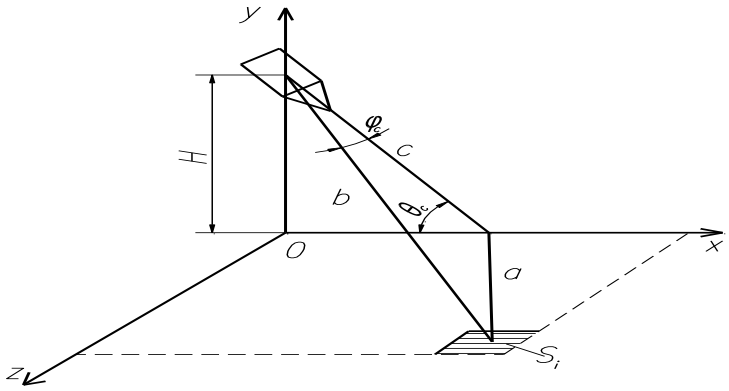
α: Hệ số nhồi.

Với từng kết cấu thân vỏ đầu đạn khác nhau người ta chọn các công thức tính vận tốc bay tản hợp lý

Từ kết quả mô phỏng thông số trường mảnh thống kê được vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh

- Xác định diện tích sát thương quy đổi

Diện tích sát thương quy đổi là diện tích quy đổi mà nếu như đạn rơi vào diện tích này thì xác xuất tiêu diệt mục tiêu là 1. Xét trạng thái đầu đạn khi nổ được đặc trưng bởi độ cao H=0,15 m, góc chạm trục đạn và đường thẳng nối giữa đạn và mục tiêu.



Hình 5.Trạng thái tính diện tích sát thương quy đổi của đầu đạn

- Chia mặt phẳng chứa mục tiêu có dạng lưới ô vuông, chọn gốc tọa độ là tâm của lưới ô vuông, kích thước mỗi ô vuông là h [m], vị trí mỗi phân tố mục tiêu
(1 ô vuông) được xác định thông qua tọa độ.

- Với mỗi phân tố mục tiêu (1 ô vuông trên lưới ô vuông), xác định:

+ Xác định góc giữa trục đối xứng của đầu đạn (véc tơ vận tốc) và hướng bay tản của mảnh văng vào từng phân tố: $\varphi_c = \arccos\left(\frac{b^2 + c^2 - a^2}{2bc}\right)$

+ Xác định góc bay tản của mảnh văng trong điều kiện nổ tĩnh đối từng phân tố mục tiêu:

$$\varphi = \varphi_c + \arcsin\left(\frac{V_c}{V_{bt}}\sin\varphi_c\right)$$

+ Xác định vận tốc ban đầu của mảnh vào từng phân tố mục tiêu:

$$V_0 = \sqrt{V_c^2 + V_{bt}^2 + 2.V_c.V_{bt}.\cos\varphi}$$

+ Xác định khối lượng hiệu quả của mảnh văng từ đó xác định mật độ mảnh văng hiệu quả vào phân tố thứ i, $\Delta_{hq.i}$.

+ Xác định xác xuất tiêu diệt mục tiêu ở phân tố thứ i: $P_{td.i} = 1 - e^{-S_M.\Delta_{hq.i}}$

S_M là diện tích của mục tiêu sinh lực, S_i là diện tích của phân tố thứ i.

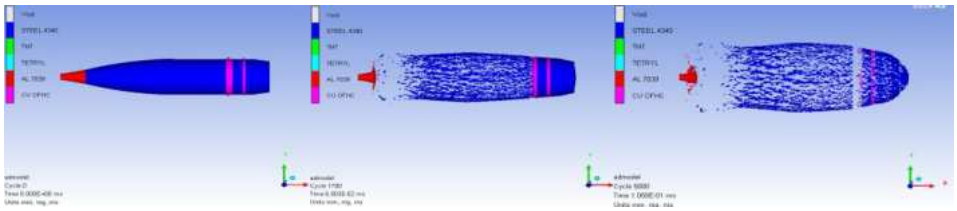
- Xác định diện tích sát thương quy đổi: $$S_{qd} = \sum_{i=1}^{n} P_{td.i}.S_i$$

Theo các thứ tự trên, tiến hành lập trình trên phần mềm Matlab. Kết quả tính diện tích sát thương quy đổi:

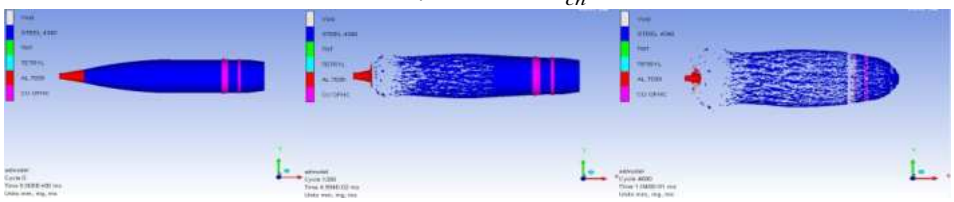
3. Kết quả mô phỏng và tính toán

3.1. Kết quả khi thay đổi cơ tính vật liệu thân vỏ

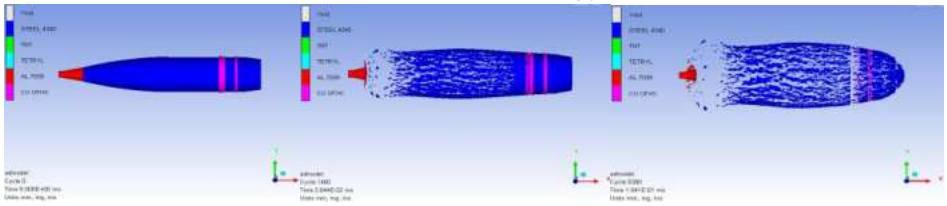
Giới hạn chảy vật liệu $\sigma_{ch} = 670$



Giới hạn chảy vật liệu $\sigma_{ch} = 790$



Giới hạn chảy vật liệu $\sigma_{ch} = 920$



Hình 6. Quá trình phân mảnh đầu đạn 100mm ОФ-412

- Phân bố mảnh văng theo khối lượng

Từ kết quả mô phỏng ta tính được hệ số phần trăm của mảnh đầu đạn như sau:

Bảng 1. Hệ số phân bố mảnh theo khối lượng

TT	m, gam	k_m, % $\sigma_{ch} = 670$	k_m, % $\sigma_{ch} = 790$	k_m, % $\sigma_{ch} = 920$
1	1	100	100	100
2	2	77,1	77,7	75,6
3	3	50,1	53,1	59,1
4	4	35,0	39,3	38,6
5	5	22,6	29,7	36,2
6	10	5,8	11,4	14,1
7	15	2,9	6,2	8,2
8	20	1,5	2,4	1,6
9	31	0,4	1,1	0,8
10	59	0,3	0,3	0,3

- Phân bố mảnh trong không gian bay tản

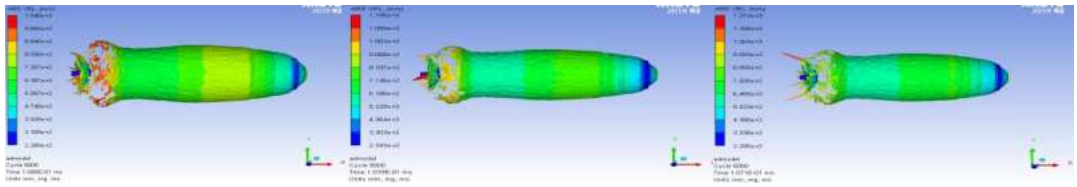
Từ góc bay tản của các mảnh, tính hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản:

Bảng 2. Hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản

TT	φ, độ	Phân bố theo mô phỏng		
		k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 670$	k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 790$	k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 920$
1	0÷5	0	0	0
2	5÷15	0	0	0
3	15÷25	0	0	0
4	25÷35	0	0	0
5	35÷45	0	0	0
6	45÷55	0	0	0
7	55÷65	0	0	0
8	65÷75	0	0	0
9	75÷85	0	0,15	0,18
10	85÷95	76,35	75,57	78,95
11	95÷105	12,26	13,51	11,58
12	105÷115	5,69	6,53	4,74
13	115÷125	2,19	1,21	1,93
14	125÷135	1,46	1,21	0,88
15	135÷145	0,73	0,91	0,70
16	145÷155	0,44	0,46	0,53
17	155÷165	0,73	0,46	0,53
18	165÷175	0	0	0
19	175÷180	0	0	0

- Xác định vận tốc bay tản trung bình của mảnh văng:

Từ kết quả mô phỏng thông số trường mảnh thống kê được vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh lần lượt theo thứ tự là*:* $v_{bt1} \approx 635$ m/s; $v_{bt2} \approx 640$ m/s; $v_{bt3} \approx 637$ m/s;



Hình 7. vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh

- Kết quả tính diện tích sát thương quy đổi và bán kính sát thương quy đổi

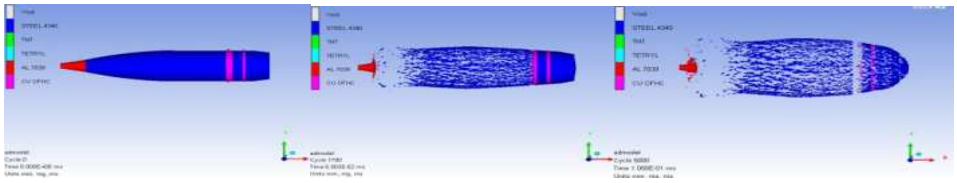
Diện tích sát thương trong điều kiện nổ tĩnh cách mặt đất 1,5 m, đối với mục tiêu sinh lực lộ đứng S_M =0,5 m^2; $E_{st} = 10^6$ j/m^2

TT	Trường hợp 1 $\sigma_{ch} = 670$	Trường hợp 2 $\sigma_{ch} = 790$	Trường hợp 3 $\sigma_{ch} = 920$
Diện tích ST quy đổi S_{qd} (m^2)	194,5	194,7	201,4
Bán kính ST quy	7,86	7,87	8,01

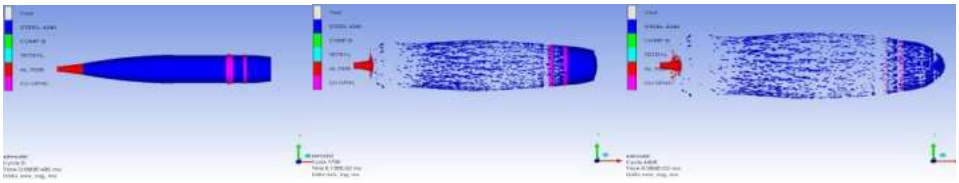
TT	Trường hợp 1 $\sigma_{ch} = 670$	Trường hợp 2 $\sigma_{ch} = 790$	Trường hợp 3 $\sigma_{ch} = 920$
đổi R_{qd} (m)			

3.2. Kết quả khi thay đổi vật liệu thuốc nổ

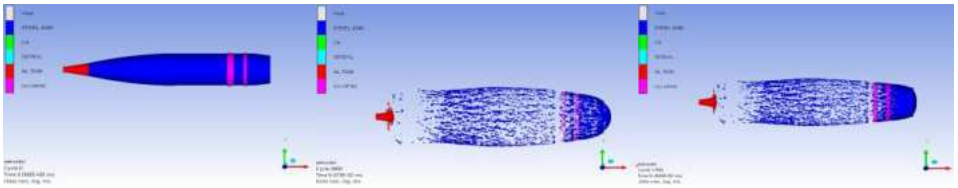
Thuốc nổ TNT



Thuốc nổ ComB



Thuốc nổ C4



Hình 8. Quá trình phân mảnh đầu đạn 100mm ОФ-412

- Phân bố mảnh văng theo khối lượng

Từ kết quả mô phỏng ta tính được hệ số phần trăm của mảnh đầu đạn như sau:

Bảng 4. Hệ số phân bố mảnh theo khối lượng

TT	m, gam	k_m, % $\sigma_{ch} = 670$	k_m, % $\sigma_{ch} = 670$	k_m, % $\sigma_{ch} = 670$
		TNT	ComB	C4
1	1	100	100	100
2	2	77.1	35,8	36,3
3	3	50,1	19,1	18,6
4	4	35,0	11,8	11,7
5	5	22,6	8,4	6,7
6	6	-	5,4	-
7	8	-	2,7	2,4
8	10	5,8	-	-
9	12	-	0,6	0,7
10	14	-	0,4	-
11	15	2,9	-	-
12	20	1,5	-	0,5
13	29	-	-	0,4

14	31	0,4	-	-
15	57	-	0,2	-
16	58	-	-	0,3
17	59	0,3	-	-

- Phân bố mảnh trong không gian bay tản

Từ góc bay tản của các mảnh, tính hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản:

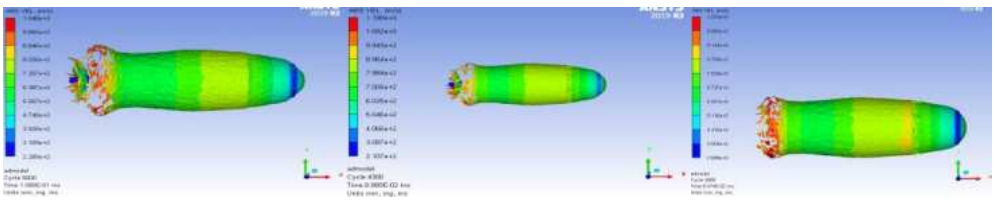
Bảng 5. Hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản

TT	φ, độ	Phân bố theo mô phỏng		
		k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 670$	k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 670$	k_{φ}, % $\sigma_{ch} = 670$
		TNT	**ComB**	**C4**
1	0÷5	0	0	0
2	5÷15	0	0	0
3	15÷25	0	0	0
4	25÷35	0	0	0
5	35÷45	0	0	0
6	45÷55	0	0	0
7	55÷65	0	0	0
8	65÷75	0	0	0
9	75÷85	0	0,22	0
10	85÷95	76,35	76,78	85,41
11	95÷105	12,26	12,22	7,29
12	105÷115	5,69	5,78	4,23
13	115÷125	2,19	2,11	1,48
14	125÷135	1,46	0,78	0,74
15	135÷145	0,73	1,00	0,21
16	145÷155	0,44	0,33	0,32
17	155÷165	0,73	0,33	0,21
18	165÷175	0	0,44	0,11
19	175÷180	0	0	0

- Xác định vận tốc bay tản trung bình của mảnh văng:

Từ kết quả mô phỏng thông số trường mảnh thống kê được vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh lần lượt theo thứ tự là*:*

Đối với thuốc nổ TNT, ComB, C4: $v_{bt1} \approx 635$ m/s; $v_{bt2} \approx 738$ m/s; $v_{bt3} \approx 720$ m/s;



Hình 9. vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh

- Kết quả tính diện tích sát thương quy đổi và bán kính sát thương quy đổi

Diện tích sát thương trong điều kiện nổ tĩnh cách mặt đất 1,5 m, đối với mục tiêu sinh lực lộ đứng S_M =0,5 m^2; E_{st} = 10^6 j/m^2

Bảng 6. Kết quả tính diện tích sát thương quy đổi và bán kính sát thương quy đổi

TT	**Trường hợp 1** $\sigma_{ch} = 670$	**Trường hợp 2** $\sigma_{ch} = 670$	**Trường hợp 3** $\sigma_{ch} = 670$
	TNT	**ComB**	**C4**
Diện tích ST quy đổi S_{qd} (m^2)	194,5	141,2	153,0
Bán kính ST quy đổi R_{qd} (m)	7,86	6,70	6,9

4. Kết luận

Bài báo xây dựng quy trình phân mảnh của đầu đạn và tính toán, khảo sát, đánh giá uy lực sát thương của đầu đạn 100mm yoФ-412 bằng phương pháp mô phỏng số. Mô phỏng số 3D được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn trong ba trường hợp khi ta thay đổi cơ tính của vật liệu thân vỏ đầu đạn.

Từ kết quả mô phỏng có thể xác định được các thông số cần thiết như: tổng số lượng mảnh văng, số lượng mảnh văng có khối lượng $\geq$1g, từ góc bay tản của các mảnh tính hệ số phân bố mảnh theo không gian bay tản, vận tốc bay tản trung bình mảnh của mảnh.

Từ kết quả trên ta thấy diện tích sát thương quy đổi và bán kính sát thương quy đổi được tính toán cho cả ba trường hợp khi thay đổi cơ tính của vật liệu thân vỏ đầu đạn và vật liệu thuốc nổ đều có quy luật tăng dần. Tại trường hợp khi thay đổi vật liêu thuốc nổ nếu thuốc nổ càng mạnh thì diện tích sát thương quy đổi và bán kính sát thương quy đổi càng giảm. Như vậy mô hình tính toán, khảo sát, đánh giá uy lực sát thương của đầu đạn 100mm yoФ-412 tương đối sát với thực nghiệm và có độ tin cậy cao. Các kết quả nghiên cứu thu được khá phong phú và phù hợp với những công bố về uy lực sát thương của đầu đạn, có thể sử dụng phương pháp này để tối ưu thiết kế đạn 100mm OФ-412 nói riêng và các đầu đạn pháo nổ phá sát thương nói chung.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2013), *Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo,* Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.

2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007), *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự.

3. Trần Văn Doanh (2023), *Đánh giá hiệu quả tác dụng của đạn trong giai đoạn thiết kế*, Học viện Kỹ thuật quân sự.

4. Bùi Xuân Sơn, (2023) *Mô phỏng các tác dụng đạn*, Học viện KTQS

5. ANSYS AUTODYN User's Manual (2013), Release 15.0.

6. Trần Đình Thành, Nguyễn Văn Thủy (2020), *Vật lý nổ*, Học viện Kỹ thuật quân sự.

7. Trần Văn Định (2005), *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật quân sự.

8. Nghiêm Hùng (1997), *Sách tra cứu thép, gang thông dụng*, Đại học Bách khoa Hà Nội.

Building a process for framing of a warfare and calculate, survey and evaluate the damage power of a 100mm warfare ОФ-412

Abstract: *the article develops an explosion simulation process, calculates and surveys to evaluate the lethality of the 100mm YOФ-412 warhead. Numerical simulations were conducted on ANSYS AUTODYN 3D software, providing input for analytical calculations of the warhead's lethality parameters. The influence of a number of factors such as shell material, explosives,... on the lethal power of bullets was surveyed. The results determined damage characteristics such as the number of flying fragments, converted damage area, converted damage radius,... The reseach results obtained are quite rich and consistent with publications on lethal power of the warhead, this method can be used to optimize the design of 100mm ОФ-412 bullets in particular and explosive and lethal artillery warheads in general.*

Keywords: killing power, calculation model; 100mm ОФ-412 bullets, Ansys Autodyn 3D.

Khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi sau đến uy lực xuyên của đạn có lõi liên hợp

Võ Duy Thông[1], Đỗ Văn Minh[1], Trần Văn Doanh[1], Bùi Minh Tuân[1], Hoàng Hải Sơn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Tathidung9a@gmail.com; Tel: 0984535918

Tóm tắt

Nhóm tác giả tiến hành nghiên cứu, lựa chọn và đánh giá mô hình kết cấu đầu đạn có lõi xuyên liên hợp M855A1. Sử dụng phần mềm mô phỏng số 3D để nghiên cứu quá trình tương tác giữa đầu đạn vào mục tiêu bản thép, đồng thời khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi đến uy lực của đạn. Bài báo khảo sát với các mẫu vật liệu lõi sau là Chì, Đồng 1, Đồng 2. Kết quả bài báo cho thấy quy luật ảnh hưởng của vật liệu lõi sau đến quá trình truyền năng lượng cho mũi xuyên của đầu đạn có lõi liên hợp. Đây cũng là cơ sở để nghiên cứu, tính toán, thiết kế các giải pháp để nâng cao uy lực xuyên của đầu đạn trong trang bị hiện nay.

Từ khóa: *lõi xuyên liên hợp; uy lực xuyên thép.*

1. Đặt vấn đề

Ngày nay, cùng với sự phát triển của khoa học kỹ thuật, hệ thống vũ khí nói chung và hệ súng đạn nói riêng không ngừng được cải tiến với nhiều tính năng vượt trội. Ở nước ta việc nghiên cứu chế tạo mới đạn dược còn hạn chế, chủ yếu là nghiên cứu cải tiến những mẫu đạn đã có để nâng cao tính năng chiến kỹ thuật cho đạn. Song song với việc phát triển các loại áo giáp hiện đại cho bộ binh thì việc cải tiến nâng cao khả năng xuyên cho đạn súng được quân đội ta rất chú trọng.

Sử dụng kết cấu có lõi liên hợp là một trong số những giải pháp để nâng cao uy lực xuyên của đạn súng [1]. Tuy nhiên, trong nước chưa có nhiều nghiên cứu và công bố về đạn sử dụng lõi xuyên liên hợp. Trong phạm vi của bài báo, tác giả nghiên, phân tích quá trình tương tác, đánh giá uy lực xuyên của đầu đạn có lõi xuyên liên hợp và tiến hành khảo sát, đánh giá ảnh hưởng của cơ tính vật liệu lõi đến uy lực xuyên của đầu đạn bằng phương pháp mô phỏng số.

Kết quả nghiên cứu của bài báo cho thấy được quá trình truyền năng lượng từ lõi sau vào mũi đạn khi đầu đạn va chạm vào bản thép và ảnh hưởng của cơ tính vật liệu lõi đến khả năng xuyên của đầu đạn. Đây là cơ sở cho người nghiên cứu phân tích, thiết kế, đánh giá, tính toán và chế tạo các mẫu đạn để nâng cao uy lực.

2. Đối tượng và phương pháp nghiên cứu

2.1 Đặc điểm kết cấu một số đầu đạn có lõi xuyên liên hợp

Trên thế giới hiện có một số phiên bản đầu đạn có lõi xuyên liên hợp với cỡ 5,56mm, có thể kể đến 2 mẫu đầu đạn tiêu biểu là M855 và M855A1.



Hình 1. Một số phiên bản sử dụng kết cấu lõi xuyên liên hợp

Kết cấu của đầu đạn gồm có 2 thành phần phần chính: vỏ đầu đạn và lõi xuyên liên hợp, trong đó lõi xuyên thường được kết hợp từ 2 vật liệu khác nhau với phần mũi là thép được tôi cứng. Hình trên là sự so sánh giữa M855, M856 Tracer, M855A1 đời đầu (Bitmetal) và M855A1 đời sau với sự khác nhau giữa các thành phần vật liệu của lõi.



Hình 2. Mô hình đầu đạn M855 (trái) và M855A1 (phải)

Đầu đạn M855(M855 - Mỹ, SS109 - NATO) là đầu đạn 3 cấu tử có vỏ bọc, bao gồm vỏ và lõi. Vỏ đầu đạn làm bằng vật liệu thép ghép đồng bao quanh phần lõi bên trong gồm: lõi thép ở phía mũi đầu đạn và lõi chì ở phía đáy đầu đạn. Kết cấu như vậy giúp M855 có khả năng xuyên giáp nhẹ nhờ phần lõi thép phía trước. Phần lõi chì phía sau vừa đảm bảo đạn cắt vào rãnh nòng êm, vừa truyền động năng cho phần mũi thép, nâng cao khả năng xuyên cho đầu đạn.

Đạn M855A1 có cấu tạo gồm phần vỏ đồng bọc bên ngoài chứa một lõi thép tôi và hoàn toàn không chứa chì. Điểm khác biệt giữa M855A1 và M855 là thay phần lõi chì phía dưới đầu đạn bằng đồng, đồng thời thay đổi thuốc phóng để tăng sơ tốc đầu đạn. Để không thay đổi khối lượng đầu đạn, đầu đạn M855A1 được thiết kế có chiều dài lớn hơn M855 (do khối lượng riêng của đồng nhỏ hơn chì nên phần lõi đồng được kéo dài hơn). Thuốc phóng WC-844 trên M855 được thay thế bằng thuốc phóng SMP-842 có năng lượng lớn hơn, do vậy M855A1 có vận tốc đầu nòng lớn hơn và khả năng xuyên tốt hơn so với M855 [1].

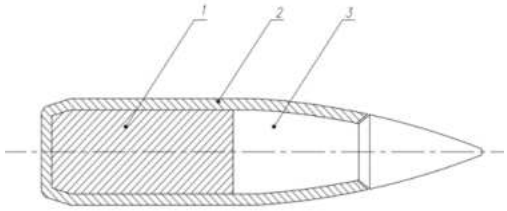
So với loại đạn cũ M855 thì M855A1 có những ưu điểm sau:

- Tầm bắn hiệu quả cao hơn
- Độ chính xác cao hơn
- Độ xuyên thép lớn hơn (xuyên được tấm thép RHA dày 9,5 mm từ khoảng cách 350 m)
- Tia lửa đầu nòng nhỏ hơn (Do trong thành phần thuốc phóng của M855A1 có bổ sung thêm phụ gia để giảm tia lửa phát ra khi bắn).

Trong phạm vi bài báo sẽ nghiên cứu, tính toán và đánh giá uy lực xuyên của đầu đạn xuyên vỏ bọc một nửa và lõi liên hợp M855A1.

2.2. Mô hình hình học

Bài báo tiến hành khảo sát đánh giá uy lực xuyên của đầu đạn có lõi xuyên liên hợp kiểu M855A1, kết cấu của đầu đạn bao gồm:



Hình 3. Sơ đồ kết cấu đầu đạn xuyên vỏ bọc một nửa, lõi liên hợp

1- Lõi đồng; 2- Vỏ đầu đạn; 3- Lõi thép tôi

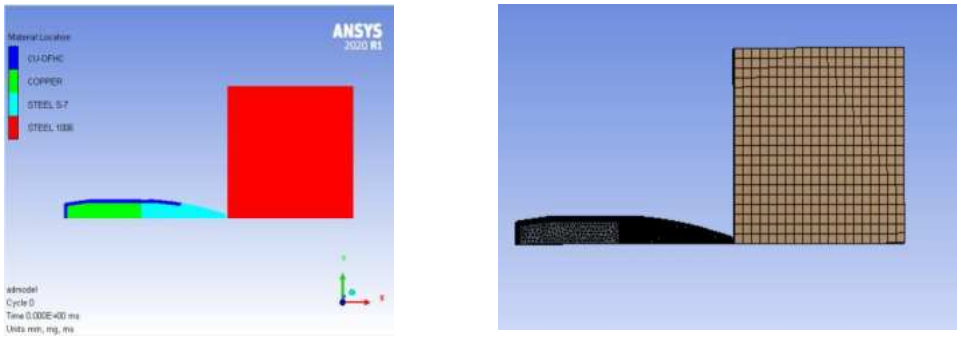
Bảng 1. Thông số đầu đạn M855A1 [1]

TT	Thông số	Giá trị
1	Cỡ đạn (mm)	5,56
2	Chiều dài đầu đạn (mm)	25,7
3	Chiều dài mũi đạn (mm)	11,67
4	Chiều dài phần trụ (mm)	10
5	Chiều dai phần lõi thép nhô ra ngoài (mm)	7
6	Khối lượng đầu đạn (g)	4
7	Khối lượng phần lõi thép	1,23
8	Vận tốc đầu nòng (m/s)	960

2.3. Phương pháp nghiên cứu

Thực hiện mô phỏng số quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép trên phần mềm *Ansys Autodyn* với hai modul *Explicit Dynamics* và *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. Vận tốc va chạm của đầu đạn được tính toán bằng bài toán thuật phóng ngoài. 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. Trình tự các bước tiến hành mô phỏng và thu thập xử lý số liệu theo tài liệu [3]. Điều kiện biên là các mặt biên xung quanh bản thép được giữ cố định Tác giả tiến hành khảo sát các vật liệu lõi sau khác nhau: Chì, Đồng 1 và Đồng 2, với điều kiện tổng khối lượng đầu đạn không đổi (m_{dd}= 0,4g) và khối lượng, vật liệu mũi xuyên không đổi. Do đó chiều dài đầu đạn sẽ có sự thay đổi.

Mô hình mô phỏng được trình bày trong Hình 4 :



Hình 4. Mô hình mô phỏng trong phần mềm Ansys

2.4 Các thông số đầu vào

Từ kết cấu bản vẽ sản phẩm đầu đạn M855A1, kết cấu đầu đạn gồm 3 cấu tử: mũi xuyên được làm từ thép tôi Y12A ГОСТ 1435-99, phần lõi sau được làm từ Đồng, lõi xuyên được bọc trong vỏ làm từ Tompac (hợp kim 90% Cu và 10% Zn). Mục tiêu là bản thép CT3 ГОСТ 380-94 đồng nhất dày 20 mm, kích thước 200×200×20 mm. Các thông số của lõi xuyên được tham khảo theo tài liệu [4], [5]; các thông số của các vật liệu lõi đồng, lõi chì, thân vỏ và mục tiêu được trích xuất từ cơ sở dữ liệu của phần mềm *Ansys R2021 [2]*. Thông số vật liệu sử dụng trong bài báo được thống kê trong Bảng 2.

Bảng 2. Thông số vật liệu của mô hình khảo sát

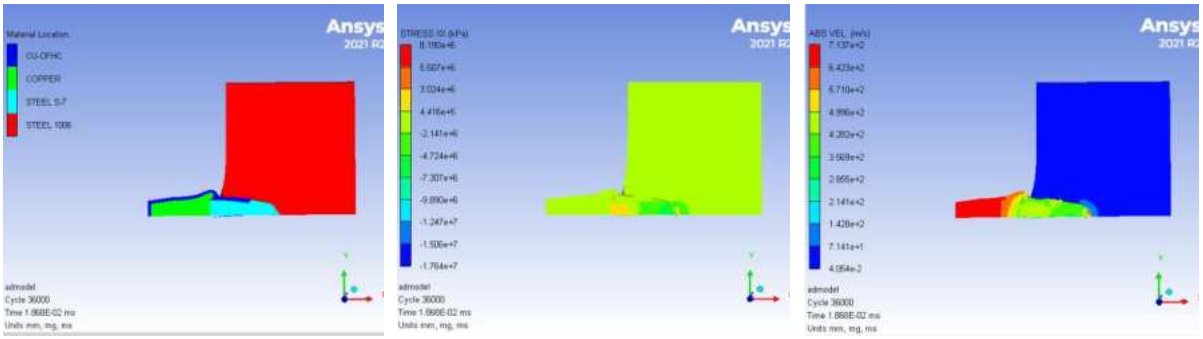
Thông số	**Đơn vị**	**Mũi xuyên (Thép tôi)**	**Lõi sau**			**Áo đồng (CU-OFHC)**	**Bản thép (Steel-1006)**
			Copper	**Copper2**	**Lead**		
Phương trình trạng thái: Shock							
Khối lượng riêng, ρ	kg/m^3	7850	8960	8930	11340	8960	7896
Hệ số Gruneisen, Γ		1,93	2	1.99	2.74	2,02	2,17
Tham số C1	m/s	4569	3958	3940	2006	3940	4569
Tham số S1		1,49	1.497	1.489	1.429	1,489	1,49
Nhiệt dung riêng	J/kgK	477			124	383	452
Mô hình bền Jonh Cook							
Mô đun cắt	GPa	80					81,8
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa	1900					350
Hệ số hóa cứng, B	Mpa	1100					275
Số mũ hóa cứng, n		0,065					0,36
Hệ số tốc độ biến dạng, C		0,05					0,022
Số mũ mềm nhiệt, m		1,0					1,0
Mô hình bền Steinberg Guinan							
Mô đun cắt	MPa		46400		8600	47700	
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa				8	120	
Ứng suất chảy lớn nhất	MPa				100	640	
Hệ số hóa cứng B	Mpa				110	36	
Số mũ hóa cứng, n					0,52	0,45	
Nhiệt độ nóng chảy, T_{nc}	ºC	1527			486,85	1516,9	1537,9

Thông số	Đơn vị	Mũi xuyên (Thép tôi)	Lõi sau			Áo đồng (CU-OFHC)	Bản thép (Steel-1006)
			Copper	Copper2	Lead		
Phá hủy biến dạng chính							
Biến dạng chính lớn nhất					0.4	0,3	0,2
Xói mòn							
Biến dạng hình học		0,2			0.2	0,2	0,2

3. Kết quả lhảo sát ảnh hưởng của một số tham số kết cấu đến khả năng xuyên bằng phần mềm mô phỏng số Ansys Autodyn

3.1.Kết quả khảo sát chiều sâu xuyên thép

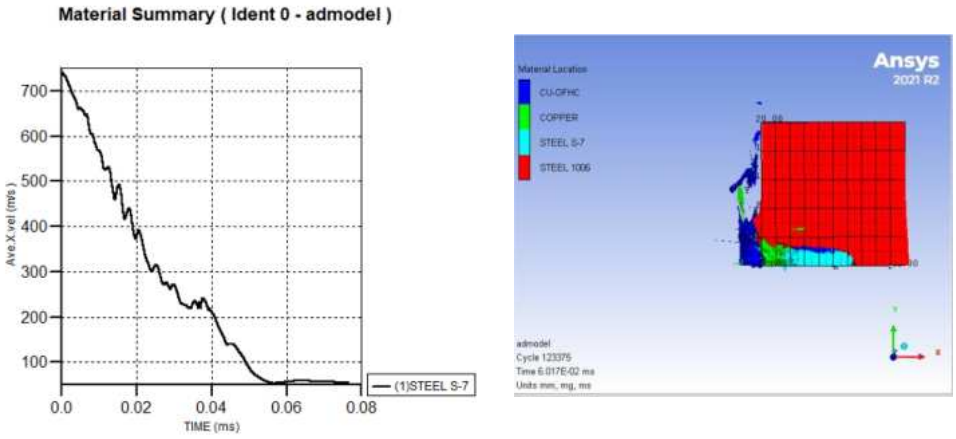
Quá trình mô phỏng, chọn kích thước lưới mục tiêu là 1 mm, đầu đạn 0,3 mm. Vận tốc chạm ở khoảng cách 200 m là 740 m/s, lấy theo kết quả giải bài toán thuật phóng ngoài. Kết quả mô phỏng quá trình tương tác giữa đạn và mục tiêu được thể hiện ở Hình 5:



a) Biểu đồ phân bố vật chất *b) Biểu đồ phân bố áp suất* *c) Biểu đồ phân bố tốc độ*

Hình 5. Quá trình tương tác giữa đầu đạn có lõi liên hợp vào mục tiêu

Từ kết quả mô phỏng thấy được quá trình tương tác giữa lõi xuyên liên hợp với mục tiêu. Do sự khác nhau giữa cơ tính vật liệu mà lõi đồng sẽ bị nén ép lại, chuyển động với vận tốc lớn hơn, mật độ tăng làm tổng năng lượng tăng lên. Do đó một phần năng lượng sẽ được truyền cho phần mũi thép, nâng cao khả năng xuyên qua mục tiêu, đặc biệt trong giai đoạn đầu trước khi bị phá hủy. Trong giai đoạn tiếp theo, mũi đạn đâm vào trong lòng mục tiêu, phần lõi đồng bị phá hủy, năng lượng mất mát làm giảm tổng năng lượng của lõi xuyên trong giai đoạn này.



Hình 6. Kết quả mô phỏng chiều sâu xuyên

Từ đồ thị vận tốc của mũi xuyên ta có thể thấy được vận tốc của mũi xuyên không giảm liên tục mà trong quá trình mũi đạn xuyên vào mục tiêu, vận tốc mũi đạn cứ tăng lên nhẹ rồi lại giảm. Điều này giải thích bởi quá trình truyền năng lượng từ lõi sau cho mũi xuyên cho đến khi lõi sau bị phá hủy quá trình truyền năng lượng này kết thúc (đồ thị vận tốc ở giai đoạn cuối giảm liên tục).

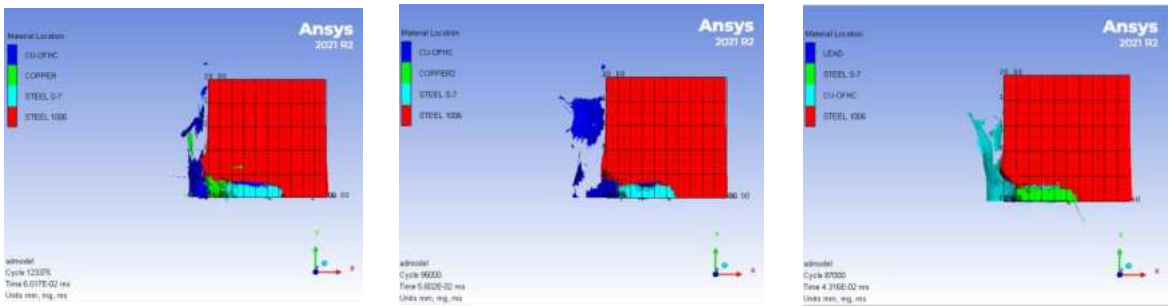
Kết quả mô phỏng chiều sâu xuyên của đầu đạn (Hình 6) xác định thông qua phần mềm mô phỏng số cho được chiều sâu xuyên qua bản thép steel 1006 (tương đương với thép CT3) là 13 mm.

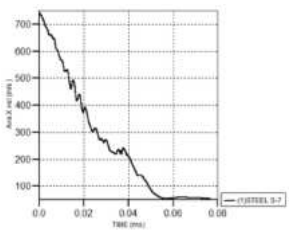
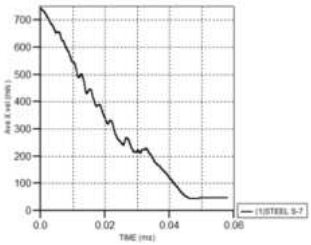
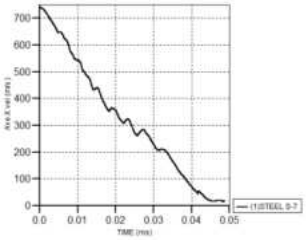
3.2 Kết quả khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi sau đến uy lực xuyên của đầu đạn.

Tác giả tiến hành khảo sát ở các vật liệu lõi 3 khác nhau: Chì, Đồng 1 và Đồng 2. Các thông số vật liệu được trình bày trong bảng 2. Các khảo sát được tiến hành trong điều kiện tổng khối lượng đầu đạn không đổi (m_{dd}= 0,4g).

Để thấy được sự ảnh hưởng của vật liệu đến quá trình truyền năng lượng từ lõi sau cho mũi xuyên, tiến hành khảo sát các mô hình ở hai dải vận tốc khác nhau là 500 m/s và 740 m/s khi mà mũi xuyên bị chưa bị phá hủy và đã bị phá hủy.

Kết quả khảo sát ảnh hưởng vật liệu lõi sau ở vận tốc V= 740 m/s (mũi xuyên bắt đầu bị phá hủy) được trình bày trong Hình 7:



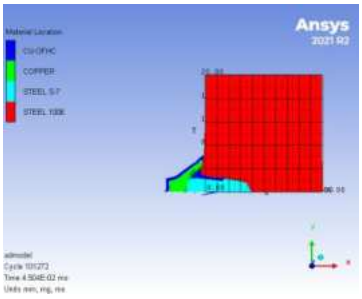
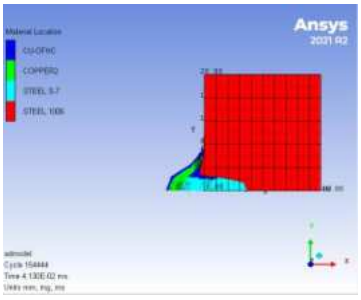
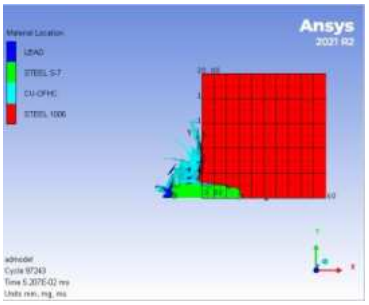
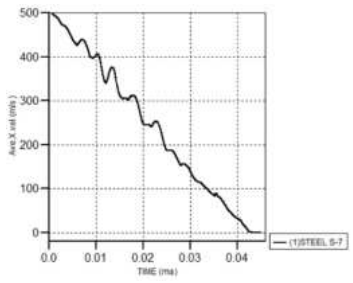
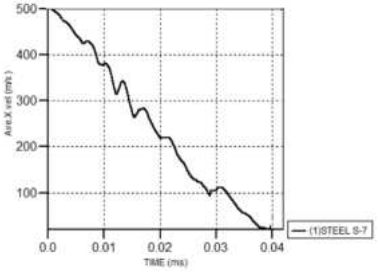
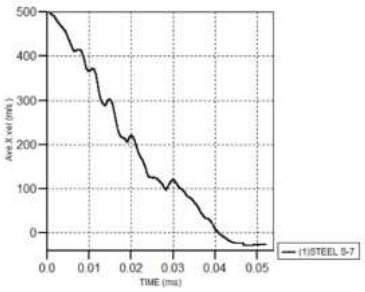




b=13 mm *b= 12 mm* *b=11,8 mm*

a) Lõi Đồng 1 *b) Lõi Đồng 2* *c) Lõi Chì*

Hình 7. Kết quả khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi đến chiều sâu xuyên ở V=740 m/s

Để thấy được ảnh hưởng của vật liệu lõi sau đến quá trình truyền năng lượng, tác giả tiến hành khảo sát ở dải vận tốc thấp hơn V_c= 500 m/s (mũi xuyên chưa bị phá hủy). Kết quả khảo sát được trình bày trong Hình 8:

b=7,8 mm *b= 7,2 mm* *b=6,5 mm*

a) Lõi Đồng 1 *b) Lõi Đồng 2* *c) Lõi Chì*

Hình 8. Kết quả khảo sát ảnh hưởng của vật liệu lõi đến chiều sâu xuyên ở V=500 m/s

Kết quả khảo sát cho thấy, độ bền, độ dẻo của vật liệu lõi sau càng cao thì khả năng xuyên của đầu đạn càng lớn. Sự suy giảm vận tốc mũi xuyên ở các trường hợp vật liệu lõi sau là Đồng 1, Đồng 2, Chì tăng dần, chứng tỏ khả năng truyền năng lượng từ lõi sau vào mục tiêu giảm dần. Vật liệu bằng Đồng có độ bền, độ dẻo cao hơn Chì làm tăng uy lực xuyên của đầu đạn. Ở các mác Đồng khác nhau cũng ảnh hưởng đến uy lực của đạn.

Ở dải vận tốc càng cao thì ảnh hưởng của vật liệu lõi sau càng lớn, được thể hiện thông qua tốc độ suy giảm vận tốc mũi xuyên. Khi V_c= 740 m/s, tốc độ suy giảm vận tốc chênh lệch đáng đáng kể với các trường hợp lõi sau khác nhau, tuy nhiên ở dải vận tốc thấp hơn (V_c= 500 m/s), sự chênh lệch về tốc độ suy giảm này không nhiều. Điều này được giải thích bởi ở dải vận tốc cao, quá trình nén ép lõi sau diễn ra mạnh, năng lượng được truyền vào mũi xuyên càng lớn, hiệu quả xuyên càng tăng.

4. Kết luận

Nội dung của bài báo đã tiến hành phân tích kết cấu, đánh giá uy lực xuyên của đầu đạn có lõi xuyên liên hợp bằng phương pháp mô phỏng số. Tính toán được chiều sâu xuyên của đầu đạn M855A1 vào bản thép CT3 ở khoảng cách 200 m là 13 mm. Khảo sát ảnh hưởng của một số tham số vật liệu lõi sau đến uy lực của đạn. Kết quả khảo sát cho thấy, vật liệu lõi sau có độ bền, độ dẻo càng cao thì khả năng truyền năng lượng cho mũi xuyên càng lớn, đặc biệt khi vận tốc va chạm càng lớn. Đây 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.

Trong phạm vi bài báo, tác giả chỉ mới khảo sát tham số vật liệu lõi sau ở hai vận tốc va chạm. Hướng nghiên cứu tiếp theo, nhóm tác giả tiến hành khảo sát ảnh hưởng của nhiều tham số và mô hình khác để có sự đánh giá đa dạng hơn. Đồng thời khảo sát ở nhiều dải vận tốc khác nhau để đánh giá và đưa ra quy luật ảnh hưởng đầy đủ hơn của vật liệu lõi sau đến uy lực xuyên của đạn có lõi liên hợp.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Doanh, Nguyễn Đức Tiến, Nguyễn Quang Dũng. *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, 2013.

2. Nguyễn Quang Dũng, *Mô phỏng quá trình tương tác của đầu đạn cỡ 7,62mm với bản thép có độ dày khác nhau*, Tạp chí Khoa học công nghệ xây dựng, tập 11 số 4, 07/2017.

3. Bùi Xuân Sơn, *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, 2022.

4. Namık Kılıç, Bülent Ekici, Selim Hartomacıoğlu, *Determination of penetration depth at high velocity impact using finite element method and artificial neural network tools*, Defence Technology 11(2), DOI:10.1016/j.dt.2014.12.001, 2015.

5. A. Catovic, *Comparison of Penetration Capability of Several Contemporary 5.56 × 45 mm Projectiles into Hard Targets,* Comparison of Penetration Capability of Several Contemporary 5.56 × 45 mm Projectiles into Hard Targets.

Investigation of the influence of core material on the penetration power of composite core bullets

Abstract: *The authors conducted research, selected and evaluated the structural model of the M855A1 conjugate core ammunition. Using 3D numerical simulation software to study the interaction process between the ammunition and the steel plate target, and at the same time, examine the influence of the core material on the ammunition's power. The article surveyed the following core material samples: Lead, Copper 1, Copper 2. The results of the article show the influence of the core material on the energy transfer process to the penetration tip of the conjugate core ammunition. This is also the basis for research, calculation and design of solutions to improve the penetration power of bullets in current equipment.*

Keywords: composite core; steel-piercing power.

Xác định các hệ số trong mô hình tăng bền Johnson-Cook bằng phương pháp thực nghiệm trên thiết bị Hopkinson

Võ Duy Thông[1], Nguyễn Văn Quân[1], Hoàng Văn Cường[1], Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Văn Hường[1], Nguyễn Phúc Linh[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Vũ Khí/TCCNQP

Email: Tathidung9a@gmail.com; Tel: 0984535918

Tóm tắt

Nhóm tác giả tiến hành nghiên cứu ứng xử của vật liệu khi chịu tải trọng tốc độ cao thông qua các thí nghiệm thực hiện trên thiết bị Hopkinson. Sau đó, phân tích kết quả thí nghiệm, xây dựng quy trình tính toán để xác định các hệ số trong mô hình tăng bền Johnson-Cook ứng với mẫu vật liệu thí nghiệm. Kết quả thu được phương trình tăng bền Johnson-Cook dạng hoàn chỉnh ứng với mỗi loại vật liệu thí nghiệm. Đây là cơ sở quan trọng cung cấp dữ liệu đầu vào ở bài toán mô phỏng tương tác tốc độ cao nói chung, phục vụ công tác nghiên cứu, thiết kế, chế tạo, phát triển vũ khí, đạn dược nói riêng.

Từ khóa: *mô hình tăng bền Johnson – Cook; Hopkinson.*

1. Đặt vấn đề

Các đặc trưng cơ học của vật liệu như mô đun đàn hồi, độ cứng, độ bền thường được xác định thông qua thí nghiệm kéo, nén đúng tâm trên các thiết bị thử cơ tính kéo-nén truyền thống. Tuy nhiên, phương pháp này chỉ cho phép nghiên cứu vật liệu trong điều kiện tải trọng tĩnh với tốc độ biến dạng thấp, dao động từ 0,001 s^{-1} đến 10 s^{-1}. Trong thực tế, nhiều tình huống, đặc biệt trong lĩnh vực đạn dược, khi vật liệu chịu tác động của tải trọng tốc độ cao, có thể dẫn đến biến dạng trong điều kiện tải trọng động, với tốc độ biến dạng có thể đạt từ 100 s^{-1} đến 10,000 s^{-1}. Ứng xử cơ học của vật liệu trong điều kiện tải trọng động thường khác biệt đáng kể so với điều kiện tải trọng tĩnh. Vì vậy để khảo sát đánh giá tương tác trong lĩnh vực đạn dược nói riêng và tương tác tốc độ cao nói chung cần áp dụng các mô hình ứng suất biến dạng trong điều kiện tốc độ biến dạng lớn.

Ngày nay, việc khảo sát, tính toán quá trình tương tác tốc độ cao đã có nhiều phần mềm mô phỏng số hỗ trợ như Ansys Autodyn, Abacus,... Tuy nhiên, các thông số vật liệu thường được trích xuất sẵn từ thư viện, dẫn tới những sai lệch giữa kết quả mô phỏng và thực tế. Do đó việc xác định chính xác mô hình bền của vật liệu có ý nghĩa quan trọng để giảm thiểu sai lệch giữa kết quả mô phỏng.

Bài báo tiến hành nghiên cứu, xây dựng quy trình thí nghiệm để tính toán, đưa ra các hệ số của mô hình tăng bền Johnson-Cook của vật liệu trong điều kiện tương tác tốc độ cao bằng phương pháp thực nghiệm trên thiết bị Hopkinson. Kết quả bài báo là cơ sở cho người thiết kế tính toán, khảo sát ứng xử của vật liệu và là thông số đầu vào cho các bài toán mô phỏng số trong lĩnh vực vũ khí và đạn dược.

2. Đối tượng và phương pháp nghiên cứu

2.1 Mô hình tăng bền Johnson-Cook khi vật liệu tương tác tốc độ cao

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là mô hình tăng bền của vật liệu khi chịu biến dạng ở tốc độ cao. Hiện nay, có nhiều mô hình toán học mô tả tính tăng bền của vật liệu được đề xuất theo các kết quả nghiên cứu của nhiều nhà khoa học. Tuy nhiên, mỗi mô hình này có sự phù

hợp trong trường hợp nhất định với các điều kiện về vật liệu, tốc độ đặt tải,... Trong đó mô hình Johnson-Cook được sử dụng khả rộng rãi trong tính toán tương tác tốc độ cao.

Theo tài liệu [1] 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 Johnson-Cook để thể hiện qua công thức:

$$\sigma_c^d = \left[A + B\varepsilon_p^n\right]\left[1 + Cln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{po}}\right)\right]\left[1 - \left(T_H\right)^m\right]$$

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 - Ứng suất chảy dẻo tĩnh;

B - Hệ số biến cứng;

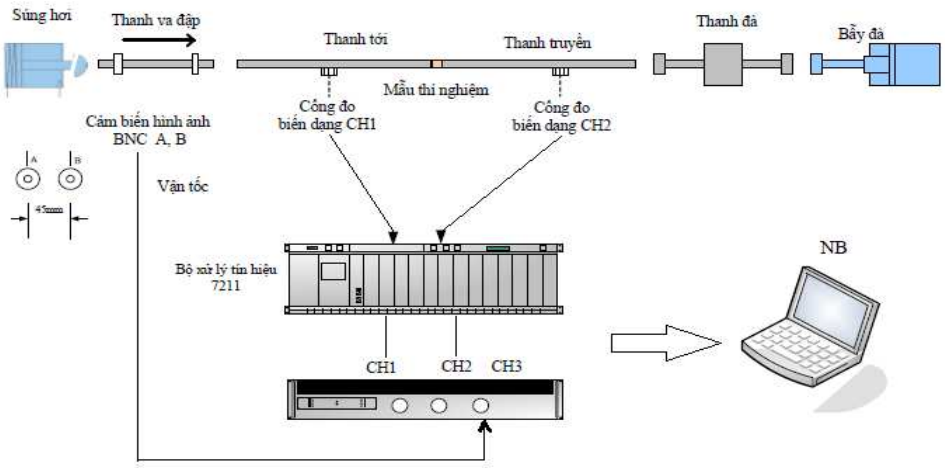
C - Hệ số tốc độ biến dạng;

n - Chỉ số mũ tăng cứng;

m - Hệ số kể tới ảnh hưởng của nhiệt độ

Như vậy đối tượng mà bài toán hướng đến là xác định các hệ số này trong mô hình Johnsoncook bằng phương pháp thực nghiệm trên thiết bị Hopkinson.

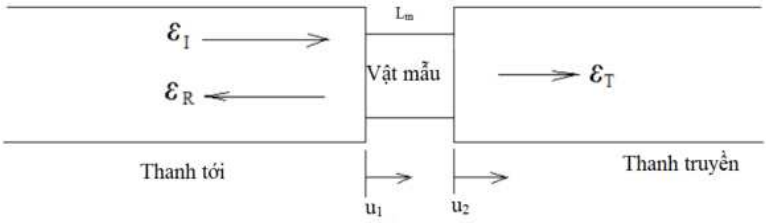
2.2 Cơ sở lý thuyết



Hình 1. Sơ đồ mô hình cấu tạo thiết bị thử nghiệm Hopkinson

Sơ đầu cấu tạo mô hình thử nghiệm trên thiết bị Hopkinson được trình bày như trên Hình 1, trong đó mẫu vật được đặt giữa thanh tới và thanh truyền. Khi bắn, dưới tác dụng của áp suất khí nén, thanh va đập chuyển động với tốc độ cao va chạm vào một đầu của thanh tới sinh ra

sóng ứng suất lan truyền trong thanh tới. Khi sóng nén trong thanh tới lan truyền đến mặt tiếp giáp giữa thanh tới và mẫu vật, một phần của nó được phản xạ trở lại thanh tới thành sóng dưới dạng kéo, phần còn lại truyền vào mẫu vật và được phản xạ qua lại bên trong mẫu vật do trở kháng sóng không khớp giữa mẫu vật và các thanh. Những phản xạ này dần dần tạo ra ứng suất trong mẫu và nén mẫu. Các xung này sẽ được ghi lại nhờ các cảm biến đo đạc trên các thanh và đưa vào bộ xử lý tín hiệu. Kết quả thí nghiệm được hệ thống xử lý và xuất ra kết quả dạng đường cong ứng suất biến dạng trong điều kiện tốc độ biến dạng cao.



Hình 2. Mô hình lan truyền sóng trong các thanh và vật mẫu

Thông thường, thanh va đập có cùng vật liệu và tiết diện với thanh tới và thanh truyền. Khi đó, biên độ ứng suất (hoặc biến dạng) của xung va đập σ_i (hoặc ε_i) trên thanh tới (sóng tới) phụ thuộc vào vận tốc thanh va đập (v_{st}) theo công thức:

$$\sigma_i = \frac{1}{2}\rho_i C_i v_{st}\,; \qquad \varepsilon_i = \frac{1}{2}.\frac{v_{st}}{C_i}$$

Trong đó, C_i là tốc độ truyền sóng của vật liệu thanh tới, được tính theo công thức:

$$C_i = \sqrt{\frac{E_i}{\rho_i}}$$

E_i là mô đun đàn hồi, ρ_i là khối lượng riêng của vật liệu làm thanh tới.

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 thí nghiệm được tính từ các kết quả sóng thu được. Dịch chuyển của thanh tới tại vị trí tiếp xúc với mẫu thí nghiệm là:

$$u_1 = C_i \int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r)dt$$

Dịch chuyển của thanh truyền tại vị trí tiếp xúc với mẫu thí nghiệm là: $u_2 = C_t \int_0^t \varepsilon_t dt$

$\varepsilon_r, \varepsilon_t$ lần lượt là biên độ biến dạng của sóng phản xạ và sóng truyền.

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:

$$\varepsilon_m = \frac{u_1 - u_2}{L_m} = \frac{C}{L_m}\int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t)dt$$

L_m: Là chiều dài ban đầu của mẫu thí nghiệm.

Thông thường, thiết bị được chế tạo với tiết diện 2 thanh tới và truyền bằng nhau ($A_i=A_t$) 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: $\sigma_m = \dfrac{AE(\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t)}{2A_m}$

A_m là diện tích tiết diện mẫu thử nghiệm.

Với giả thiết đạt được cân bằng sóng ứng suất nghĩa là: $\varepsilon_t = \varepsilon_i + \varepsilon_r$

Từ đó, được công thức thu gọn sau: $\sigma_m = \dfrac{AE\varepsilon_t}{A_m}$

Biến dạng của mẫu thí nghiệm tính theo công thức sau:

$$\varepsilon_m = \frac{u_1 - u_2}{L_m} = \frac{C}{L_m}\int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t)dt = \frac{-2C}{L_m}\varepsilon_r dt$$

Tốc độ biến dạng của mẫu thí nghiệm: $\dot{\varepsilon} = \dfrac{-2C}{L_m}\varepsilon_r$

Như vậy, từ kết quả sóng thu được từ thí nghiệm theo nguyên lý áp lực súng bắn Hopkinson có thể tính được các giá trị ứng suất và biến dạng của mẫu thí nghiệm theo công thức trên. Ứng suất được tính từ biên độ sóng truyền, biến dạng của mẫu thí nghiệm tính từ biên độ sóng phản hồi.

2.4 Mô hình thử nghiệm

Tác giả tiến hành thử nghiệm trên thiết bị Hopkinson với mẫu vật liệu bằng thép. Các thí nghiệm được tiến hành ở các dải áp suất khác nhau tương ứng với tốc độ biến dạng khác nhau. Trong điều kiện thiết bị hiện có, chưa thể tiến hành khảo sát vật liệu ở các nhiệt độ khác nhau. Các thông số thanh và mẫu thử được trình bày trong Bảng 1:

Bảng 1. Thông số cơ bản của các thanh và mẫu thử

Thông số	Thanh va đập	Thanh tới	Thanh truyền	Mẫu thử
Chiều dài (mm)	40	1500	1500	4,9
Đường kính (mm)	18	18	18	4,9
Vật liệu	Steel	Steel		Steel
Hệ số Poisson	0,29	0,29	0,29	
Mô đun cắt (Gpa)	200	200	200	

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 $< \sigma_{0,2}$).



Hình 3. Mô hình thử nghiệm

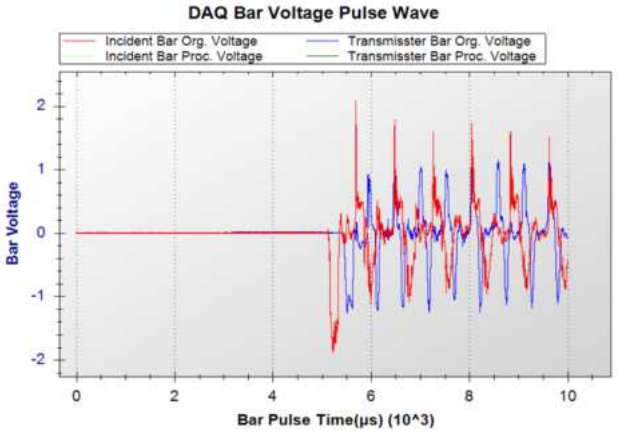
3. Kết quả thí nghiệm và xác định các tham số trong mô hình tăng bền

3.1 Kết quả thí nghiệm

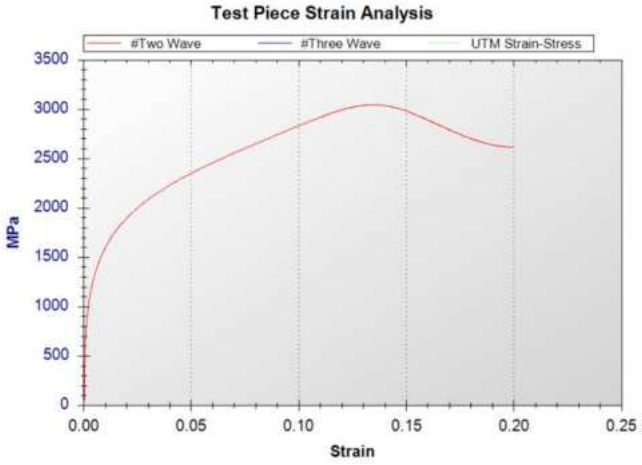
Nhóm tác giả tiến hành thử nghiệm trên thiết bị Hopkinson và xử lý kết quả thông qua phần mềm tính toán chuyên dùng (*PicoScope 4424A*). Thí nghiệm được tiến hành ở điều kiện nhiệt độ phòng. Kết quả thí nghiệm cho ta đường cong ứng suất - biến dạng và tốc độ biến dạng theo thời gian khi tốc độ biến dạng trung bình $\dot{\varepsilon}_0 = 1857\, s^{-1}$ được trình bày trong Hình 5 và Hình 6.



Hình 4. Mẫu thí nghiệm trước (bên phải) và sau thử nghiệm (bên trái)



Hình 5. Quá trình lan truyền sóng ứng suất trong các thanh thu được dưới dạng tín hiệu điện



Hình 6. Kết quả đường cong ứng suất - biến dạng của mẫu thí nghiệm

Kết quả thí nghiệm cho thấy, trong quá trình tương tác, vật liệu chịu biến dạng lớn, tốc độ biến dạng cao, đường cong ứng suất - biến dạng không còn tuân theo quy luật như mô hình ứng xử ở trạng thái tĩnh (định luật Hook) thông thường mà chuyển sang vùng biến dạng dẻo, giới hạn bền của vật liệu cũng tăng lên. Đối với mẫu vật liệu thí nghiệm trên, từ kết quả đường cong ứng suất-biến dạng, ta xác định được $\sigma_b = 3040\,MPa$, ứng suất chảy dẽo tĩnh $A = 936MPa$ (lấy tại điểm $\sigma_{0.2}$). Bộ số liệu về kết quả thí nghiệm được lưu dưới dạng file excel để xử lý kết quả, tính toán các hệ số trong mô hình tăng bền Johnson-Cook.

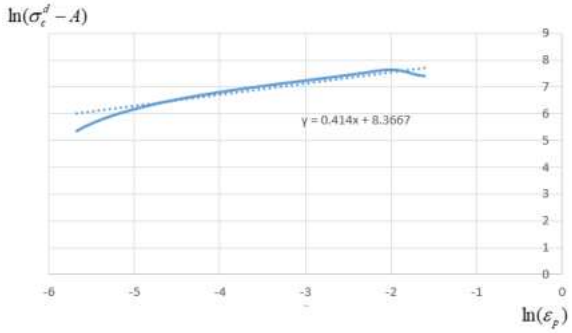
3.2 Tính toán xác định các tham số trong mô hình tăng bền Johnson-Cook.

3.2.1 Xác định A, B,n

Các hệ số A, B, n được xác định từ các thí nghiệm nén mẫu vật liệu ở tốc độ biến dạng nhỏ, $\dot{\varepsilon}_{tb} = 1857\,s^{-1}$ và nhiệt độ thử nghiệm là nhiệt độ phòng $T = 25^oC$. Tham số A là giới hạn chảy tĩnh được xác định là A= 936 MPa. Để xác định hệ số biến cứng B và chỉ số mũ tăng cứng n, dữ liệu ứng suất biến dạng được lấy trong vùng làm cứng. Dữ liệu từ kết quả thí nghiệm coi là tốc độ tham chiếu $\dot{\varepsilon}_{po} = 1857\,(1/s)$, lấy từ kết quả thử nghiệm ở áp suất nén là P= 0,5 bar và nhiệt độ tham chiếu $T_0 = 25^oC$ cũng được coi là nhiệt độ phòng. Điều này dẫn đến $\varepsilon^* = \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{po}} = 1$ và $T_H = 0$. Từ đó biểu thức công thức Johnson-Cook được thu gọn và hệ số B, n được xác định từ biểu thức sau:

$$\sigma_c^đ = A + B.\varepsilon_p^n \; hay \; \sigma_c^đ - A = B.\varepsilon_p^n$$

Vùng tăng cường độ biến dạng từ dữ liệu ứng suất biến dạng được biểu diễn dưới dạng $\sigma_c^đ - A = B.\varepsilon_p^n$, lấy ln 2 vế a ta được: $\ln(\sigma_c^d - A) = \ln(B) + n.\ln(\varepsilon_p)$. Với A là ứng suất chảy dẻo tĩnh (A= 936 Mpa); $\sigma_c^đ, \varepsilon_p^n$ là các giá trị lấy từ kết quả thí nghiệm trên thiết bị Hopkinson, lấy trong vùng $\dot{\varepsilon}_p < \dot{\varepsilon}_{po} = 1857\,s^{-1}$**.** Kết quả xấp xỉ hàm được trình bày trong Hình 7.



Hình 7. Đồ thị đường cong xấp xỉ xác đinh hệ số B và n

Từ kết quả khảo sát trên xác định được hệ số n= 0,414 và $B = e^{8,3667} = 4174,29$.

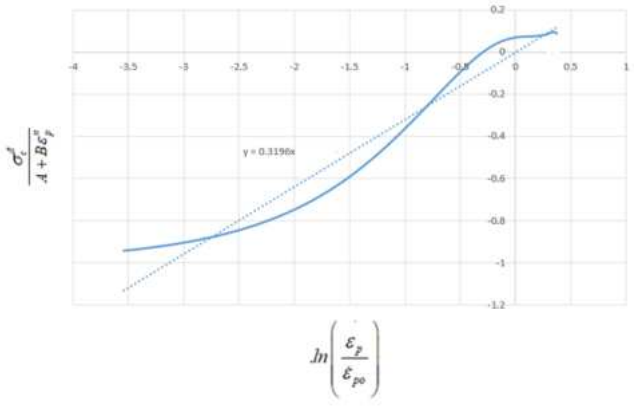
3.2.2 Xác định tham số C

Để xác định giá trị tham số C (hệ số tốc độ biến dạng), tiến hành xử lý kết quả thí nghiệm lấy trong vùng có tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}_p > \dot{\varepsilon}_{po} = 1857\,s^{-1}$. Thử nghiệm được tiến hành ở điều kiện tham chiếu $T_0 = 25^o C$ cũng là nhiệt độ phòng. Điều này dẫn đến $T_H = 0$. Từ đó biểu thức công thức Johnson-Cook được thu gọn và hệ số C được xác định từ biểu thức sau:

$$\sigma_c^{đ} = \left[A + B\varepsilon_p^n\right]\left[1 + C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{po}}\right)\right]$$

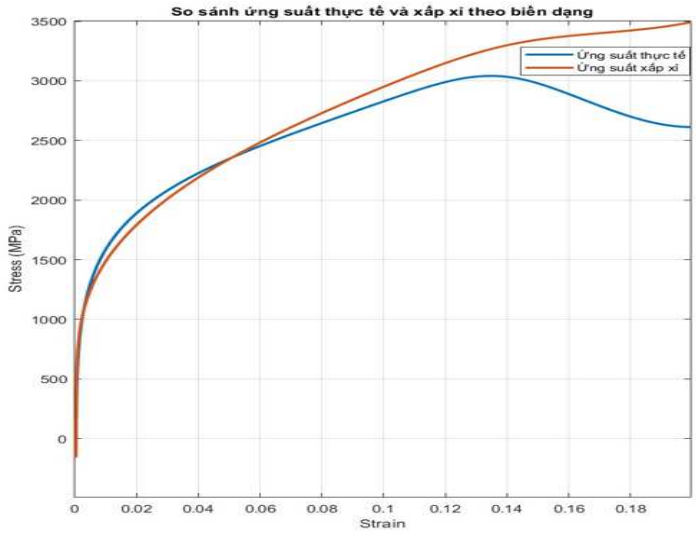
Biến đổi toán học ta được $\dfrac{\sigma_c^{đ}}{A + B\varepsilon_p^n} - 1 = C.\ln\left(\dfrac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{po}}\right)$

Trong đó, A, B,n là các tham số đã được xác định ở trên; $\sigma_c^{đ}, \varepsilon_p^n$: là các giá trị thực, thu được từ kết quả thí nghiệm trên thiết bị Hopkinson, lấy trong vùng $\dot{\varepsilon}_p > \dot{\varepsilon}_{po} = 1857\,s^{-1}$. Đồ thị xấp xỉ hàm được trình bày trong Hình 8.



Hình 8. Đồ thị xấp xỉ xác định hệ số C

Từ kết quả thử nghiệm và xấp xỉ hàm ở trên ta xác định được hệ số tốc độ biến dạng C=0,32. Như vậy, thông qua xấp xỉ hàm, ta xác định bộ tham số của mô hình tăng bền Johnson-Cook của vật liệu khi chịu tải trọng tốc độ cao gồm các hệ số: A= 936 Mpa, B= 4174 Mpa, n= 0,414 và C= 0,32. Kết quả so sánh của đường cong ứng suất – biến dạng giữa thực nghiệm và xấp xỉ theo mô hình tăng bền Johnson-Cook được trình bày trong Hình 9.



Hình 9. Kết quả giữa đường cong ứng suất-biến dạng thực tế và đường cong xấp xỉ được

Từ kết quả xấp xỉ trên thấy được giữa đường cong thực nghiệm và đường cong xấp xỉ theo mô hình tăng bền Johnson-Cook khá tương đồng. Giá trị σ_b khi có hiện tượng biến cứng của vật liệu tăng lên. Ở phương trình mô hình tăng bền Johnson-Cook giá trị ứng suất $\sigma_{(\varepsilon)}$ cao hơn, tuy nhiên ở đường cong xác định được theo mô hình Johnson-Cook, giá trị giới hạn để vật liệu bị phá hủy σ_b chưa được thể hiện rõ. Điều này được giải thích bởi tốc độ biến dạng $\dot{\varepsilon}_p^*$ trong giai đoạn sau giảm dần nhưng vẫn còn lớn hơn tốc độ tham chiếu $\dot{\varepsilon}_{p_0}$ nên ở cuối quá trình đồ thị vẫn đi lên nhưng tốc độ giảm dần. Như vậy, với thí nghiệm ta xác định được bộ tham số vật liệu đặc trưng cho mô hình Johnson-Cook cho mẫu thép thử nghiệm ở trạng thái biến dạng tốc độ cao: A= 936 Mpa, B= 4174 Mpa, n= 0,414 và C= 0,32 (quá trình tính toán bỏ qua ảnh hưởng của tham số nhiệt độ). Ngoài ra với thí nghiệm trên thiết bị Johnson-Cook, ta cũng xác định được giá trị ứng suất khi vật liệu bị phá hủy σ_b .Tuy nhiên trong điều kiện thiết bị thử nghiệm hiện nay, tốc độ biến dạng chỉ giới hạn trong phạm vi $10^2 - 10^4$ (s^{-1}).

4. 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 quy trình tính tính toán bộ tham số (A, B, n, C, m) trong mô hình tăng bền Johnson-Cook cho một vật liệu thép. 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,..

Trong phạm vi bài báo, với trang thiết bị Hopkinson mới có trong nước, tác giả chỉ mới khảo sát ở một loại vật liệu. Hướng nghiên cứu tiếp theo, nhóm tác giả tiến hành xây dựng ở nhiều mác vật liệu khác nhau, đặc biệt các loại vật liệu sử dụng dụng trong lĩnh vực đạn dược nói riêng và vũ khí nói chung, để xây dựng bộ tham số vật liệu phù hợp, là cơ sở cho các các nhà nghiên cứu ứng dụng trong nghiên cứu, thiết kế, chế tạo vũ khí.

Tài liệu tham khảo

1. Bùi Xuân Sơn (2023), *Mô phỏng các tác dụng đạn dược*, NXB HVKTQS.

2. 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.

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.

Determination of coefficients in the Johnson-Cook reinforcement model by experimental method on Hopkinson apparatus.

Abstract: *The authors built a process and conducted multiple experiments to determine the mechanical behavior of materials in different high-speed interaction states on the Hopkinson device. Then, they analyzed the experimental results and built a process to calculate the coefficients in the Johnson-Cook strengthening model corresponding to the experimental material samples. The results obtained were the complete Johnson-Cook strengthening equation corresponding to each type of experimental material. This is an important basis for providing input data in high-speed interaction simulation problems in general, serving the research, design, manufacturing, and development of weapons and ammunition in particular..*

Keywords: Johnson – Cook; Hopkinson durability model.

Đánh giá ảnh hưởng của quy luật gia tốc khi va chạm đến quá trình làm việc của cơ cấu va đập toàn phương sử dụng cho ngòi lựu đạn

Võ Duy Thông[1], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Bùi Minh Tuân[1], Đỗ Văn Giôn[1], KongsaThit[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Tathidung9a@gmail.com; Tel: 0984535918

Tóm tắt

Gia tốc của lựu đạn khi va chạm là một trong những tham số quan trọng ảnh hưởng đến quá trình làm việc của cơ cấu va đập quán tính nói chung và cơ cấu va đập toàn phương sử dụng cho ngòi lựu đạn nói riêng. Bài báo tiến hành xây dựng mô hình toán học, khảo sát ảnh hưởng của các quy luật biến thiên gia tốc khác nhau đến quá trình làm việc của cơ cấu va đập toàn phương bằng phương pháp giải tích. Kết quả bài báo cho thấy sai khác giữa các quy luật khác nhau của tham số gia tốc đến hoạt động của ngòi. Đây là cơ sở để tiến hành tính toán, đánh giá khả năng làm việc của ngòi sử dụng cơ cấu va đập toàn phương nói riêng và ngòi đạn nói chung.

Từ khóa: *gia tốc; giản đồ độ nhạy; cơ cấu va đập toàn phương.*

1. Đặt vấn đề

Độ nhạy là khả năng làm việc tin cậy của cơ cấu, thiết bị,…trong điều kiện tín hiệu đầu vào nhỏ nhất. Để đánh giá độ nhạy của một cơ cấu cụ thể, người ta thường thiết lập giản đồ độ nhạy cho cơ cấu. Đối với ngòi lựu đạn chạm nổ sử dụng cơ cấu va đập toàn phương, giản đồ độ nhạy là giản đồ vận tốc chạm nhỏ nhất để cơ cấu có thể thực hiện phát hỏa tin cậy cho ngòi ở các góc chạm khác nhau.

Gia tốc của lựu đạn khi va chạm là một trong những vấn đề cốt lõi để đánh giá độ nhạy của cơ cấu va đập toàn phương sử dụng cho ngòi lựu đạn. Đây là một tham số phức tạp và chưa có quy luật thống nhất xác định để mô tả đầy đủ tính chất động học của lựu đạn trong quá trình va chạm với nền. Trong các tính toán thường sử dụng các giả thiết đơn giản hoặc vận dụng các quy luật động học của đầu đạn pháo khi va chạm với một số nền thường gặp, vì vậy độ chính xác cũng như độ tin cậy của kết quả tính toán còn hạn chế.

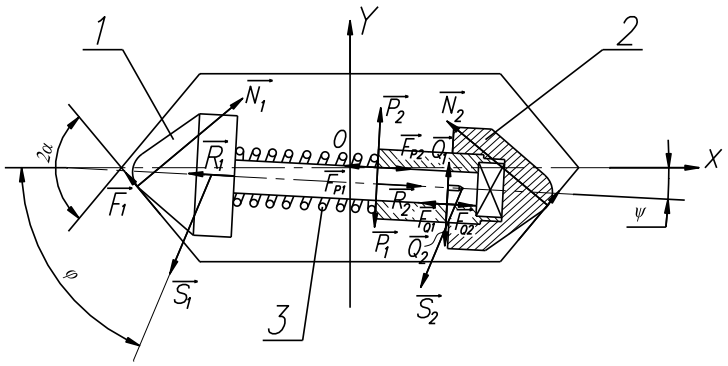
Gia tốc của lựu đạn khi va chạm với mục tiêu có thể được nghiên cứu thông qua thực nghiệm (sử dụng các cảm biến thích hợp, sử dụng camera tốc độ cao …) hoặc được nghiên cứu thông qua các phần mềm mô phỏng như ANSYS, ABAQUS … Các mô hình va chạm và biểu thức tính động lực học của chúng được thiết lập dựa trên các thông số cơ tính, hình học của vùng tiếp xúc, biến dạng do sự va chạm tạo ra. Các dữ liệu này cần có những thử nghiệm phức tạp để xác định và thường khó có được trong thực tế. Do vậy để thiết lập nên các phương trình động học và động lực học một cách chính xác như các mô hình tính toán thông thường rất khó khăn. Thay vào đó người ta sử dụng các thử nghiệm và thiết lập các biểu thức này dưới dạng các hàm xấp xỉ.

Trên cơ sở đó, nội dung bài báo tập trung phân tích, tính toán và đánh giá ảnh hưởng của một số mô hình quy luật gia tốc khác nhau thường được sử dụng trong lĩnh vực đạn dược đến hoạt động của ngòi lựu đạn chạm nổ sử dụng cơ cấu va đập toàn phương.

2. Xây dựng mô hình toán học và phương pháp giải bài toán

2.1. Mô hình động lực học cơ cấu va đập toàn phương

Bài báo tiến hành khảo sát đối với cơ cấu va đập toàn phương dạng có mặt côn đỉnh hướng được sử dụng cho ngòi lựu đạn chạm nổ URG-86. Mô hình toán học của cơ cấu va đập toàn phương được trình bày trong Hình 1 [6].



Hình 1. Sơ đồ động lực học cơ cấu va đập toàn phương

1- Khối va đập chứa kim hỏa; 2- Khối va đập chứa hạt lửa;
2- 3- Lò xo bảo hiểm.

Trong cơ cấu va đập toàn phương trên, các khối va đập không chịu tác động của lực ly tâm. Từ đó, ta có thể xây dựng hệ phương trình trong hệ tọa độ XOY (Hình 1):

$$\begin{cases} m_1\ddot{x}_1 = -S_{1x} + N_{1x} - R_{1x} - F_{1x} - F_{P1x} - F_{Q1x} - P_{1x} + Q_{1x} \\ m_1\ddot{y}_1 = -S_{1y} - N_{1y} + P_{1y} - Q_{1y} - R_{1y} - F_{1y} - F_{P1y} - F_{Q1y} \\ m_2\ddot{x}_2 = -S_{2x} + N_{2x} - R_{2x} - F_{2x} - F_{P2x} - F_{Q2x} - P_{2x} + Q_{2x} \\ m_2\ddot{y}_2 = -S_{2y} - N_{2y} - P_{2y} + Q_{2y} + R_{2y} - F_{2y} + F_{P2y} + F_{Q2y} \\ B_1\ddot{\psi} = \sum\limits_{(i)} M_{1i} \\ B_2\ddot{\psi} = \sum\limits_{(i)} M_{2i} \end{cases}$$

Trong đó:

S_1, S_2 - lực quán tính lần lượt tác dụng lên các khối va đập thứ nhất và thứ hai;

N_1, N_2 - phản lực từ mặt côn;

F_1, F_2 - lực ma sát gây ra bởi các phản lực N_1, N_2;

P_1, Q_1 - áp lực theo phương pháp tuyến đặt lên chốt định hướng của khối va đập thứ nhất;

P_2, Q_2 - áp lực theo phương pháp tuyến đặt lên lỗ định hướng của khối va đập thứ hai;

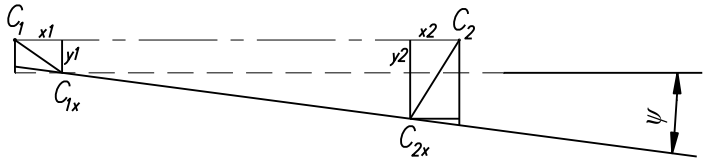
$$P_1 = P_2; Q_1 = Q_2;$$

$F_{P1}, F_{P2}; F_{Q1}, F_{Q2}$ - lực ma sát gây ra bởi các áp lực theo phương pháp tuyến P_1, P_2, Q_1, Q_2;

$R_1 = R_2 = R$ - lực đàn hồi của lò xo.

$B_1 = B_2$ Mô men quán tính xích đạo của các khối va đập.

Khoảng dịch chuyển Δ_x (Hình 2):



Hình 2. Sơ đồ tính khoảng dịch chuyển Δx

Trọng tâm của hai khối va đập lúc ban đầu lần lượt là: C_1, C_2. Trọng tâm hai khối tại thời điểm đang xét lần lượt là: C_{1x} và C_{2x};

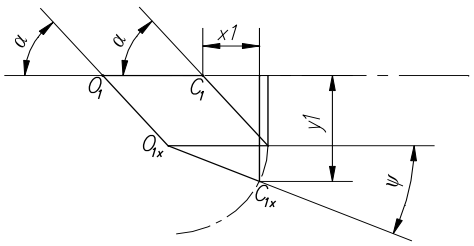
ψ: góc lệch đường nối trọng tâm hai khối va đập so với phương ngang. Khoảng hai trọng tâm:

$$C_{1x}C_{2x} = \frac{C_1C_2 - x_1 - x_2}{\cos\psi}$$

Độ dịch chuyển Δ_x là:

$$\Delta_x = C_1C_2 - C_{1x}C_{2x} = C_1C_2 - \frac{C_1C_2 - x_1 - x_2}{\cos\psi}$$

Vậy để giải được hệ phương trình trên ta cần bổ sung thêm một số phương trình.



Hình 3. Sơ đồ tính khoảng dịch chuyển Δx

Từ mối quan hệ hình học giữa x_1,y_1 ta có:

$$tg\psi = \frac{y_2 - y_1}{C_1C_2 - x_1 - x_2}$$

$$y_1 = (x_1 + O_1C_1 - O_1C_1\cos\psi)tg\alpha + O_1C_1\sin\psi$$

Tương tự ta có:

$$y_2 = (x_2 + O_2C_2 - O_2C_2\cos\psi)tg\alpha - O_2C_2\sin\psi$$

Như vậy, ta đã có đủ số phương trình để giải.

2.2. Một số quy luật gia tốc của lựu đạn khi va chạm

a) Quy luật gia tốc theo mô hình bài toán va xuyên

Trong trường hợp này, ta tính gia tốc của lựu đạn khi va chạm bằng công thức tính gia tốc của đầu đạn pháo trong mục tiêu (theo công thức mô tả tác dụng va xuyên của đầu đạn vào mục tiêu) [1], [7]. Ưu điểm của quy luật này là đã được xây dựng thành quy luật toán học với các hệ số thực nghiệm cho các vật liệu nền khác nhau. Tuy nhiên khi áp dụng cho quá trình va chạm của lựu đạn với nền sẽ có nhưng sai số nhất định:

$$J = \frac{dV}{dt} = -\frac{\pi d^2}{4M}.\frac{A}{\lambda}(1 + BV^2)$$

Trong đó: *A, B* - hệ số phụ thuộc vào tính chất chướng ngại (hệ số thực nghiệm); có thể tham khảo trong bảng sau [1]:

Bảng 1. Hệ số vật liệu

Vật liệu	*A.10-6*	*B.10^6*
Đất thông thường	3,7	62
Đất lèn chặt	4,7	103

Trong phạm vi giải bài toán độ nhạy của cơ cấu, ta có thể lấy $\lambda = 1$.

b) Quy luật gia tốc theo mô hình Komarov

lực tác dụng vào lựu đạn (vật rơi) có hàm dạng sin như sau:

$$F = F_{max} sin\Omega t = \frac{1}{2}(1 + \lambda)MV_v \Omega sin\Omega t$$

Trong đó:

λ – hệ số khôi phục tốc độ khi va chạm

M – khối lượng của lựu đạn;

V_v – Vận tốc va chạm;

Ω - tần số góc của lực F, được xác định theo quan hệ $\Omega = \frac{\pi}{t_v}\left(\frac{1}{s}\right)$ với t_v là tổng thời gian va chạm.

Gia tốc (âm) của lựu đạn được gây bởi lực đó: $\frac{dv}{dt} = \frac{F}{M} = \frac{1}{2}(1 + \lambda)\pi\frac{V_v}{t_v} sin\Omega t$

Thông số λ và $\frac{V_V}{t_V}$ được cho theo bảng sau:

Bảng 2. Hệ số tính toán lực va chạm của các bề mặt khác nhau

	Cao su	Cát	Đất	Gỗ	Bê tông	Gang
λ	0,1	0,2÷0,25	0,3	0,35	0,45	0,5÷0,6
$\frac{V_V}{t_V}\left(\frac{m}{s^2}\right)$	0,25.10^3	0,12.10^3	0,22.10^3	1,5.10^3	6.10^3	20.10^3

c) Quy luật gia tốc theo mô hình mũ

Một số nghiên cứu đã thiết lập biểu thức tính toán động học của khối va đập theo thời gian với quy luật phân bố hàm số mũ hoặc dạng sin, các biểu thức này phù hợp ứng dụng trong

mô hình toán khi có thể dễ dàng chuyển thành phương trình theo thời gian của gia tốc hay lực quán tính.Theo Wang-Jinchen trong nghiên cứu [7] đã xấp xỉ vận tốc của khối va đập với nền cứng theo biểu thức:

$$V = V_i.e^{a\Omega t}.\cos(\Omega t)$$

Trong đó a là hệ số, Ω là tần số tự nhiên của vận tốc khối va đập.

Ngoài ra, có thể kết hợp với phương pháp mô phỏng số trên phần mềm mô phỏng số 3D để khảo sát.

Trong phạm vi của bài báo, tiến hành nghiên cứu ảnh hưởng của một số dạng quy luật gia tốc đến hoạt động của cơ cấu va đập toàn phương hướng sử dụng cho ngòi lựu đạn bằng phương pháp giải tích. Các quy luật khảo sát được trình bày trong Bảng 2:

Bảng 2. Các quy luật gia tốc sử dụng khảo sát trong bài báo

STT	Dạng phương trình	Chú thích
1	$\frac{dV}{dt} = \frac{1}{A_1\sqrt{b}}\left(1 + tg^2\left(\frac{t_{max} - t}{A_1}\right)\right)$	Bài toán va xuyên
2	$\frac{dv}{dt} = \frac{F}{M} = \frac{1}{2}(1+\lambda)\pi\frac{V_v}{t_v}sin\Omega t$	D.M.Komarov
3	$V = V_i.e^{at} + b$	Xác định hệ số từ kết quả thử nghiệm

2.3. Các giả thiết tính toán và phương pháp giải

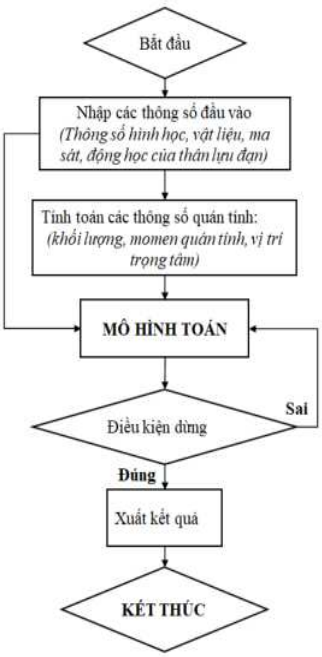
Để thiết lập mô hình toán học và giải bài toán độ nhạy cơ cấu va đập quán tính toàn phương, tác giả sử dụng các giả thiết sau:

- Các chi tiết được chế tạo bằng vật liệu đồng nhất, hoàn toàn đối xứng qua trục đối xứng;
- Bỏ qua tác dụng của lực ly tâm xuất hiện trong quá trình va chạm;
- Bỏ qua khe hở của mối ghép giữa hai khối quán tính;

Phương pháp giải bài toán:

Mô hình toán của cơ cấu va đập toàn phương đã xây dựng ở trên là tập hợp các phương trình vi phân cấp 2. Để giải các phương trình động học có thể sử dụng một trong số các phương pháp như: phương pháp Euler, phương pháp HHT, phương pháp Newmark, phương pháp Rungge Kutta,... Trong phạm vi bài báo này, nhóm tác giả sử dụng hàm ODE45 trong phần mềm Matlab là một hàm dược thiết lập dựa trên phương pháp Runge-Kutta bậc 4.

Trong từng góc chạm, vận tốc chạm được thay đổi trong khoảng dưới 20 m/s và tính toán các tham số động học của cơ cấu, từ các tham số này, xác định được động năng của mũi kim hỏa gắn trên khối quán tính dẫn so với hạt lửa gắn trên khối quán tính theo. Khi giá trị động năng này lớn hơn giá trị giới hạn làm việc của hạt lửa thì cơ cấu phát hỏa tin cậy. Hạt lửa trong các ngòi kiểu cũ thường có năng lượng giới hạn để làm việc tin cậy là E_{hl}=0,0785 J [4]. Với các hạt lửa hiện đại có thể có độ nhạy cao hơn.



Hình 4. Sơ đồ thuật toán xây dựng giản đồ độ nhạy

3. Kết quả tính toán khảo sát giản độ độ nhạy theo các quy luật gia tốc khác nhau.

3.1. Các thông số đầu vào, thông số khảo sát

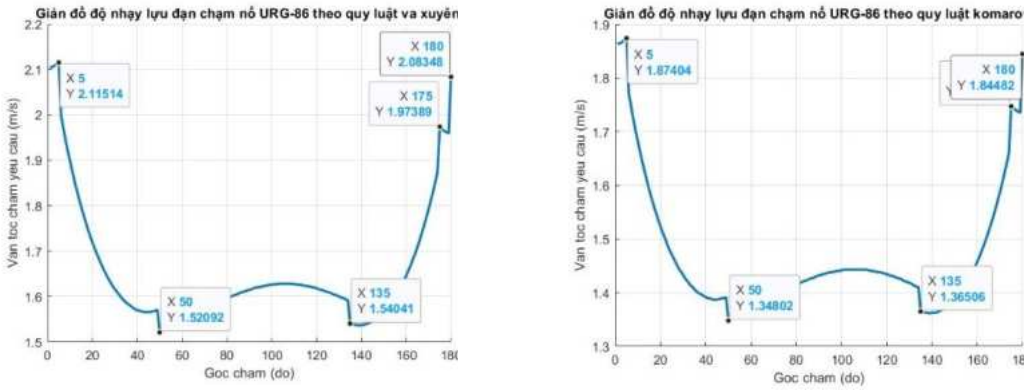
Các thông số dầu vào để giải mô hình toán được lấy theo các thông số của cơ cấu va đập toàn phương kiểu có mặt côn đinh hướng sử dụng trong ngòi lựu đạn chạm nổ URG-86. Một số thông số chính được trình bày trong Bảng 3:

Bảng 3. Một số thông số chính được trình bày trong Bảng

TT	Thông số	Giá trị
1	Khối lượng khối quán tính dẫn (khối quán tính mang kim hỏa) (g)	22
2	Khối lượng khối quán tính theo (g)	21
3	Góc côn α(°)	60
4	Độ cứng lò xo (N/m)	100
5	Độ nén ban đầu của lò xo (mm)	2
6	Hệ số ma sát giữa các mặt tiếp xúc	0,2
7	Năng lượng tối thiểu để phát hỏa E_{hl} (J)	0,0785

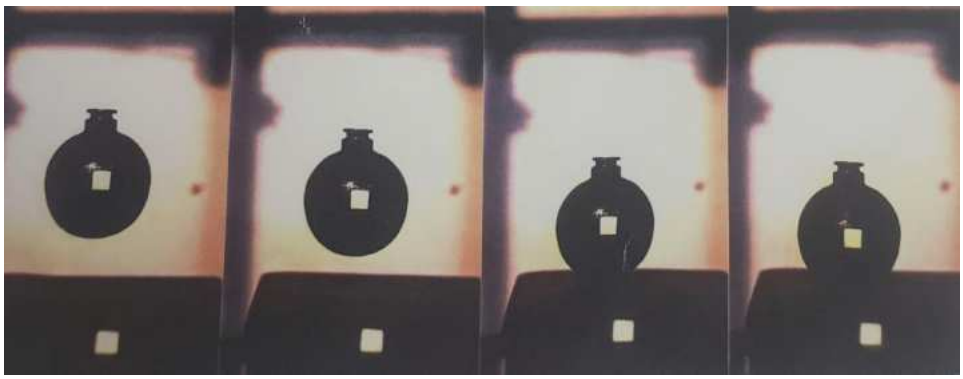
3.2. Kết quả khảo sát

Tiến hành giải hệ phương trình trên, kết hợp phương trình gia tốc bằng phần mềm Matlab, tác giả xây dựng được giản đồ độ nhạy theo các quy luật gia tốc của mô hình bài toán va xuyên và mô hình Komarov như sau:



Hình 5. Giản đồ độ nhạy theo quy luật bài toán va xuyên và mô hình của Komarov

Tác giả tiến hành thử nghiệm để xác định vận tốc của lựu đạn khi va chạm với nền bê tông. Sử dụng mô hình lựu đạn hình cầu có đường kính 55mm, khối lượng 300 gam. Để xác định vận tốc của lựu đạn khi va chạm, sử dụng Camera tốc độ cao FASTCAM và phân mềm phân tích dữ liệu chuyên dùng. Sau khi lọc bỏ phần dữ liệu liên quan đến quá trình rơi, ta nhận được vận tốc của lựu đạn trong quá trình và chạm với nền.



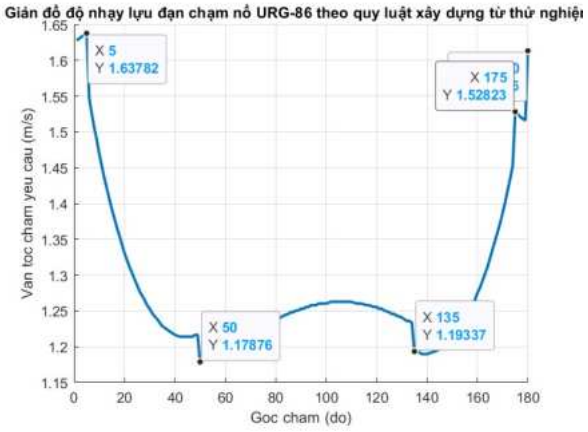
Hình 6. Thử nghiệm đo vận tốc chạm bằng Camera tốc độ cao

Từ đó tiến hành xấp xỉ theo hàm mũ $V = V_c.e^{at} + b$, trong đó:

$$a = -305,072.V_c^3 + 3200,361.V_c^2 - 10398,917.V_c + 7625,508$$

$$b = -0,094.V_c^3 + 0,99.V_c^2 - 3,027.V_c + 2,549$$

Kết quả khảo sát theo mô hình quy luật hàm số e xây dựng từ kết quả thực nghiệm:



Hình 7. Giản đồ độ nhạy theo quy luật gia tốc từ thực nghiệm

Từ kết quả tính toán trên, cho thấy với các quy luật gia tốc trên cho giản đồ độ nhạy đồng dạng nhau, tuy nhiên giữa các mô hình vẫn còn chênh lệch nhau về giá trị vận tốc chạm tối thiểu cần thiết. Theo góc chạm, có thể thấy tại vùng góc chạm từ 0^o đến 5^o và, 175^o đến 180^o cơ cấu chạy quanh tâm chỏm cầu của khối quán tính dẫn, tại vùng góc chạm này, vận tốc chạm yêu cầu của cơ cấu tăng dần đến giá trị lớn nhất tại góc chạm 5^o, sau góc chạm đó, hướng tác dụng của lực quán tính làm cho toàn bộ cơ cấu dịch chuyển trượt theo mặt côn trên thân ngòi, vận tốc chạm yêu cầu của cơ cấu giảm do có chuyển động tương đối lại gần nhau giữa hai khối quán tính.

Kết quả khảo sát vận tốc chạm tối thiểu cần thiết theo các mô hình

Mô hình	Bài toán va xuyên	Komarov	Xây dựng từ thử nghiệm
Dạng phương trình	$\frac{dV}{dt}=\frac{1}{A_1\sqrt{b}}\left(1+tg^2\left(\frac{t_{max}-t}{A_1}\right)\right)$	$\frac{dv}{dt}=\frac{F}{M}=\frac{1}{2}(1+\lambda)\pi\frac{V_v}{t_v}sin\Omega t$	$\frac{d_V}{d_t}=a.V_i.e^{at}+b$
Vận tốc chạm tối thiểu (m/s)	2,12	1,87	1,64

Từ kết quả trên cho thấy, với các mô hình tính khác nhau sẽ có sự sai lệch vận tốc chạm cần thiết. Mô hình của bài toán va xuyên cho vận tốc chạm tối thiểu sai lệch 29,27% còn mô hình Komarov, mô hình thử Komarov cho sai lệch 14,02% so với mô hình tác giả xây dựng. Các mô hình bài toán va xuyên và mô hình Komarov đã được mô hình tổng quát hóa để khảo sát các quá trình va xuyên. Tuy nhiên các hệ số được thiết lập với điều kiện va chạm của đầu đạn, có đặc điểm, hình dáng và kích thước khác với thân lựu đạn nên sẽ có sự sai lệch.

4. Kết luận

Nội dung của bài báo đã tiến hành phân tích một số quy luật gia tốc có thể sử dụng để khảo đánh giá hoạt động cơ cấu chạm nổ toàn phương. Xây dựng giản đồ độ nhạy dựa trên các thông số của ngòi URG-86 theo các quy luật gia tốc khác nhau, từ đó cho thấy được ảnh hưởng của các quy luật đến việc xác định độ nhạy của cơ cấu. Kết quả tính toán cho thấy: ngòi có cơ cấu va đập toàn phương có độ nhạy hoạt động cao, với vận tốc va chạm tối thiểu cần thiết theo

các mô hình đều bé hơn 5 m/s.

Trong phạm vi bài báo, tác giả chỉ mới khảo sát ở ba mô hình quy luật gia tốc. Hướng nghiên cứu tiếp theo, nhóm tác giả tiến hành khảo sát thêm các quy luật gia tốc khác và kết hợp với phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys để có sự đánh giá đa dạng hơn. Đây là cơ sở cho người thiết kế nghiên cứu, tính toán, đánh giá khả năng làm việc của ngòi sử dụng cơ cấu va đập quán tính toàn phương nói riêng và ngòi đạn nói chung.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2005), *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, NXB HVKTQS.
2. Cục quân khí (2001), *Cấu tạo, đồng bộ và cách sử dụng lựu đạn, mìn hệ lục quân*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
3. Phạm Đức Hùng – Barbashov G.V (2010), *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, NXB Học viện Kỹ thuật Quân sự.
4. Vũ Văn Lâm (1987), *Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn*, NXB HVKTQS.
5. Bùi Xuân Sơn, Đỗ Văn Minh, Đỗ Văn Giôn, Trần Văn Thọ. *Mô hình toán học cơ cấu va đập toàn phương trong ngòi đạn*, Hội nghị khoa học toàn quốc cơ học vật rắn lần thứ XIV, Đại học Trần Đại Nghĩa, 2018.
6. Lê Vũ Khánh Hiền, *Đánh giá khả năng sử dụng cơ cấu va đập toàn phương trong ngòi lựu đạn cầm tay*, Luận văn thạc sĩ, Học viện KTQS, 2018.
7. Jin-cherng Wang (1989), The impact dynamics of a tennis ball striking a hard surface.

Evaluation of the influence of the law of acceleration during collision on the working process of the all-round impact mechanism used for grenade fuses

Abstract: *Acceleration during impact is one of the important parameters affecting the working process of inertial impact mechanisms in general and the all-round impact mechanism used for grenade fuses in particular. This article builds a mathematical model, investigates the influence of different acceleration variation laws on the working process of all-round impact mechanisms using analytical methods. The results of the article show the difference between different laws of acceleration parameters on the operation of the fuse. This is the basis for calculating and evaluating the working capacity of the fuse using all-round impact mechanisms in particular and the bullet fuse in general.*

Keywords: acceleration, sensitivity diagram, all-ways action mechanism.

Nghiên cứu chuyển động rơi của đạn có cánh thả từ UAV bằng phương pháp số

Nguyễn Tuyển Vũ[1*], Phan Văn Tuấn[1], Hoàng Kim Thành[2], Nguyễn Công Minh [2], Dương Văn Mạnh[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Nhà máy Z113/TCCNQP

Email: mta.tvu@gmail.com; Tel: 0983086137

Tóm tắt

Báo này trình bày phương pháp và kết quả tính toán, khảo sát quá trình đạn rơi (bom) từ phương tiện bay dưới tác dụng của trọng lực. Theo đó các tham số chuyển động được tính toán trong ba trường hợp: ứng dụng lý thuyết bài toán thuật phóng ngoài để giải chuyển động rơi của đạn; sử dụng phần mềm Ansys fluent xác định các đặc trưng khí động sau đó xác định các phần tử chuyển động của đạn; giải bài toán đạn rơi tự do. Sau đó các kết quả này đã được so sánh và đánh giá. Ngoài ra, ảnh hưởng của cỡ đạn đến quá trình rơi của đạn cũng được khảo sát theo các cách trên. Những kết quả nghiên cứu đạt được cung cấp dữ liệu quan trọng trong tính toán, thiết kế ngòi cận đích và đạn thả rơi lắp trên UAV bao gồm: tính bền, uy lực sát thương của đạn, cơ cấu bảo hiểm khi rơi của ngòi, lựa chọn cảm biến cho ngòi, dữ liệu thời gian nạp vào ngòi hẹn giờ chủ động,...

Từ khóa: *quá trình đạn rơi; bom; ngòi .*

1. Đặt vấn đề

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 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 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 trọng lực. Quá trình đạn dược chuyển động đến mục tiêu có vai trò rất quan trọng trong kỹ thuật đạn dược và trong chiến đấu. Thiết kế, chế tạo đạn không thể tách rời các nghiên cứu này. Rất nhiều các nghiên cứu khác nhau đã được thực hiện để nghiên cứu quá trình bay của đạn [2-5]. Có thể thấy trong các công bố này phương pháp mô phỏng số đã được ứng dụng triệt để để tính toán các đặc trưng khí động của đạn.

Với các loại bom (đạn) thả từ máy bay thì các nghiên cứu chủ yếu sử dụng phương pháp giải tích thông thường [6-9]. Phương pháp mô phỏng số kết hợp giải tích hầu như chưa được sử dụng nhiều. Đối tượng nghiên cứu chủ yếu là các loại bom thả từ máy bay có độ cao thả khả lớn. Nội dung nghiên cứu chủ yếu là quỹ đạo chuyển động của bom. Các kết quả vì thế cũng không cần chi tiết và độ chính xác quá cao.

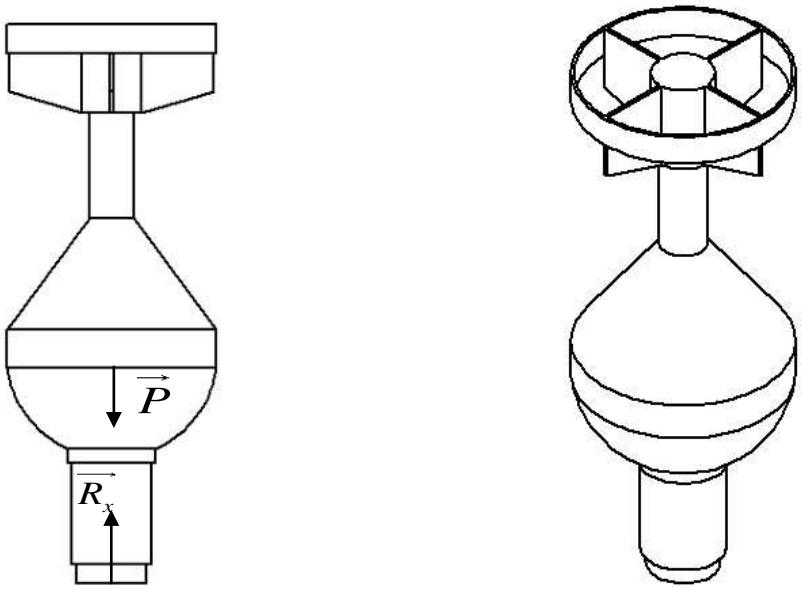
Những năm gần đây, sự phát triển của phương tiện bay không người lái làm xuất hiện loại đạn thả rơi từ UAV. Loại đạn này đã và đang được sử dụng rất phổ biến trong các cuộc chiến tranh. Tuy nhiên nghiên cứu kỹ lượng về chuyển động của loại đạn này thì lại chưa được chú trọng nhiều mặc dù các tham số chuyển động của nó có vai trò rất quan trọng trong thiết kế đạn và ngòi tương ứng. Đây cũng là lý do lựa chọn nội dung nghiên cứu của bài báo này.

2. Phương pháp, cơ sở lý thuyết và mô hình tính toán

Để nghiên cứu chuyển động rơi của đạn, bài báo sử dụng kết hợp các phương pháp khác nhau để giải. Sau đó các kết quả được đem ra so sánh và đánh giá.

• Giả thiết và mô hình

Mô hình đạn rơi được thể hiện như hình 1. Giả thiết rằng trong quá trình đạn chuyển động, góc chương động luôn bằng không (đạn rơi thẳng đứng, toàn bộ lực cản không khí là lực cản chính diện R_x); Bỏ qua sự không đối xứng của đạn so với trục dọc và coi chuyển động khối tâm đạn như một chất điểm có khối lượng bằng khối lượng đạn. Quá trình rơi, đạn chịu tác dụng của 2 lực: lực cản không khí R_x và trọng lực P.



Hình 1. Mô hình đạn thả rơi

• *Đạn rơi tự do*

Trong trường hợp tốc độ chuyển động của đạn nhỏ có thể bỏ qua lực cản không khí hay không, bài báo xét chuyển động rơi của đạn khi chỉ chịu tác dụng của lực trọng trường. Các phương trình chuyển động của vật thể rơi tự do được áp dụng cho trường hợp này:

$$h = \frac{1}{2}gt^2; \quad v = gt; \quad v^2 = 2gh \tag{1}$$

Trong đó: h là độ cao rơi, g là gia tốc trọng trường, t, v là thời gian và tốc độ rơi.

• *Lý thuyết thuật phóng ngoài*

Lý thuyết thuật phóng ngoài đã được sử dụng rất phổ biến để khảo sát chuyển động của đạn[10]. Theo đó khi đạn rơi sẽ chịu thêm lực cản của không khí. Hệ phương trình chuyển động của đạn như sau:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = R_x - g \\ \dfrac{dh}{dt} = v \end{cases} \tag{2}$$

Lực cản không khí xác định theo công thức:

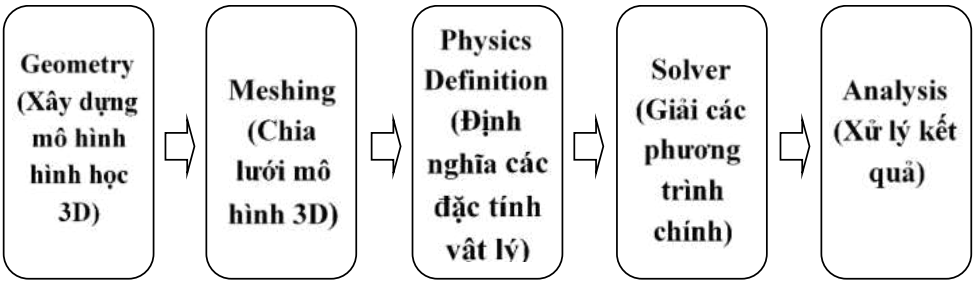
$$R_x = \frac{\rho v^2}{2} s C_x \left(\frac{v}{a}\right) \tag{3}$$

Trong đó: ρ là mật độ không khí, s là tiết diện Miđen của đạn, C_x là hệ số lực cản chính

diện, $C_x = 0,136$ [10].

• *Phương pháp mô phỏng số*

Về bản chất, phương pháp này cũng giống như phương pháp lý thuyết thuật phóng ngoài, chỉ khác ở cách xác định hệ số lực cản C_x. Hệ số lực cản trong phương pháp này sẽ được xác định ở một số giá trị vận tốc khác nhau thông qua mô phỏng số, sau đó hàm số lực cản theo tốc độ $C_x(v)$ được thiết lập theo công thức gần đúng. Thuật toán giải bài toán khí động của đạn thể hiện trong hình 2.



Hình2. Sơ đồ thuật toán giải bài toán khí động

Để xác định giá trị lực cản thông qua mô phỏng được chính xác yêu cầu phải lựa chọn được các thông số cài đặt cho bài toán. Theo đó số phần tử được tạo ra phải đủ lớn để kết quả hội tụ (đạt được độ chính xác) nhưng không được quá lớn để tối ưu thời gian tính toán. Mô hình dòng chảy rối k-ε theo nghiên cứu sẽ phù hợp với điều kiện chuyển động của đạn. Kết quả chia lưới mô hình tính toán được thể hiện như trong hình 3.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Các thông số đầu vào

Để đánh giá ảnh hưởng của phương pháp tính, cỡ đạn và khối lượng đầu đạn đến thời gian và tốc độ đạn khi rơi, bài báo tính toán đạn rơi với ba giá trị về cỡ đạn (118, 140, 180 mm), mỗi cỡ đạn sẽ tính cho các giá trị khối lượng khác nhau (0,5;1;....;4,5; 5 kg).

3.2. Kết quả và thảo luận

Hình 3 là lưới phần tử của đạn và minh hoạ kết quả mô phỏng số với đạn khi rơi. Ban đầu, bài báo tính toán cho đạn có cỡ 118mm. Sau khi mô phỏng cho một số giá trị tốc độ rơi (bảng 1) và dùng hàm xấp xỉ thu được hàm lực cản chính diện như sau:

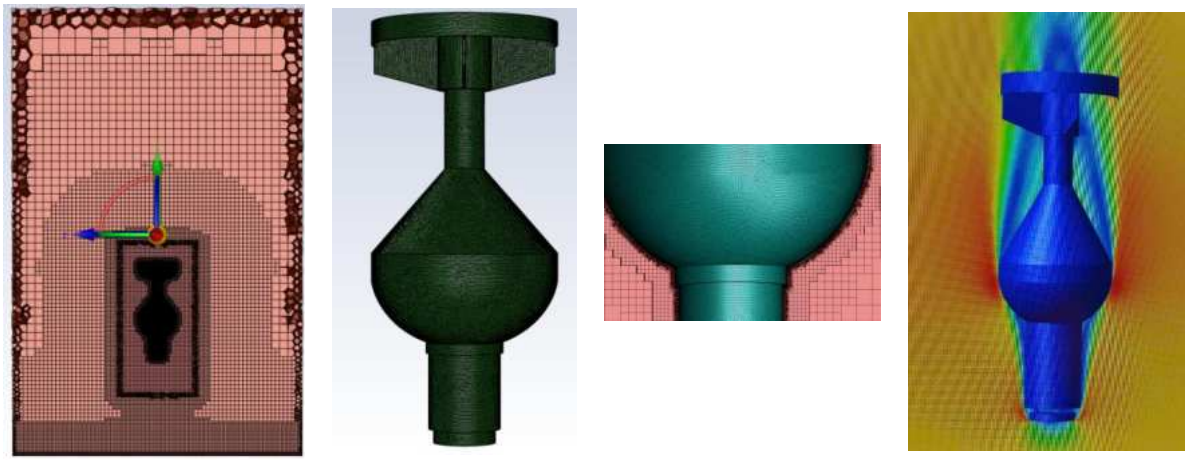
$$Cx = -0,0003.v + 0,4265 \quad (3)$$

Nhận thấy rằng ở dải vận tốc thấp giá trị hệ số lực cản theo mô phỏng số lớn hơn khá nhiều so với hệ số lực cản trong lý thuyết thuật phóng ngoài. Nếu tốc độ đạn càng lớn lên thì các hệ số lực cản càng tiến lại gần nhau.

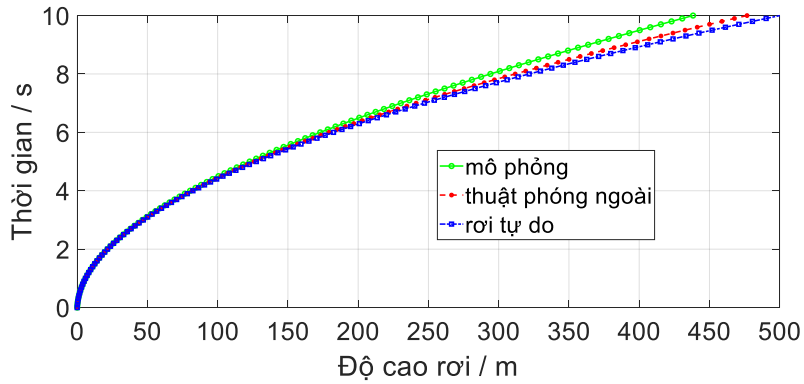
Bảng 1. Hệ số lực cản theo tốc độ của đạn cỡ 140mm

Tốc độ đạn rơi (m/s)	10	20	30	40	50	60	70	80
Hệ số lực cản C_x	0,407	0,401	0,401	0,40	0,399	0,398	0,397	0,39

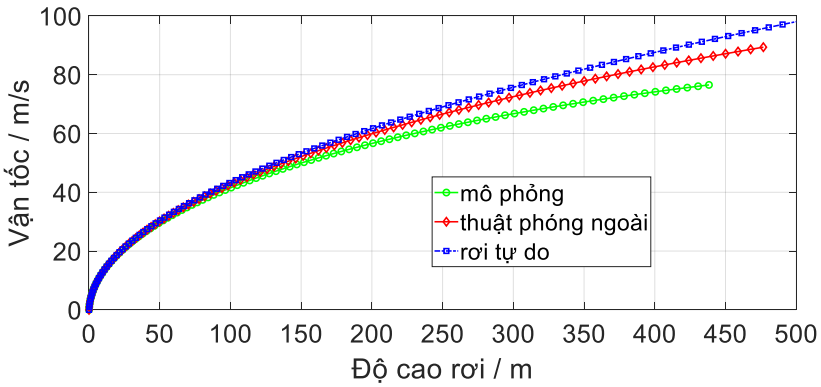
Hình 4 và hình 5 thể hiện mối quan hệ giữa thời gian và tốc độ đạn theo chiều cao rơi. Ở độ cao không lớn thời gian và tốc độ đạn không khác nhau nhiều ở 3 phương pháp tính. Tuy nhiên khi tăng độ cao thì sự sai khác thể hiện rất rõ ràng.



Hình 3. Chia lưới mô hình và kết quả mô phỏng tính toán



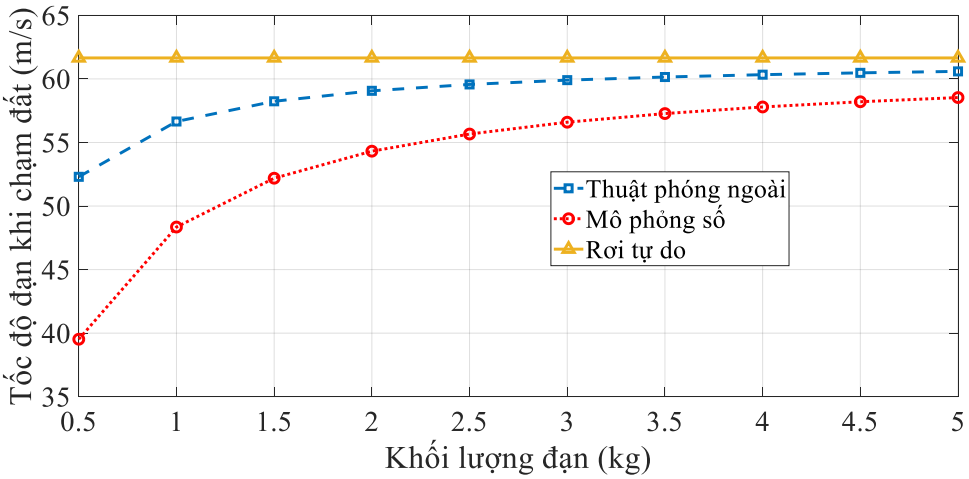
Hình 4. Mối quan hệ giữa thời gian và độ cao rơi



Hình 5.Mối quan hệ giữa tốc độ khi đạn chạm đất và độ cao rơi

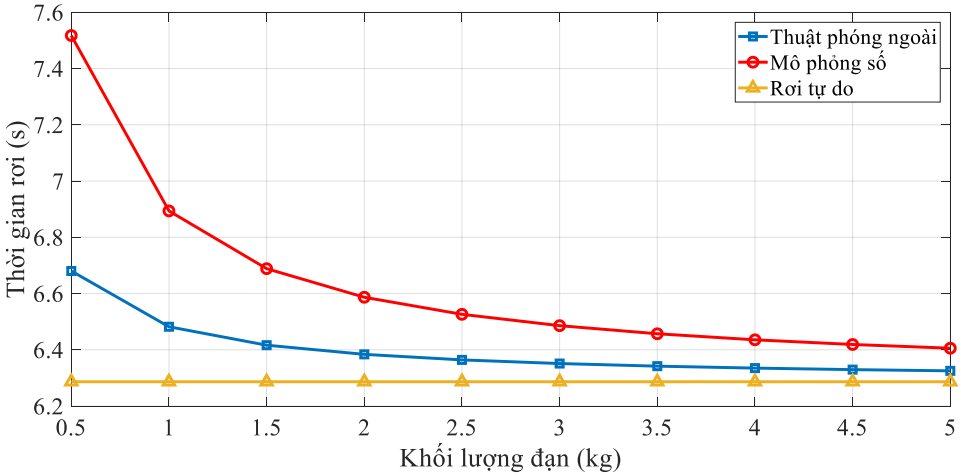
➢ Khối lượng đạn thay đổi

Để khảo sát kỹ hơn quy luật rơi, bài báo xem xét quá trình rơi của đạn khi khối lượng đạn thay đổi. Dải khối lượng từ 0,5 kg đến 5 kg đã được đưa và tính toán. Theo kết quả thu cho thấy khối lượng đạn càng lớn thì ảnh hưởng của lực cản đến quá trình rơi của đạn càng ít. Ở dải khối lượng nhỏ sự kết quả tính toán ở ba phương pháp khác nhau rõ rệt (hình 5, hình 6). Do đó muốn đạt được độ chính xác cao nhất thiết phải lựa chọn phương pháp tính toán hợp lý đặc biệt với các loại đạn có khối lượng nhẹ.



Hình 6. Tốc độ đạn chạm đất theo khối lượng

Ở *0,5 kg*, sai lệch kết quả giữa phương pháp mô phỏng so với phương pháp lý thuyết thuật phóng ngoài và rơi tự do tương ứng là *36%* và *24%* (đối với tốc độ chạm đất của đạn), *16,4%* và *11,1%* (đối với thời gian rơi). Với sai số này rõ ràng kết quả không thể sử dụng để thiết kế uy lực sát thương cận đích và ngòi hẹn giờ cho đạn được. Khi tăng khối lượng đạn lên *5 kg* thì sai số này còn lại tương ứng là *5%* và *3,4%* (đối với tốc độ chạm đất của đạn), *1,86%* và *1,25%* (đối với thời gian rơi).



Hình 7. Thời gian rơi của đạn theo khối lượng

Để đánh giá ảnh hưởng của cả khối lượng và kích thước đạn, bài báo khảo sát quá trình rơi của đạn trong trường hợp đạn có cỡ 118mm, 140mm và khối lượng 2kg, 4kg. Do các yếu tố này không ảnh hưởng đến chuyển động rơi tự do nên trong khảo sát này chỉ dùng lý thuyết thuật phóng ngoài và mô phỏng số để tính toán.

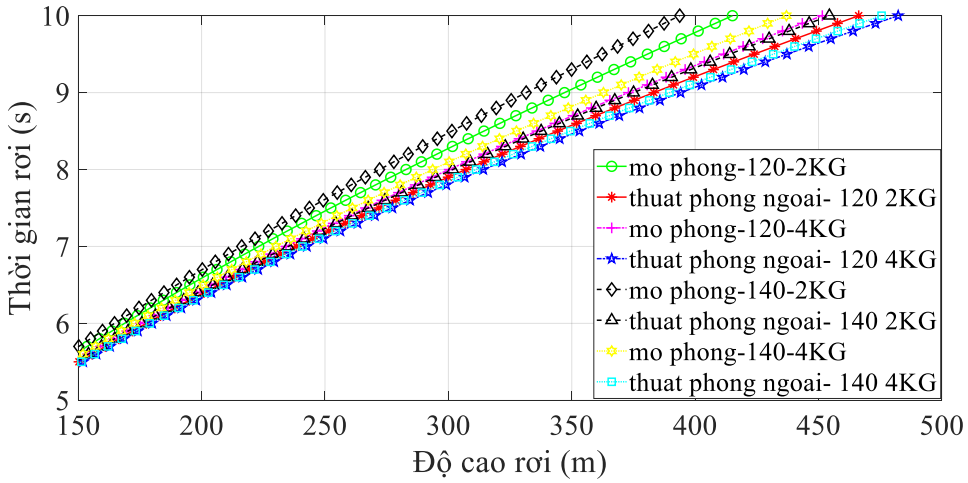
Với đạn cỡ 140mm, tính toán tương tự cũng thu được các giá trị hệ số lực cản tương ứng với tốc độ rơi như bảng 2. Các giá trị này rất sát nhau nên lấy C_x=*0,4* để tính chuyển động của đạn.

Theo kết quả thể hiện trong hình 8 và hình 9, có thể đưa ra một số nhận xét sau. Khi thay đổi bất kỳ tham số nào (khối lượng hoặc kích thước) thì các tham số đặc trưng cho quá trình đạn rơi (thời gian rơi và tốc độ chạm đất) đều thay đổi đáng kể, đặc biệt là ở độ cao rơi lớn.

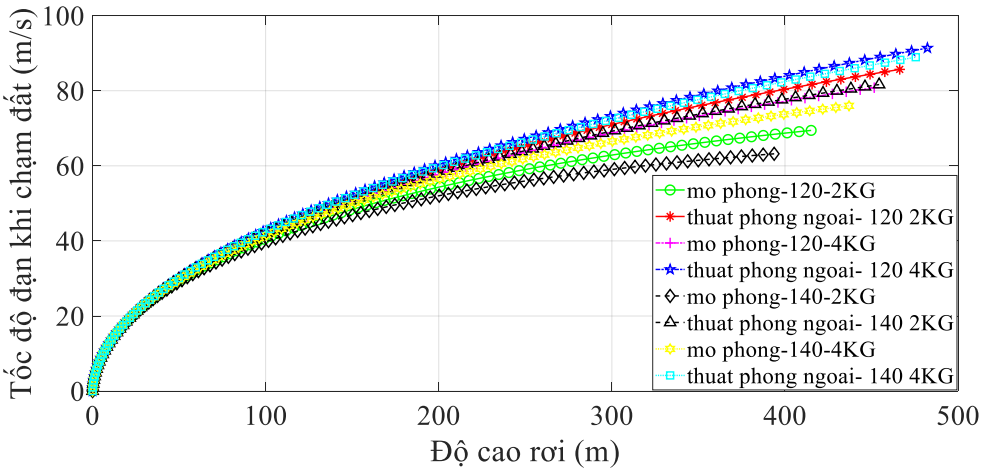
Khi tăng cỡ đạn thì ảnh hưởng của khối lượng đến tốc độ chạm đất của đạn sẽ tăng. Ngược lại, nếu tăng khối lượng thì tốc độ chạm đất của đạn sẽ ít phụ thuộc vào cỡ đạn hơn (hình 8). Do tốc độ chạm đất và thời gian rơi có mối quan hệ biện chứng với nhau nên ảnh

hưởng của khối lượng và cỡ đạn lên thời gian rơi cũng giống như đối với tốc độ đạn chạm đất (hình 9).

Như vậy có thể thấy khi thay đổi bất cứ tham số nào của đạn thả rơi cũng cần thiết phải tính toán lại các đặc trưng chuyển động của đạn trong quá trình rơi nếu muốn có được kết quả đạt độ chính xác cao.



Hình 8. Thời gian rơi của đạn với các tham số khác nhau



Hình 9. Tốc độ chạm đất của đạn với các tham số khác nhau

4. Kết luận

Bài báo khảo sát quá trình rơi của đạn lắp trên UAV, trong đó tập trung vào thời gian rơi và tốc độ đạn khi chạm đất là. Đây là các dữ liệu quan trọng cho các nghiên cứu liên quan như độ bền va chạm, vận tốc mảnh văng khi nổ cận đích, thiết kế ngòi cận đích và chạm nổ,...Nội dung bài báo cũng đi sâu vào khảo sát ảnh hưởng của kích thước (cỡ) và khối lượng đạn đến thời gian và tốc độ đạn. Chuyển động của đạn được giải quyết khi cho lực cản không khí không tồn tại, hệ số lực cản lấy theo lý thuyết thuật phóng ngoài và hệ số lực cản thu được từ mô phỏng số. Một số kết luận được đưa ra sau các kết quả tính toán, khảo sát như sau:

- Phương pháp tính toán ảnh hưởng lớn đến kết quả tính toán. Mặc dù phương pháp mô phỏng số được đánh giá là hiện đại và có độ chính xác cao nhưng cũng cần phải có thêm các thực nghiệm để kiểm chứng các kết quả tính toán. Trong cùng một điều kiện thả rơi và cùng một loại đạn (cùng khối lượng, hình dạng, kích thước,...) thì kết quả tính toán trong điều kiện rơi tự do, dùng hệ số lực cản của giáo trình thuật phóng ngoài và hệ số lực cản thu được từ mô phỏng khí động có sự khác nhau đáng kể. Cụ thể, với độ cao rơi không lớn thì sự khác sai khác

khá nhỏ nhưng khi độ cao rơi tăng lên thì sự khác biệt rất rõ rệt.

- Kích thước (cỡ) và khối lượng đạn cũng ảnh hưởng không nhỏ đến các tham số chuyển động của đạn. Khi thay đổi các tham số này sẽ làm thay đổi hoàn toàn các đặc trưng chuyển động rơi của đạn.

Như vậy có thể thấy nếu độ cao thả đạn không lớn thì có thể dùng các công thức đơn giản để tính toán sơ bộ chuyển động của đạn. Nếu đạn được thả ở các độ cao lớn hơn thì phải chọn phương pháp tính có độ tin cậy cao và các tham số của đạn cũng phải được lựa chọn một cách cụ thể, chính xác.

Tài liệu tham khảo

[1] Trần Văn Định, (2005). Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân. Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.

[2] Tang, Y., H. Zhang, and G. Xu, (2013). Engineering calculation and numerical simulation of rocket erodynamic characteristics based on MATLAB and ANSYS. **37**: p. 682-686.

[3] Ko, A., et al., (2020). Prediction and Analysis of the Aerodynamic Characteristics of a Spinning Projectile Based on Computational Fluid Dynamics. International Journal of Aerospace Engineering. **2020**: p. 1-12.

[4] Tran, T.H., Xuan Son Bui, and D. Anh Le, (2022). Influence of Spike-Nosed Length on Aerodynamic Drag of a Wing-Projectile Model. Advances in Military Technology. **17**(1): p. 12.

[5] Đoàn Mạnh Trường, Nguyễn Tuyển Vũ, et al., (2024). Nghiên cứu đặc tính động lực học của đầu đạn ổn định bằng cánh BK-13 bằng phương pháp mô phỏng số. hội nghị cơ học toàn quốc. Kỷ niệm 45 năm thành lập Viện Cơ học, Hà Nội, p. 11.

[6] Attallah, A., et al., (2015). Modeling and Simulation for Free Fall Bomb Dynamics in Windy Environment. International Conference on Aerospace Sciences and Aviation Technology. **16**: p. 1-12.

[7] Infantono, A., R. Ferdiana, and R. Hartanto. Computer Vision for Determining Trajectory and Impact Position of Fighter-Aircraft Bombing. in 2023 3rd International Conference on Electronic and Electrical Engineering and Intelligent System (ICE3IS). 2023.

[8] Jian, Y., Y.Y. Tian, and G.Z. Yu, Simulating and Testing on Trajectory for Bomb with Parachute under Low Altitude Condition. Advanced Materials Research, 2011. **339**: p. 670-675.

[9] Qizhong, L., W. Ye, and W. Zhongqi, [2017]. Influencing Factors of Parachute-non-Bomb Trajectory in the Fuel-Air Explosives. in 2017 Second International Conference on Mechanical, Control and Computer Engineering (ICMCCE).

[10] Nguyễn Đình Sại, (2005). Thuật phóng ngoài, Học viện Kỹ thuật quân sự: Học viện Kỹ thuật quân sự.

Research on the motion of projectiles dropped from UAVs

Abstract: This paper presents the method and results of calculation and investigate of the process of bomb falling under the effect of gravity. Accordingly, the problem is calculated in three cases: Application of external launch algorithm theory to solve the falling motion of bomb; Use Ansys fluent software to determine aerodynamic characteristics and then calculate the moving elements of the bomb; Solve the free fall bomb problem. These results were then compared and evaluated. In addition, the effect of bomb dimension on drop process was also investigated in the above ways. The research results obtained provide important data in the calculation and design of proximity fuses and bombs that are mounted on UAVs, including: bomb body safety, bomb combat effectiveness, fuse safety mechanism, fuse sensor selection, time data that is installed in the active timer fuse.

Keywords: *bomb*; *process of bomb falling*.

Phân tích yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ, hướng đến sử dụng trong đạn phóng lựu chống UAV tầm thấp

Hoàng Xuân Thanh[1*], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Nguyễn Hải Minh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: thanh.hx96@gmail.com; Tel: 0348.093.211*

Tóm tắt

Trong chiến tranh hiện đại ngày nay, việc phát triển đạn chống UAV ngày càng trở nên quan trọng trong bối cảnh các phương tiện bay không người lái (UAV) đang ngày càng trở thành một phần không thể thiếu trong các hoạt động quân sự, an ninh và thậm chí cả các lĩnh vực dân dụng. Song song với việc phát triển loại đạn chống UAV thì việc phát triển ngòi đạn cũng rất cần thiết. Bài báo đã tìm hiểu, phân tích yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ và định hướng sử dụng ngòi hẹn giờ điện tử trong đạn phóng lựu chống UAV tầm gần. Thông qua tính toán xác định được thời gian bay của đạn đạt đỉnh quỹ đạo nhằm xác định được thời gian kích nổ hiệu quả ngòi đạn để sát thương UAV đạt kết quả tốt nhất. Dựa vào kết quả tính toán trong báo cáo và các tính năng tham khảo được từ tài liệu, có thể đề xuất một số phương án thiết kế, chế tạo, lựa chọn vật tư sản xuất phù hợp để chế tạo ngòi đạn đảm bảo chuyển đổi mục đích tác chiến của đạn phóng lựu từ chống bộ binh sang chống UAV tầm gần. Qua đó, đáp ứng được khả năng tác chiến trong điều kiện chiến tranh hiện đại ngày nay.

***Từ khóa**: Ngòi hẹn giờ; sơ đồ khối ngòi hẹn giờ; đạn phóng lựu chống UAV tầm thấp.*

1. Đặt vấn đề

Ngày này việc phát triển đạn chống UAV (Unmanned Aerial Vehicle) ngày càng trở nên quan trọng trong bối cảnh các phương tiện bay không người lái (UAV) đang ngày càng trở thành một phần không thể thiếu trong các hoạt động quân sự, an ninh và thậm chí cả các lĩnh vực dân dụng. Song song với việc phát triển loại đạn chống UAV thì việc phát triển ngòi đạn cũng rất cần thiết. Một số lý do làm cho việc phát triển đạn - ngòi chống UAV trở nên cấp thiết bao gồm:

+ Sự gia tăng sử dụng UAV trong chiến tranh và xung đột vũ trang: UAV có thể thực hiện các nhiệm vụ trinh sát, tấn công, thu thập thông tin, vận chuyển hàng hóa, và thậm chí tấn công mục tiêu với độ chính xác cao. Chúng có thể hoạt động trong các khu vực khó tiếp cận và tránh được sự phát hiện của radar. Các tổ chức quân sự và phi quân sự sử dụng UAV cho các mục đích khác nhau, từ do thám đến tấn công hỏa lực chính xác, điều này đặt ra một thách thức lớn đối với khả năng phòng thủ hiện tại.

+ Tính linh hoạt và chi phí thấp của UAV: UAV có thể được triển khai với chi phí thấp và dễ dàng thay đổi chiến thuật, giúp kẻ thù tận dụng những ưu thế chiến lược mà không cần đầu tư quá nhiều vào các hệ thống vũ khí đắt đỏ. Các UAV cỡ nhỏ và siêu nhỏ ngày càng trở nên phổ biến, khó bị phát hiện và dễ dàng tấn công mục tiêu, đặc biệt là trong các môi trường đô thị hoặc khu vực có sự phòng thủ hạn chế.

+ Khả năng chống UAV hiện tại chưa hiệu quả: Các hệ thống phòng thủ truyền thống, như tên lửa phòng không, máy bay chiến đấu, và các hệ thống tác chiến điện tử, có thể không hiệu quả trong việc đối phó với UAV cỡ nhỏ hoặc số lượng lớn. Các UAV có thể dễ dàng thay đổi vị trí, bay thấp để tránh radar, làm cho việc phát hiện và tiêu diệt chúng trở nên khó khăn hơn so với các mục tiêu truyền thống.

+ Mối đe dọa từ UAV trong các hoạt động dân sự và an ninh: UAV không chỉ là mối đe dọa trong chiến tranh mà còn trong các tình huống khủng bố, tội phạm, và các hành vi xâm phạm an ninh quốc gia. Các UAV có thể được sử dụng để vận chuyển chất nổ, vũ khí, hay các thiết bị giám sát bất hợp pháp. Các hệ thống phòng thủ chống UAV sẽ là công cụ quan trọng để bảo vệ cơ sở hạ tầng quan trọng, các sự kiện lớn, hay các khu vực nhạy cảm khỏi các cuộc tấn công bằng UAV.

+ Tiến bộ công nghệ và xu hướng tương lai: Công nghệ UAV đang ngày càng phát triển với các tính năng ngày càng tiên tiến như tự động hóa, trí tuệ nhân tạo, và khả năng phối hợp nhóm UAV (swarming). Điều này đòi hỏi các giải pháp phòng thủ phải không ngừng được cải tiến để đối phó với các mối đe dọa mới này. Việc phát triển đạn chống UAV sẽ cần phải theo kịp các xu hướng này, từ việc tiêu diệt UAV trong không gian ba chiều cho đến khả năng xử lý các hệ thống UAV số lượng lớn.

Tóm lại, phát triển đạn - ngòi chống UAV là một yếu tố quan trọng và cấp thiết trong bối cảnh môi trường chiến tranh và an ninh ngày nay. Việc bảo vệ các cơ sở hạ tầng chiến lược và đáp ứng mối đe dọa từ UAV đòi hỏi các hệ thống phòng thủ hiệu quả, linh hoạt và có thể đối phó với các UAV hiện đại ngày càng tinh vi hơn. Với các hệ súng – đạn phóng lựu hiện có trong biên chế việc phát triển ngòi để đảm bảo khả năng chống UAV tầm thấp là hoàn toàn khả thi, vừa tận dụng được trang bị hiện có trong biên chế nhưng vẫn đáp ứng yêu cầu tác chiến của chiến tranh hiện đại.

2. Phân tích yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ, hướng đến sử dụng trong đạn phóng lựu chống UAV tầm thấp

2.1. Yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ

Việc gây nổ đầu đạn trước khi gặp chướng ngại có thể gây bởi ngòi nổ tác dụng hẹn giờ hay không tiếp xúc. Ngòi nổ hẹn giờ thường bằng cơ khí, bằng thuốc cháy (bằng thuốc phóng) và bằng điện. Cùng với sự xuất hiện của ngòi châm lửa bằng thuốc phóng có các vòng thuốc hẹn giờ vào giữa thế kỉ XIX, người ta đã bắt đầu thiết kế cả các ngòi châm lửa bằng cơ khí, trong đó có các ngòi châm lửa dùng cơ cấu đồng hồ có hệ dao động kiểu thanh lắc có dây tóc xuất hiện vào năm 1908. Có thể nói rằng đi đôi với sự phát triển ngòi châm lửa hẹn giờ bằng thuốc phóng có các ngòi hẹn giờ, các ngòi châm lửa bằng cơ khí cũng đã được thiết kế ra, chúng có độ chính xác làm việc phức tạp hơn trong chế tạo và đắt hơn các ngòi châm lửa bằng thuốc phóng.

Trước đây, công dụng chính của ngòi châm lửa nói chung là gây nổ đạn (vào thời kỳ pháo nòng trơn) qua một khoảng thời gian nào đó sau khi bắn hoặc gây nổ đạn nhồi bi trên quỹ đạo. Mặc dù vai trò của đạn nhồi bi trong thời kỳ chiến tranh thế giới lần thứ nhất và sau khi kết thúc đại chiến giảm đi, nhưng sự quan tâm đối với ngòi châm lửa bằng cơ khí (ngòi nổ) dùng cơ cấu đồng hồ tăng lên do sự phát triển của không quân. Yêu cầu phải tạo ra pháo cao xạ có tầm bắn cực đại lớn và độ chính xác cao. Vào những năm đầu của chính quyền Xô viết đã chế tạo được những ngòi châm lửa dùng cơ cấu đồng hồ TM-1 và TM-2, ngòi nổ hẹn giờ cơ khí tăng lên do sự cần thiết tăng tầm bắn và tăng độ chính xác của một số kiểu bắn.

Tùy thuộc vào nguyên lý làm việc, ngòi hẹn giờ cơ khí có thể gây nổ đầu đạn trên quỹ đạo sau một khoảng thời gian bay chính xác hoặc là ngay sau khi đầu đạn thực hiện được một số vòng quay xác định quanh trục đạn. Các loại ngòi thứ nhất được gọi là ngòi thời gian, còn

các loại ngòi thứ hai gọi là ngòi số vòng quay. Ngày nay hầu hết các ngòi hẹn giờ cơ khí đang được sử dụng là ngòi thời gian. Chúng gồm các cơ cấu, bộ phận và thiết bị được lắp ráp trong thân ngòi và trong chóp gió.

Ngòi hẹn giờ là ngòi gây nổ đầu đạn tại một điểm nào đó trên quỹ đạo tương ứng với sự điều chỉnh ngòi (cắt ngòi) trước khi bắn. Phụ thuộc vào phương pháp tính thời gian ngòi hẹn giờ lại được phân thành các loại:

- Hẹn giờ bằng thuốc cháy: là những ngòi mà việc tính toán thời gian từ khi bắn tới khi gây nổ đầu đạn được thực hiện bằng quá trình đốt cháy các vòng thuốc cháy chậm ở đoạn dài hay ngắn và bắt đầu cháy tại thời điểm bắn. Khả năng hẹn giờ chính xác của ngòi phụ thuộc chủ yếu vào tốc độ cháy của thuốc cháy (thuốc hẹn giờ). Tốc độ cháy của thuốc cháy phụ thuộc vào: Tính chất lý, hóa của các thành phần, điều kiện môi trường khi cháy.

Những loại thuốc cháy hẹn giờ cơ bản thường sử dụng trong các ngòi hẹn giờ bằng thuốc cháy bao gồm:

+ Thuốc phóng đen, loại thuốc này có khả năng bắt lửa tốt, tốc độ cháy ổn định (trong điều kiện môi trường xác định), thông thường khoảng 10mm/s, điều này làm cho kết cấu của ngòi phải lớn. Để giảm tốc độ cháy trong chế tạo thường dùng thành phần cacbon ít nung kết hay thân của các loại gỗ cứng và trộn thêm các chất khác như: Colophan, nhựa thông, iditon, bakelit, paraphin, xerezin . Các thành phần đó thường chiếm khoảng (1 : 2) % và cho phép nhận được tốc độ cháy khoảng (5 + 7) mm/s.

Trong thực tế: khi bắn ở trận địa, tốc độ cháy phụ thuộc khá nhiều vào điều kiện môi trường (áp suất, nhiệt độ môi trường) mặt khác các thuốc cháy chậm thường hút ẩm mạnh, do vậy đặt ra yêu cầu bảo quản hết sức chặt chẽ.

+ Thuốc cháy ít sinh khí là thuốc cháy hỗn hợp cơ học .

Ví dụ: 19L gồm: 11% Sb_2Sg_3; 79% $BaCr0_4$; 10% $KCl0_4$. Đặc biệt, loại thuốc này khi cháy ít phụ thuộc vào sự thay đổi áp suất của môi trường xung quanh.

Tóm lại: tốc độ cháy của tất cả các loại thuốc hẹn giờ đều phụ thuộc vào tính chất lý hoá của từng thành phần, mật độ và điều kiện môi trường xung quanh. Do vậy, khi bảo quản tại các kho Quân khí đều phải áp dụng các biện pháp phòng nóng, ẩm thật tốt.

Khi tốc độ cháy của thuốc cháy hẹn giờ không đổi thì thời gian hẹn giờ phụ thuộc chính vào chiều dài của đường thuốc hẹn giờ nối từ hạt lửa của cơ cấu phát hoả tới kíp nổ (đối với ngòi gây nổ) hay liều thuốc tăng lửa (đối với ngòi châm lửa).

Nhược điểm chủ yếu của ngòi hẹn giờ là thời gian hẹn giờ kém chính xác, khó bảo quản lâu dài.

- Hẹn giờ bằng cơ cấu đồng hồ (cơ khí): là những ngòi dùng cơ cấu đồng hồ để tính thời gian từ khi bắn tới khi gây tác dụng cho đầu đạn.

Đặc điểm chung của nhóm ngòi này là có độ chính xác, độ tin cậy làm việc và độ bền tốt hơn ngòi hẹn giờ bằng thuốc cháy.

Những bộ phận chủ yếu của ngòi hẹn giờ cơ khí gồm:

* Cơ cấu đồng hồ:

- Cơ cấu này là cơ cấu giữ vai trò chủ yếu trong ngòi bao gồm :

- Động cơ - nguồn năng lượng để làm việc.

- Hệ truyền động bánh răng, điều tiết năng lương được giải phóng tới bộ phận điều chỉnh vận hành.

- Bộ phận điều chỉnh vận hành dùng để điều chỉnh chuyển động của cơ cấu đồng hồ với tốc độ trung bình không đổi.

* Bộ phận định giờ (Bộ phận điều chỉnh): Bộ phận này dùng để điều chỉnh thời gian hẹn giờ của ngòi trước khi bắn.

* Bộ phận cố định vị trí: Dùng để giữ bộ phận định giờ ở vị trí điều chỉnh ban đầu.

* Bộ phận khởi động: Dùng để giữ cho cơ cấu đồng hồ làm việc trước khi bắn và giải phóng cho cơ cấu này khi bắn.

* Bộ phận giải phóng cơ cấu va đập hẹn giờ: Dùng để giải phóng cơ cấu va đập hẹn giờ để nó làm việc ở thời điểm đã điều chỉnh.

* Cơ cấu va đập hẹn giờ: Dùng để tạo ra tia lửa hay xung nổ ở thời điểm đã định trên quỹ đạo.

- Hẹn giờ bằng điện tử: là ngòi dùng các mạch điện tử để đặt thời gian nổ, nó có độ chính xác cao về thời gian làm việc, phạm vi điều chỉnh rộng

Ngòi hẹn giờ hoạt động dựa trên các nguyên lý sau:

- Cơ chế đo thời gian:

+ Ngòi hẹn giờ cơ học sử dụng cơ chế đo thời gian bằng lò xo, bánh răng, đĩa quay,...

+ Ngòi hẹn giờ điện tử sử dụng mạch điện tử như dao động, đếm xung,... để đo và điều khiển thời gian.

- Cơ chế kích hoạt:

+ Khi thời gian đã được đặt đến giá trị cài đặt, ngòi hẹn giờ sẽ tạo ra tín hiệu kích hoạt để nổ mìn, phát súng, ...

+ Tín hiệu kích hoạt có thể là cơ khí (kích hoạt cơ học) hoặc điện (kích hoạt điện).

- Độ chính xác thời gian:

+ Ngòi hẹn giờ cần đạt độ chính xác cao về thời gian để kích hoạt đúng lúc.

+ Độ chính xác phụ thuộc vào cơ chế đo thời gian và các linh kiện điện tử/cơ khí.

Nguyên lý hoạt động cơ bản như vậy, cho phép ngòi hẹn giờ thực hiện được nhiệm vụ đặt ra.

Đối với ngòi hẹn giờ, yêu cầu chiến thuật và kỹ thuật thường tập trung vào khả năng đảm bảo độ chính xác, độ tin cậy và khả năng tương thích với các hệ thống vũ khí. Dưới đây là các yêu cầu kỹ thuật chính đối với ngòi hẹn giờ:

* Độ chính xác và độ tin cậy cao

- Xác định thời gian kích nổ chính xác: Ngòi hẹn giờ phải có khả năng cài đặt và duy trì thời gian nổ chính xác trong một phạm vi nhất định (Ví dụ: từ vài giây đến vài phút, tùy theo yêu cầu chiến thuật). Độ sai lệch thời gian phải rất nhỏ, thông thường chỉ trong phạm vi mili giây.

- Độ tin cậy cao: Ngòi hẹn giờ phải đảm bảo hoạt động ổn định và không bị hỏng hóc, chịu được các điều kiện khắc nghiệt như nhiệt độ cao, va đập mạnh, rung lắc hay độ ẩm cao.

* Khả năng chống nhiễu

- Khả năng hoạt động trong môi trường nhiễu: Ngòi hẹn giờ phải có khả năng chịu được các tác động của nhiễu điện tử hoặc các phương tiện tác chiến điện tử (ECM) có thể gây can thiệp vào việc kích hoạt ngòi.

- Chống tác động từ các yếu tố ngoại vi: Cần có khả năng chống lại các yếu tố gây tác động bất lợi từ môi trường như thay đổi nhiệt độ, độ ẩm, hay các tác động cơ học từ va đập.

* Tính năng hẹn giờ linh hoạt và dễ cài đặt

- Cài đặt thời gian dễ dàng: Ngòi hẹn giờ cần có tính năng điều chỉnh thời gian linh hoạt, dễ dàng cài đặt theo yêu cầu chiến thuật (Ví dụ: điều chỉnh thời gian nổ từ vài giây đến vài phút).

- Chế độ cài đặt an toàn: Ngòi hẹn giờ cần có chế độ an toàn khi chưa được cài đặt chính thức, tránh sự kích nổ sớm ngoài ý muốn, nhất là khi di chuyển hoặc bảo dưỡng.

* Khả năng tương thích với các loại đầu đạn khác nhau

- Tính tương thích với vũ khí: Ngòi hẹn giờ phải tương thích với các loại đạn dược, mìn, hoặc thiết bị vũ khí khác mà nó được lắp vào, từ đạn pháo đến đạn cối hay mìn đất.

- Khả năng làm việc trong nhiều điều kiện chiến đấu: Ngòi hẹn giờ cần có khả năng hoạt động trong mọi điều kiện môi trường, từ chiến tranh trên bộ đến chiến tranh đô thị, đảm bảo tính hiệu quả khi sử dụng trong các tình huống thực tế khác nhau.

* Khả năng hoạt động dưới các tác động ngoại lực

- Khả năng chống va đập và rung: Ngòi hẹn giờ cần được thiết kế để chống lại các tác động mạnh như va chạm khi vận chuyển hoặc tác động của lực nổ từ các vụ tấn công khác mà không ảnh hưởng đến khả năng hoạt động của nó.

- Khả năng chịu nhiệt độ khắc nghiệt: Ngòi hẹn giờ phải có khả năng hoạt động trong các điều kiện nhiệt độ cực cao hoặc thấp mà không bị hỏng hóc hoặc mất đi độ chính xác.

* Tính cơ học và điện tử ổn định

- Thiết kế cơ học và điện tử: Ngòi hẹn giờ phải có sự kết hợp giữa các hệ thống cơ học và điện tử đảm bảo tính ổn định trong suốt quá trình hoạt động. Việc sử dụng các vi mạch và linh kiện chất lượng cao là rất quan trọng để giảm thiểu rủi ro hỏng hóc.

- Dễ bảo trì và kiểm tra: Ngòi hẹn giờ cần phải có tính dễ dàng bảo dưỡng và kiểm tra để bảo đảm nó luôn sẵn sàng hoạt động khi cần thiết.

* Khả năng kích nổ đa dạng

- Khả năng kết hợp với các đầu đạn đặc biệt: Ngòi hẹn giờ có thể được kết hợp với các loại đầu đạn có tính năng đặc biệt như đầu đạn gây cháy, đầu đạn phân mảnh, hoặc đầu đạn chứa chất độc, để đạt được hiệu quả chiến thuật tối đa.

- Khả năng kích nổ theo nhiều cơ chế: Ngòi hẹn giờ có thể kết hợp với các cơ chế kích nổ khác như ngòi nổ áp suất, ngòi nổ quang học, hoặc ngòi nổ động học để nâng cao hiệu quả của đạn dược.

* Khả năng bảo vệ chống kích nổ sớm

- Bảo vệ khi vận chuyển và bảo quản: Ngòi hẹn giờ cần có cơ chế bảo vệ tránh kích hoạt khi đang vận chuyển hoặc bảo quản, đặc biệt khi vũ khí chưa được đưa vào tình trạng sẵn sàng chiến đấu.

- Hệ thống kích hoạt an toàn: Cần có cơ chế an toàn để đảm bảo ngòi chỉ được kích hoạt khi đến thời điểm đã được cài đặt hoặc khi mục tiêu đạt được khoảng cách hoặc vị trí cần thiết.

* Đảm bảo khả năng tiêu diệt mục tiêu hiệu quả

- Độ tin cậy trong điều kiện chiến đấu: Ngòi hẹn giờ cần phải có khả năng hoạt động với tỷ lệ thành công cao, không bị lỗi hay kích nổ không mong muốn, đảm bảo tính hiệu quả trong tác chiến.

Những yêu cầu kỹ thuật trên đảm bảo rằng ngòi hẹn giờ sẽ hoạt động chính xác, hiệu quả và có độ tin cậy cao trong môi trường chiến tranh thực tế, đáp ứng được nhu cầu chiến thuật của các lực lượng vũ trang.

2.2. Sử dụng ngòi hẹn giờ trong đạn phóng lựu chống UAV tầm thấp

Đạn phóng lựu chủ yếu là các loại đạn được sử dụng cho súng phóng lựu, một trong những vũ khí hỗ trợ quan trọng trong tác chiến bộ binh. Các loại đạn này thường có những tính năng như có khả năng tấn công mục tiêu ở xa, tiêu diệt bộ binh, xe cộ hoặc các công sự của đối phương. Trong Quân đội ta hiện nay, hệ súng – đạn phóng lựu phổ biến dùng trong bộ binh là súng phóng lựu M79. Trên nguyên mẫu súng M79 của Mỹ, Việt Nam đã tự sản xuất súng M79VN (tên khác là SPL40) được bổ sung một số tính năng như thay vật liệu gỗ bằng plastic, gắn thêm kính ngắm. Kính ngắm dùng cho súng phóng lựu M79 giúp cho súng ngắm bắn nhanh và chính xác hơn so với dùng thước ngắm thông thường. Trong khuôn khổ nghiên cứu của bài báo, cụ thể đến việc sử dụng ngòi hẹn giờ trong đạn M79 sát thương Việt Nam để chống UAV tầm thấp. Qua đó xây dựng được các thông số kỹ thuật cơ bản: Thời gian hẹn giờ của ngòi, khả năng tác chiến chống UAV của đạn khi dùng ngòi hẹn giờ,…

Đối với tác chiến chống UAV là tác chiến trên không, để tính toán được góc bắn hiệu quả của súng cần phải tham chiếu góc bắn của các loại pháo phòng không tầm thấp hiện nay như: Pháo cao xạ 23mm, pháo cao xạ 37mm,… Qua nghiên cứu, góc bắn hiệu quả khi chống lại các mục tiêu trên không từ 30 – 80 độ. Căn cứ vào thông số góc bắn xây dựng được bảng bắn của súng M79 đối với từng góc bắn.

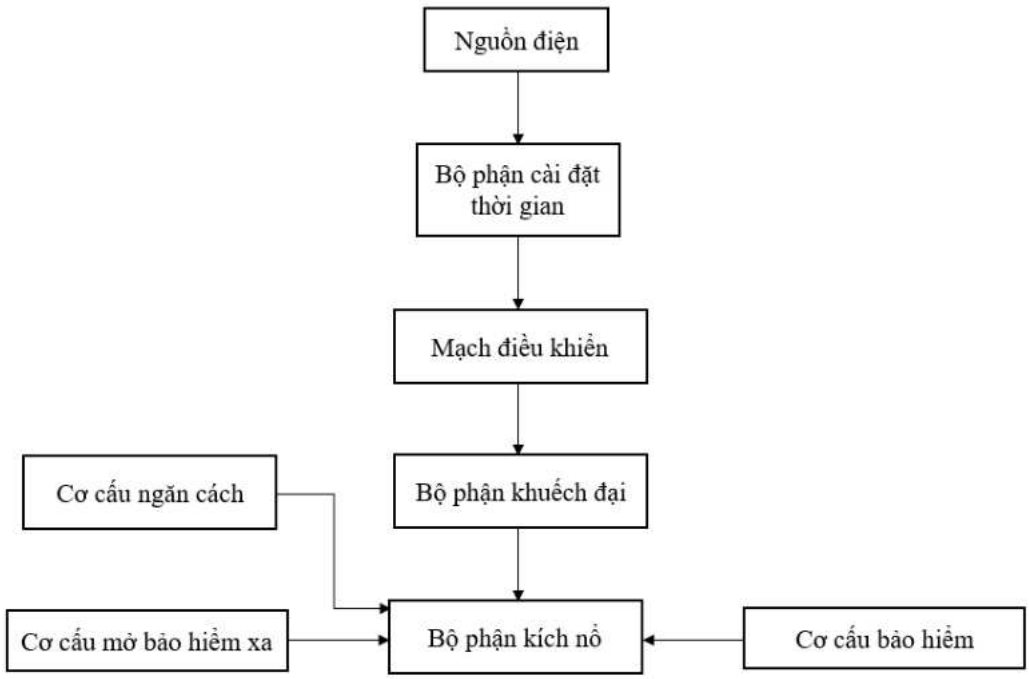
Bảng 1. *Thông số tương ứng với các góc bắn của súng M79*

Góc bắn (độ)	**Tầm bắn (m)**	**Đỉnh quỹ đạo (m)**	**Thời gian bay (s)**	**Thời gian bay đến Y_{max} (s)**
30	336,803	57,176	6,80	3,26
35	353,956	73,647	7,73	3,69
40	361,763	90,820	8,59	4,08
45	360,003	108,238	9,37	4,45
50	349,925	125,455	10,10	4,79
55	331,038	143,033	10,75	5,09
60	303,794	157,542	11,32	5,36
65	268,836	171,572	11,82	5,60
70	226,480	183,729	12,24	5,80
75	177,286	193,652	12,57	5,97

Góc bắn (độ)	Tầm bắn (m)	Đỉnh quỹ đạo (m)	Thời gian bay (s)	Thời gian bay đến Y_{max} (s)
80	122,208	201,018	12,81	6,09
85	62,519	205,562	12,96	6,16

Để đạt hiệu quả chống mục tiêu UAV tốt nhất cần phụ thuộc vào các yếu tố như: Cấu tạo của đầu đạn, thời gian hẹn giờ của ngòi đạn,… Thời gian hẹn giờ của ngòi phải đảm bảo kích nổ khi đạn tại vị trí đỉnh của quỹ đạo bay. Căn cứ vào các thông số của Bảng 1, thời gian trung bình để đạn đạt đến vị trí đỉnh của quỹ đạo bay là 5,028 giây. Để cài đặt thông số thời gian kích nổ ngòi đạn có thể sử dụng ngòi hẹn giờ bằng thuốc cháy hoặc ngòi hẹn giờ điện tử. Tuy nhiên, đối với ngòi hẹn giờ bằng thuốc cháy khả năng hẹn giờ chính xác của ngòi phụ thuộc chủ yếu vào tốc độ cháy của thuốc cháy (thuốc hẹn giờ). Tốc độ cháy của thuốc cháy phụ thuộc vào: Tính chất lý, hóa của các thành phần, điều kiện môi trường khi cháy. Các yếu tố trên ảnh hưởng lớn đến khả năng hoạt động chính xác của ngòi. Để nâng cao khả năng hoạt động chính xác của ngòi đạn nên sử dụng ngòi hẹn giờ điện tử. Ưu điểm của loại ngòi này là dùng các mạch điện tử để đặt thời gian nổ, nó có độ chính xác cao về thời gian làm việc, phạm vi điều chỉnh rộng nhưng yêu cầu trong gia công, chế tạo khắt khe nên giá thành cao.

Sơ đồ khối của ngòi hẹn giờ điện tử sử dụng trong đạn phóng lựu.



+ Nguồn điện: Cung cấp năng lượng cho toàn bộ hệ thống (Pin, nguồn điện ngoài,…)

+ Bộ phận cài đặt thời gian: Sử dụng đồng hồ điện tử (Quá trình cài đặt thời gian có thể thông qua phần mềm hoặc cài đặt trực tiếp bằng cơ cấu đồng hồ điện tử).

+ Mạch điều khiển: Nhận tín hiệu từ bộ phận cài đặt thời gian và xử lý đưa ra lệnh kích hoạt bộ phận khuếch đại.

+ Bộ phận khuếch đại: Tăng cường tín hiệu từ mạch điều khiển để đủ công suất kích hoạt bộ phận kích nổ.

+ Bộ phận kích nổ: Gây nổ hoàn toàn ngòi (Có thể gồm cầu chì điện, kíp nổ hoặc hệ

thống đánh lửa để thực hiện gây nổ).

3. Kết quả và thảo luận

Bài báo đã tìm hiểu, phân tích yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ và định hướng sử dụng ngòi hẹn giờ điện tử trong đạn phóng lựu chống UAV tầm gần. Thông qua tính toán xác định được thời gian bay của đạn đạt đỉnh quỹ đạo nhằm xác định được thời gian kích nổ hiệu quả ngòi đạn để sát thương UAV đạt kết quả tốt nhất.

Dựa vào kết quả tính toán trong báo cáo và các tính năng tham khảo được từ tài liệu, có thể đề xuất một số phương án thiết kế, chế tạo, lựa chọn vật tư sản xuất phù hợp để chế tạo ngòi đạn đảm bảo chuyển đổi mục đích tác chiến của đạn phóng lựu từ chống bộ binh sang chống UAV tầm gần. Qua đó, đáp ứng được khả năng tác chiến trong điều kiện chiến tranh hiện đại ngày nay. Xây dựng quy trình thử nghiệm để đánh giá đầy đủ và tin cậy khả năng làm việc của ngòi, từng bước khẳng định tính hiệu quả của phương án thiết kế.

4. Kết luận

Trên cơ sở các nội dung phân tích yêu cầu chiến – kỹ thuật ngòi hẹn giờ và tính toán xác định được thời gian bay của đạn đạt đỉnh quỹ đạo nhằm xác định được thời gian kích nổ hiệu quả ngòi đạn để sát thương UAV đạt kết quả tốt nhất. Thông qua kết quả tính toán đã định hướng, đề xuất sử dụng ngòi hẹn giờ điện tử trong đạn phóng lựu chống UAV tầm gần. Đây là cơ sở để đề xuất một số phương án thiết kế, chế tạo, lựa chọn vật tư sản xuất phù hợp để chế tạo ngòi đạn đảm bảo chuyển đổi mục đích tác chiến của đạn phóng lựu từ chống bộ binh sang chống UAV tầm gần. Qua đó, đáp ứng được khả năng tác chiến trong điều kiện chiến tranh hiện đại ngày nay.

Lời cảm ơn

Tác giả xin gửi lời cảm ơn sâu sắc tới Thầy giáo - PGS. TS Phạm Đức Hùng đã hướng dẫn và giúp đỡ tác giả hoàn thành nội dung bài báo này.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng G.V Barbashov, 2009, Độ tin cậy ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

2. Phạm Đức Hùng, 2009, Độ tin cậy ngòi đạn, Học viện kỹ thuật Quân sự.

3. Vũ Văn Lâm, 1999, Ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

4. Vũ Văn Lâm, 2008, Nguyên lý kết cấu và tính toán thiết kế ngòi đạn. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

5. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), "*Thuật phóng trong",* Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

6. Học viện Kỹ thuật Quân sự (2022), "*Thuật phóng ngoài",* Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội

Analysis of war requirements – timer techniques, towards use in low range anti-uav grenade promotions

Abstract: *In today's modern warfare, the development of anti-UAV ammunition is becoming increasingly important in the context of unmanned aerial vehicles (UAVs) becoming an indispensable part of military, security and even civil operations. Along with the development of anti-UAV ammunition, the development of ammunition fuses is also essential. The article has studied and analyzed the combat and technical requirements of timed fuses and the orientation of using electronic timed fuses in short-range anti-UAV grenade launchers. Through calculation, the time of flight of the projectile reaches the peak trajectory to determine the effective detonation time of the projectile to achieve the best results in killing UAVs. Based on the calculation results in the report and the reference features from the document, it is possible to propose a number of design, manufacturing, and selection of appropriate production materials to manufacture the projectile to ensure the conversion of the combat purpose of the grenade launcher from anti-infantry to anti-short-range UAVs. Thereby, meeting the combat capability in today's modern warfare conditions.*

Keywords: *Timed fuse; block diagram of timed fuse; low-altitude anti-UAV grenade launcher.*

Determination of the solubility of organic compounds using a laser monitoring observation technique

Cao Van Vu, Hoang Trung Huu

Faculty of Special Equipment, Le Quy Don Technical University

Email: hoanghuu@lqdtu.edu.vn; Contact number: 0964938161

Abstract

Solubility is a fundamental property of organic compounds that significantly influences their behavior and applications across various fields, including chemistry, pharmaceuticals, environmental science, and materials engineering. Understanding solubility is crucial, as it determines how substances dissolve in solvents, impacting their bioavailability, reactivity, and stability. Additionally, solubility is essential in designing industrial processes, such as crystallization and extraction, which guides the selection of suitable solvents and processing conditions. The laser monitoring observation technique has been used as one of the most accurate and modern techniques available today. In this study, the solubility of several typical organic compounds, such as Hexogen (RDX), Octogen (HMX), and Pentaerythritol Tetranitrate (PETN), is determined in acetone and ethanol at "T = 298.15 to 323.15 K" and "p = 0.1 MPa" using a laser observation technique. The results showed that the experimental solubility of HMX, RDX, and PETN in acetone and ethanol was quite close to the previously published data. In addition, the semi-empirical Van't Hoff equation was also used to model and calculate the obtained experimental values.

Keywords: *Solubility, laser monitoring observation technique, RDX, HMX, PETN.*

1. Introduction

Nowadays, alongside the advancement of science and technology, the field of chemical research increasingly focuses on gaining deeper insights into the properties and applications of chemical substances. In this domain, solubility plays a critical role in the design and synthesis of new compounds, understanding their nature, and optimizing production processes. Solubility is not only a measure of the ability of a substance to dissolve in a solvent under specific conditions but also reflects the complex interactions between solute and solvent molecules. Determining the solubility of organic compounds is crucial in various fields, including chemical research, pharmaceuticals, industry, energetic materials, and environmental protection.

Currently, numerous methods are available for determining the solubility of a substance in a solvent, such as visual observation methods [1], electrical conductivity [2], or pH measurement [3]. However, these methods have limitations, requiring complex procedures, high-precision equipment (e.g., electrical conductivity and pH), or exhibiting significant errors (e.g., visual observation methods).

In recent years, laser observation techniques have emerged as one of the modern methods for determining the solubility of organic compounds [4-6]. This method utilizes the principle of laser scattering to monitor the transparency of solutions and the changes in light intensity as the system approaches the saturation threshold. Compared to traditional methods, the laser observation technique offers high accuracy and real-time monitoring capabilities, significantly minimizing interference with the research environment.

Nitrogen-containing organic compounds are widely used in pharmaceuticals, dyes, and high-energy materials. The solubility of these compounds in pure solvents and solvent mixtures is vital for manufacturing, crystallizing, and recrystallizing them into desired shapes and sizes. High-energy organic compounds such as Octogen (HMX), Hexogen (RDX), and Pentaerythritol Tetranitrate (PETN) have been industrially produced on a large scale, and their properties, including solubility in various solvents, have been extensively studied. However, the solubility data for these compounds were determined long ago using classical methods. Moreover, the reported solubility values for these compounds in the available references show significant discrepancies [7-10].

This study presents the solubility determination technique using the laser observation method. Additionally, the solubility of compounds such as HMX, RDX, and PETN is determined in several pure solvents, such as acetone and ethanol at temperature "T = 298.15 to 323.15 K" and pressure "p = 0.1 MPa". The results of this study aimed to validate the accuracy of the solubility determination method used and serve as experimental data for computational modelling using the Van't Hoff equation.

2. Experimental

2.1. Chemical

HMX, RDX, and PETN were synthesized following previously published methods at the Le Quy Don Technical University laboratory. The chemicals were recrystallized three times in acetone to achieve high purity. Before the experiments, the substances were dried in a drying oven at 60°C for 6 hours and then stored in a desiccator.

The solvents used in this study included acetone and ethanol with a purity >99%, supplied by Xilong Scientific Co., Ltd., China.

2.2. Method

Caution! HMX, RDX, and PETN are energetic materials with higher sensitivity to impact and friction. Therefore, appropriate safety precautions (such as safety goggles, masks, and gloves) must be employed during synthesis and solubility determination.

The solubility measurement system using a laser monitoring observation technique is designed as illustrated in Figure 1 [6].

This system is designed with flexible integration of a laser generator, a four-neck glass flask with a thermostatic jacket, a magnetic stirrer, a photometer, and a personal computer.

A red laser source with a wavelength of 650 nm and a power of 5 mW ensures high precision during solubility measurements. The thermostatic jacket of the four-neck flask allows precise temperature adjustment. The CA1110 photometer from Chauvin Arnoux Group, France, combined with the Data View measurement software, not only displays detailed and user-friendly results but also enables long-term data storage and export in standard formats.

An excess amount of solute and a predetermined quantity of pure solvent are added to the four-neck flask with a thermostatic jacket. A magnetic stirrer operating at 500 rpm is used to ensure the equilibrium of the solution at various temperatures. The solution in the flask is continuously stirred at a constant temperature while pure solvent is added incrementally from the

burette at intervals of 30 minutes. Each experiment is repeated three times. After completion at a lower temperature, a higher temperature is set, and the experiment is restarted.

The solubility of substances in different solvents is determined within the temperature range of 293.15 to 323.15 K under atmospheric pressure of 0.1 MPa.

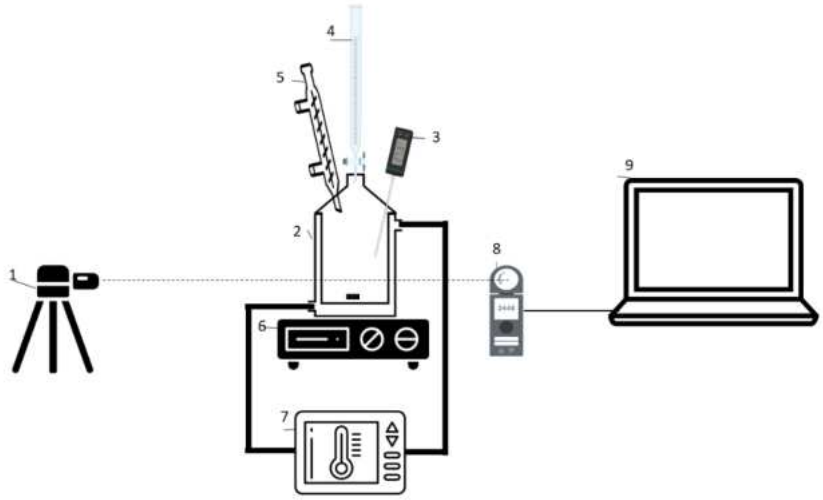


Figure 1. Diagram of the experimental setup for solubility measurement using a laser monitoring observation technique: 1. laser generator; 2. four necks glass flask ; 3. thermometer; 4. burette; 5. water condenser; 6. magnetic stirrer; 7. thermostatic bath; 8. photometer; 9. computer.

3. Results and discussion

3.1. Determination of solubility of solutes in solution using light spectrum

The solubility measurement process of substances was monitored directly through the light intensity spectrum on a computer. The determination of the saturation point of the solution is illustrated in Figure 2.

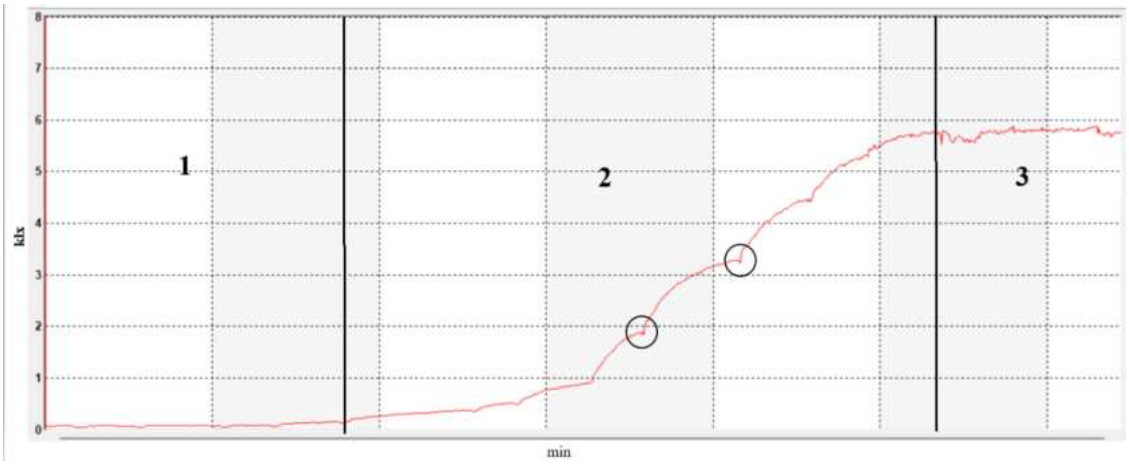


Figure 2. The light spectrum of RDX dissolution in acetone at 30°C

In Region 1, at the initial stage of adding the solute, the light intensity is scattered by solid particles, resulting in negligible recorded light intensity. After stirring for a period of time, as the solute is added in excess, the solution reaches saturation, and the light intensity no longer increases. In Region 2, the light intensity increases gradually when the solvent is added to

dissolve the solute. Continued solvent addition will further dissolve the remaining solute in the solution (as marked by the circled points). In region 3, the light spectrum is horizontal (light intensity is stable) despite continued addition of solvent. At this point, the volume of the solvent added just before the final addition is recorded as the final volume. The total volume of solvent added, combined with the initial solvent volume, represents the total volume required to dissolve the initial mass of solute.

The solubility of the solutes (S_T) in 100 mL of solvent at a specific temperature and pressure is calculated using Equation (1):

$$S_T = \frac{m}{V}.100 \quad (1)$$

where, m initial mass of solute, g; V total volume of solvent used, mL.

Additionally, the solubility data of the substances in mole fraction ($x_{w,T}$) in pure solvents is obtained using Equation (2):

$$x_{w,T} = \frac{m_1 / M_1}{m_1 / M_1 + m_2 / M_2} \quad (2)$$

where m_1 mass of the solute and m_2 mass of the solvent. M_1 and M_2 represent the molar masses of these substances, respectively.

3.2. Solubility of Octogen, Hexogen, and PETN in some pure solvents

The experimental solubility results of HMX, RDX, and PETN in some solvents, including acetone and ethanol at different temperatures, are shown in Table 1.

Table 1. Experimental solubility (S_T) of HMX, RDX, and PETN in some pure solvents in the temperature range T = (293.15−323.15) K under a pressure of 0.1 MPa

	Acetone			Ethanol		
T, K	**S_{HMX}**	**S_{RDX}**	**S_{PETN}**	**S_{HMX}**	**S_{RDX}**	**S_{PETN}**
293.15	1.79	5.12	17.05	0.012	0.092	0.113
298.15	1.97	5.82	18.96	0.015	0.116	0.146
303.15	2.17	6.56	20.62	0.018	0.143	0.232
308.15	2.25	7.30	23.40	0.019	0.173	0.266
313.15	2.47	8.25	26.71	0.023	0.213	0.375
318.15	3.06	8.90	30.19	0.025	0.272	0.484
323.15	3.33	9.63	33.24	0.028	0.348	0.633

The experimental solubility results of HMX, RDX, and PETN in acetone and ethanol were compared with the values in the literature, which are shown in Figures 3 and Figure 4.

The solubility of substances in solvents increases with rising temperature. This trend indicates that as temperature increases, the system's kinetic energy also rises, enabling solvent molecules to effectively disperse solute molecules, which are otherwise held together by intermolecular forces. These results confirm that the dissolution of the studied solutes in the solvents is an endothermic process.

Experimental solubility data for HMX in acetone are relatively close to those reported in references [7] and [11]. The experimental results for RDX in acetone are nearly identical to those in reference [8] but are slightly lower than those reported by Chinese researchers [2]. The

solubility data from Tadeusz Urbanski [9] and [10] show significant differences for PETN. However, the solubility data for PETN in this study align closely with those in reference [9]. The considerable discrepancies between references could be attributed to the high solubility of PETN in acetone. Furthermore, acetone is a volatile solvent, which increases measurement errors at higher temperatures.

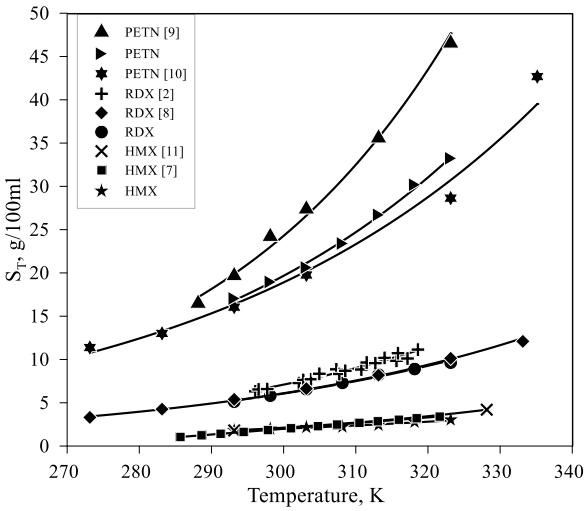


Figure 3. Solubility of HMX, RDX, and PETN in acetone

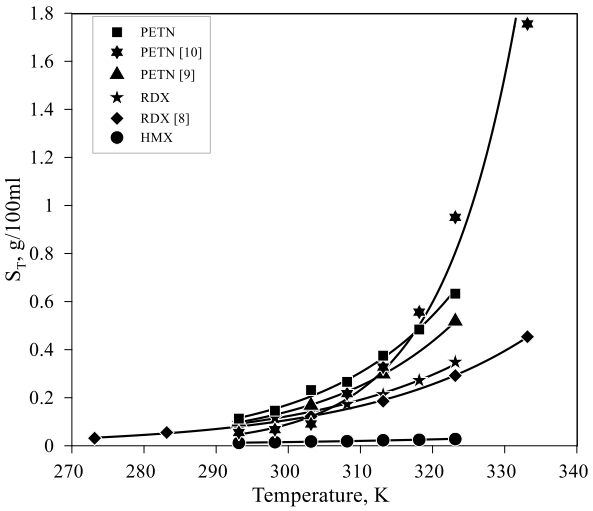


Figure 4. Solubility of HMX, RDX, and PETN in ethanol

In ethanol, the solubility of HMX, RDX, and PETN is relatively low, particularly for HMX. According to reference [9], PETN exhibits good solubility in ethanol at temperatures above 318.15 K. The experimental solubility results for RDX and PETN in ethanol are closely aligned with the data reported in the references. HMX has the lowest solubility in acetone and ethanol, followed by RDX and PETN.

3.3. Solubility model

The Van't Hoff equation is a simplified formula used to describe activity coefficients in solid-liquid equilibrium systems. This relationship indicates that as the system's temperature decreases, the natural logarithm of the solubility in mole fraction increases linearly and predictably. This demonstrates that solubility is significantly influenced by temperature changes, emphasizing its dependency on temperature [12]. The equation is expressed as follows:

$$\ln x_{w,T} = A + \frac{B}{T} \tag{3}$$

In the Van't Hoff equation, $x_{w,T}$ represents the solubility in mole fraction, T is the absolute temperature, and A and B are empirical constants of the equation.

Temperature-dependent solubility data were regressed using thermodynamic equations via the least-squares method. Furthermore, this study employed the Relative Average Deviation (RAD) and Root Mean Square Deviation (RMSD), as described in equations (4) and (5), for additional evaluation and comparison:

$$RAD = \frac{1}{N}\sum\left(\frac{\left|x_{w,T}^{c} - x_{w,T}^{e}\right|}{x_{w,T}^{e}}\right) \quad (4)$$

$$RMSD = \left|\frac{\sum_{i=1}^{N}\left(x_{w,T}^{c} - x_{w,T}^{e}\right)^{2}}{N}\right|^{1/2} \quad (5)$$

Where, $x_{w,T}^{e}$ and $x_{w,T}^{c}$ are the mole fraction solubility of experimental and calculated values, respectively; N is the total number of experiment points.

Table 2: Experimental and calculated mole fraction solubilities (100x) of HMX, RDX, and PETN in acetone and ethanol in the temperature range T = (293.15−323.15) K under a pressure of 0.1 MPa

	Acetone						**Ethanol**					
	HMX		**RDX**		**PETN**		**HMX**		**RDX**		**PETN**	
T, K	**exp**	**calcd**	**exp**	**calcd**	**exp**	**calcd**	**exp**	**calcd**	**exp**	**calcd**	**exp**	**calcd**
293.15	0.2439	0.2462	0.9244	0.9374	2.1352	2.0908	0.0024	0.0025	0.0242	0.0237	0.0208	0.0209
298.15	0.2684	0.2672	1.0494	1.0505	2.3687	2.3570	0.0030	0.0029	0.0305	0.0300	0.0270	0.0285
303.15	0.2955	0.2891	1.1813	1.1728	2.5708	2.6465	0.0035	0.0033	0.0376	0.0377	0.0428	0.0385
308.15	0.3064	0.3120	1.3128	1.3046	2.9073	2.9605	0.0037	0.0038	0.0455	0.0470	0.0491	0.0516
313.15	0.3363	0.3360	1.4811	1.4464	3.305	3.2998	0.0045	0.0044	0.0560	0.0582	0.0692	0.0684
318.15	0.4162	0.3609	1.5959	1.5983	3.7195	3.6656	0.0049	0.0050	0.0715	0.0716	0.0893	0.0892
323.15	0.4528	0.3868	1.7246	1.7608	4.0800	4.0586	0.0055	0.0057	0.0914	0.0875	0.1168	0.1172

The Van't Hoff equation was applied to describe the dependence of the experimental mole fraction solubility ($x_{w,T}^{e}$) of HMX, RDX and PETN on temperature. The parameter values of the equation are presented in Table 3. The corresponding equations were used to calculate the mole fraction solubility, yielding calculated solubility values ($x_{w,T}^{c}$).

Table 3. Parameters of the Van't Hoff equation and RAD, RMSD values of solutes in the studied solvents

Solute	**Solvent**	**A**	**B**	**100 RAD**	**10^4RMSD**
HMX	Acetone	-1.14	-1426.58	4.77	0.400
	Ethanol	-1.77	-2586.84	3.30	0.013
RDX	Acetone	2.12	-1990.52	1.06	2.012
	Ethanol	5.70	-4117.70	2.23	0.184
PETN	Acetone	3.28	-2094.44	1.35	4.482
	Ethanol	10.11	-5447.68	3.30	0.201

Subsequently, the RAD and RMSD were computed using equations (4) and (5) to assess the model's accuracy. The values of $x_{w,T}^{c}$, RAD, and RMSD, as listed in Tables 2 and 3, show that the Van't Hoff equation accurately reflects the experimental mole fraction solubility data for HMX, RDX, and PETN (as illustrated in Figures 5, 6, and Table 2). The highest RMSD value was 4.482×10^{-4} for PETN in acetone, and all RAD values were below 4.77%. Based on the calculated results, it can be seen that there is a good correlation between the experimental values and the calculation model based on the Van't Hoff equation.

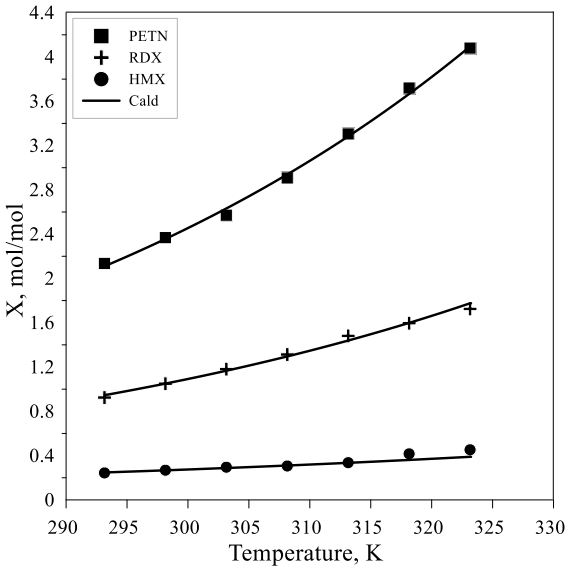


Figure 5. Experimental solubility by mole fraction of HMX, RDX, PETN in acetone and calculation model using Van't Hoff equation

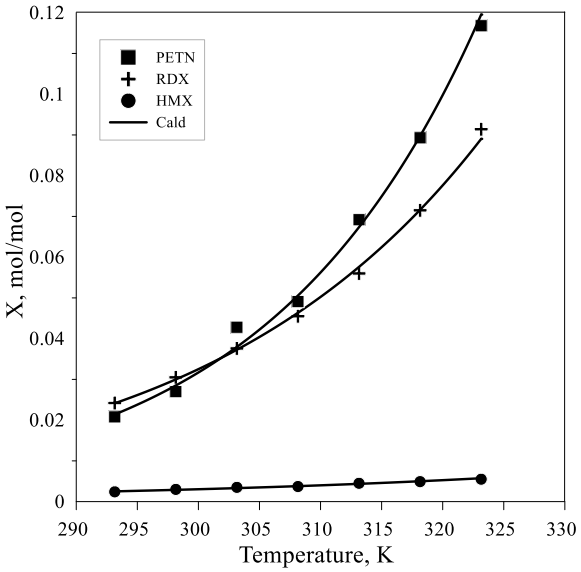


Figure 6. Experimental solubility by mole fraction of HMX, RDX, PETN in ethanol and calculation model using Van't Hoff equation

4. Conclusion

In this study, an optical solubility measurement system was successfully designed and implemented to determine the solubility of organic compounds under atmospheric pressure and a temperature range of 297.15 K to 323.15 K. High-energy compounds such as HMX, RDX, and PETN were selected to investigate their solubility in acetone and ethanol. Experimental results revealed that the solubility of these compounds closely aligns with values reported in previous publications, confirming that HMX has the lowest solubility, followed by RDX and PETN, in acetone and ethanol.

The semi-empirical Van't Hoff equation was also employed to model solubility based on experimental data. The results demonstrated that this equation accurately describes the temperature-dependent solubility behaviour, affirming its effectiveness in predicting the thermodynamic properties of solutes in various solvents.

References

1. Jiang, Q., Gao, G.-H., Yu, Y.-X., & Qin, Y. (2000). Solubility of sodium dimethyl isophthalate-5-sulfonate in water and in water+ methanol containing sodium sulfate. *Journal of Chemical Engineering Data, 45*(2), 292-294 doi:https://doi.org/10.1021/je990167b
2. Radacsi, N., Stankiewicz, A. I., Creyghton, Y. L., van der Heijden, A. E., & ter Horst, J. H. (2011). Electrospray crystallization for high-quality submicron-sized crystals. *Chemical Engineering Technology, 34*(4), 624-630 doi:https://doi.org/10.1002/ceat.201000538
3. Wiedenbeck, E., Gebauer, D., & Cölfen, H. (2020). Potentiometric Titration Method for the Determination of Solubility Limits and p K a Values of Weak Organic Acids in Water. *Analytical Chemistry, 92*(14), 9511-9515 doi:https://doi.org/10.1021/acs.analchem.0c00247
4. Jouyban-Gharamaleki, V., Jouyban, A., Martinez, F., Zhao, H., & Rahimpour, E. (2020). A laser monitoring technique for solubility study of ketoconazole in propylene glycol and 2-propanol mixtures at various temperatures. *Journal of Molecular Liquids, 320*, 114444 doi:https://doi.org/10.1016/j.molliq.2020.114444

5. Xue, M., Huang, D.-z., Yang, K.-x., Chen, L.-z., Zheng, Z.-h., Xiang, Y., Huang, Q.-w., & Wang, J.-l. (2021). Measurement, correlation of solubility and thermodynamic properties analysis of 2, 4, 6-trinitroresorcinol hydrate in pure and binary solvents. *Journal of Molecular Liquids, 330*, 115639 doi:https://doi.org/10.1016/j.molliq.2021.115639
6. Zhao, X., Chen, L., Wang, J., Ruan, J., & Jiang, Z. (2023). A spherical FOX-7 crystal: Preparation, characterization, solubility and thermodynamic study. *Journal of Energetic Materials, 41*(1), 63-85 doi:https://doi.org/10.1080/07370652.2021.1912213
7. Орлова, Е., Орлова, Н., & Жилин, В. (1975). Октоген-термостойкое взрывчатое вещество.
8. Urbanski, T. (1964). *Chemistry and technology of explosives* (Vol. 3), 79.
9. Urbanski, T. (1964). *Chemistry and technology of explosives* (Vol. 2), 178.
10. Roberts, R. N., & Dinegar, R. H. (1958). Solubility of pentaerythritol tetranitrate. *The Journal of Physical Chemistry, 62*(8), 1009-1011 doi:https://doi.org/10.1021/j150566a032
11. Gallagher, H. G., Sherwood, J. N., & Vrcelj, R. M. (2014). Growth and dislocation studies of β-HMX. *J Chemistry Central Journal, 8*, 1-11 doi:https://doi.org/10.1186/s13065-014-0075-y
12. Asadi, P., Kodide, K., Kota, M., & Thati, J. (2020). Determination and correlation of solubility and solution thermodynamics of 4-aminobenzenesulfonamide in five binary solvent mixtures from 278.15 to 318.15 K. *Journal of Molecular Liquids, 303*, 112670 doi:https://doi.org/10.1016/j.molliq.2020.112670

Xác định độ hòa tan của hợp chất hữu cơ bằng kỹ thuật quan sát laser

Tóm tắt

Độ hòa tan là một tính chất cơ bản của hợp chất hữu cơ, đóng vai trò quan trọng trong nhiều lĩnh vực khoa học và công nghệ, bao gồm hóa học, dược phẩm, khoa học môi trường và kỹ thuật vật liệu. Việc hiểu rõ độ hòa tan không chỉ giúp làm sáng tỏ cơ chế hòa tan trong dung môi mà còn có ý nghĩa quan trọng đối với khả dụng sinh học, tính phản ứng hóa học và độ ổn định của các hợp chất. Bên cạnh đó, độ hòa tan là thông số thiết yếu trong thiết kế các quy trình công nghiệp như kết tinh và chiết xuất, hỗ trợ tối ưu hóa việc lựa chọn dung môi và điều kiện xử lý phù hợp. Trong số các phương pháp xác định độ hòa tan, kỹ thuật quan sát bằng laser đã được ứng dụng như một công cụ tiên tiến với độ chính xác cao. Nghiên cứu này tập trung xác định độ hòa tan của một số hợp chất hữu cơ điển hình, bao gồm Hexogen (RDX), Octogen (HMX) và Pentaerythritol Tetranitrate (PETN), trong acetone và ethanol ở khoảng nhiệt độ T = 298,15 – 323,15 K và áp suất p = 0,1 MPa, sử dụng phương pháp quan sát bằng laser. Kết quả thực nghiệm cho thấy độ hòa tan của HMX, RDX và PETN trong acetone và ethanol có sự tương đồng đáng kể với dữ liệu đã công bố trước đó. Ngoài ra, phương trình Van't Hoff bán thực nghiệm được áp dụng để mô hình hóa và tính toán các giá trị thực nghiệm thu được, góp phần hiểu rõ hơn về sự phụ thuộc của độ hòa tan vào nhiệt độ.

Từ khóa: *Độ tan, kỹ thuật quan sát laser, RDX, HMX, PETN.*

A study on the laser attenuation and obscurant efficiency of screening smoke

Thang Pham Dinh[1], Nhan Phan Duc[1], Toan Nguyen Trung[1]
[1]*Le Quy Don Technical University, Hanoi, Vietnam*
Email: trungtoanktqs@lqdtu.edu.vn; Contact number: +84 912385804

Abstract

The concealment capability is one of the most important characteristics of smoke screens used in military camouflage. In this work, the influence of several factors (i.e., the formulation, sample mass, and environmental conditions) on the obscurant capabilities (including the degree of the 1.064 µm laser attenuation, the mass extinction coefficient, the Yield factor, and the Figure of Merits) was investigated and evaluated. The findings indicate that red phosphorus-based smoke compositions exhibit higher obscurant characteristics, providing superior laser attenuation to traditional anthracene-based formulations. The research findings can be used to develop a method for determining the laser attenuation capability of smoke screens.

Keywords: *smoke composition; camouflage; laser; transmittance measurements.*

1. Introduction

In modern warfare, the use of laser observation and navigation devices with increasingly perfect target detection and discrimination capabilities will help improve the accuracy of weapons, thus laser-guided weapons would pose a direct and potential threat to military targets [1-3]. Therefore, finding solutions to effectively limit or even neutralize enemy laser devices is being considered and researched [4-6]. There are many methods to limit the performance of laser-guided devices, of which the use of smoke screens (i.e., aerosols) is one of the most effective and feasible measures. Smoke screens typically have high laser absorption and scattering capabilities and significantly attenuate the laser energy transmitted through it, this conceals the target from electro-optical observation and rangefinders using a guiding laser [7-10].

Many smoke mixtures have been used for camouflage purposes, including smoke screens created by dispersing liquids into the air as mist or burning smoke compositions [11]. Typical liquid smoke compositions include vaporized condensed oils with smoke generators, hygroscopic liquids such as mixtures of oleum/chlorosulfonic acid, metal chlorides (i.e., $TiCl_4$, $SnCl_4$), etc [12-14]. Meanwhile, pyrotechnic smoke compositions are more commonly used because of its camouflage ability and convenience in use, such as the HC smoke formulations (based on a mixture of metal and hexachloroethane, hexachlorobenzene), the phosphorus-based formulations, and the thermal sublimation formulation (i.e., the composition based on terephthalic acid, ammonium chloride) [15-22]. Several studies have shown that smoke mixtures using red phosphorus (RP) have high attenuation ability, so these mixtures are widely used for military applications such as camouflage for combat vehicles and warships [17, 23-27]. L. Klusacek and P. Navratil demonstrated that the screening smoke of smoke composition based on red phosphorus (RP) and epoxy resin is highly effective at attenuating infrared radiation at wavelengths of 0.82 µm, 3-5 µm, and 10.6 µm [24]. Similarly, Y. Suzuki *et al.* identified that the absorption of phosphoric acid is a key factor in screening mid-infrared (MIR) and far-infrared (FIR) radiation [28]. Due to the important role of smoke screens' covering characteristics, the development of the laser attenuation measurement method for smoke screens has always attracted scientific interest.

This work aims to investigate the effect of several factors (i.e., the smoke formulation, sample mass, and relative humidity) on the degree of 1.064 µm-laser attenuation of several smoke compounds commonly used in military applications, particularly smoke compositions based on RP. The laser attenuation was evaluated by the absorption and scattering of screening

smoke at 1.064 µm laser radiation. In addition, several obscurant characteristics of the smoke screen (such as the mass extinction coefficient, the Yield factor, and the Figure of Merits) were also determined.

2. Materials and methods

2.1. Materials

Several technical specifications (i.e., purity, mean particle size, manufacturer, etc.) of the used reagents are shown in Table 1.

Table 1. Several technical parameters of the reagents.

Reagents	Chemical formula	Purity or mean particle size	Manufacturer
Red phosphorus	P	Purity ≥ 99%, 40 µm	Shanghai Macklin Biochemical Co., Ltd
Mg-Al alloy	Mg_4Al_3	Purity ≥ 98%, 50 µm	
Sodium nitrate	$NaNO_3$	Purity ≥ 99%	
Potassium chlorate	$KClO_3$	Purity ≥ 99%	
Polytetrafluoroethylene	$(C_2F_4)_n$	Purity ≥ 99%, 20 µm	
Manganese dioxide	MnO_2	Purity ≥ 85%	
Anthracene	$C_{14}H_{10}$	Purity ≥ 95%	Xilong Scientific Co., Ltd
Ammonium chloride	NH_4Cl	Purity ≥ 99%	
Acetone	C_3H_6O	Purity ≥ 99.5%	
Viton A rubber	The fluorine content of 66%		Dupont Company

2.2. Methods

2.2.1. Sample preparation

The smoke mixtures based on RP were prepared as follows: A homogeneous mixture of solids including $NaNO_3$, PTFE, MnO_2, and Mg-Al alloy powders was obtained by mixing on a 0.5 mm sieve. This mixture and RP powder are slowly mixed into the adhesive solution (a solution of Viton rubber in acetone - 1/15 w/v) at a stirring speed of 600-700 rpm for about 30 min. The resulting mixture was dried in a water bath for about 30 min. and then granulated using a 1.25 mm sieve. Finally, the smoke mixture was vacuum-dried at 60°C for about 3 hours to remove the solvent and moisture. The compositions of these smoke mixtures are expressed in Table 2.

Table 2. Compositions of the smoke mixtures using RP

Samples	Content (wt. %)					
	RP	Mg-Al alloy	PTFE	$NaNO_3$	MnO_2	Viton
M1	75	-	10	6.5	0.5	8
M2	60	15	10	6.5	0.5	8

The smoke formulations based on anthracene (M3), containing 30% $KClO_3$, 30% anthracene, and 40% NH_4Cl were prepared by mixing using a 1.25 mm sieve until a homogeneous mixture was obtained.

2.2.2. Experimental techniques

The heat of combustion Q_v was determined using a Parr 6200 calorimeter (Parr Instrument Company, USA). The combustion temperature T_f was measured using a 50 µm thick WRe thermocouple. The two halves of the sample surface were in direct contact with the thermocouple and had a conical shape (Figure 1). Based on the electromotive force versus time graph, the data were processed to convert into temperature values.

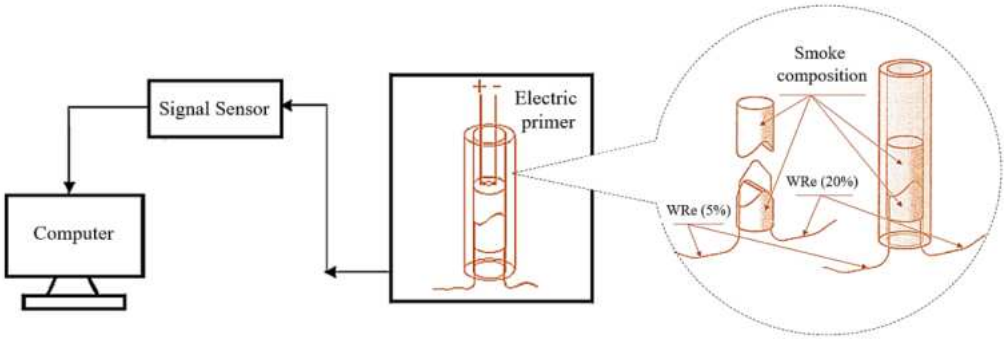


Fig. 1. Experimental setup for measuring the combustion temperature.

The obscurant characteristics of screening smoke can be evaluated through laser radiation attenuation (i.e., inversely, the degree of transmittance), as well as the mass extinction coefficient and the Yield factor. The design diagram for determining the transmittance of the smoke screen is shown in Figure 2.

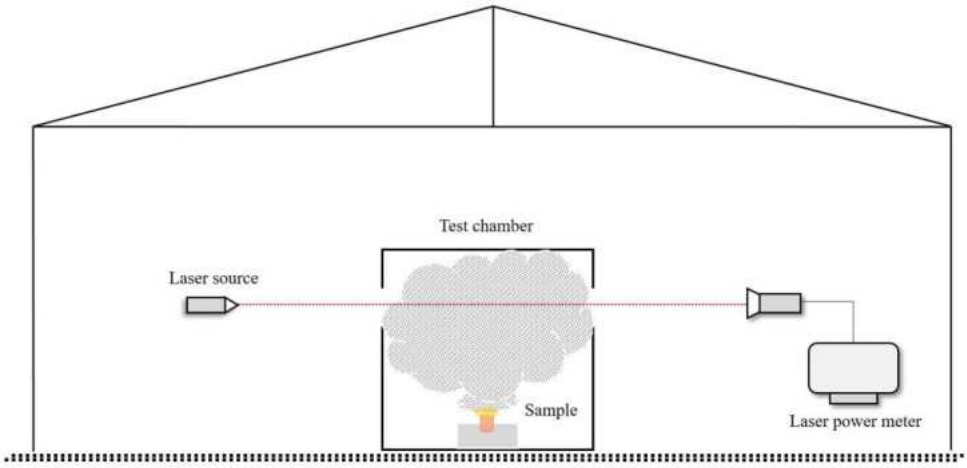


Fig. 2. The design diagram for determining the transmittance of the smoke screen.

The degree of transmittance was determined by burning a specified quantity of smoke mixture within a test chamber and assessing the smoke screen's ability to absorb and scatter laser beams. The test chamber has a volume of 0.216 m^3 and the path length of the laser beam through the smoke screen is 600 mm. A laser source with a wavelength of 1.064 µm and a power of about 11.0 mW was passed through two small windows placed on two opposite walls of the test chamber, and recorded by a laser power meter. To avoid environmental influences, especially wind, the system is covered by a tent.

The transmission T of the smoke screen was calculated by [9, 26]:

$$T = \frac{E_t}{E_0} \tag{1}$$

where E_0 and E_t are the laser power received at the laser power meter without smoke and with smoke in the test chamber at any time t, respectively. The percentage attenuation (A_T) can be calculated using the following formula:

$$A_T = 1 - T \tag{2}$$

According to the Lambert-Beer law, the mass extinction coefficient α_λ ($m^2.g^{-1}$) can be calculated using the formula [5, 26]:

$$\alpha_\lambda = -\frac{\ln T}{c.L} \tag{3}$$

where c is the smoke concentration ($g.m^{-3}$) and L is the thickness of the smoke screen (m).

The Yield factor Y_f of the smoke composition is a parameter that characterizes its smoke production capability, indicating the change in the mass of the aerosol m_s to the initial mass of the smoke composition m_p [26]:

$$Y_f = \frac{m_s}{m_p} \quad (4)$$

To comprehensively assess the camouflage capability of a smoke composition, the concept of the Figure of Merit (F_m) is commonly used, which is the product of the Yield factor and the mass extinction coefficient [5, 26]:

$$F_m = \alpha_\lambda . Y_f \quad (5)$$

3. Results and discussion

3.1. Combustion characteristics

Before conducting the main experiments, several combustion characteristics of the smoke formulations (e.g., the combustion temperature T_f, the heat of combustion Q_v, the composition of combustion products, etc.) were calculated based on chemical equilibrium according to the free energy minimization principle [29]. The calculated results were compared with the experimental results and presented in Table 3.

Table 3. Several combustion characteristics of smoke formulations

No.	Main component of smoke clouds (mol.kg^{-1})	T_f (K)		Q_v (Kcal.kg^{-1})	
		Theory	**Exp.**	**Theory**	**Exp.**
M1	P_4 - 5.3, P_2 - 0.15, C - 4.1	1040	1018 ± 8	4410	4230 ± 16
M2	P_4 - 0.5, P_2 - 8.5, C - 4.0, MgF_2 - 1.8	1813	1710 ± 14	4620	4510 ± 21
M3	NH_4Cl - 7.2, C - 17.8, KCl - 2.4	650	610 ± 10	290	280 ± 20

For the smoke mixtures using RP, soot particles (C), H_3PO_4 particles (formed by the reaction of phosphorus with oxygen and moisture in the atmosphere) and MgF_2 particles are considered the main components of the smoke clouds. On the other hand, the main components of anthracene-based smoke screens are C, KCl (formed by the decomposition reaction of $KClO_3$), and NH_4Cl [7].

The experimental values of T_f and Q_v obtained are similar to those of theoretical calculations, demonstrating the validity of the calculation program. Additionally, the presence of metal powders in the mixtures significantly increases the combustion temperature and heat of combustion for the smoke formulation based on RP. It should be noted that the heat of combustion of the two mixtures based on RP is relatively high due to both calculations and experimental measurements under excess oxygen conditions, whereas the combustion heat of the mixture based on anthracene is quite low.

3.2. Obscurant characteristics

3.2.1. The degree of laser attenuation

To determine the effect of the smoke composition's mass on the coverage and camouflage capability of the smoke screen, the varying masses of smoke samples are burned in a test chamber. Based on the laser energy values obtained after passing through the smoke screen, the degree of laser attenuation was calculated, and the results are presented in Figure 3. The relative humidity (i.e., RH) in the air during the tests was 65%.

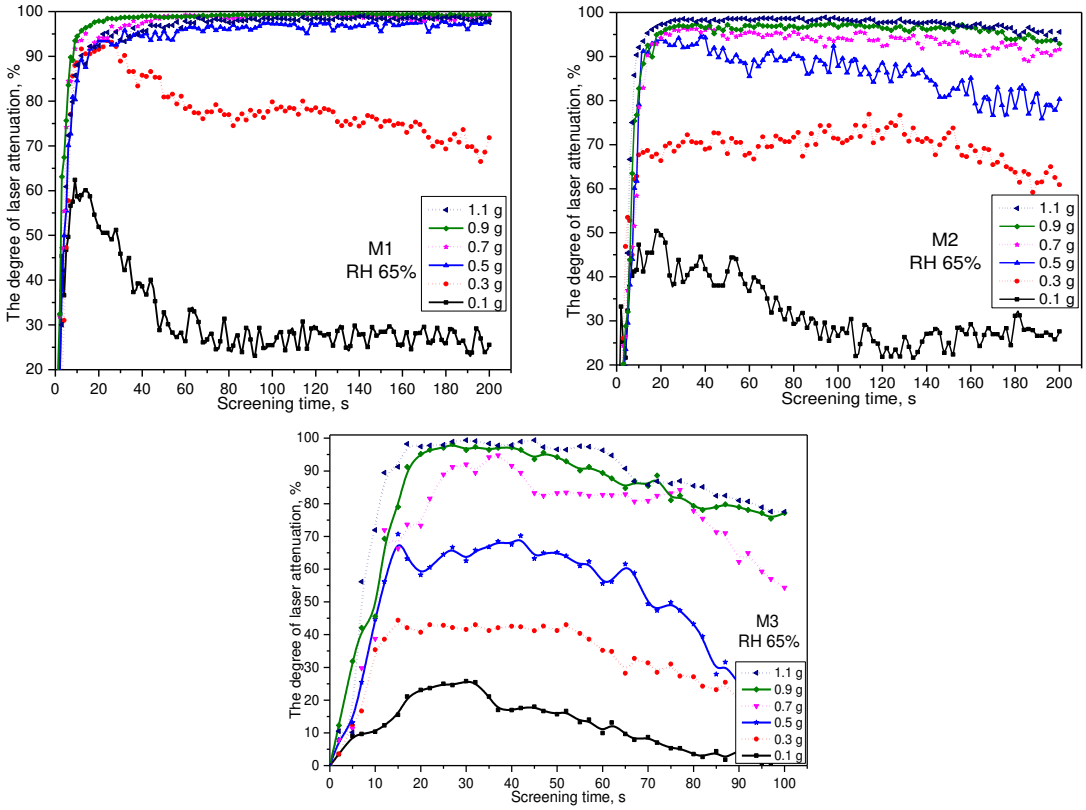


Fig. 3. The degree of laser attenuation at different smoke composition masses.

It can be observed from Figure 3 that smoke compositions based on RP exhibit higher laser energy attenuation than those based on anthracene. Specifically, RP-based smoke samples weighing 0.3 g or more produce high camouflage smoke clouds and maintain this effect for a long duration (up to 200 seconds or even longer). In contrast, anthracene-based smoke samples require higher sample mass (i.e., 0.7 g and more) but provide lower camouflage, with the effective coverage duration being significantly shorter (around 50-60 seconds).

Figure 3 also indicates that, for smoke compositions based on RP, the sample without the Mg-Al alloy achieves a higher degree of laser attenuation than the one with the alloy. This difference is attributed to the higher H_3PO_4 content in the main components of the smoke clouds of M1 compared to M2. The trend is particularly evident when the smoke agent weights are 0.3 g and 0.5 g. Specifically, with a 0.5 g sample, the smoke cloud from the composition without the Mg-Al alloy achieves a high level of laser attenuation (over 90%) and maintains this effect for more than 200 seconds. Meanwhile, the sample containing the Mg-Al alloy achieves laser attenuation mainly within the range of 80-90%. Additionally, with a sample weight of 0.1 g, the smoke concentration is insufficient, and the smoke screen is unstable. Besides that, with a sample weight of 0.7 g or more, the smoke screens generated by both M1 and M2 become excessive, leading to concentration saturation. As a result, the smoke screen's coverage capability of the 1.064 µm laser is considered complete. Therefore, the appropriate mass of smoke composition for studying the change in laser energy attenuation is 0.3-0.5 g for a 0.216 m^3-test-chamber (i.e., from 1.38 to 2.31 g/m³).

Unlike thermally sublimated smoke mixtures such as composition based on anthracene (M3), the obscurant RP-based aerosols are formed by the reaction of phosphorus with atmospheric oxygen to produce phosphorus pentoxide, which then interacts with moisture in the air to form o-phosphoric acid, creating small liquid droplets (condensed phase) in the atmosphere. Therefore, the obscuration capability of RP-based smoke clouds is always dependent on the relative humidity of the air. The effect of relative humidity on smoke

generation capability, and thus its influence on the laser energy attenuation of the smoke screen of M1 and M2 at different relative humidities, is presented in Figure 4.

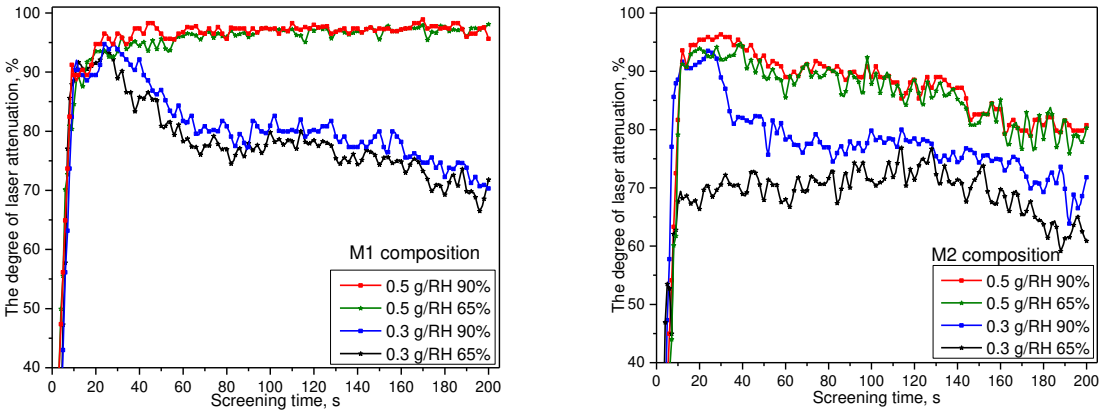


Fig. 4. The degree of laser attenuation at different relative humidities of the air.

Figure 4 demonstrates that the relative humidity (RH) of the air significantly influences the degree of laser attenuation of the smoke screen, with this trend being most evident when burning 0.3 g test samples that produce moderately concentrated smoke screens. This effect occurs because the condensation of atmospheric water on H_3PO_4 liquid droplets increases their size. Under high humidity, water condensation around o-phosphoric acid molecules further enhances aerosol formation, resulting in greater obscuration.

For 0.5 g test samples, smoke clouds formed at 90% RH exhibit higher laser energy attenuation than those at 65% RH during the first 60 seconds from the onset of combustion. After that, the difference becomes minimal, and in some cases, the degree of laser attenuation under both conditions is nearly identical. This can be attributed to the fact that in the polydisperse system of the smoke cloud, larger smoke particles (i.e., due to absorbing more moisture) do not remain stable in the air and quickly settle down due to the effect of gravity. As a result, after approximately 60 seconds, the concentration of smoke clouds in the air becomes comparable under both 65% and 90% RH conditions.

3.2.2. Evaluation of the camouflage capability

In addition to the laser attenuation capability, other obscurant characteristics of camouflage smoke screens - such as α_λ, Y_f, and F_m - also play important roles in the comprehensive evaluation of the smoke screen's performance. After passing through the smoke screen, the minimum laser energy value was used to calculate the transmission according to Eq. (1), and the values of α_λ, Y_f, and F_m were determined using Eq. (3) to Eq. (5), respectively. It should be noted that the sample mass for each test is 0.3 g. The results are presented in Table 4.

Table 4. Obscurant characteristics of smoke formulations

Sample	Transmittance T (%)	Extinction coefficient α_λ ($m^2.g^{-1}$)	The Yield factor Y_f	The Figure of Merit F_m ($m^2.g^{-1}$)	RH (%)
M1	10	1.28	2.16	2.76	
M2	22	0.90	2.02	1.82	65
M3	58	0.81	0.80	0.65	

The results in Table 4 again demonstrate that smoke-generating formulations based on RP exhibit superior obscurant characteristics (including the mass extinction coefficient, Yield factor, and Figure of Merit) compared to those based on anthracene. Notably, since the RP content in M1 sample is higher than that of M2 (i.e., the form of liquid H_3PO_4 droplets is more prevalent in the smoke cloud), the α_λ value of M1 is significantly higher than that of M2, demonstrating the higher coverage ability of the H_3PO_4-containing smoke screen. Besides that, the Yield coefficient values (or smoke-generating capability) of the M1 and M2 samples are

significantly higher than that of the M3 sample. This is because smoke clouds formed from RP result from the interaction of combustion products with oxygen and moisture in the air, whereas such a process does not occur in anthracene-based smoke clouds. Consequently, the Figure of Merit values for the M1 and M2 samples are considerably higher than that of the M3 sample.

The presence of the Mg-Al alloy in the M2 sample also significantly reduces the smoke cloud's coverage characteristics compared to the M1 sample. However, this is compensated by a significant change in the infrared emission spectrum distribution of the M2 smoke cloud compared to the M1 smoke cloud, following the intended use of the smoke mixtures.

4. Conclusion

The smoke formulation, sample mass, and relative humidity of the air significantly affect the degree of 1.064 µm laser attenuation. Smoke mixtures based on RP exhibit superior attenuation of 1.064 µm laser energy and other obscurant characteristics compared to anthracene-based mixtures. To accurately determine the laser energy attenuation capacity of phosphorus-based smoke screens, the recommended ratio of the smoke sample's mass to the test chamber's volume is about 1.4 to 2.3 g/m³. Additionally, higher relative humidity enhances the camouflage ability of RP-based smoke clouds.

Future research will focus on the relationship between camouflage ability and the infrared emission spectrum distribution to the ratio of Mg-Al alloy in the smoke composition based on RP.

Acknowledgments: This work is the result of a scientific research project at Le Quy Don Technical University, code 24.1.25.

References

1. Kowaleczko, G. and M. Pietraszek, "Estimation of the accuracy of laser guided bomb", *Journal of KONES*, Vol. 23(3), pp. 271-279, 2016.
2. Srinivas, G., B. Gowda, H.C. Gowda, J. ST, and R. Shankar, "Survey on laser guided missile systems and implementation by developing a laser guidance system", *Global Journal of Electronic and Communication Research*, Vol. 12(1), pp. 1-9, 2021.
3. Stary, V., V. Krivanek, and A. Stefek, "Optical detection methods for laser guided unmanned devices", *Journal of Communications and Networks*, Vol. 20(5), pp. 464-472, 2018.
4. Wei, F., *Jamming of laser-guided weaponry*, NTIS, 1997.
5. Toan, N.T., N.V. Tinh, H.T. Huu, and N.P. Hung, "Obscurant and emission characteristics of the screening smoke composition used in naval ships", *Journal of Military Science and Technology*, (69A), pp. 108-117, 2020.
6. Quang, S.D., T.N. Van, and T.N. Trung, "Obscurant and radiation characteristics of infrared-screening smoke composition based on red phosphorus", *Defence Science Journal*, Vol. 72(3), pp. 353-358, 2022.
7. Cudziło, S. and A. Papliński, "An Influence of the Chemical Structure of Smoke-Generating Mixtures on Laser Radiation Attenuation at 1.06-µm and 10.6-µm Wavelengths", *Propellants Explos. Pyrotech.*, Vol. 24(4), pp. 242-245, 1999.
8. Fischer, R., A. Ting, G. DiComo, J. Prosser, J. Peñano, B. Hafizi, and P. Sprangle, "Absorption and scattering of 1.06 µm laser radiation from oceanic aerosols", *Appl. Opt.*, Vol. 48(36), pp. 6990-6999, 2009.
9. Bohren, C.F. and D.R. Huffman, *Absorption and scattering of light by small particles*, John Wiley & Sons, 2008.
10. Hulst, H.C., *Light scattering by small particles*, Courier Corporation, 1981.

11. Mishra, P., "Role of Smokes in Warfare", *Defence Science Journal*, Vol. 44(2), pp. 173-179, 1994.
12. Bahaghighat, H.D., *Obscurant oil characterization produced through vaporization by exhaust gas of mini-jet turbine engine*. Missouri University of Science and Technology, 2008.
13. Zeatoun, L.y. and D. Feke, "Characterization of TiO2 smoke prepared using gas-phase hydrolysis of TiCl4", *Particle & Particle Systems Characterization*, Vol. 22(4), pp. 276-281, 2005.
14. Zaytsev, G. and A.Y. Kuznetsov, *Smoke Agents and Devices and Smoke-Producing Substances*, DTIC Accession Number AD0704052, DTIC Accession Number AD0704052, 1970.
15. Cudziło, S. and W.A. Trzcinski. *Comparison investigations of camouflage capability of different pyrotechnic smoke compositions in IR region*. in *Europyro 99*. Brest, France, 1999.
16. Davies, N., *Red phosphorus for use in screening smoke compositions*, Royal Military Coll of Science Shrivenham (UK), 1999.
17. Koch, E.C., "Special materials in pyrotechnics: V. Military applications of phosphorus and its compounds", *Propellants Explos. Pyrotech.: An International Journal Dealing with Scientific and Technological Aspects of Energetic Materials*, Vol. 33(3), pp. 165-176, 2008.
18. Muse, W.T., J.S. Anthony, J.D. Bergmann, D.C. Burnett, C.L. Crouse, B.P. Gaviola, and S.A. Thomson, "Chemical and toxicological evaluation of pyrotechnically disseminated terephthalic acid smoke", *Drug and chemical toxicology*, Vol. 20(4), pp. 293-302, 1997.
19. Shaw, A.P., J.C. Poret, R.A. Gilbert Jr, J.A. Domanico, and E.L. Black, "Development and performance of boron carbide-based smoke compositions", *Propellants Explos. Pyrotech.*, Vol. 38(5), pp. 622-628, 2013.
20. Smit, K. and A. Lee. *Smoke Obscurant Countermeasure Options for M1A1 Abrams*. in *Land Warfare Conference*. Adelaide, South Australia, 2007.
21. Glück, J., T.M. Klapötke, and A.P. Shaw, "Effect of Adding 5-Aminotetrazole to a Modified US ArmyTerephthalic Acid White Smoke Composition", *Central European Journal of Energetic Materials*, Vol. 14(3), pp. 489-500, 2017.
22. Dzięcioł, M. and J. Trzeszczyński, "Temperature and atmosphere influences on smoke composition during thermal degradation of poly (ethylene terephthalate)", *Journal of applied polymer science*, Vol. 81(12), pp. 3064-3068, 2001.
23. Cudziło, S., "Studies of IR-Screening Smoke Clouds", *Propellants Explos. Pyrotech.*, Vol. 26(1), pp. 12-16, 2001.
24. Klusáček, L. and P. Navratil, "The use and application of red-phosphorous pyrotechnic composition for camouflage in the infrared region of radiation", *Propellants Explos. Pyrotech.*, Vol. 22(2), pp. 74-77, 1997.
25. Gautam, G., A. Joshi, S. Joshi, P. Arya, and M. Somayajulu, "Radiometric screening of red phosphorus smoke for its obscuration characteristics", *Defence Science Journal*, Vol. 56(3), pp. 377-381, 2006.
26. Koch, E.-C., *Metal-Fluorocarbon Based Energetic Materials*, Wiley-VCH Verlag & Co. KGaA, 2012.
27. Somayajulu, M., G. Gautam, S. Jayaraman, and J. Agrawal, "Studies on characterization and burning of red phosphorus-based smoke compositions", *Journal of energetic materials*, Vol. 21(1), pp. 15-31, 2003.

28. Suzuki, Y., K. Matsunaga, and Y. Suzuki, "IR-Screening properties of red phosphorus smoke", *Kayaku Gakkaishi*, Vol. 63(4), pp. 185-190, 2002.
29. Belov, G.V., "Thermodynamic analysis of combustion products at high temperature and pressure", *Propellants Explos. Pyrotech.*, Vol. 23(2), pp. 86-89, 1998.

Nghiên cứu về khả năng suy giảm laze và hiệu quả che phủ của màn khói

Phạm Đình Thắng, Phan Đức Nhân, Nguyễn Trung Toàn*
Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Tóm tắt: *Khả năng che phủ là một trong những đặc trưng quan trọng nhất của các màn khói ngụy trang trong quân sự. Trong nghiên cứu này, ảnh hưởng của một số yếu tố (như thành phần chất tạo khói, khối lượng mẫu và điều kiện môi trường) đến khả năng che phủ (bao gồm khả năng làm suy giảm năng lượng tia laze bước sóng 1,064 µm, hệ số che phủ khối, hệ số hiệu suất) của các màn khói đã được khảo sát và đánh giá. Kết quả nghiên cứu cho thấy các chất tạo khói trên cơ sở photpho đỏ có hệ số hiệu suất và hệ số che phủ khối cao hơn, nên có khả năng suy giảm laze tốt hơn hỗn hợp khói truyền thống trên cơ sở antraxen. Kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng để phát triển phương pháp xác định khả năng che phủ (suy giảm) năng lượng tia laze của màn khói.*

Keywords: Thuốc tạo khói; ngụy trang; laze; phép đo truyền qua.

Nghiên cứu kết cấu chính của lượng nổ nhỏ hợp lý phục vụ thí nghiệm đập vỡ trên mô hình thu nhỏ của mẫu đất đá

Lê Sỹ Thượng[1], Vũ Tùng Lâm [2]

[1]- *Khoa Vũ khí, Học viện kỹ thuật Quân sự*

[2]- *Viện kỹ thuật Công trình đặc biệt, học viện Kỹ thuật quân sự.*

* Email: thuongls.mta@gmail.com, Số điện thoại: 0392508205

Tóm tắt

Trên thế giới các kết cấu lượng nổ nhỏ chủ yếu được nghiên cứu dưới hình thức chế tạo các loại kíp nổ với tính năng có đáy lõm để tập trung năng lượng kích nổ mồi nổ hay lượng thuốc nổ chính. Tuy nhiên ở Việt Nam hiện chưa có chưa có các lượng nổ nhỏ chuyên dụng để phục vụ công tác thí nghiệm. Chính vì vậy báo cáo tiến hành nghiên cứu tính toán, thiết kế các thông số kết cấu cơ bản của một số lượng nổ nhỏ với công suất tương đương TNT từ 0,5 g đến 3g phục vụ việc chế tạo đảm bảo nổ ổn định và an toàn trong sử dụng. Đồng thời sử dụng một số lượng nổ tiến hành thí nghiệm và phân tích kết quả thực nghiệm để so sánh đánh giá mối liên hệ công suất nổ với kích thước cỡ hạt trung bình sau nổ.

Từ khóa: *Lượng nổ, mô hình nổ, phá nổ, thí nghiệm nổ, cỡ hạt trung bình.*

1. Đặt vấn đề

Việc sử dụng thuốc nổ để phá vỡ vật cản, công trình quốc phòng đang được các nhà khoa học quan tâm nghiên cứu. Có rất nhiều thí nghiệm nghiên cứu sự phá vỡ công sự trận địa bằng thuốc nổ. Các thí nghiệm này sẽ rất tốn kém và khó thực hiện nếu ta không thu nhỏ mô hình thí nghiệm của vụ nổ. Chính vì vậy, cần thiết phải chế tạo một lượng nổ nhỏ để thu nhỏ quy mô một thí nghiệm nổ nhưng vẫn mô phỏng chi tiết và chính xác các điều kiện tự nhiên về nghiên cứu sự phá vỡ kết cấu công trình.

Tại Việt Nam, đã có nhiều tác giả nghiên cứu, phân tích sự ảnh hưởng các yếu tố khác nhau đến D_{tb}, đạt được những kết quả đáng chú ý. Các yếu tố đó có thể kể đến là số lượng mặt thoáng của tác giả Vũ Trọng Hiếu và Đàm Trọng Thắng [4], máy móc thiết bị cụ thể trong mỏ của tác giả Lê Văn Quyền, Lê Thị Hải [8], hình dạng lượng nổ và khoảng cách từ tâm của của tác giả Đàm Trọng Thắng và cộng sự [9, 13-17]. Điểm chung của các nghiên cứu trên là sử dụng thông số D_{tb} được tính toán từ số liệu phân tích sàng theo công thức nổ tiếng của tác giả Kuznetsov [8].

Mục đích của nghiên cứu là tính toán thiết kế và chế tạo lượng nổ nhỏ có đương lượng nổ tương đương với 0,5g; 1g; 2g, 3g TNT (Trinitrotoluen) để phục vụ nghiên cứu trong phòng thí nghiệm.

Yêu cầu đối với nghiên cứu này là lượng nổ đó là phải kích nổ được bằng xung đơn giản và nổ hoàn toàn. Một lượng nổ thông thường khi sản xuất hay gói buộc thì không thể chứa bộ phận gây nổ. Vì để bảo đảm tính an toàn trong quá trình bảo quản và vận chuyển thì không được nắp bộ phận gây nổ vào lượng nổ. Nghiên cứu này thì làm ngược lại điều đó nên tính an toàn cũng là yêu cầu rất quan trọng.

2. Nghiên cứu phân tích cơ sở lý thuyết và tính toán thiết kế lượng nổ nhỏ

2.1. Khái niệm lượng nổ mô hình thu nhỏ

Lượng nổ mô hình thu nhỏ là một loại lượng nổ chuyên dụng có kích thước khá nhỏ có đương lượng nổ từ 0,5 g đến 3 g TNT, có khả năng nổ khi nhận xung kích thích đơn giản từ bên ngoài như nguồn điện, nguồn nhiệt mà không cần dùng đến kíp nổ hay lượng nổ mồi như những lượng nổ thông thường khác [5, 11, 18].

Trong thực tế, các loại kíp nổ có cấu tạo tương đương với lượng nổ mô hình thu nhỏ chỉ khác nhau là kíp thì có đáy lõm còn lượng nổ mô hình thu nhỏ thì không. Lý do là vì đáy lõm của kíp nổ giúp tập trung dòng năng lượng để gây nổ lượng nổ. Còn lượng nổ mô hình thu nhỏ là một lượng nổ nên nó cần phải có các tia uy lực nổ phát triển đều xung quanh lượng nổ để phá vỡ kết cấu công trình.

2.2. Cơ sở lý thuyết cháy nổ chất nổ

2.2.1. Độ nhạy chất nổ

Để lựa chọn được thuốc nổ phù hợp cho lượng nổ nhỏ thì thuốc nổ đó phải có độ nhạy chất nổ phù hợp. Độ nhạy của chất nổ là khả năng tiếp nhận xung ban đầu để biến đổi nổ. Có nhiều dạng độ nhạy nổ của thuốc nổ thuỳ theo xung ban đầu, tuy nhiên trong nghiên cứu này ta quan tâm tới hai loại là độ nhạy với xung mồi nổ và độ nhạy đối với xung nhiệt.

Độ nhạy với xung mồi nổ được đánh giá bằng lượng thuốc nhỏ nhất cần thiết để kích nổ chất nổ, xem bảng 1.

Bảng 1. Độ nhạy chất nổ với xung mồi nổ [6, 10]

Loại chất nổ	**Lượng thuốc khởi nổ giới hạn (g)**	
	Thuỷ ngân phuminat	**Chì azit**
TNT	0,36	0,090
Tetryl	0,29	0,025
Hecxogen	0,19	0,025
TEN	0,17	0,03
Amonit N^{o}6 JV	0,30	-

Độ nhạy đối với xung nhiệt được xác định bằng nhiệt độ bùng cháy (T_{bc}) , đó là nhiệt độ (với độ chính xác 5^{o}C), mà thấp hơn nhiệt độ đó, khi để một lượng thuốc trong thời gian 5 phút, thì sự bùng cháy không xảy ra (tham khảo bảng 2).

Bảng 2. Nhiệt độ bùng cháy của một số loại thuốc nổ[6, 10]

Loại chất nổ	Chì azit	Thuỷ ngân phuminat	Hecxogen	Chì stipnat	TNT	TEN
T_{bc} , ^{o}C	330	170	230	275	310	220

Như vậy từ bảng 1 và bảng 2 sẽ là cơ sở quan trọng để tác giả lựa chọn thành phần kích nổ phù hợp cho lượng nổ nhỏ.

2.2.2. Kích nổ chất nổ

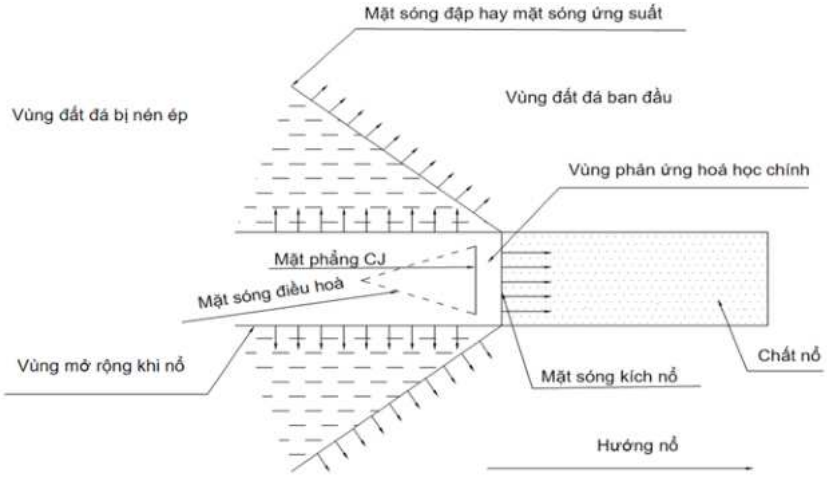
Theo lý thuyết thuỷ động lực học thì sự kích nổ là sự lan truyền sóng xung kích dọc theo lượng nổ. Sóng va đập gây ra áp lực làm nhiệt độ và mật độ tăng vọt ở một lớp chất nổ rất mỏng. Các phản ứng hoá học diễn ra và toả nhiệt mạnh. Năng lượng đó lại duy trì sự lan truyền sóng va đập. Cùng lúc sóng va đập được sinh ra, phản ứng nổ giải phóng ra một lượng cực lớn khí nổ nhiệt độ cao tạo nên áp suất mạnh. Nếu sóng áp lực thứ hai này đủ mạnh để kích thích chuyển hoá các phần tử chất nổ, nó làm tăng thêm tác dụng của sóng va đập ban đầu, vượt qua quá trình bùng cháy đạt tới quá trình nổ.

Nếu sóng áp lực truyền đi nhưng không đủ mạnh để kích thích chuyển hoá các phần tử chất nổ, một chế độ bùng cháy chậm xảy ra, làm chậm lại phản ứng của chất nổ và là nguyên nhân gây tổn thất năng lượng sóng va đập ban đầu, thậm chí năng lượng đó không có khả năng kích nổ phần còn lại của lượng nổ, do đó làm quá trình nổ dừng lại.

Trong thực tế, dạng biến đổi quan trọng nhất của chất nổ chính là nổ ổn định, mà đặc trưng của nó là sự lan truyền phản ứng nổ dọc theo khối chất nổ với một tốc độ siêu âm gọi là sóng nổ.

Sóng nổ là tổng hoà sóng xung kích và vùng phản ứng hóa học (mà trong đó xảy ra sự biến đổi từ chất nổ ban đầu thành sản phẩm nổ ở dạng khí và hơi) chuyển động tiếp sau mặt sóng xung kích. Vì vậy sự tồn tại sóng nổ phụ thuộc vào sự tồn tại đồng thời của sóng xung kích và vùng phản ứng hoá học.

Sóng nổ ban đầu gây ra sự biến đổi hoá học xảy ra từ đầu đến cuối vùng phản ứng, tận cuối vùng phản ứng được gọi là mặt phẳng Chapman-Jouguet (mặt phẳng C-J), tại đó các phản ứng hoá học được xem là đã xảy ra hoàn toàn. Mặt phẳng này cũng là nơi tính toán tất cả các tỉnh chất nhiệt động lực của chất nổ (Hình 1).

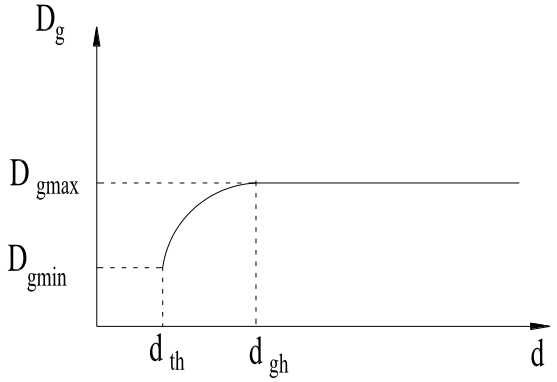


Hình 1. Sự lan truyền của sóng nổ trong khối thuốc[2, 3]

Trên cơ sở lý thuyết về sự kích nổ chất nổ thì lượng nổ phải bảo đảm kích thước nhất định để lượng nổ nổ ổn định. Các kích thước quan trọng của liều nổ là:

- Đường kính tới hạn d_{th} là trị số lớn nhất của đường kính lượng nổ mà nếu nhỏ hơn giá trị này thì không còn khả năng nổ ổn định.

- Đường kính giới hạn d_{gh} là trị số nhỏ nhất của đường kính lượng nổ mà nếu lớn hơn giá trị này thì tốc độ nổ cũng không tăng.



Hình 2. Sự phụ thuộc của tốc độ nổ vào đường kính lượng nổ [3, 5, 10]

Nhìn vào hình vẽ 2 chúng ta thấy tốc độ nổ chỉ tăng trong miền giới hạn từ dth đến dgh, và tốc độ nổ ổn định không thay đổi khi đường kính liều nổ d ≥ dgh. Điều này rất có ý nghĩa trong công tác thiết kế lựa chọn đường kính lượng nổ, để đảm bảo lượng thuốc kích nổ hoàn toàn và

năng lượng phá huỷ đối tượng là lớn nhất thì d≥ dgh.

Bằng nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm ta có được kích thước tới hạn và giới hạn của một số loại thuốc nổ khi không có vỏ bọc được thể hiện trên bảng 3.

Bảng 3. Đường kính tới hạn và đường kính giới hạn của một số loại chất nổ [5, 6]

Tên thuốc	Kích thước hạt (mm)	d_{th} (mm)	d_{gh} (mm)
TNT nén	0,2 ÷ 0,7	11	30
TNT nén	0,01 ÷ 0,05	5,5	9,0
TEN (ρ_0 =1g/cm^3)		1,00	1,5
Hexogen	0,05 ÷ 0,2	1,00	1,5
Amoni nitrat		100	

Như vậy để phù hợp với kích thước của lượng nổ nhỏ ta nên chọn nhóm thuốc nổ mạnh (Hexogen hoặc TEN) để làm thuốc nổ chính cho lượng nổ nhỏ.

2.3. Tính toán, thiết kế lượng nổ nhỏ

2.3.1. Nguyên tắc chung cấu trúc của lượng nổ mô hình thu nhỏ

Trên cơ sở kế thừa cấu tạo của các loại kíp nổ cho phép rút ra nguyên tắc chung của cấu trúc lượng nổ mô hình thu nhỏ gồm các bộ phận sau:

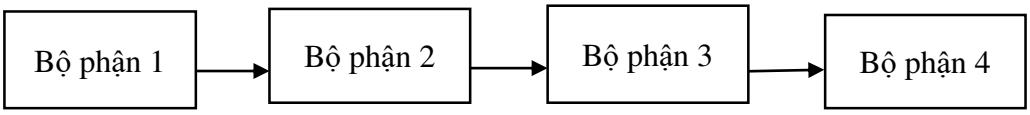
+ Bộ phận 1 là bộ phận phát lửa từ nguồn điện. Khi dòng điện có cường độ dòng điện đủ lớn đi qua bộ phận này sẽ bị cháy và tạo ra ngọn lửa.

+ Bộ phận 2 là bộ phận gây cháy. Bộ phận này sẽ tiếp nhận ngọn lửa từ bộ phận (1) và phát lửa.

+ Bộ phận 3 là bộ phận gây nổ. Bộ phận này là thuốc nổ mồi tiếp nhận nhiệt cháy và sinh ra nổ.

+ Bộ phận 4 là lượng nổ chính. Tiếp nhận năng lượng nổ từ bộ phận (3) và tiến hành phát nổ.

Sơ đồ bố trí các bộ phận như sau:



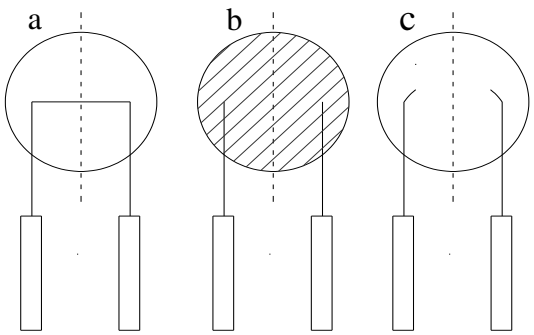
Hình 3. Sơ đồ bố trí các bộ phận của lượng nổ mô hình thu nhỏ.

2.3.2. Lựa chọn, tính toán, thiết kế các bộ phận của kết cấu lượng nổ

a) Lựa chọn các bộ phận của lượng nổ mô hình thu nhỏ

Bộ phận phát lửa là mồi lửa điện. Mồi lửa điện là loại hạt lửa hoạt động nhờ biến đổi điện năng thành nhiệt năng. Có 3 loại mồi lửa điện khác nhau là: mồi lửa điện cầu nung, mồi lửa điện tiếp xúc và mồi lửa điện tia lửa (phóng điện).

Phổ biến nhất là mồi lửa điện cầu nung do đơn giản và tin cậy, thích hợp cho công tác nổ công nghiệp. Vậy nên ta chọn mồi nửa điện cầu nung có điện trở từ 2-5 Ω. Dòng điện an toàn để kiểm tra lượng nổ là 0,05A. Dòng điện 1 chiều gây nổ lượng nổ là 0,5 A và dòng điện xoay chiều để gây nổ kíp là 1A.



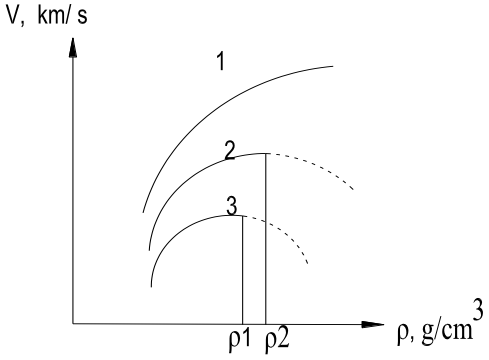
Hình 4. Các loại mồi lửa điện [7]

a- Mồi lửa điện dạng cầu nung; b- mồi lửa điện tiếp xúc; c- mồi lửa điện loại tia lửa điện.

Trong các loại kíp hiện nay thường dùng chì azit làm chất gây nổ vì khả năng gây nổ tin cậy cao, khối lượng thuốc gây nổ giới hạn ít hơn, thời gian sử dụng lâu hơn đáng kể so với thuỷ ngân phuminat [7]. Vậy nên tác giả lựa chọn bộ phận gây nổ là chì azit. Do thuốc gây nổ chì azit có khả năng bắt lửa kém nên cần có thuốc mồi lửa. Trong số các thuốc nổ mồi thì chì stipnat có độ nhạy cao với tất cả các dạng xung đơn giản ban đầu. Chì stipnat có thể bảo quản ở nhiệt độ cao ở 65 ÷ 70 ^{o}C trong 2 tháng mà không thay đổi thành phần nên được dùng là bộ phận gây cháy.

Bộ phận lượng nổ chính là thuốc nổ mạnh, vì khối lượng thuốc nổ có trong lượng nổ là khá ít (nhỏ hơn 2 gam) vậy nên để bảo đảm điều kiện nổ ổn định thì cần thuốc nổ mạnh. Hiên nay có khá nhiều chất có thể sử dụng làm thuốc nổ mạnh cho bộ phận lượng nổ chính. Tuy nhiên theo tài liệu tham khảo thì tác giả thấy thuốc nổ TEN là phù hợp nhất vì khi thuần hoá thì đặc trưng nổ cháy của các thuốc nổ đều giảm riêng có TEN là vẫn có thể bảo đảm nổ tốt [6].

Để tập trung năng lượng nổ phá huỷ vật thể tốt nhất thì lượng nổ nên là lượng nổ tập trung. Và khi lượng nổ có mật độ cao thì năng lượng nổ sinh ra càng lớn. Nên lượng nổ chính sẽ được nén tới mật độ là 1,6 g/cm^3.



Hình 5. Sự phụ thuộc của tốc độ kích nổ vào mật độ chất nổ [1, 2]

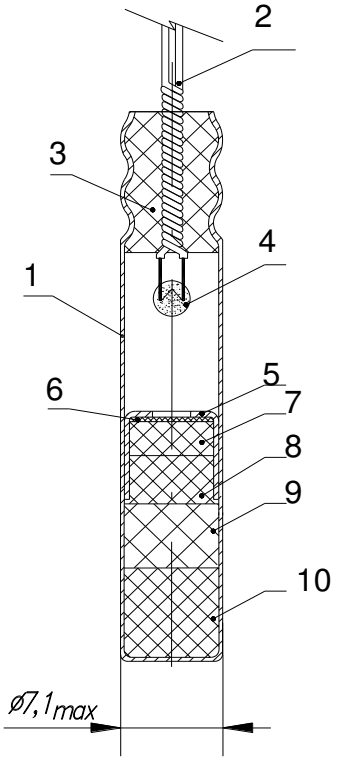
Mối quan hệ giữa mật độ thuốc nổ và tốc độ kích nổ được biểu diễn theo sơ đồ sau hình 5. Đối với chất nổ đơn tốc độ kích nổ tăng khi tăng mật độ đến cực đại (đường 1-Hình 5). Chất nổ hỗn hợp có mật độ tới hạn 1,4 – 1,6 g/cm^3, khi đó tốc độ kích nổ cực đại (đường 2,3-Hình 5). Như vậy với thuốc nổ TEN sẽ tuân theo quy luật của đường thứ nhất. Nếu chỉ dùng TEN nén trụ thì việc kích nổ sẽ khó khăn vì khi đó TEN có mật độ cao, nên ta cần dùng thêm TEN dạng hạt có mật độ thấp hơn sẽ kích nổ dễ hơn, bảo đảm lượng nổ chắc chắn nổ.

b) Cấu tạo của lượng nổ nhỏ

Cấu tạo của lượng nổ nhỏ được thể hiện trên hình 6. Thứ nhất là vỏ lượng nổ. Vỏ lượng nổ

thường là các kim loại như đồng hoặc nhôm [5, 7]. Do trong thành phần của thuốc gây nổ có chứa chì azit nên vỏ là nhôm. Vì khi chì azit ẩm không tác dụng với nhôm, nhưng tác dụng với đồng. Điều này có thể xảy ra là do chì azit khi phân hủy tạo ra axit hiđrazoic, có thể phản ứng với đồng hoặc oxit đồng, tạo thành đồng azit còn nhạy nổ hơn so với chì azit rất nguy hiểm trong quá trình bảo quản và sử dụng [6].

Mặt khác, các nghiên cứu của báo cáo dựa trên công nghệ sản xuất kíp nổ điện N°8 của nhà máy Z nên tác giả lựa chọn vỏ lượng nổ có đường kính ngoài là Φ = 7,1 mm và đường kính trong là Φ = 6,5 mm chỉ thay đổi chiều cao của vỏ. Chiều cao của vỏ lượng nổ còn phụ thuộc vào loại lượng nổ nhỏ vào được trình bày ở phần sau.



Hình 6. Cấu tạo của lượng nổ nhỏ

1. Vỏ lượng nổ
2. Dây dẫn điện
3. Nút phòng ẩm
4. Mồi lửa điện KĐ8-N
5. Nắp tăng cường (NTC)
6. Đệm lụa
7. Chì stipnat- NĐ
8. Chì azit- PVA
9. TEN nhồi lỏng
10. TEN nén trụ

Thứ 2 là dây dẫn điện có chiều dài 1,5-2 m.

Thứ 3 là nút phòng ẩm được là bằng nhựa hoặc cao su có chiều dài là 10mm.

Thứ 4 là mồi lửa điện. Khoảng cách từ nút phòng ẩm tới điểm cầu nung là 8 mm.

Thứ 5 là nắp tăng cường: có tác dụng tăng độ cứng bảo đảm an toàn cho thuốc bên trong lượng nổ. Trên mặt nắp có một lỗ nhỏ, đường kính d = (2 ÷ 2,5) mm để cho tia lửa đi vào đốt cháy thuốc. Thứ 6 là đệm lụa, nằm dưới phễu kim loại, để ngăn không cho bột thuốc nổ mồi vương vãi ra ngoài, nhưng vẫn cho tia lửa đi qua.

Thứ 7 là thuốc gây cháy (thuốc mồi lửa) chì stipnat.

Thứ 8 là thuốc gây nổ là chì azit.

Thứ 9 là thuốc nổ mạnh TEN dạng hạt. Thứ 10 là thuốc nổ mạnh TEN đã được nén trụ.. Về bản chất thì cấu tạo thứ 9 và 10 là giống nhau đều là thuốc nổ TEN nhưng chỉ khác nhau về mật độ của thuốc nổ.

Đối với các lượng nổ nhỏ có đương lượng nổ tương đương 0,5 g TNT thì không có TEN nén trụ do khối lượng thuốc nổ TEN cần dùng ít.

c) Tính toán kích thước lượng nổ nhỏ và khối lượng của thuốc nổ.

* Tính toán khối lượng thuốc nổ.

Theo phụ lục VI của thông tư số 12/2013/TT-BQP ngày 17/01/2013 thì đương lượng TNT của lượng nổ nhỏ được tính theo công thức sau:

$$Q_{LNN}=\varepsilon_{TGC}.P_{TGC}+\varepsilon_{TGN}.P_{TGN}+\varepsilon_{TNC}.P_{TNC} \quad (1)$$

Trong đó: Q_{LNN} – là đương lượng TNT của lượng nổ nhỏ (g).

P_{TGC}, $P_{TGN,}$ P_{TNC} lần lượt là khối lượng thuốc nổ của thuốc gây cháy chì stipnat, thuốc gây nổ chì azit và thuốc nổ chính TEN.

ε_{TGC}, ε_{TGN}, ε_{TNC} lần lượt là hệ số uy lực của thuốc gây cháy, thuốc gây nổ và thuốc nổ chính. Chì stipnat và chì azit có hệ số $\varepsilon_{TGC} = \varepsilon_{TGN} = 0,36$ còn TEN có $\varepsilon_{TNC} = 1,5$ [3, 6, 12].

Muốn xác định được khối lượng từng loại thuốc nổ có trong lượng nổ nhỏ ta đi xác định khối lượng lớn nhất mà TEN có thể có. Khi đó ta có:

$$P_{LNC}^{Max}=\frac{Q_{LNN}}{\varepsilon_{LNC}}=\frac{Q_{LNN}}{1,5}(g) \quad (2)$$

Trong đó P_{LNC}^{Max} là khối lượng lớn nhất mà TEN có thể có trong lượng nổ nhỏ. Ví dụ với loại lượng nổ nhỏ có đương lượng TNT là 2 g thì P_{LNC}^{Max} là:

$$P_{LNC}^{Max}=\frac{Q_{LNN}}{2,18}=\frac{2}{1,5}=1,33(g) \quad (3)$$

Để mồi nổ tin cậy cho khối lượng TEN là 1,33 g thì theo tiêu chuẩn GOST 6254 – 74 của Liên Xô (cũ) [6, 7] thì khối lượng thuốc gây cháy và thuốc gây nổ lần lượt là 0,1g và 0,2g. Theo bảng 1 thì với khối lượng 0,2 g chì azit thì hoàn toàn kích nổ được 1,33 g TEN.

Vậy theo phương trình 1 ta tính được khối lượng thuốc nổ chính là:

$$P_{TNC}=\frac{Q_{LNN}-\varepsilon_{TGC}.P_{TGC}+\varepsilon_{TGN}.P_{TGN}}{\varepsilon_{TNC}}=\frac{2-0,36\times0,1-0,36\times0,2}{1,5}=1,26(g)$$

Với mỗi trụ TEN được nén có khối lượng là 1g. Vậy khối lượng của TEN dạng hạt dung để nhồi lỏng là 0,26g.

Tương tự như vậy ta tính được khối lượng thuốc nổ có trong các loại lượng nổ nhỏ có đương lượng là 0,5g, 1g và 3g TNT. Kết quả được trình bày trong bảng 4.

Bảng 4. Khối lượng các lớp thuốc nổ trong lượng nổ nhỏ.

STT	Loại lượng nổ nhỏ	Khối lượng thuốc nổ (g)				Ghi chú
		Chì stipnat	Chì azit	TEN hạt	TEN nén trụ	
1	Tương đương 0,5 g TNT	0,1	0,2	0,26	0	
2	Tương đương 1 g TNT	0,1	0,2	0,19	0,4	
3	Tương đương 2 g TNT	0,1	0,2	0,26	1	
4	Tương đương 3 g TNT	0,1	0,2	0,33	1,6	

* Tính toán kích thước của lượng nổ nhỏ.

Đường kính của lượng nổ nhỏ chính là đường kính trong của vỏ kíp. Chiều cao của lượng nổ nhỏ phải lớn hơn tổng chiều cao lớp thuốc và chiều cao mồi lửa điện. Chiều cao của mồi lửa

điện vào khoảng 20 mm. Chiều cao của lớp thuốc được tính theo công thức sau:

$$h = \frac{P}{\rho \times S} = \frac{4 \times P}{3{,}14 \times \rho \times d^2} (mm) \quad (4)$$

Trong đó: h là chiều cao lớp thuốc (mm)

ρ là khối lượng riêng của thuốc nổ (g/mm^3)

d là đường kính trong của lượng nổ nhỏ (mm)

P là khối lượng của thuốc nổ (g).

Giá trị khối lượng riêng của thuốc nổ theo số liệu của nhà máy Z có giá trị trong bảng 5. Các giá trị mật độ này được nén ở áp suất (210 – 270) kG/cm^2.

Bảng 5. Khối lượng riêng (ρ) của các loại thuốc nổ

Loại thuốc nổ	Chì stipnat	Chì azit	TEN hạt	TEN nén trụ
Khối lượng riêng (ρ) (g/mm^3)	0,001	0,001	0,0011	0,0016

Như vậy các số liệu tính toán về kích thước của lượng nổ nhỏ được tổng hợp ở bảng 6.

Bảng 6. Kích thước của lượng nổ nhỏ

STT	**Loại lượng nổ nhỏ**	**Chiều cao lớp thuốc (mm)**				**Tổng chiều cao lớp thuốc (mm)**	**Khoảng cách từ mép miệng kíp đến nắp đậy (mm)**	**Chiều dài của lượng nổ nhỏ (mm)**	**Ghi chú**
		Chì stipnat	**Chì azit**	**TEN hạt**	**TEN nén trụ**				
1	Tương đương 0,5 g TNT	3,03	6,07	7,18	0,00	16,28	23,72	40	
2	Tương đương 1 g TNT	3,03	6,07	5,25	7,59	21,94	23,06	45	
3	Tương đương 2 g TNT	3,03	6,07	7,18	18,97	35,25	24,75	60	
4	Tương đương 3 g TNT	3,03	6,07	9,11	30,34	48,55	21,45	70	

3. Chế tạo và thử nghiệm

Về chế tạo 4 loại lượng nổ nhỏ đã được nghiên cứu chế tạo tại nhà máy Z, tuân thủ nghiêm túc các nguyên tắc của quy trình công nghệ, đảm bảo an toàn tuyệt đối trong quá trình sản xuất và thử nghiệm. Các sản phẩm chế tạo đều bảo đảm các yêu cầu thử nghiệm của nhà máy. Các sản phẩm chế tạo được mô tả trên hình vẽ 6 và sử dụng các sản phẩm này tiến hành thí nghiệm trên các mẫu bê tông có tỉ lệ xi măng/cát là 1:1 và 1:5.

3.1. Thực nghiệm đánh giá uy lực của lượng nổ chế tạo thông qua mức độ đập vỡ đất đá

Trong công tác nổ phá đá, uy lực của lượng nổ được phản ánh qua chỉ tiêu thuốc nổ. Chỉ tiêu thuốc nổ (q) là khối lượng thuốc nổ cần thiết để đập vỡ một đơn vị thể tích đất đá tới kích cỡ nhất định [2]. Chỉ tiêu thuốc nổ được xác định bằng công thức sau.

$$q = \frac{Q}{V} (kg/m^3) \quad (5)$$

Trong đó: Q là khối lượng của thuốc nổ đặc trưng cho uy lực nổ của lượng nổ đối với mỗi loại chất nổ nhất định, kg

V là thể tích của đất đá, m^3

Chỉ tiêu thuốc nổ là thông số tỉ lệ nghịch với kích thước cỡ hạt trung bình của đá sau nổ (D_{tb}). Mối quan hệ giữa chỉ tiêu thuốc nổ và kích thước trung bình của cục đá sau nổ có dạng:

$$D_{tb} = f\left(\frac{1}{q}\right) \qquad (6)$$

Trong đó hàm f(1/q) phục thuộc vào đặc tính môi trường đá và điều kiện nổ, cần phải xác định bằng thực nghiệm.

Từ mối quan hệ biện chứng (5), (6), nên trong công tác phá đá bằng nổ đã sử dụng phương pháp đánh giá uy lực nổ của lượng nổ thông quan kích thước hạt trung bình của đống đá sau nổ.

Mức độ đập vỡ đất đá (MĐĐVĐĐ) phản ánh qua qui luật phân bố cỡ hạt khi nổ và được đánh giá bởi kích thước cỡ hạt trung bình, hay còn gọi là đường kính trung bình của các cục đá sau nổ. Đây có thể xem là một trong những đặc trưng quan trọng nhất của đống đá được xác định theo công thức thông qua đo đạc [2].

$$D_{tb} = \frac{\sum_{1}^{m} \alpha_i d_i}{100}, (cm) \qquad (7)$$

Trong đó: d_i - đường kính trung bình của cấp cỡ hạt thứ i, cm;

α_i - tỷ lệ cấp cỡ hạt thứ i trong đống,% ($\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + ... + \alpha_m = 100$);

m - số cấp cỡ hạt phân chia.

Mô tả thí nghiệm: Để làm sáng tỏ vấn đề lý thuyết trên, tiến hành thí nghiệm nổ trên mô hình thu nhỏ. Lượng nổ loại 0,5 gam và 2 gam thuốc nổ tương đương được bố trí trong mẫu xi măng cát hình trụ. Việc lấy mẫu và thí nghiệm tuân thủ theo tiêu chuẩn TCVN 3105-1993 và TCVN 3118-1993 về lấy mẫu và thí nghiệm vật liệu. Các thông số và đặc tính mô hình thí nghiệm được mô tả trên bảng 7.

Bảng 7. Mô tả thông số và đặc tính của mẫu thí nghiệm

TT	Loại mẫu	h x d, (cm)	Tỉ lệ xi măng/ cát	Loại lượng nổ nhỏ	V, cm^3	ρ, (g/cm^3)	Cường độ chịu nén (kG/cm^2)
1	N.1.1	16 x 7,2	1/1	Tương đương 0,5 g TNT	651,11	2	173
2	N.1.2	16 x 7,2	1/1	Tương đương 2 g TNT	651,11	2	
3	N.2.1	16 x 7,2	1/5	Tương đương 0,5 g TNT	651,11	1,8	65,6
4	N.2.2	16 x 7,2	1/5	Tương đương 2 g TNT	651,11	1,8	

Ghi chú: h, d, V, ρ lần lượt là chiều cao, đường kính, thể tích, mật độ của mẫu bê tông.

3.2. Kết quả thí nghiệm

Sau khi nổ sử dụng bộ sàng bảy cấp đường kính để phân loại cỡ hạt sau nổ. Kết quả tỉ lệ cỡ hạt và qui luật phân bố cỡ hạt thực tế sau nổ tương ứng được mô tả trong bảng 8 và hình 7.



Hình 7. Thành phần cỡ hạt của mẫu sau khi nổ

Tỷ lệ cấp cỡ hạt được xác định bằng khối lượng các hạt thu được chia cho tổng khối lượng cục mẫu sau nổ. Từ đó theo công thức 5 ta tính được kích thước cỡ hạt trung bình. Kết quả được thể hiện trong bảng 9.

Bảng 8. Khối lượng các hạt thu được sau nổ

STT	Loại mẫu	Khối lượng các hạt thu được sau nổ (g)							Tổng khối lượng cục mẫu sau nổ, (g)
		>40 mm	(31,5; 40] mm	(20; 31,5] mm	(10; 20] mm	(5; 10] mm	(2,5; 5] mm	<2,5 mm	
1	N.1.1	400	380	370	85	40	15	10	1300
2	N.1.2	0	205	380	230	170	100	215	1300
3	N.2.1	415	95	115	155	115	65	240	1200
4	N.2.2	165	0	25	98	105	97	710	1200

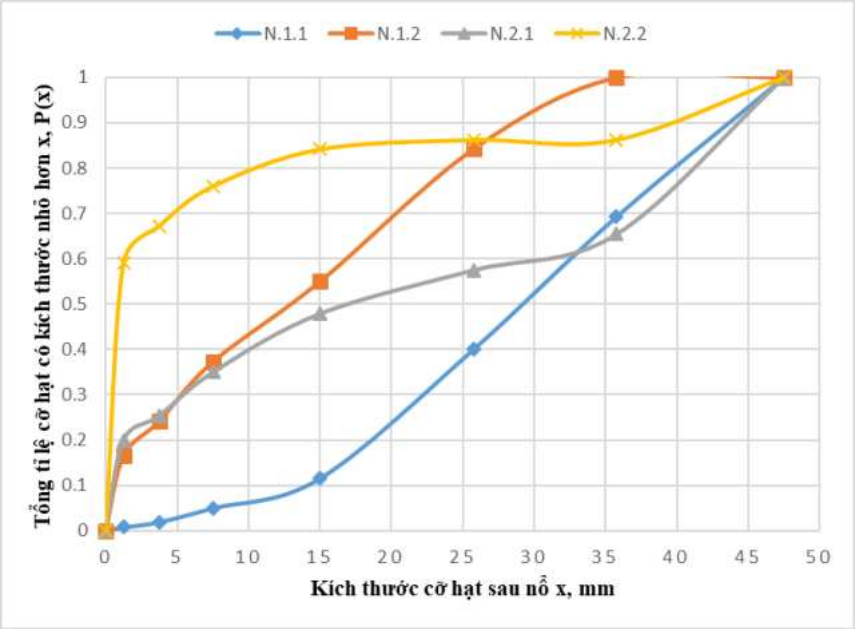
Bảng 9. Kích thước cỡ hạt trung bình và chỉ tiêu thuốc nổ của các mẫu

STT	Loại mẫu	Tỷ lệ cấp cỡ hạt thứ i trong đống,% (Đường kính trung bình của cấp cỡ hạt thứ i nằm giữa 2 sàng, mm)							q, kg/m^3	Kích thước cỡ hạt trung bình, mm
		47,5	35,75	25,75	15	7,5	3,75	1,25		
1	N.1.1	30,77	29,23	28,46	6,54	3,08	1,15	0,77	0,77	33,66
2	N.1.2	0,00	15,77	29,23	17,69	13,08	7,69	16,54	3,07	17,29
3	N.2.1	34,58	7,92	9,58	12,92	9,58	5,42	20,00	0,77	24,83
4	N.2.2	13,75	0,00	2,08	8,17	8,75	8,08	59,17	3,07	9,99

Như vậy với các loại lượng nổ nhỏ khác nhau cho các kết quả nổ khác nhau. Với loại lượng nổ nhỏ tương đương với 2 gam TNT sẽ thu được kích thước cỡ hạt đá sau nổ nhỏ hơn loại lượng nổ nhỏ tương đương 0,5 gam TNT. Kích thước cỡ hạt sau nổ còn phụ thuộc vào tỉ lệ xi măng và cát điều này cho thấy kết quả nổ ngoài phụ thuộc vào lượng nổ còn phụ thuộc vào tính chất của đất đá cụ thể là độ cứng của đất đá. Trong cùng một loại đá (tỉ lệ xi măng/ cát bằng nhau ở mẫu 1) khi khối lượng thuốc nổ tăng từ 0,5g đến 2g thuốc nổ TNT (chỉ tiêu thuốc nổ tăng từ 0,77 lên 3,07) thì kích thước cỡ hạt trung bình giảm từ 33,66 mm xuống 17,29 mm tương ứng với 48,62 %. Tương tự ở mẫu 2 kích thước cỡ hạt trung bình giảm từ 24,83 mm xuống 9,9 mm tương ứng với 59,76%. Quy luật này phản ánh đúng quy luật chung về chỉ tiêu đập vỡ đất đá. Khi tăng chỉ

tiêu thuốc nổ thì đất đá càng bị đập vụn hơn.

Từ bảng 9 ta tính được tổng tỉ lệ cỡ hạt có kích thước nhỏ hơn x (x là biến số thể hiện kích thước cỡ hạt sau nổ tại thời điểm đang sét) kết quả được thể hiện trên hình vẽ 8.



Hình 8. Quy luật thực tế về phân bố cỡ hạt mẫu phá hủy sau nổ

Từ kết quả của sơ đồ căn cứ theo Gôđen-Andrep , ta thấy mẫu N.1.1 là loại đá khó nổ còn 3 mẫu N.1.2, N.2.1 và N.2.2 đều cho thấy đây là loại đá dễ nổ [2]. Bởi vì mẫu N.1.1 là loại có tỉ lệ xi măng và cát cao nên độ cứng lớn và thuốc nổ dùng là thấp. Do đó kết quả thu được thể hiện mẫu N.1.1 là loại đá khó nổ. Còn các mẫu còn lại do độ cứng thấp hoặc lượng thuốc nổ dùng lớn hơn nên kết quả thể hiện là loại đá dễ nổ. So sánh mẫu N.1.2 và N.2.1 ta thấy N.1.2 có độ cứng lớn hơn N.2.1 nhưng kết quả của đồ thị cho thấy N.1.2 vẫn dễ nổ hơn N.2.1 (kích thước cỡ hạt trung bình cũng bé hơn). Đó là do mẫu N.1.2 dùng nhiều thuốc nổ hơn mẫu N.2.1. Điều này cho thấy trong sử dụng thuốc nổ phá mục tiêu, việc xác định khối lượng của lượng nổ cũng rất quan trọng.

4. Kết luận.

Từ kết quả thí nghiệm ta nhận thấy rằng đối với các loại mẫu có tỉ lệ xi măng/ cát thấp thì độ cứng sẽ thấp và việc phá nổ sẽ dễ dàng hơn. Các kết quả của thí nghiệm nổ phá đất đá cho thấy các lượng nổ nhỏ hoàn toàn là dễ sử dụng vì cách dùng của nó giống như dùng kíp. Các lượng nổ nhỏ khá an toàn trong sử dụng. Việc sử dụng lượng nổ nhỏ để phá vỡ mô hình đất đá cho thấy sản phẩm chế tạo hoàn toàn đáp ứng các yêu cầu đề ra trước đó. Ta có thể sử dụng lượng nổ nhỏ để phục vụ các thí nghiệm phá vỡ mục tiêu hay các kết cấu công trình thu nhỏ cũng như những ứng dụng nổ phá dưới nước đang thu hút nhiều sự quan tâm của các nhà nghiên cứu.

Tài liệu tham khảo

1. Nhữ Văn Bách (1990), *Phá vỡ đất đá bằng phương pháp khoan nổ mìn*, Trường Đại học Mỏ địa chất, Hà Nội.
2. Hồ Sĩ Giao, Đàm Trọng Thắng, Lê Văn Quyền và Hoàng Tuấn Chung (2010), *Nổ hóa học - lý thuyết và thực tiễn*, NXB khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
3. Ngô Văn Giao, Đàm Quang Sang và Dương Công Hùng (2007), *Cơ sở lý thuyết cháy nổ.*, Nhà xuất bản quân đội nhân dân,, Hà Nội.
4. Vũ Trọng Hiếu và Đàm Trọng Thắng (2015), "Đánh giá ảnh hưởng của mặt thoáng đến mức độ đập vỡ đất đá trong đường hầm từ kết quả thí nghiệm trên mô hình nổ điện", *Tạp chí KHKT*

Mỏ - Địa chất. số 49.
5. Vũ Tiến Mẫn (2014), *Giáo trình Công tác nổ tập 1*, Trường Sĩ quan Công binh.
6. Nguyễn Tiến Nghi và Nguyễn Trung Toàn (2014.), *Đại cương thuốc phóng thuốc nổ,*, Nhà xuất bản quân đội nhân dân,, Hà Nội.
7. Nguyễn Tiến Nghi, Nguyễn Trung Toàn, Hoàng Trung Hữu và Phạm Đình Thắng (2016), *Công nghệ nhồi nạp đạn dược và chế tạo hoả cụ.*, NXB Quân đội Nhân dân, , Hà Nội,.
8. Lê Văn Quyền và Lê Thị Hải (2017), "Nghiên cứu, xác định mức độ đập vỡ đất đá hợp lý bằng nổ mìn cho điều kiện thực tế của mỏ than Đèo Nai", *Tạp chí KHKT Mỏ - Địa chất*. Tập 58, Kỳ 5.
9. Đàm Trọng Thắng, Nguyễn Trí Tá và Vũ Xuân Bảng (2018), "Nghiên cứu ảnh hưởng của hình dạng lượng nổ đến mức độ đập vỡ đất đá bằng phương pháp thực nghiệm", *Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật*.
10. PGS.TS. Đàm Trọng Thắng, PGS.TS. Bùi Xuân Nam và TS.Trần Quang Hiếu (2015), *Nổ mìn trong ngành mỏ và công trình*, NXB Khoa học tự nhiên và công nghệ, Hà Nội.
11. *Điều lệ Công tác nổ*, BTL Công binh năm 1986.
12. *Thông tư số 12/2013/TT-BQP ngày 17/01/2013, Quy định về kho đạn dược lục quân Quân đội nhân dân Việt Nam.*
13. T. T. Dam, Bui, X. N., Nguyen, T. T., & To, D. T. (2021), "Study on the Reasonable Parameters of the Concentric Hemisphere-Style Shaped Charge for Destroying Rock", *Proceedings of the International Conference on Innovations for Sustainable and Responsible Mining: ISRM 2020, Springer International Publishing.* 1, tr. 45-68.
14. T. T. Dam, Nguyen, T. T., Vu, B. X., & Vu, H. T. (2019, November), "Studying the rule of distribution of rock breaking size according to the distance from the center of concentrated charge", *ISRM International Symposium on Rock Mechanics and Engineering for Sustainable Energy*.
15. V. M. Kuznetsov (1973), "The mean diameter of the Fragments formed by blasting rock", *Soviet Mining Science 9*, tr. 144-148.
16. D. T. Thang, Doanh, T. V., Viet, T. D., & Tho, T. D. (2019, November), "Study on the reasonable parameters of the cylinder shaped charge with tapered liner funnel to destroy stone", *ISRM International Symposium on Rock Mechanics and Engineering for Sustainable Energy*.
17. Белин В.А. Дам Чонг Тханг., Чан Ван Зоань (2021), "Исследования действия кумулятивных зарядов с выемкой полусферической эксцентрической формы для разрушения горных пород", *Журнал Устойчивое развитие горных территорий*. Т.13, №2.
18. *Руководство по подрывным работам* (1969), Утверждено нач. инж. Войск МО СССР 27.07.67г. Военное издательство. , Москва.

Research on the main structure of a reasonable small explosive charge for fragmentation experiments on a scaled-down model of rock - soil samples.

Abstract: Around the world, small explosive charges are primarily studied in the form of manufacturing detonators with concave-bottom features to focus energy for initiating primers or the main explosive charge. However, in Vietnam, there are currently no specialized small explosive charges available for experimental purposes. Therefore, this report conducts research, calculations, and designs of the fundamental structural parameters for several small explosive charges with an equivalent TNT yield ranging from 0.5 g to 3 g. The goal is to ensure stable detonation and safe usage. Additionally, experiments are conducted using a selection of these charges, and the experimental results are analyzed to evaluate the relationship between explosive power and the mean particle size.

Keywords: Explosive charge, explosion model, detonation, explosion experiment, mean particle size.

Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số thiết kế phễu lót đạn xuyên lõm quay 122 mm đến chiều sâu xuyên bằng phương pháp giải tích

Phùng Văn Cường[1*], Đỗ Văn Minh[2], Bùi Xuân Sơn[2], Hoàng Văn Cường[2]

[1] Viện Vũ khí, [2]Học Viện KTQS

Email: cuongmta41ctd@gmail.com; Tel: 0976307457

Tóm tắt

Trong lý thuyết tính toán uy lực đạn lõm hiện nay, ảnh hưởng của vận tốc quay chưa được tính tới. Ở bài báo này, trên cơ sở phương pháp tính chiều sâu xuyên lõm của đại học Ban Tích (phương pháp BGTU) nhóm tác giả xây dựng phương pháp tính toán uy lực xuyên lõm có tính đến ảnh hưởng của vận tốc quay. Áp dụng vào mô hình đạn 122 mm, kết quả tính toán chỉ ra rằng: vận tốc quay càng lớn, chiều sâu xuyên thép càng nhỏ, phễu bằng đồng có uy lực lớn hơn phễu bằng thép, tuy nhiên khi vận tốc quay lớn hơn 8000 vòng/phút thì chiều xuyên sâu của phễu lót bằng đồng không lớn hơn hẳn đạn phễu lót thép; tồn tại giá trị góc mở tối ưu và bề dày phễu lót tối ưu mà tại đó khi vận tốc quay lớn hơn một giá trị xác định thì chiều sâu xuyên là lớn nhất, các kết quả này phù hợp với lý thuyết thực nghiệm uy lực đạn lõm. Có thể bổ sung phương pháp vào lý thuyết tính uy lực đạn, ứng dụng tối ưu kết cấu đạn lõm quay.

Từ khóa: *Đạn xuyên lõm quay 122mm; uy lực đạn xuyên lõm; phương pháp BGTU.*

1. Mở đầu

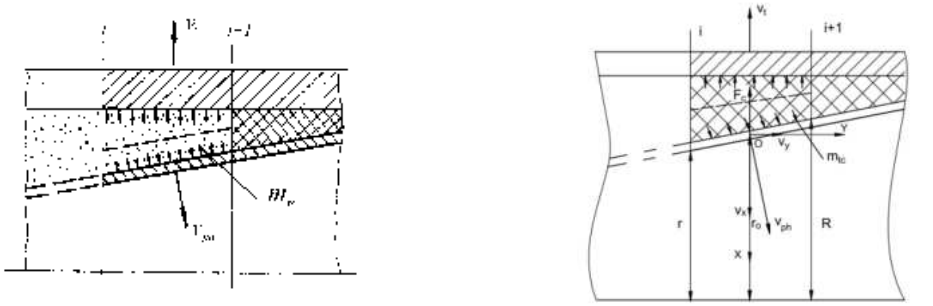
Hiệu ứng nổ lõm được các giáo sư Liên xô Pôkrốpxki, Larepchép và Baum phát hiện năm 1926 [1], sau đó, đầu đạn sử dụng hiệu ứng nổ lõm xuất hiện lần đầu vào chiến tranh thế giới thứ hai đã đánh dấu cột mốc quan trọng về một loại vũ khí phá hủy phương tiện bọc thép hiệu quả.

Cùng với sự xuất hiện của các loại xe tăng, xe bọc thép mới với khả năng phòng thủ trước các loại đạn xuyên thì yêu cầu nâng cao khả năng xuyên phá bản thép của đạn lõm được đặt ra cho các nhà nghiên cứu kỹ thuật quân sự. Đặc biệt khi yêu cầu sử dụng chung trên pháo có rãnh nòng, vận tốc quay làm giảm chiều sâu xuyên của đạn lõm quay đáng kể [1-3]. Trong thời gian dài nghiên cứu, thiết kế, chế tạo, đã có rất nhiều ý tưởng cải tiến các thiết bị như thay đổi kết cấu phễu lót, kết cấu lòng đạn, sử dụng thuốc nổ năng lượng cao… đã được tính toán và áp dụng. Tuy nhiên, chưa có nhiều công bố hoàn chỉnh nghiên cứu về ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực đạn xuyên lõm [1].

Để thấy rõ sự ảnh hưởng của vận tốc quay đến uy lực đạn xuyên lõm, trên cơ sở kế thừa các mô hình tính toán của Đại học Tổng hợp Quốc gia Ban-tích (BGTU) thuộc Cộng hòa Liên bang Nga [1], nhóm tác giả bổ sung các giá trị liên quan đến vận tốc quay vào hệ phương trình tính, được gọi là phương pháp BGTU phát triển. Sử dụng phương pháp đã đề xuất tiến hành tính toán, đồng thời khảo sát một số yếu tố kết cấu khác ảnh hưởng đến chiều sâu xuyên trên mô hình đạn lõm quay 122 mm ở các tốc độ quay khác nhau.

2. Tính toán uy lực đạn lõm có tính đến ảnh hưởng của vận tốc quay

Phương pháp BGTU của Đại học Ban Tích được áp dụng rộng rãi để tính toán uy lực xuyên lõm của đầu đạn lõm không quay. Về bản chất, phương pháp dựa trên một hệ thống giả thuyết về kết cấu và điều kiện tương tác giữa đạn với mục tiêu, sau đó chia phễu lót thành nhiều phân hình bằng các tiết diện vuông góc với trục đối xứng của đạn theo các khoảng cách như nhau (hình 1a); tại mỗi tiết diện xác định các tham số: Khối lượng tích cực của liều thuốc nổ, vận tốc nén ép phễu lót, góc khép phễu dọc theo trục đạn, vận tốc và khối lượng dòng tập trung và chuôi dòng, chiều dài hiệu quả của dòng tập trung và chiều sâu xuyên của từng phân tố dòng trong bản giáp; sau đó, xác định chiều sâu xuyên tổng bằng cách cộng gộp các chiều sâu xuyên của các phân tố dòng. Uy lực của đạn lõm không quay thường tính theo phương pháp BGTU, được trình bày trong tài liệu [1].



a, Phương pháp BGTU [1] *b, Phương pháp BGTU phát triển*

Hình 1. Một phân tố tính toán

Trong bài báo này, việc tính toán uy lực của đạn xuyên lõm quay dựa trên cơ sở của phương pháp BGTU có bổ sung thêm một số giả thuyết, phương trình, gọi là BGTU phát triển.

Theo BGTU, đối với mỗi phân hình, phân tố phễu lót chuyển động vào trục phễu với vận tốc không đổi bằng vận tốc nén ép phễu lót (hình 1a). Tuy nhiên, khi có ảnh hưởng của chuyển động quay, dưới ảnh hưởng của lực ly tâm, vận tốc phân tố phễu lót chuyển động vào trục có sự thay đổi (hình 1b), khi tính uy lực đạn lõm quay giả thiết:

+ Mật độ bản thép và dòng xuyên không đổi trong quá trình hình thành dòng và tương tác với bản thép, bỏ qua lực liên kết giữa các phần tử kim loại và lực cản nhớt của chúng, giống lý thuyết thủy động.

+ Coi quá trình khép phân tố phễu vào trục gồm hai giai đoạn nối tiếp: đầu tiên, phân tố phễu nhận được năng lượng nén ép của thuốc nổ để chuyển động hướng vào trục đạn với tốc độ ban đầu v_{ph}; sau đó, phân tố phễu chuyển động khép vào trục dưới tác dụng hãm chuyển động của lực ly tâm, vận tốc khép vào trục là v_{kh}.

+ Bỏ qua vận tốc tiếp tuyến của phân tố dòng xuyên khi khép vào trục.

+ Do chiều cao phân tố phễu và góc mở của phễu nhỏ, nên để xác định vận tốc quay của dòng, coi phân tố phễu có dạng hình ống trụ, phân tố dòng có dạng trụ.

+ Coi biên dạng phễu lót dạng loa kèn như dạng hình nón có nhiều góc mở, với góc mở ban đầu α_0, bề dày ban đầu δ_0 thay đổi tăng dần từ đỉnh đến miệng phễu.

+ Với mỗi phân tố bỏ qua mô-men ngoại lực tác dụng vào phân tố (không có liên kết giữa các phân tố với nhau).

Như vậy, quá trình tính toán chiều sâu xuyên của đạn lõm quay cũng giống như phương pháp BGTU, nhưng khác về vận tốc khép phễu vào trục và chiều dài dòng trước khi chạm bản thép, hai thông số này được tính như sau:

Vận tốc khép của phễu lót khi có ảnh hưởng của lực ly tâm:

Đối với mỗi phân tố (hình 1b), khi nổ có vận tốc chuyển động vào trục v_{ph}, lực ly tâm F_C cản trở chuyển động, theo đó hệ phương trình chuyển động vào trục của phân tố phễu có thể viết như sau:

- Theo phương Ox: $m\dfrac{dv_x}{dt} = -F$ (1)

- Theo phương Oy: $m\dfrac{dv_y}{dt} = 0 \Rightarrow v_y = v_{ph}\sin\alpha \Rightarrow v_y^2 = (v_{ph}\sin\alpha)^2$ (2)

Từ (1) suy ra: $m_{ph}.\dfrac{dv_x}{dt} = -m_{ph}.\omega_x^2.r_x \Leftrightarrow \dfrac{dv_x}{dt} = -\omega_x^2.r_x$ (3)

Trong đó: m_{ph} - Khối lượng phân tố phễu; F_c - Lực ly tâm; ω_x - Vận tốc góc của phân tố phễu tại x; r_x – Bán kính phân tố phễu tại x ($r_x = r_0 - x$).

Theo định luật bảo toàn momen động lượng:

$$I\omega = const \Rightarrow m_{ph}.\omega_0.r_0^2 = m_{ph}.\omega_x.r_x^2 \Rightarrow \omega_x = \omega_0.\frac{r_0^2}{r_x^2} \Rightarrow \omega_x = \omega_0.\frac{r_0^2}{(r_0 - x)^2} \quad (4)$$

Trong đó: ω_0 - Vận tốc góc của phân tố phễu tại $x = 0$; r_0 – Bán kính ban đầu của phân tố phễu ($r_0 = \frac{R+r}{2}$).

Thay (4) vào (3): $\frac{dv_x}{dt} = \frac{-\omega_0^2.r_0^4}{(r_0 - x)^3}$

Nhân 2 vế với dx rồi rút gọn được: $\Rightarrow v_x dv_x = \frac{-\omega_0^2.r_0^4}{(r_0 - x)^3} dx$

Tích phân hai vế phương trình khi giảm từ $v_{ph}\cos\alpha$ đến vận tốc v_x, x từ 0 đến $r_0 - \frac{r_d}{2}$ (r_d là bán kính dòng xuyên) được:

$$\Rightarrow \int_{v_{ph}\cos\alpha}^{v_x} v_x dv_x = -\omega_0^2.r_0^4 \int_0^{r_0 - \frac{r_d}{2}} \frac{1}{(r_0 - x)^3} dx \quad (5)$$

Theo tài liệu [1], ta có $r_d = \sqrt{R^2 - r^2}$. Thay vào phương trình (5):

$$\Rightarrow \frac{v_x^2}{2} - \frac{(v_{ph}\cos\alpha)^2}{2} = -\omega_0^2.r_0^4 \left(\frac{1}{2(r_0 - x)^2} \right) \Bigg|_0^{r_0 - \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{2}}$$

$$\Rightarrow v_x^2 = (v_{ph}\cos\alpha)^2 - \frac{\omega_0^2.r_0^4}{(r_0 - r_0 - \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{2})^2} + \omega_0^2.r_0^2$$

$$\Rightarrow v_x^2 = (v_{ph}\cos\alpha)^2 - \omega_0^2.r_0^2 \left(\frac{4r_0^2}{R^2 - r^2} - 1 \right) \quad (6)$$

Từ (2) và (6) suy ra:

$$v_x^2 + v_y^2 = (v_{ph}\cos\alpha)^2 - \omega_0^2.r_0^2 \left(\frac{4r_0^2}{R^2 - r^2} - 1 \right) + (v_{ph}\sin\alpha)^2$$

$$\Rightarrow v_{kh}^2 = v_{ph}^2 - \omega_0^2.r_0^2 \left(\frac{4r_0^2}{R^2 - r^2} - 1 \right)$$

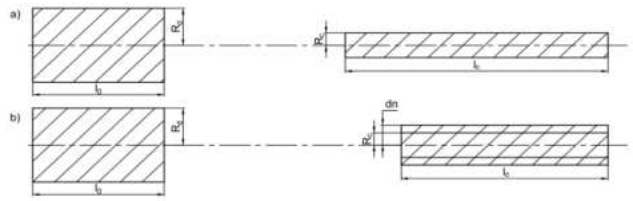
$$\Rightarrow v_{kh}^2 = v_{ph}^2 - \omega_0^2.\left(\frac{R+r}{2} \right)^2 \left(\frac{R+r}{R-r} - 1 \right)$$

$$\Rightarrow v_{kh} = \sqrt{v_{ph}^2 - \omega_0^2.\left(\frac{R+r}{2} \right)^2 \left(\frac{R+r}{R-r} - 1 \right)}$$

Thay $v_{ph} = v_{kh}$ để tính các thông số khác theo phương pháp BGTU đã được trình bày theo tài liệu [1].

Chiều dài dòng trước khi chạm bản thép có tính đến ảnh hưởng của lực ly tâm:

Để tính đến ảnh hưởng của lực ly tâm đến độ vuốt dài dòng trước khi gặp bản thép, ta xem xét sự khác nhau giữa chiều dài phân tố dòng xuyên khi chạm bản thép của đạn quay $l_c^{'}$ so với đạn không quay l_c, trên cơ sở đó, tìm hệ số liên hệ k giữa l_c và $l_c^{'}$.



Hình 2. Sơ đồ tính toán chiều dài dòng xuyên tại thời điểm phân tố dòng gặp bản thép
a) Trường hợp dòng xuyên không bị ảnh hưởng của tốc độ quay
b) Trường hợp dòng xuyên bị ảnh hưởng của tốc độ quay

Xét sơ đồ vuốt dài dòng như hình 2. Ở đây, hai trường hợp đạn không quay và quay, phân tố dòng trước khi vuốt dài có kích thước như nhau, sau khi vuốt dài có kích thước khác nhau:

- Trường hợp dòng xuyên không bị ảnh hưởng của tốc độ quay:

Do dòng xuyên không chịu nén nên thể tích dòng không đổi (hình 2a):

$$V_d = \pi R_d^2.l_0 = \pi R_c^2.l_c \Rightarrow R_c = R_d\sqrt{\frac{l_0}{l_c}} \tag{4}$$

Trong đó, V_d là thể tích của dòng xuyên; R_d, l_0 là bán kính, chiều dài ban đầu dòng xuyên có tính đến ảnh hưởng của chuyển động quay; R_c, l_c là bán kính, chiều dài dòng xuyên khi chạm mục tiêu tính theo BGTU.

- Trường hợp dòng xuyên bị ảnh hưởng của tốc độ quay:

Thể tích dòng không đổi (hình 2b):

$$V_d = \pi R_d^2.l_0 = \pi(R_c + dn)^2.l_c^{'} \tag{5}$$

Trong đó, dn là lượng tăng về bán kính của đạn quay so với đạn không quay.

Trong quá trình hình thành dòng xuyên, do có sự chênh lệch về tốc độ của đỉnh dòng và chuôi dòng, chiều dài dòng xuyên tăng lên, theo đó, bán kính dòng xuyên bị giảm đi. Theo tài liệu [6], do quá trình hình thành dòng diễn ra trong thời gian nhỏ nên ta coi gia tốc ly tâm không thay đổi và bằng $\omega_d^2.r_d$. Kết quả của sự tăng bán kính do ảnh hưởng của tốc độ quay trong khoảng thời gian t được viết bởi biểu thức: $dn = \dfrac{\omega_d^2.R_d.t^2}{2}$

Lấy (5) chia (4) suy ra: $\dfrac{l_c^{'}}{l_c} = \dfrac{R_c^2}{(R_c+dn)^2} = \dfrac{R_d^2\dfrac{l_0}{l_c}}{\left(R_d.\sqrt{\dfrac{l_0}{l_c}} + \dfrac{\omega_d^2.R_d.t^2}{2}\right)^2} = \dfrac{\dfrac{l_0}{l_c}}{\left(\sqrt{\dfrac{l_0}{l_c}} + \dfrac{\omega_d^2.t^2}{2}\right)^2}$

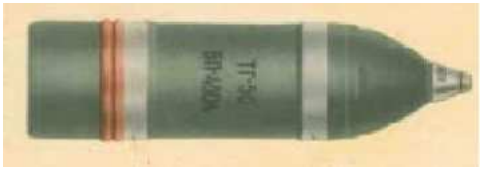
Đặt $k = \dfrac{\dfrac{l_0}{l_c}}{\left(\sqrt{\dfrac{l_0}{l_c}} + \dfrac{\omega_d^2.t^2}{2}\right)^2}$

Do đó, $l_c^{'} = k.l_c$. Thay $l_c = l_c^{'}$ để tính chiều dài phân tố dòng xuyên và tính các thông số khác theo phương pháp BGTU đã được trình bày tại tài liệu [1] để tính toán uy lực đạn xuyên lõm.

3. Áp dụng tính toán uy lực đạn lõm quay 122mm

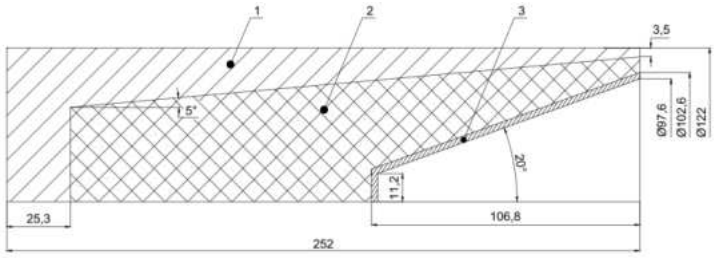
3.1. Mô hình đạn lõm quay 122mm

Mô hình đạn lõm quay sử dụng tính toán là đầu đạn БП-460А (hình 3), đây là đầu đạn xuyên lõm cỡ 122 mm, đạn bắn trên pháo nòng ngắn 122 mm (К38), sơ tốc của đạn là V_0 = 575 m/s, tốc độ quay của đạn khi ra khỏi miệng nòng khoảng 9000 vòng/phút, tầm bắn thẳng của đạn là 600 m, đạn khi quay có khả năng xuyên thép đến 140 mm, khi không quay là 250÷300 mm [4].



Hình 3. Đầu đạn БП-460А

Mô hình hình học đạn xuyên lõm cỡ 122 mm như hình 4. Thiết bị lõm có đường kính 122 mm, vật liệu vỏ bọc là thép C45, mật độ $\rho_{ph} = 7,83\, g/cm^3$; vật liệu mục tiêu bản thép là 40X, $\rho_{ph} = 7,83 g/cm^3$; chiều cao phễu lót h = 97 mm; thuốc nổ ТГ-50, mật độ $\rho_{ph} = 1,7\, g/cm^3$, tốc độ nổ D = 7600 m/s; góc mở $2\alpha_0 = 40^0$; bề dày phễu lót không đổi $\delta = 2,5\, mm$.

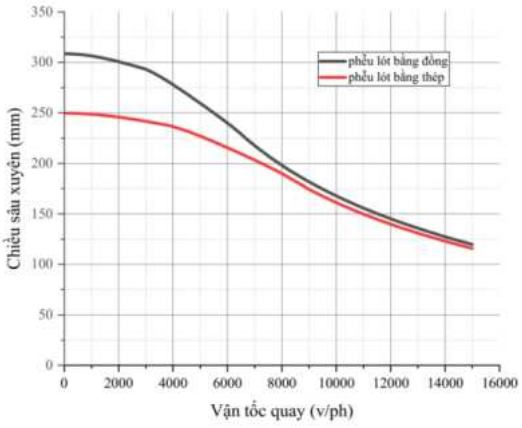


Hình 4. Mô hình hình học
1- Vỏ bọc, 2- Thuốc nổ, 3- Phễu lót

3.2. Kết quả

3.2.1. Vật liệu phễu lót bằng đồng và thép

Ứng dụng phương pháp BGTU phát triển vào tính toán uy lực đạn lõm quay 122 mm. Hình 5 thể hiện kết quả chiều sâu xuyên của đạn 122 mm theo vận tốc quay ở hai trường hợp vật liệu phễu lót bằng đồng và thép. Có thể thấy, chiều sâu xuyên của đạn càng giảm khi vận tốc quay càng lớn, điều này phù hợp với lý thuyết uy lực đạn.



Hình 5. Chiều sâu xuyên theo vận tốc quay khi vật liệu phễu bằng đồng và thép

Vật liệu phễu lót khác nhau, cùng một vận tốc quay, phễu đồng cho chiều sâu xuyên tốt hơn phễu thép, tuy nhiên, khi vận tốc quay lớn hơn 8000 vòng/phút, sự chênh lệch chiều sâu

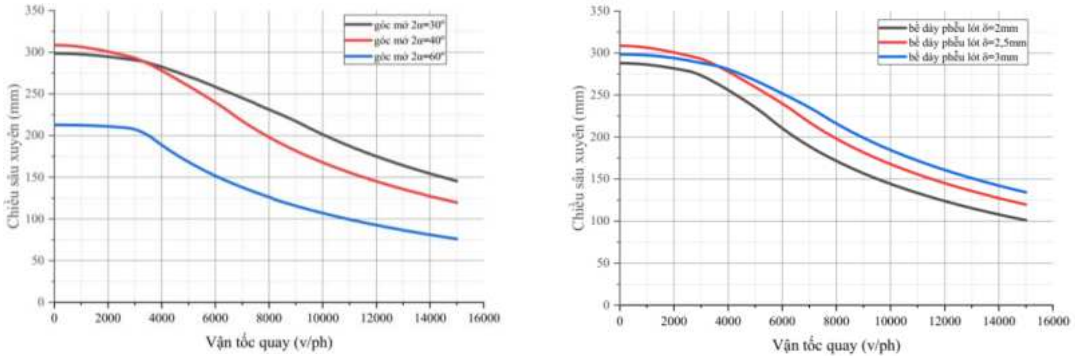
xuyên của hai phương án không đáng kể. Kết quả này phù hợp với lý thuyết uy lực đạn - khi vận tốc quay của đạn lớn (10…15).10^3 vòng/phút, thì độ xuyên sâu của phễu lót bằng đồng không lớn hơn hẳn đạn có phễu lót bằng thép [1].

Kết quả tính toán chiều sâu xuyên đạn 122mm xuyên lõm trường hợp không quay từ 250÷300 mm, trường hợp quay là 140mm.

3.2.2. Góc mở và bề dày phễu lót thay đổi

Tiến thêm một bước, vận dụng phương pháp đã đề xuất để khảo sát chiều sâu xuyên theo vận tốc quay với phễu lót đồng khi góc mở và bề dày phễu khác nhau (hình 6).

Khi góc mở phễu lót thay đổi (hình 6a), tồn tại một góc mở tối ưu $2\alpha=30^0$ mà tại đó khi vận tốc quay lớn hơn một giá trị xác định (giao điểm trên hình 6a, 3400 vòng/phút) thì chiều sâu xuyên luôn lớn nhất so với các góc mở khác. Điều này tương đồng với lý thuyết nổ lõm không quay.



a, Góc mở phễu lót khác nhau *b, Bề dày phễu lót khác nhau*

Hình 6. Chiều sâu xuyên theo vận tốc quay khi góc mở và bề dày phễu lót thay đổi

Tương tự, khi góc bề dày phễu lót thay đổi (hình 6b), tồn tại một bề dày tối ưu δ=2,5mm mà tại đó khi vận tốc quay lớn hơn một giá trị xác định (giao điểm trên hình 6b, 3700 (vòng/phút)) thì chiều sâu xuyên luôn lớn nhất so với các bề dày khác. Điều này cũng tương đồng với lý thuyết nổ lõm không quay.

So sánh giá trị góc mở tối ưu $2\alpha=30^0$, bề dày tối ưu δ=2,5mm đã tìm được ở trên với kết cấu thực của đạn 122 mm $2\alpha=40^0$, δ=2,5mm. Nhận thấy phễu lót đạn đã đạt bề dày tối ưu, tuy vậy có sai khác về góc mở, như vậy, có thể đưa ra khuyến cáo tham khảo về kết cấu phễu lót tối ưu trong thiết kế đạn.

4. Kết luận

- Dựa trên phương pháp BGTU phát triển thêm một số giả thiết, phương trình tính toán vận tốc khép, chiều dài dòng xuyên trước khi gặp bản thép, đưa ra phương pháp tính toán uy lực xuyên lõm có tính đến ảnh hưởng của vận tốc quay.

- Áp dụng phương pháp vào tính toán uy lực đạn xuyên lõm 122 mm, cho các kết quả phù hợp với lý thuyết và thực nghiệm: Vận tốc quay quanh trục càng lớn, uy lực xuyên càng giảm; phễu bằng đồng có uy lực lớn hơn phễu bằng thép, tuy nhiên khi vận tốc quay lớn hơn 8000 vòng/phút thì độ xuyên sâu của phễu lót bằng đồng không lớn hơn hẳn đạn có phễu lót bằng thép; tồn tại giá trị góc mở và bề dày phễu lót tối ưu mà tại đó khi vận tốc quay lớn hơn một giá trị xác định thì chiều sâu xuyên là lớn nhất.

- Có thể bổ sung phương pháp tính vào lý thuyết tính toán uy lực đạn lõm, ứng dụng khảo sát hoàn thiện tối ưu kết cấu đạn lõm 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, 8.

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. Sổ tay hướng dẫn sử dụng đạn dược, NXB Quân đội nhân dân.

6. Sampooran Singh (1959), Penetration of rotating shape charges.

7. Shengjie Sun, Jianwei Jiang, Shuyou Wang, Jianbing Men, Mei Li (2023) Structural design of thefluted shaped charge liner using multi-section optimization method.

8. A. Koch, P. Jaggi, W. Jaun and F. Häller, (2003) Study of spin-compensated shaped charges.

Research on the Influence of Certain Design Parameters of the 122mm Rotating Shaped Charge Liner on Penetration Depth Using Analytical Methods

Abstract: *In the current theories of shaped charge penetration power, the influence of spin velocity is not considered. In this paper, based on the penetration depth calculation method developed by the Baltic State Technical University (BGTU), the authors propose a computational method for shaped charge penetration power that incorporates the effects of spin velocity. Applied to a 122 mm shaped charge model, the results indicate that as spin velocity increases, the penetration depth into steel decreases; copper liners exhibit higher penetration effectiveness than steel liners. However, when the spin velocity exceeds 8000 rpm, the penetration depth of copper liners does not significantly surpass that of steel liners. There exist optimal values for the cone opening angle and liner thickness, at which the penetration depth is maximized when the spin velocity exceeds a specific threshold. These results are consistent with experimental theories of shaped charge penetration power. The proposed method can complement existing penetration power theories and be applied to optimize the design of spin-stabilized shaped charges.*

Keywords: *Rotating shaped charge warhead 122mm; penetration of shaped charge warhead; BGTU method.*

Xây dựng mô hình bài toán tính toán lực bẻ đầu đạn pháo lắp chặt

Trần Văn Hoàng[1*], Nguyễn Hoàng Hải[1]

[1] *Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: tranvanhoang0090989l@gmail.com; Tel: 0978.925.486

Tóm tắt:

Việc tự động hóa quá trình tháo gỡ với đạn dược cỡ nhỏ nhằm nâng cao năng suất, đảm bảo an toàn trong quá trình tháo gỡ là một vấn đề cấp thiết với ngành quân khí. Trong các hệ thống tự động này, thường sử dụng phương pháp bẻ đầu đạn nhằm phá vỡ liên kết giữa đầu đạn và vỏ liều. Trong phạm vi nghiên cứu, bài báo tập trung vào xây dựng mô hình tính toán lực bẻ cần thiết với đầu đạn xuyên 23mm trước khi triển khai vào hệ thống trong thực tế, theo đó đầu đạn được thiết lập như một kết cấu chịu uốn, với ngàm cố định tại phần miệng vỏ đạn, một chốt (mấu) tháo đóng vai trò hình thành tải trọng. Kết quả tính toán là cơ sở thiết kế, chế tạo hệ thống tháo gỡ đạn tự động.

Từ khóa: *Đầu đạn 23mm, lực bẻ, góc quay của đầu đạn.*

1. Đặt vấn đề

Hiện nay các đơn vị trong toàn quân nói chung, và các đơn vị cơ sở nói riêng quá trình xử lý tháo gỡ đạn là một việc làm nguy hiểm và đòi hỏi phải có tính cẩn thận, tỉ mỉ. Các thiết bị tháo hiện nay tuy vẫn còn được sử dụng rộng rãi nhưng đã bộc lộ khá nhiều nhược điểm về năng xuất lao động cũng như mức độ an toàn. Chính vì vậy việc nghiên cứu thiết bị xử lý tháo gỡ đạn pháo cỡ nhỏ theo hướng tự động hóa sẽ đáp ứng được các yêu cầu đề ra, phục vụ cho nhu cầu xử lý tháo gỡ trong giai đoạn hiện nay.

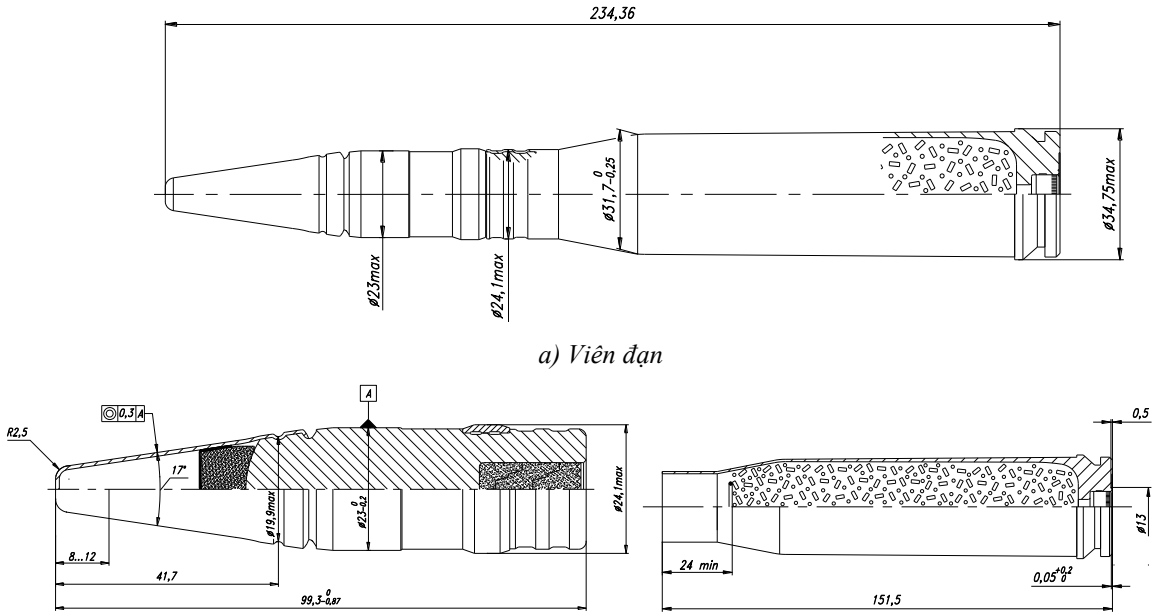
Các loại đạn pháo lắp chặt cỡ nhỏ (cao xạ 23mm, cao xạ 37mm,...) rất phổ biến trong biên chế của Quân đội ta hiện nay. Song, do quá trình khai thác, bảo quản, cất giữ, trong điều kiện khí hậu khắc nghiệt, tuổi thọ đầu đạn và thuốc phóng cao; nên hàng năm tồn tại khối lượng lớn phải hạ cấp để xử lý. Trong quá trình xử lý, công việc tiềm ẩn nguy cơ mất an toàn nhất là tháo gỡ đầu đạn khỏi vỏ liều. Trước kia, khi khoa học công nghệ trong nước chưa phát triển, và điều kiện đất nước còn nhiều khó khăn, việc tách đầu đạn thường được sử dụng bằng sức người, tiềm ẩn nguy cơ mất an toàn. Hiện nay, đã có các thiết bị tách đầu đạn khỏi vỏ liều bằng các phương pháp bẻ, rút đầu đạn, trong đó nhiều thiết bị đã được chú trọng tự động hoá. Trong đó phương pháp sử dụng phổ biến là bẻ đầu đạn.

Trong phạm vi nghiên cứu, tác giả bài báo xây dựng mô hình giải tích và tính toán xác định lực bẻ của đầu đạn cao xạ 23mm xuyên, làm cơ sở để khảo sát và thiết kế kết cấu của thiết bị bẻ một cách hợp lý, bảo đảm an toàn trong thực hiện công tác xử lý đạn tại đơn vị.

2. Mô hình bài toán

2.1. Mô hình hình học

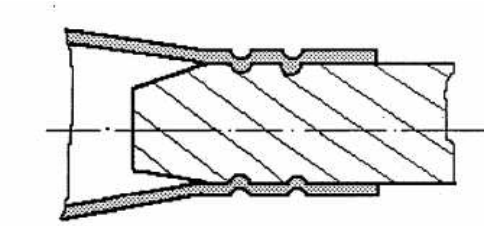
Đối tượng nghiên cứu của bài toán là đạn cao xạ 23mm xuyên Liên Xô (Hình 1), cụ thể là liên kết giữa đầu đạn và vỏ liều (Hình 2).



a) Viên đạn

b) Đầu đạn *c) Vỏ liều*

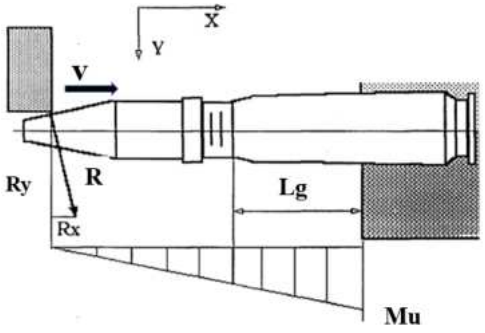
Hình 1: Bản vẽ đạn cao xạ 23 mm xuyên Liên Xô



Hình 2: Liên kết giữa đầu đạn và vỏ liều đạn cao xạ 23mm xuyên

2.2. Mô hình vật lý

Trong quá trình phá hủy liên kết của đầu đạn và vỏ liều đạn cao xạ 23mm xuyên bằng cách sử dụng momen uốn, với sự hỗ trợ của cơ chế tách rời, sự biến dạng của miệng vỏ đạn và sự xoay của viên đạn xảy ra khi viên đạn va chạm vào một điểm cứng và trượt trên điểm đó với sự xoay của đầu đạn trong miệng vỏ đạn. Bài toán xác định lực bẻ có thể được đơn giản hoá thành bài toán cơ học thuần tuý: bài toán dầm bị ngàm một đầu cố định, chốt tại đầu đạn có vai trò tạo nên tải trọng. Lực bẻ sẽ gồm 2 thành phần: thành phần dọc trục và thành phần vuông góc với đầu đạn. Thành phần dọc trục có thể coi như lực tối thiểu để thắng các lực ma sát. Thành phần vuông góc là yếu tố để thắng được momen uốn khi quay đầu đạn trong quá trình bẻ. Để xác định được các thành phần trên, phải xác định được các thành phần: Lực ma sát, momen uốn, cánh tay đòn, góc quay của đầu đạn khi bẻ. *(Hình 3)*



Hình 3: Mô hình hình học xác định lực bẻ đầu đạn cao xạ xuyên 23mm

2.3. Thông số đầu vào

Các tham số hình học của đạn *(Hình 1)*, một số tham số của nút phân tách *(Hình 4):*

+ d - cỡ đạn *(d= 23mm)*;

+ φ - góc nửa của hình nón đạn;

+ l_{co} - chiều dài phần trụ bên của đạn *(l_{co}=57,6mm)*;

+ h_k - chiều cao của hình nón đạn;

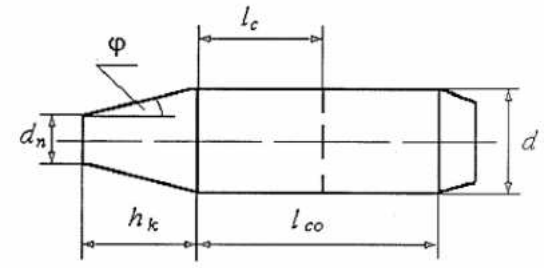
+ 1_c - chiều dài đoạn di chuyển của chốt trên bề mặt trụ;

+ d_n - đường kính đỉnh của phần hình nón cụt của đạn;

+ y_o - chiều cao nâng của giá đỡ so với mặt phẳng trượt của viên đạn *(y_o=0,674mm)*;

+ x_m - giá trị di chuyển dọc tối đa của viên đạn với khóa sau khi tiếp xúc với đạn;

+ θ - góc xoay của đầu đạn *($0 \le \theta \le 0{,}4\ rad$).*



Hình 4: Các tham số hình học của đạn.

Một số tham số khác của đầu đạn và vỏ liều đạn cao xạ 23mm xuyên Liên Xô

Bảng 1: Một số thông số vật liệu đầu đạn và vỏ liều

TT	Tham số	Đơn vị	Giá trị	
			Vỏ liều	Đầu đạn
1	Khối lượng riêng ρ	Kg/m^3	8500	7800
2	Hệ số poisson μ		0,33	0,30
3	Modul đàn hồi E	KG/mm^2	200	210

2.4. Các giả thiết

- Đầu đạn được coi như tuyệt đối cứng;
- Biến dạng của vỏ đạn là biến dạng đàn hồi dẻo tuân theo định luật Hooke;
- Khi tính toán bỏ qua sự ảnh hưởng của biến dạng do nhiệt.

3. Mô hình toán học và phương pháp giải

3.1. Mô hình toán học

Khi đưa về bài toán cơ học thuần tuý, mô hình toán học xác định lực bẻ được giả thiết như hình dưới *(Hình 5)*

- Tại ngàm có các lực tác dụng: $\dot{X_n}, \dot{Y_n}, \dot{M_n}$

- Lực bẻ $\vec{R}$ bao gồm 2 thành phần $\dot{R_x}, \dot{R_y}$: $\dot{R} = \dot{R_x} + \dot{R_y}$

- Liên kết giữa đầu đạn và vỏ liều xuất hiện thành phần lực ma sát $\dot{F}_{ms}$

- Trọng lực của đầu đạn và vỏ liều: $\dot{Q}_{\mathrm{d}}, \dot{Q}_v$

Từ mô hình trên, ta có hệ phương trình xác định lực bẻ đầu đạn như sau:

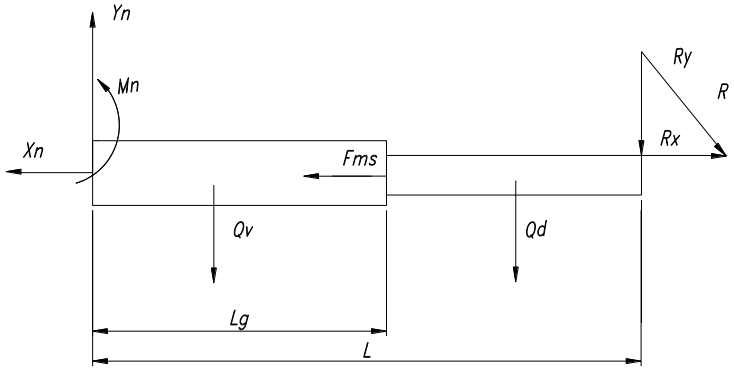
$$\begin{cases} \sum X = R_x - F_{ms} - X_n = 0 \\ \sum Y = -R_y + Y_n - Q_d - Q_v = 0 \\ \sum M_n\left(\overrightarrow{F_k}\right) = M_n - R_y.L - Q_v.0{,}5.L_g - Q_d.0{,}5.(L + L_g) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Khối lượng của đầu đạn và vỏ liều đạn nhỏ, không ảnh hưởng nhiều đến lực bẻ, nên để đơn giản có thể bỏ qua được. Khi đó hệ (1) được biến đổi thành:

$$\begin{cases} R_x = X_n + F_{ms} \\ R_y = Y_n \\ M_n = R_y.L \end{cases} \quad (2)$$

Hệ (2) là hệ phương trình cơ bản được xác định được lực bẻ. Giá trị momen uốn tại ngàm M_n có thể coi như giá trị momen tối thiểu để bẻ được đầu đạn. $M_n = M_u$, $M_u = R_y.L$.

Về lý thuyết từ hệ (2), chúng ta cần xác định được R_x, M_u từ đó sẽ xác định được lực bẻ R.



Hình 5: Mô hình toán học xác định lực bẻ đầu đạn cao xạ xuyên 23mm

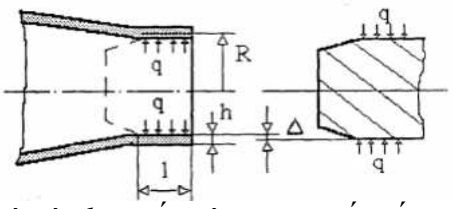
3.2. Phương pháp giải

Từ các quan hệ lực và momen đã xác định ở mục 3.1, bài báo sẽ xác định các thành phần lực liên quan.

Xác định lực ma sát:

Thành phần lực ma sát tĩnh hình thành do liên kết giữa đầu đạn và vỏ liều.

Việc tháo rời mối nối bị cản trở bởi lực ma sát, phát sinh do sự căng giữa vỏ liều và đầu đạn:



Hình 6: Sơ đồ tính toán áp lực tiếp xúc trong mối nối giữa đầu đạn và vỏ.

Khi biết giá trị của áp lực tiếp xúc, lực ma sát được xác định theo công thức:

$$F_{ms} = f.2\pi R.l.q \quad (3)$$

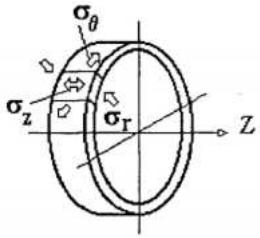
Trong đó: q – áp lực tiếp xúc;

R,l – bán kính và chiều dài bề mặt tiếp xúc;
f – hệ số ma sát;
σ_T - ứng suất tới hạn.

Để xác định áp lực tiếp xúc, chúng ta sẽ tìm giá trị tối đa của lực căng A. Tại thời điểm này, biến dạng vòng tương đối sẽ có giá trị:

$$\varepsilon_\theta = \frac{2\pi(R+\Delta)-2\pi R}{2\pi R} = \frac{\Delta}{R} \qquad (4)$$

Vật liệu của đầu đạn chịu tải trọng đối xứng trục, có thể phân tích thành tải trọng vòng, tải trọng hướng tâm và tải trọng trục *(hình 7)*.



Hình 7: Sơ đồ tính toán tải trọng

Sử dụng mối quan hệ đã biết cho định luật Hook tổng quát [4]

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E}[\sigma_0 - f(\sigma_Z + \sigma_r)] \quad (5)$$

mối quan hệ gần đúng giữa biến dạng vòng và ứng suất dưới dạng:

$$\varepsilon_\theta \approx \frac{1}{E}\sigma_0 \qquad (6)$$

Từ (4) và (6) suy ra rằng

$$\sigma_\theta \approx \varepsilon_\theta E \frac{\Delta}{R} E \quad (7)$$

Đối với vật liệu dẻo, như là vật liệu của vỏ đạn bằng đồng thau, và các điều kiện tháo rời mối nối giữa đạn và vỏ, có thể coi rằng $\sigma_\theta = \sigma_T$, từ đó có thể tìm ra giá trị có thể của độ căng:

$$\Delta = \frac{\sigma_T.R}{E} \quad (8)$$

Đối với vỏ bọc chịu áp lực, theo [2,4], có thể chấp nhận:

$$\Delta = \frac{q.R^2}{E.h} \quad (9)$$

Bằng cách đặt các vế bên phải của các phương trình cuối cùng bằng nhau, có thể xác định được giá trị của áp lực tiếp xúc.

$$q = \frac{\sigma_T.h}{R} \quad (10)$$

Sử dụng mối quan hệ (10), có thể cuối cùng trình bày công thức để xác định lực ma sát khi tháo rời kết nối đạn - vỏ trong dạng sau:

$$F_{ms} = f.2\pi.h.l.\sigma_T \qquad (11)$$

Xác định momen uốn cực đại M_{max}:

Một trong những loại tải trọng khi phá hủy mối nối giữa đạn và vỏ đạn có thể là tải trọng uốn, làm biến dạng miệng vỏ đạn và do đó đảm bảo việc rút đạn ra khỏi miệng vỏ đạn một cách tự do. Khi uốn, xảy ra biến dạng dẻo của vật liệu vỏ, vì vậy hợp lý để xem xét tính toán cấu trúc theo tiết diện giới hạn. Khi đạt đến trạng thái giới hạn, cấu trúc ngừng chống lại sự uốn, do sự phát triển của các biến dạng đáng kể. Trong các tính toán, sử dụng biểu đồ biến dạng đơn giản hóa của Prandtl [2], theo đó, sau khi đạt đến giới hạn chảy, biến dạng tiếp tục mà không tăng ứng suất.

Giá trị giới hạn của mô men uốn [4]:

$$M_{max} = \sigma_T . W_x \quad (12)$$

Giá trị mô men kháng uốn dẻo:

$$\mathrm{W}_x = \frac{1}{6}\left(d_n^3 - d_{tr}^3\right) \approx d^2.\delta \quad (13)$$

Momen cực đại tác động lên đạn sẽ được tìm theo công thức:

$$M_{\max} = P_{\max}.l \quad (14)$$

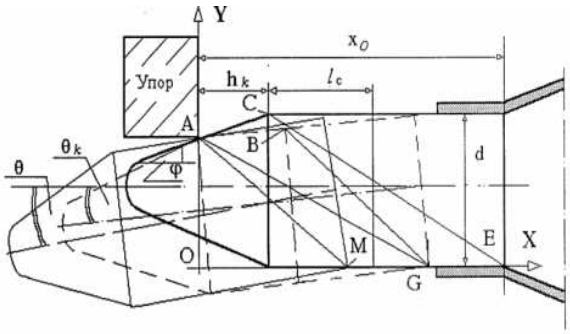
Bằng cách đặt các phần bên phải của các phương trình (12), (13) bằng nhau, chúng ta sẽ tìm được giá trị của lực giới hạn:

$$P_{\max} = \frac{\sigma_T.\mathrm{W}_x}{l} \approx \frac{\sigma_T.d^2.\delta}{l}$$

Lực ma sát phát sinh trong chuyển động trục của mâm cặp và sự tương tác của đạn với điểm tựa có thể được xác định theo công thức.

$$F_{ms2} \approx f\frac{\sigma_T.d^2.\delta}{l}$$

- Xác định góc quay của đầu đạn khi bẻ bằng lực uốn:



Hình 8: Sơ đồ xác định góc quay của đầu đạn khi bẻ bằng lực uốn

Góc quay của đầu đạn trên phần hình nón:

$$\theta_k = \arccos\left\{\frac{l_C.\sqrt{EC^2 - y_o^2} + d.y_o}{\left|\overline{EC}\right|.\left|\overline{GA}\right|}\right\}$$

Góc quay của đạn khi tương tác cuối cùng với điểm tựa từ đỉnh phần hình nón đến cuối phần hình trụ:

$$\theta_c = \arccos\left\{\frac{\left[\sqrt{EC^2 - y_o^2} - l_C.\cos\theta_k\right].\sqrt{GB^2 - y_o^2} + y_o.\left(y_o + l_C.\sin\theta_k\right)}{\left|\overline{GB}\right|.\left|\overline{MA}\right|}\right\}$$

Tổng giá trị của góc quay của đạn ở phần hình nón và hình trụ xác định giá trị tối đa của góc quay của đạn:

$$\theta = \theta_k + \theta_c \quad (15)$$

-Xác định cánh tay đòn của momen uốn M_u:

Sơ đồ tính toán thể hiện trên hình 9:

L_C - giá trị chiều dài mô men uốn khi chốt di chuyển trên phần hình trụ của đạn;

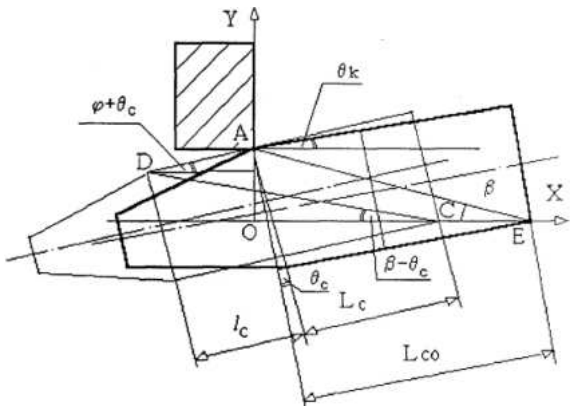
L_{co} - giá trị ban đầu của chiều dài mô men uốn;

l_c - giá trị hiện tại của chiều dài mô men uốn;

θc- giá trị hiện tại của góc quay của đạn trên phần hình trụ.

θ_{km} - giá trị tối đa của góc quay của đạn ở phần hình nón của đạn;

β_k-góc nghiêng ban đầu của vector EA tại thời điểm bắt đầu chuyển động trên phần hình trụ.



Hình 9: Sơ đồ tính toán xác định chiều dài quay khi chốt di chuyển trên phần hình trụ của đạn

Bằng các tính toán lý thuyết, kết hợp thực nghiệm, xây dựng được công thức tính toán L theo θ:

$$L = L(\theta) = \begin{cases} \left|\overline{EA}\right|.\cos(\varphi+\alpha) - \dfrac{y_o - \left|\overline{EA}\right|.\sin(\alpha-\theta_k)}{\sin(\varphi+\theta_k)}; 0 \le \theta \le \theta_k \\ L_{C0} - \dfrac{y_o - \left|\overline{CD}\right|.\sin(\beta_k-\theta_c)}{\sin(\theta_{km}+\theta_c)}; \theta_k \le \theta \le \theta_m \end{cases}$$

Từ thực nghiệm [1,3], có thể thiết lập được hàm L =L(θ) xấp xỉ như sau:

$$L = L(\theta) = \begin{cases} \dfrac{1}{0,234+0,187\theta}; 0 \le \theta \le \theta_k \\ \dfrac{1}{3,77\theta-0,1}; \theta_k \le \theta \le \theta_m \end{cases} \quad (16)$$

Xác định momen uốn:

Như vậy, chúng ta đã thiết lập được các công thức tính toán các giá trị liên quan, phục vụ cho tính toán lực bẻ *R*. R là hàm phụ thuộc vào các thành phần: $\theta, M_u, F_{ms}, L, \varphi, ...$

$$R = f(\theta, M_u, F_{ms}, L, \varphi, ...)$$

Để xác định được *R* theo các đại lượng trên trong thực tế là rất khó. Bởi vậy, để đơn giản, người ta đã kết hợp thực nghiệm, cho đại lượng *R* và *M*, *L* là các đại lượng chỉ phụ thuộc vào góc quay θ: $R = R(\theta), M_u = M_u(\theta), L = L(\theta)$ và [5]:

$$R = R(\theta) = \frac{M_u(\theta)}{L(\theta)} \quad (17)$$

Công thức (17) cho phép xác định giá trị của lực bẻ ứng với một giá trị cụ thể của góc quay của đạn (θ). Khó khăn trong việc sử dụng công thức (17) là quy luật thay đổi của mômen uốn $M_u(\theta)$ không được biết trước. Xác định bằng thực nghiệm $M_u(\theta)$, tính toán theo công thức (15) sẽ cho ra được giá trị lực bẻ.

Giả sử rằng mối quan hệ $M_u = f_2(\theta)$ đã được biết. Sau đó, theo công thức (17), có thể xác định hàm $R = f_2(\theta)$. Từ đó cho phép xác định các thành phần phản lực: R_x và R_y.

Khi điểm tựa di chuyển qua phần hình nón, các thành phần phản ứng của điểm tựa trên trục tọa độ sẽ được xác định:

$$\begin{aligned} R_x &= R.\sin(\varphi+\theta) \\ R_y &= R.\cos(\varphi+\theta) \end{aligned} \qquad (18)$$

Khi chuyển động của chốt trên phần hình trụ, các thành phần phản ứng của chốt theo trục tọa độ sẽ được tìm theo các công thức:

$$\begin{aligned} R_x &= R.\sin\theta \\ R_y &= -R.\cos\theta \end{aligned} \qquad (19)$$

Từ kết quả xác định bằng thực nghiệm [3], ta có:

$$M_u(\theta) = \theta(505 - 930\theta) \qquad (20)$$

Từ các công thức (16), (17), (20) suy ra được công thức xác định lực bẻ theo góc quay của đầu đạn:

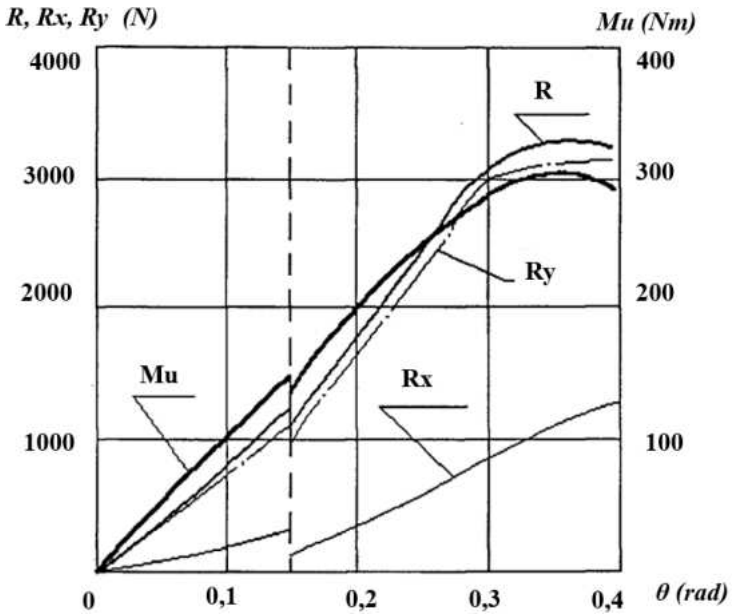
$$R = R(\theta) = \begin{cases} \dfrac{\theta(505-930\theta)}{0,234+0,187\theta}; 0 \le \theta \le \theta_k \\ \dfrac{\theta(505-930\theta)}{3,77\theta-0,1}; \theta_k \le \theta \le \theta_n \end{cases} \qquad (21)$$

4. Kết quả và thảo luận

Tiến hành khảo sát, tính toán lực bẻ R từ các công thức (20), (21), từ [1] ta khảo sát trong phạm vi $0 \le \theta \le 0,4$ (rad), thu được kết quả như sau (Bảng 2):

Bảng 2: Bảng các giá trị thu được

STT	θ (rad)	M_u (Nm)	R(N)	R_x (N)	R_y (N)
1	0	0	0	0	0
2	0,05	52,45	643,32	237,47	597,90
3	0,1	103,48	867,89	306,41	812,00
4	0,15	156,39	1214,67	466,29	1121,60
		149,16	1182,34	289,63	1146,32
5	0,2	200,42	1837,74	492,70	1770,46
6	0,25	275,9	2668,12	783,83	2550,39
7	0,3	293,67	3125,97	979,49	2968,55
8	0,35	305,2	3234,76	1148,74	3023,92
9	0,367	309,7	3346,8	1268,34	3097,16
10	0,4	298,71	3227,4	1326,59	2942,15



Hình 10: Đồ thị momen uốn (M_u), lực bẻ (R) theo góc quay của đầu đạn (θ)

Như vậy, từ bảng kết quả và đồ thị suy ra giá trị lớn nhất của momen uốn là M_{umax}=*309,7 Nm*, tương ứng với giá trị lực bẻ lớn nhất là R_{max} =*3346,8 N*, các lực thành phần là R_x=*1268,34 N,* R_y=*3096,17 N*, ứng với giá trị góc quay của đầu đạn khi đó là θ_{max} = *0,367 rad*. Từ đồ thị ta thấy các hàm M_u, R, R_x, R_y có điểm gián đoạn tại θ_k = *0,15 rad*.

Khi điểm tựa di chuyển từ phần hình nón sang phần hình trụ đường đạn, các thành phần M_u, R, R_x, R_y đều có bước nhảy. Điều này được giải thích là do sự thay đổi góc phản lực và theo đó là sự gia tăng cánh tay mômen uốn.

Vậy, giá trị R_{max} = *3346,8 N* là giá trị lực bẻ tối thiểu nhất cần tác động để bẻ đầu đạn cao xạ 23mm xuyên ra khỏi vỏ liều.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày được cơ sở lý thuyết, xây dựng mô hình hình học, mô hình vật lý, mô hình toán học; trình bày phương pháp giải thông qua tính toán các lực thành phần, xây dựng được phương pháp tính lực bẻ theo góc xoay của đầu đạn. Tác giả cũng đã thực hành tính toán và đưa ra được các thông số tính toán, biểu đồ momen uốn, lực bẻ theo góc xoay, từ đó đưa ra được giá trị lực bẻ tối thiểu phải tác dụng được để bẻ hoàn toàn đầu đạn khỏi vỏ liều.

Từ các kết quả tính toán đưa ra được giá trị lớn nhất của momen uốn là M_{umax}=309,7 Nm, tương ứng với giá trị lực bẻ lớn nhất là R_{max} =3346,8 N, các lực thành phần là R_x=1268,34 N, R_y=3096,17 N, ứng với giá trị góc quay của đầu đạn khi đó là θ = 0,367 rad. Từ đồ thị ta thấy các hàm M_u, R, R_x, R_y có điểm gián đoạn tại θ_k = 0,15 rad.

Giá trị R_{max} = 3346,8 N là giá trị lực bẻ tối thiểu nhất cần tác động để bẻ đầu đạn cao xạ 23mm xuyên ra khỏi vỏ liều. Tính toán này là cơ sở để thiết kế, chế tạo thiết bị bẻ đầu đạn tự động.

Tài liệu tham khảo

[1].Севастьянов Борис Владимирович, РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ КОМПЛЕКСНОЙ УТИЛИЗАЦИИ ОРУЖЕЙНЫХ ПАТРОНОВ, Ижевск 1997

[2]. ПисаренкоГ.С. и др. Сопротивление материалов. - Киев.: Выша школа, 1986. - 775 с.

[3]. Демидович Б.П., Марон И.А., Шувалова Э.З. Численные методы анализа. Приближение функций. Дифференциальные и интегральные уравнения, - М.: Наука, 1967. - 368 с.

[4]. Phan Nguyên Di, Cơ học môi trường liên tục, Nhà xuất bản QĐND, Hà Nội, 2001.

[5]. Đỗ Sanh, Cơ học (Tập 2: Động lực học), Nhà xuất bản Giáo dục, Hà Nội, 1998.

BUILDING A MODEL FOR CALCULATING BENDING FORCE WITH A 23MM PENETRATING DRILL APPLIED IN THE DISMANTLING PROCESS

Tran Van Hoang[1*], Nguyen Hoang Hai[1]

[1]Military Technical Academy

Email: tranvanhoang0090989l@gmail.com; Tel: 0978.925.486

Abstracts: *The automation of the dismantling process for small-caliber ammunition to enhance productivity and ensure safety during dismantling is a pressing issue for the ordnance industry. This article focuses on developing a model to calculate the necessary bending force for a 23mm armor-piercing projectile before it is implemented in a real system. Accordingly, the projectile is established as a bending structure, with a fixed clamp at the mouth of the cartridge case and a pin (latch) that plays a role in forming the load. The article presents the model and solves the problem of calculating the bending force for the 23mm armor-piercing projectile.*

Keywords: *23mm projectile, bending force, angle of rotation of the projectile.*

Nghiên cứu tính toán lý thuyết độ nhạy cảm biến ГМД-1 của ngòi nổ 9Э249 lắp cho tên lửa Igla

Phan Viết Dũng[1*], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1], Đỗ Xuân Tươi[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: dungpv1903@gmail.com; Tel: 0977386867*

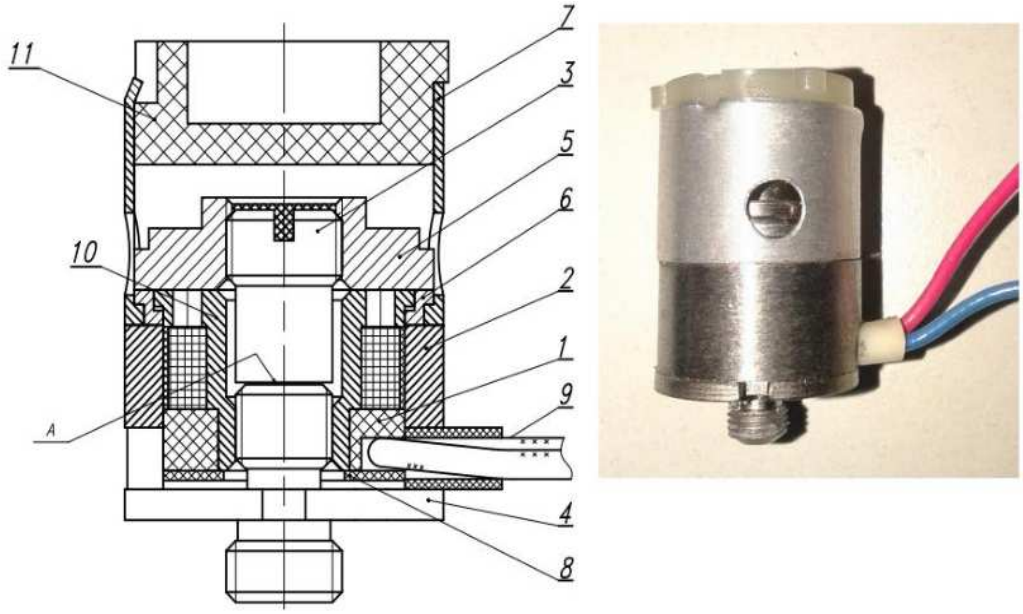
Tóm tắt

Ngòi nổ 9Э249 là loại ngòi cơ khí - điện tử, lắp cho tên lửa phòng không tầm thấp Igla, có cảm biến va đập điện từ ГМД-1 và cảm biến từ trường xoáy ГМД-2. Trong đó cảm biến ГМД-1 thực hiện kích nổ phần chiến đấu khi tên lửa chạm vào mục tiêu, do đó độ nhạy của cảm biến này ảnh hưởng rất lớn để hiệu quả tiêu diệt mục tiêu sau khi ngòi nổ đã mở bảo hiểm hoàn toàn. Bài báo tập trung nghiên cứu cơ sở lý thuyết và tính toán độ nhạy của cảm biến này nhằm xây dựng cơ sở thiết kế cho các cảm biến tương tự có thể sử dụng cho các loại ngòi nổ trên tên lửa.

Từ khóa: Tên lửa; ngòi nổ; hệ thống cảm biến mục tiêu; cảm ứng điện từ.

1. Đặt vấn đề

Tên lửa Igla là một trong những loại tên lửa phòng không tầm thấp, được trang bị cho cá nhân, dùng để tiêu diệt các loại máy bay phản lực, máy bay cánh quạt, máy bay trực thăng, theo hướng bắn đón hoặc theo hướng bắn đuổi trong điều kiện có nhiễu hồng ngoại tự nhiên và nhân tạo. Ưu điểm tên lửa loại này là bí mật, bất ngờ, tác chiến nhanh và có hiệu quả chiến đấu cao.



Hình 1. Cảm biến va đập ГМД-1 lắp trong ngòi 9Э249

1- Cụm ống dây; 2 - Nam châm; 3 - Lõi từ; 4 - Ách từ; 5- Đĩa phần cứng; 6 - Ách từ;

7 - Ống vỏ; 8 - Đệm cách điện; 9 - Ống ghe; 10 - Cốt dây; 11 - Nắp; A - Khe hở không khí.

Ngòi nổ 9Э249 lắp cho tên lửa Igla có cấu tạo và hoạt động được trình bày ở các tài liệu [1, 2, 3, 6, 7]. Trong đó, hệ thống cảm biến điện từ va đập ГМД-1 có cấu tạo như Hình 1, hoạt động dựa trên nguyên lý của hiện tượng cảm ứng điện từ. Tại thời điểm va chạm khi tên lửa lao trúng mục tiêu, phản lực từ mục tiêu sẽ được lan truyền tới cảm biến dưới dạng sóng ứng suất biến dạng đàn hồi trên phần thân tên lửa và thân ngòi, làm dịch chuyển cụm chuyển động gồm lõi từ (3) và đĩa phần ứng (5) trong từ trường của nam châm vĩnh cửu (2). Tốc độ dịch chuyển

của cụm chuyển động trên sẽ gây ra sự biến thiên từ trở trong mạch từ của cảm biến và tạo ta xung điện cảm ứng trong cụm ống dây (1) bao quanh nó. Xung điện cảm ứng sinh ra sẽ mở khóa Tranzito của mạch điện trong ngòi [1], nối mạch chiến đấu và kích hoạt mạch nổ. Cảm biến điện từ ГМД-1 còn được gọi là cảm biến tác động va đập [1].

Độ nhạy của cảm biến ГМД-1 được hiểu là độ cảm nhận mục tiêu và kích hoạt ngòi nổ tin cậy. Theo mạch điện nguyên lý trong ngòi nổ 9Э249 [2], cảm biến ГМД-1 phải sẵn sàng tạo ra một xung điện áp đủ lớn (U ≥ 0,6V, τ ≥ 0,7 ms) đảm bảo mở khóa (Tranzito 2T321E) cho mạch điện chiến đấu, sau khi ngòi nổ đã được mở bảo hiểm cơ khí hoàn toàn trên đường bay. Như vậy, cảm biến ГМД-1 có thể được coi cơ cấu bảo hiểm điện cho ngòi.

Sau đây, tác giả trình bày xác định độ nhạy của cảm biến ГМД-1 (bằng phương pháp lý thuyết) tại thời điểm va chạm với mục tiêu, đồng thời đánh giá, đối chiếu với kết quả chế thử, thử nghiệm nghiệm thu ngòi nổ 9Э249 (ngòi nổ TL-01) tại Nhà máy Z129/Tổng cục Công nghiệp quốc phòng.

2. Tính toán lý thuyết

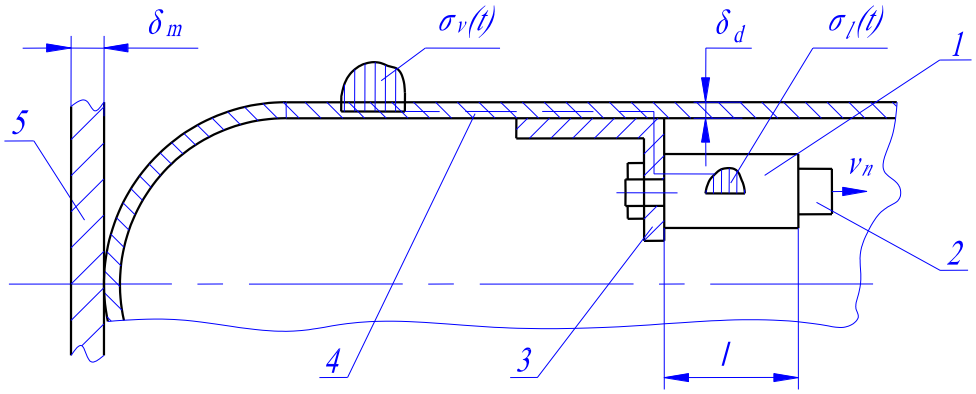
2.1. Cơ sở lý thuyết

Cơ sở lý thuyết hình thành và lan truyền sóng ứng suất trong các vật thể rắn đã được nghiên cứu từ khá lâu và được trình bày tương đối đầy đủ trong các tài liệu [4], nhưng với khối lượng tính toán lớn, khó khăn khi xác định hàng loạt điều kiện biên và điều kiện truyền sóng nên bài báo nghiên cứu theo sơ đồ kết cấu như Hình 2.

a) Dạng tín hiệu xuất hiện khi va chạm đầu đạn - mục tiêu: Tín hiệu ứng suất xuất hiện đầu vào ở mũi đạn khi đầu đạn tương tác với mục tiêu dạng bản mỏng (đặc trưng cho kết cấu của máy bay và các khí cụ bay khác) có dạng [4, 5]:

$$\sigma_v = \frac{\delta_m}{\delta_d}(\rho.v_c^2.k_{md} + \frac{\sigma_c}{4}) \qquad (1)$$

Trong đó: δ_m là bề dày mục tiêu (m); δ_d là bề dày thân đạn (m); ρ là mật độ vật liệu làm thân đạn (kg/m^3); σ_c là giới hạn chảy vật liệu thân đạn (Pa); v_c là tốc độ va chạm của đầu đạn với mục tiêu (m/s); k_{md} là hệ số hình dạng mũi đạn.



Hình 2. Sơ đồ kết cấu của cảm biến sóng

1 - vật dẫn sóng; 2 - con chạy; 3 - bản cố định; 4 - thân đạn; 5 - mục tiêu;

$\sigma_v(t)$ - *xung ứng suất đầu vào;* $\sigma_l(t)$ - *xung lan truyền trong vật dẫn sóng.*

b) Lan truyền tín hiệu ứng suất trong thân đạn: Tín hiệu sau khi hình thành sẽ lan truyền theo thân đạn dưới dạng xung ứng suất, tại tọa độ x bất kỳ của thân đạn giá trị lớn nhất $\sigma_m(x)$ được tính bằng [4, 5]:

$$\sigma_m(x) = k_\sigma.\sigma_v \tag{2}$$

Trong đó: $k_\sigma = \frac{2}{\pi}\left[arctg\varphi_1 - \frac{1}{2.\varphi_1}.\ln(1+\varphi_1^2) \right]$ là hàm suy giảm biên độ tín trong quá trình lan truyền theo chiều dài thân đạn, với $\varphi_1 = \frac{T.c}{2.k_{tt}.x}$, $T = \frac{H}{c}$ là độ rộng của xung, *H* là chiều dài mũi đạn (m), $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ là tốc độ truyền sóng (âm thanh) trong thân đạn (m/s); *E* là modul đàn hồi vật liệu làm thân đạn (N/m^2).

Tín hiệu tiếp tục truyền đến lõi sóng, nếu như trong thân đạn sóng truyền có biên độ $\sigma_m(x)$ thì đến lõi sóng biên độ được tính bằng:

$$\sigma_l = k_{tr}.\sigma_m(x) \tag{3}$$

với k_{tr} là hệ số truyền, tính đến tổn hao khi truyền sóng từ thân đạn tới vật dẫn sóng, các thực nghiệm với mô hình mẫu thử tương đối gần với các đạn tên lửa cỡ 70 ÷ 90 mm cho thấy có thể lấy k_{tr} trong khoảng 0,3 ÷ 0,5 [4, 5].

c) Hiệu ứng nảy ở mặt cuối của vật dẫn sóng: Sóng ứng suất tiếp tục lan truyền tới con chạy và làm nó nảy khỏi mặt cuối (mặt tiếp xúc) với vận tốc v_n được xác định bằng biểu thức [4, 5]:

$$v_n = \int_0^\tau \frac{S_{tx}}{m}.\sigma_l(t).dt \tag{4}$$

với $\tau = \frac{2l}{c}$ là quãng thời gian truyền xung trong vật dẫn sóng (s), l là chiều dài vật dẫn (m); S_{tx} là diện tích mặt cắt ngang của con chạy (tại vị trí tiếp xúc) (m^2); *m* là khối lượng con chạy (kg).

Trong thời gian tương đối ngắn, tương ứng với độ rộng xung, $\sigma_l(t)$ có thể coi là không đổi, khi đó có được:

$$v_n = \frac{2.\sigma_l.S_{tx}.l}{m.c} \tag{5}$$

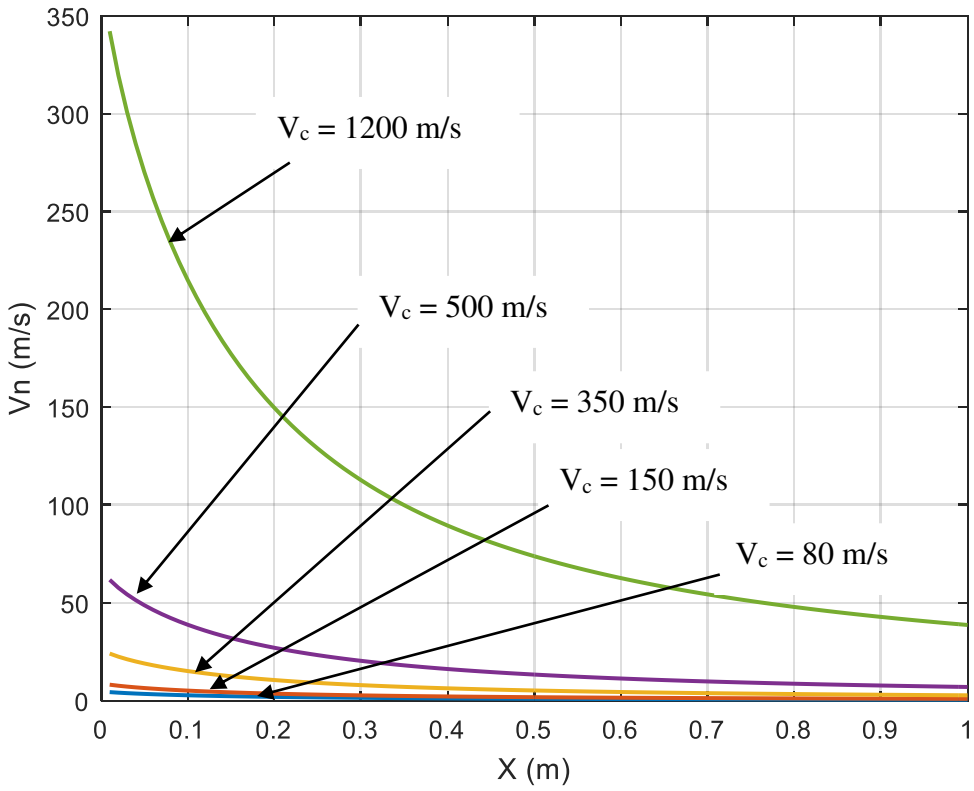
2.2. Kết quả tính toán

a) Xác định vận tốc nảy

Bảng 1. Thông số dùng cho tính toán tín hiệu của cảm biến ГМД-1

TT	Đại lượng	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị tính
1	Bề dày mục tiêu	δ_m	0,002	m
2	Tốc độ va chạm đầu đạn với mục tiêu	v_c	80 ÷ 1200	m/s
3	Đường kính thân đạn	D_0	0,072	m
4	Chiều dài mũi đạn	H	0,066	m
5	Bề dày thân đạn	δ_d	0,003	m
6	Modul đàn hồi vật liệu thân đạn	E	$2{,}1.10^{11}$	N/m^2
7	Mật độ vật liệu thân đạn	ρ	7800	kg/m^3
8	Giới hạn chảy vật liệu thân đạn	σ_c	490.10^6	Pa
9	Chiều dài vật dẫn sóng	l	0,011	m
10	Khối lượng con chạy	m	0,005	kg
11	Diện tích tiếp xúc con chạy với vật dẫn sóng	S_{tx}	150.10^{-6}	m^2

Từ bộ thông số ở Bảng 1, cần thiết tính toán các tham số trung gian của mô hình: Với mũi đạn dạng bán cầu k_{md} = 1,3 [5], tốc độ truyền sóng trong thép $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ m/s.



Hình 3. Quan hệ vn với tọa độ lắp đặt cảm biến trên thân đạn khi tốc độ chạm thay đổi: vc = 80; 150; 300; 500; 1200 m/s.

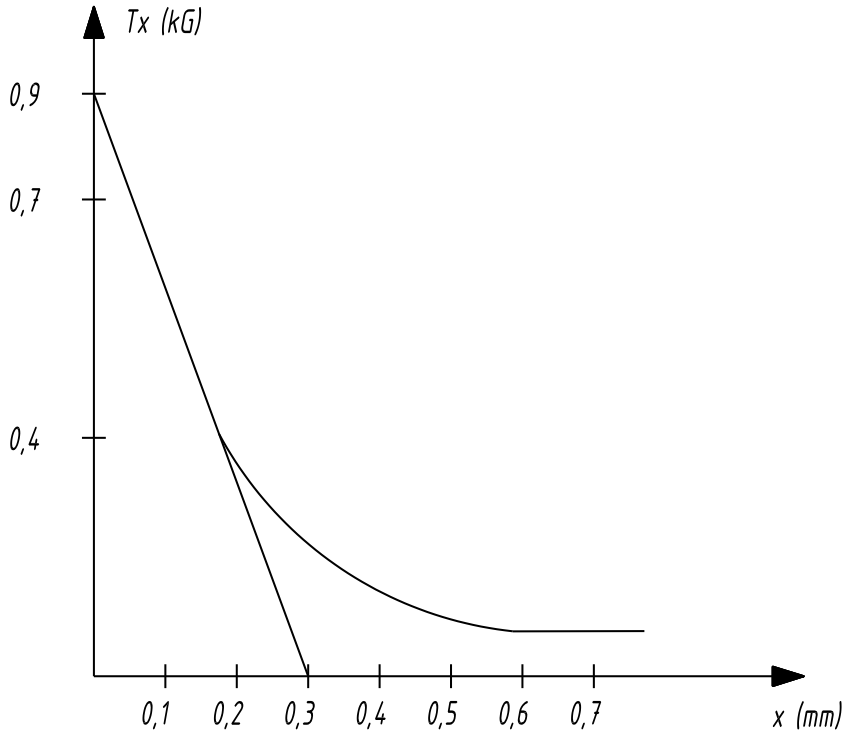
Từ kết quả tính toán nhận được, khi tên lửa va chạm với mục tiêu ở vận tốc từ 80 đến 1200 m/s, với vị trí lắp cảm biến ГМД-1 khoảng 0,5 m thì vận tốc nảy nhỏ nhất của cụm lõi cảm biến là khoảng 1,52 m/s (khi vận tốc va chạm là 80 m/s).

**** Xác định đồ thị thay đổi vận tốc của cụm lõi***

Khi cụm lõi bật ra thì nó chịu tác dụng của lực từ trường nam châm, do đó phương trình chuyển động của cụm lõi như sau:

$$m.\ddot{x} = -T(x) \qquad (6)$$

Trong đó: m là khối lượng cụm lõi (kg); x là quãng đường chuyển động của cụm lõi (m); T(x) là lực từ trường của nam châm.



Hình 4. Biến đổi cường độ lực từ T(x) theo x

Giả thiết lực từ tác dụng lên cụm lõi được coi là đường thẳng. Khi đó phương trình lực từ tác dụng lên cụm lõi là:

$$\begin{cases} T(x) = 9 - 30.10^3.x & \text{Khi } x < 0{,}3.10^{-3} \\ T(x) = 0 & \text{Khi } x > 0{,}3.10^{-3} \end{cases} \qquad (7)$$

Do đó phương trình chuyển động (6) của cụm lõi là:

$$m.\ddot{x} = -9 + 30.10^3.x \qquad (8)$$

Giải phương trình (8) với điều kiện t = 0; x = 0; v = 1,52 m/s, nhận được thông số chuyển động của cụm lõi như Hình 5 và Hình 6.

b) Tính toán suất điện động cảm biến ГМД-1 sinh ra

Theo [5], suất điện động sinh ra trong cuộn dây ở trường hợp này được xác định:

$$e = k_{\pi}.\mathrm{w}.v_n.\frac{\Phi_o}{2.a_1}.e^{\frac{-x}{2.a_1}} \quad (9)$$

Với k_π là hệ số; w là số vòng dây, w = 200 vòng; v_n là vận tốc nảy (m/s); a_1 hệ số độ giảm lực từ của nam châm, x là quãng đường chuyển động của nam châm (m).

$$\Phi_o = \sqrt{2.T_o.\mu_o.S_o} \quad (10)$$

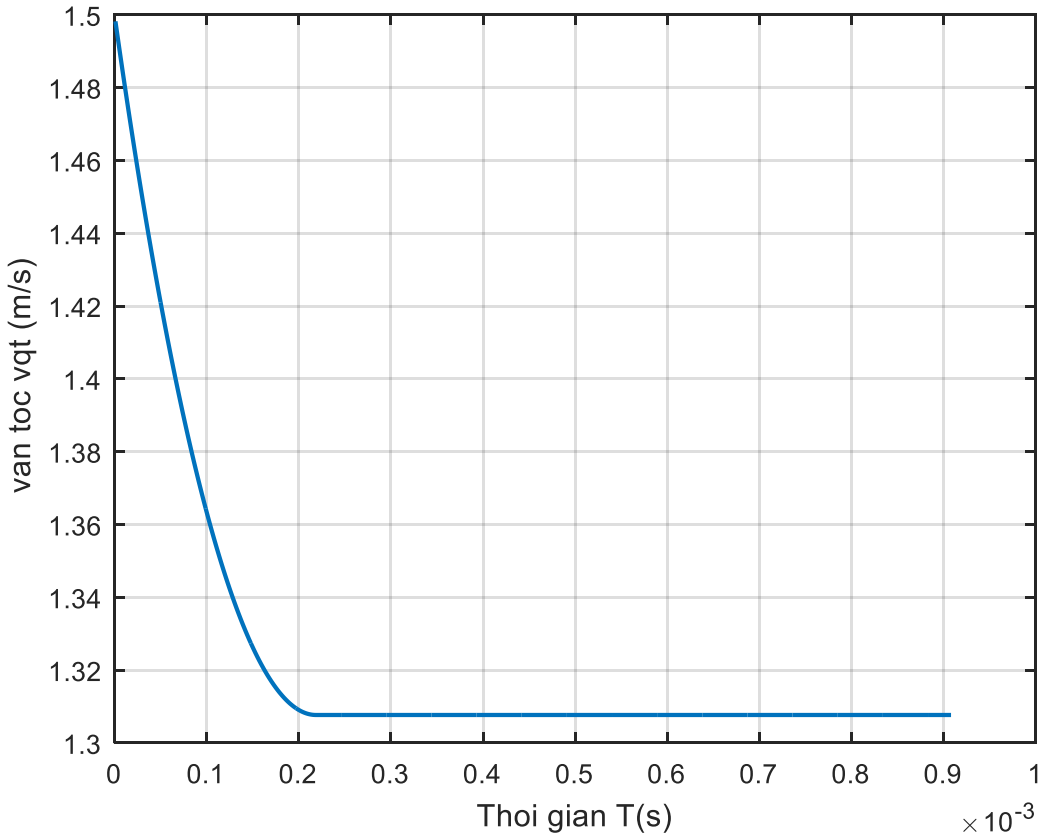
Với: S_o là diện tích quy đổi của khoảng trống dẫn từ của lõi chạy và phần ứng (m^2); T_o là lực từ ban đầu cố định lõi từ (kG), T_o = (0,7÷1,1) kG, µo là độ từ thẩm.

$$S_o = \frac{S_{pu}.S_l}{S_{pu} + S_l} \quad (11)$$

Với S_{pu} là diện tích khoảng trống của phần ứng (m^2); S_l là diện tích khoảng trống của lõi (phần điều chỉnh khe hở để đạt lực từ). Hai thông số này được xác định từ tài liệu thiết kế [1, 2, 3]; $S_{pu} = S_l = 1{,}96.10^{-5}$ m^2. Thay số vào công thức (10, 11) được $S_o = 9{,}817.10^{-5}$ m^2, Φ_o = 0,0037.

Với $a_1 = -T_o/X_o$, trong đó: T_o là lực từ ban đầu (kG), X_o là khoảng cách để lực từ bằng 0 (m), giả thiết khoảng cách này là 0,01 m.

Từ đó tính ra được suất điện động cảm biến sinh ra theo công thức (9) là: e = -2,12 V (dấu trừ là do sự biến thiên từ thông khi cụm lõi bật ra).



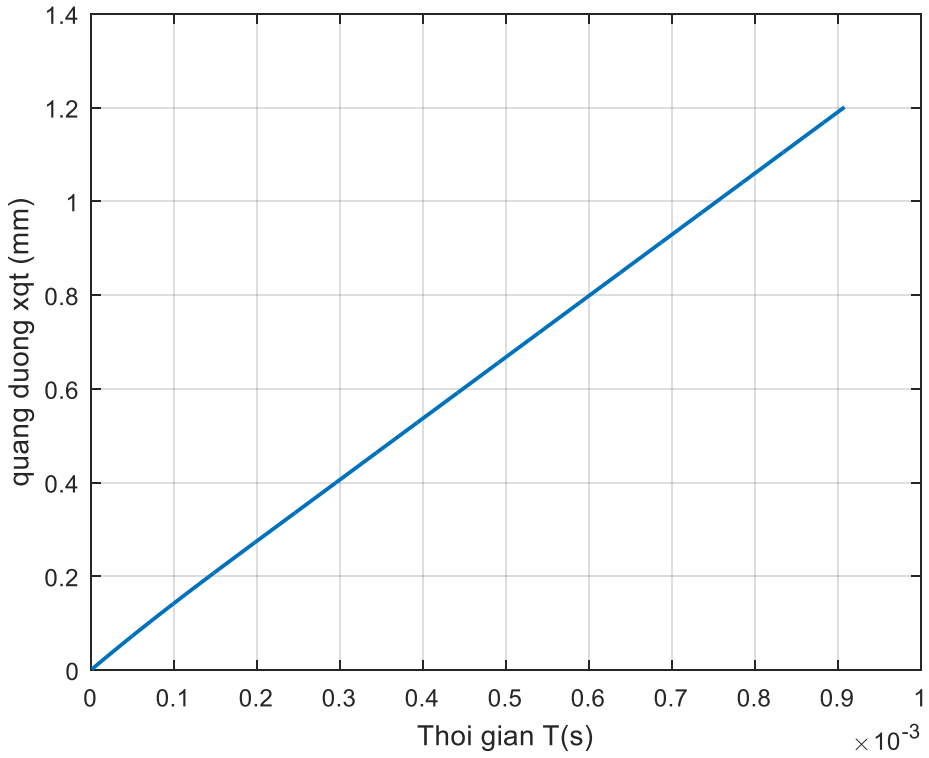
Hình 5. Đồ thị vận tốc cụm lõi theo thời gian

c) Tính toán khoảng thời gian giữ chậm nổ

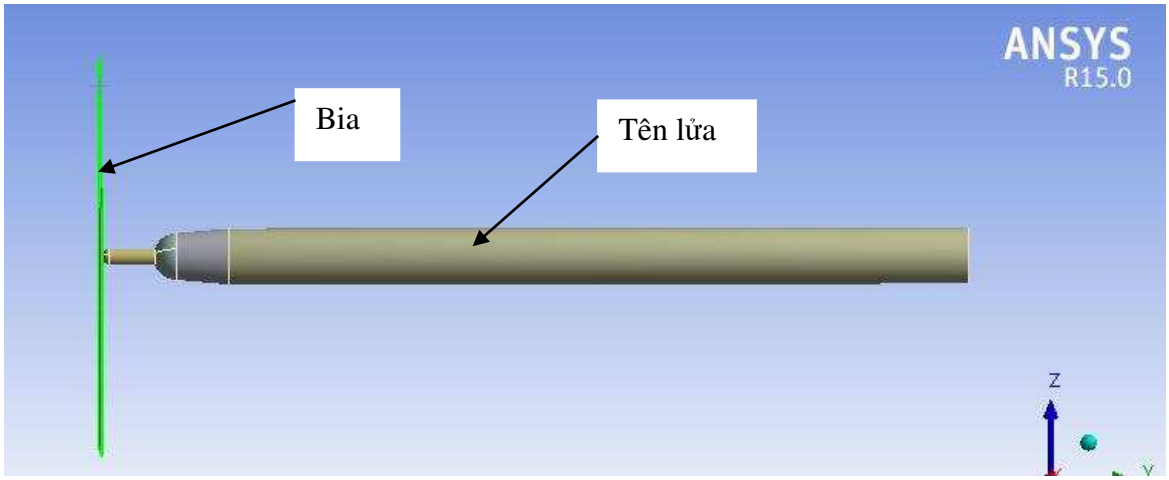
Khi tên lửa xuyên vào mục tiêu cần một khoảng thời gian giữ chậm nhất định để phần chiến đấu đến gần được bề mặt mục tiêu, do khi va chạm, sóng ứng suất làn truyền trong thân tên lửa với vận tốc lớn, có thể coi cụm ГМД-1 được kích hoạt tức thời. Khoảng thời gian giữ chậm này phải đảm bảo phần chiến đấu xuyên vào trong muc tiêu ở khoảng cách nhất định.

Theo tài liệu thiết kế [1, 2, 3] thời gian nổ chậm là 3÷15 ms, ở nhiệt độ ± 50 ^{o}C, Giải bài toán va xuyên của tên lửa vào mục tiêu có thể xác định được vị trí đầu nổ bị kích nổ như sau:

Giả thiết mục tiêu là bia nhôm dày 2 mm. ta có mô hình bài toán va xuyên như Hình 7.



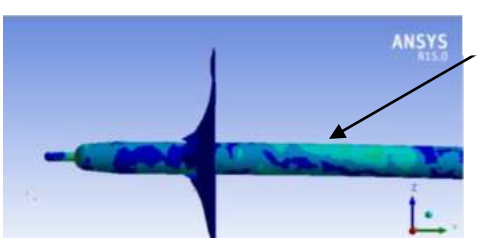
Hình 6. Đồ thị quãng đường cụm lõi theo thời gian



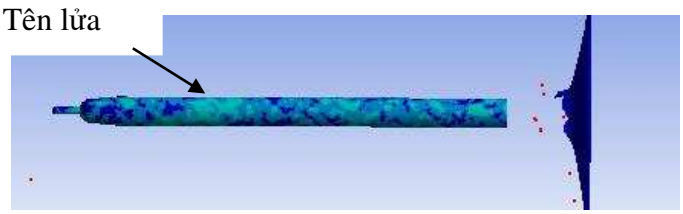
Hình 7. Mô hình bài toán va xuyên của tên lửa và mục tiêu

Với các thông số đầu vào là vận tốc va chạm của tên lửa là 183 m/s (do vận tốc nhỏ nhất của tên lửa từ khi mở bảo hiểm đến khi tự hủy là 183 m/s, ta tính toán va chạm của tên lửa với mục tiêu ở vận tốc nhỏ nhất này).

Sau khi tính toán ta nhận được kết quả sau:



Hình 8. Vị trí của tên lửa sau 3 ms



Hình 9. Vị trí của tên lửa sau 15 ms

Sau khi va chạm 3 ms, tên lửa đã xuyên vào trong mục tiêu, vị trí lắp đầu nổ đã tiến gần sát với bề mặt mục tiêu đảm bảo tin cậy tiêu diệt mục tiêu.

Sau khi va chạm 15 ms, tên lửa đã xuyên hoàn toàn vào trong mục tiêu với quãng đường lớn.

3. Kết quả và thảo luận

Từ đồ thị Hình 3, ta thấy độ đốc của đồ thị Vn(x) tăng lên khi các giá trị vận tốc chạm và bề dày mục tiêu tăng lên. Điều này phù hợp với nhận định ban đầu là quá trình va chạm với các mục tiêu trên không có thể như là va chạm với tấm kim loại mỏng, phù hợp với cơ chế hình thành búp nứt và phá hủy bản thép.

Đồng thời khi cảm biến được bố trí càng xa mũi đạn, sự phụ thuộc của Vn vào vận tốc chạm và bề dày mục tiêu giảm đi đáng kể, đây là một điểm rất quan trọng khi các nhà thiết kế, bởi mục tiêu của đạn phòng không là rất đa dạng, việc bố trí cảm biến sao cho ít phụ thuộc nhất vào điều kiện va chạm mà vẫn phát hỏa được tin cậy.

Ở những điều kiện va chạm yếu như vận tốc chạm nhỏ hay bề dày mục tiêu nhỏ thì vận tốc nảy vẫn dao động từ 3÷5 m/s ; tín hiệu này vẫn đủ lớn để phát hỏa tin cậy. Điều này thể hiện ưu điểm của loại cảm biến tác dụng sóng ứng suất này so với cảm biến va đập truyền thống.

Kết quả tính toán lý thuyết suất điện động e, thời gian nổ chậm của cảm biến ГМД-1 phù hợp với quy định của sản phẩm. Yêu cầu khi thử nghiệm nghiệm thu e ≥ 2 V (tính toán lý thuyết e = 2,12 V, thực tế chế tạo thử nghiệm nghiệm thu tại Nhà máy Z129 thu được giá trị trung bình e = 2,4 V), quy định; thời gian mô phỏng va xuyên phù hợp với quy định thời gian nổ chậm 3 ÷ 15 ms, ở nhiệt độ ± 50 ^{o}C.

Khi tính toán với vận tốc va chạm nhỏ nhất, với cận dưới thời gian nổ chậm 3 ms sẽ đảm bảo đầu nổ được kích nổ ở phía trước mục tiêu với khoảng cách < 40 mm, với vận tốc va chạm lớn hơn và thời gian nổ chậm lớn hơn sẽ đảm bảo vị trí kích nổ đầu nổ càng đi sát mục tiêu hoặc đã nằm trong mục tiêu (do cảm biến ГМД-2), do vậy sẽ đảm bảo tin cậy tiêu diện mục tiêu.

Do đó, với khoảng thời gian nổ chậm đã quy định trong tài liệu thiết kế thì cận dưới là thông số quan trọng, nó sẽ quyết định đến vị trí tên lửa nổ so với mục tiêu. Cận trên có thể phụ thuộc vào công nghệ hiện có, khi thời gian nổ chậm lớn thì tên lửa đã xuyên qua mục tiêu, khi đó, ngòi sẽ được kích nổ bằng cảm biến ГМД-2.

Độ an toàn không bị kích hoạt của cảm biến ГМД-1 trước khi tên lửa va chạm với mục tiêu được bảo đảm sao cho khối chuyển động trong nó luôn được giữ nguyên ở trạng thái lắp

ráp dưới lực hút Fnc (7 N ≤ Fnc ≤ 11 N [2]) của nam châm vĩnh cửu. Theo [1, 3], ngòi nổ được mở bảo hiểm cơ khí hoàn toàn trong khoảng thời gian (1÷1,9) s sau khi phóng tên lửa - khi đó, động cơ hành trình đã chuyển sang chế độ làm việc thứ hai và duy trì vận tốc bay của tên lửa khoảng 570 m/s. Mặt khác, với khối lượng của cụm chuyển động là 5,02g [2], điều kiện thử nghiệm nghiệm thu sản phẩm ngòi 9Э249 ở điều kiện rung lắc với gia tốc cực đại là amax = 500 m/s^2 [3] thì lực quán tính lớn nhất tác động lêm cụm chuyển động khi đó F_{qtmax} = 2,51 N, lực này nhỏ hơn nhiều so với lực hút Fnc của nam châm vĩnh cửu. Cảm biến ГМД-1 đảm bảo tuyệt đối không bị kích hoạt trước khi va chạm với mục tiêu.

4. Kết luận

Phương pháp tính toán lý thuyết xác định độ nhạy của cảm biến ГМД-1 trong ngòi nổ 9Э249 lắp trên tên lửa Igla cho kết quả đảm bảo cảm biến kích nổ tin cậy tên lửa. Tuy nhiên kết quả hoàn toàn từ lý thuyết, nhưng qua kết quả suất điện động giữa lý thuyết (e = 2,12 V) và thực nghiệm (e = 2,4 V) sai số không quá 10% cho thấy cơ sở lý thuyết và mô hình tính toán có thể tin cậy được. Từ mô hình tính toán này, có thể mở rộng ra nhiều trường hợp hơn để đánh giá cảm biến (ví dụ như thay đổi góc chạm…), lúc đó sẽ xác định được vị trí tối ưu khi bố trí cảm biến trong ngòi đạn tên lửa.

Trong điều kiện khắt khe về độ an toàn và độ tin cậy mở bảo hiểm của ngòi nổ dùng cho tên lửa (có gia tốc dọc trục và gia tốc ly tâm nhỏ) thì cảm biến ГМД-1 sẽ là cơ cấu ưu việt được ưu tiên lựa chọn, bởi kích thước nhỏ gọn, độ nhạy va đập cao, độ tin cậy làm việc lớn,...

Tài liệu tham khảo

1. Viện Vũ khí/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng, 2012, Ngòi nổ 9Э249 - Thuyết minh kỹ thuật.
2. Viện Vũ khí/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng, 2012, Ngòi nổ 9Э249 - Bản vẽ sản phẩm, tập 1.
3. Viện Vũ khí/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng, 2012, Ngòi nổ 9Э249 - Điều kiện kỹ thuật, tập 3.
4. Nguyễn Hòa Bình, Phạm Đức Hùng, Đinh Văn Minh, Chu Văn Tùng, Cao Như Kỷ, 2016, Nghiên cứu về độ nhạy của cảm biến điện từ ГМД-1 trong ngòi nổ 9Э249 lắp trên tên lửa Igla, Tạp chí Nghiên cứu khoa học và Công nghệ Quân sự, (số đặc san, 09-2016), trang 123-131.
5. Nguyễn Thái Chung, 2016, *Lý thuyết Phần tử hữu hạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
6. Nguyễn Ngọc Chương, Nguyễn Bình Minh, 2010, Nguyên lý cấu tạo và hoạt động của tổ hợp tên lửa IGLA, Tổng cục CNQP.
7. Phạm Đức Hùng, 2015, Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Theoretical study and calculation of the sensitivity of the ГМД-1 sensor in the 9Э249 fuse installed on the igla missile

Abstract: The 9Э249 fuse is a mechanical-electronic fuse designed for short-range surface-to-air Igla missiles. It is equipped with an electromagnetic impact sensor ГМД-1 and an eddy current magnetic field sensor ГМД-2. Among these, the ГМД-1 sensor is responsible for detonating the warhead upon missile impact with the target. Consequently, the sensitivity of this sensor significantly influences the effectiveness of target destruction after the fuse is fully armed. This paper focuses on studying the theoretical foundation and calculating the sensitivity of this sensor to provide a basis for designing similar sensors that can be used in missile fuses.

Keywords: *Missile, fuse, target sensor system, electromagnetic induction.*

Nghiên cứu ảnh hưởng của rỗ khí trong khối thuốc nổ đến đặc tính dòng xuyên lõm của đạn BK-13 bằng phương pháp mô phỏng số

Phan Viết Dũng[1*], Hoàng Văn Cường[1], Bùi Xuân Sơn[1], Phan Văn Tuấn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: dungpv1903@gmail.com, Tel: 0977386867*

Tóm tắt

Hiệu suất của quá trình nổ lõm phụ thuộc vào nhiều yếu tố như loại thuốc nổ, phễu lót và tiêu cự nổ. Trong đó, thuốc nổ đóng vai trò cung cấp năng lượng ban đầu cho việc hình thành dòng xuyên. Sự xuất hiện của rỗ khí trong thuốc nổ (do cỡ hạt, tạp chất,…) ảnh hưởng đến uy lực xuyên lõm của đạn. Bài báo này trình bày kết quả mô phỏng ảnh hưởng của rỗ khí đến đặc tính dòng xuyên lõm của đầu đạn BK-13 (v_{max}, l_{max}), tập trung vào hai yếu tố kích thước và vị trí của rỗ khí. Từ các kết quả mô phỏng, nhóm tác giả đưa ra đánh giá về mối tương quan giữa vị trí và kích thước của rỗ khí với đặc tính dòng xuyên lõm của đạn.

Từ khóa: *Đạn lõm; rỗ khí khối thuốc; mô phỏng số SPH.*

1. Đặt vấn đề

Hiệu ứng nổ lõm được các giáo sư Liên xô Pôkrốpxki, Larepchép và Baum phát hiện năm 1926 [1]. Đầu đạn sử dụng hiệu ứng nổ lõm xuất hiện lần đầu vào chiến tranh thế giới thứ hai đã đánh dấu cột mốc quan trọng về một loại vũ khí phá hủy phương tiện bọc thép hiệu quả. Bản chất của hiệu ứng là sự tập trung năng lượng của vụ nổ trên một hướng, mà tại đó các thông số như mật độ, áp suất, vận tốc của sản phẩm nổ đạt giá trị cực kỳ lớn. Cấu tạo chung của một đầu nổ lõm gồm một khối thuốc nổ hình trụ (hoặc khối thuốc nổ có tính chất tròn xoay), một đầu có phễu lót được gắn trong hốc lõm của khối thuốc nổ và đầu còn lại có bộ phận kích nổ. Ngoài ra, trong cấu tạo của đầu đạn lõm có thể có hoặc không có vỏ bọc, có thể sử dụng tấm chắn sóng để thay đổi hướng lan truyền của bề mặt sóng nổ. Uy lực xuyên lõm phụ thuộc vào nhiều yếu tố [1] [2] [3], trong đó rỗ khí trong khối thuốc có thể làm thay đổi đặc tính dòng kim loại tập trung.

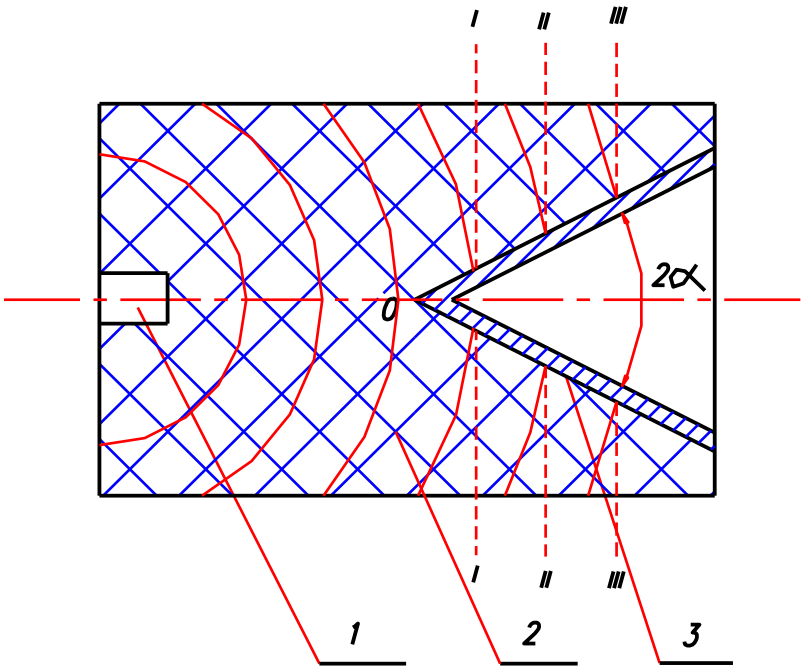
Những yếu tố gây ra rỗ khí khối thuốc có thể do cỡ hạt khối thuốc, thuốc nổ lẫn tạp chất, hay quá trình lắp ghép có khe hở,…Trong khi đó, chưa có nhiều tài liệu đánh giá sự ảnh hưởng của rỗ khí khối thuốc. Do vậy, việc nghiên cứu nội dung này là cần thiết. Hiện nay, các phương pháp thường được áp dụng để khảo sát uy lực xuyên thép của đạn lõm như giải tích, mô phỏng số, thực nghiệm, bán thực nghiệm. Trong phạm vi của bài báo, nhóm tác giả dùng phương pháp mô phỏng số SPH để khảo sát [4] [5] [6] [7] [8], đánh giá mức độ ảnh hưởng của rỗ khí khối thuốc đến đặc tính dòng xuyên lõm của đạn lõm BK-13 (vận tốc đỉnh dòng v_{max}, chiều dài dòng l_{max}).

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình bài toán

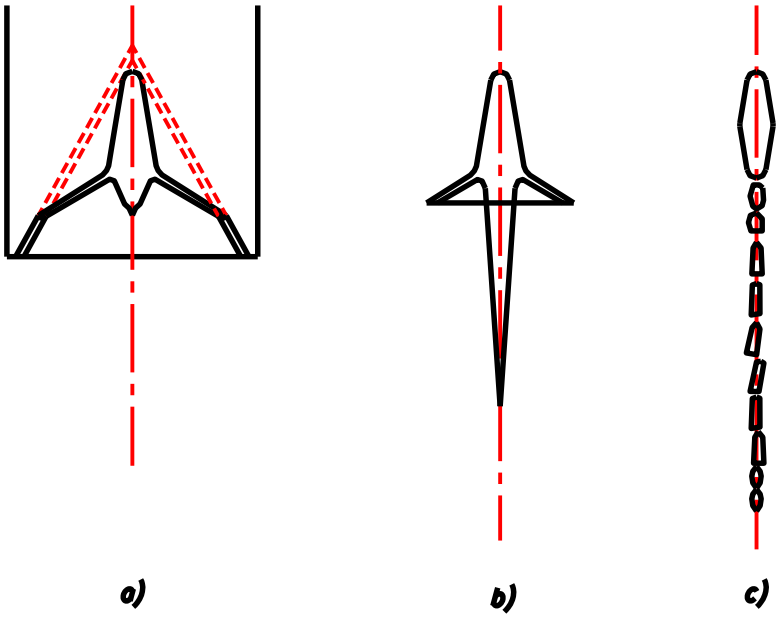
2.1. Cơ sở lý thuyết

Quá trình làm việc của đạn xuyên lõm như sau [1]: Khi đạn lõm gặp chướng ngại, ngòi nổ sẽ làm việc, kích nổ trạm nổ, sau đó trạm nổ gây nổ khối thuốc nổ nhồi trong đầu đạn. Mặt sóng truyền nổ từ trạm nổ của đầu đạn sẽ lan truyền trong thuốc nổ theo các thời điểm t1, t2, t3…đến các mặt cắt tương ứng I, II, III … Càng xa kíp nổ, mặt sóng nổ càng trở nên phẳng hơn do được nắn thẳng. Dưới tác dụng của sản phẩm nổ, phễu lót bị biến dạng tạo thành dòng tập

trung với các đặc tính có thể coi là "dòng chất lỏng lý tưởng" không chịu nén. Đây là một dòng có mật độ rất cao, áp suất cực mạnh (khoảng vài triệu atmospheres - gần bằng áp suất của một vụ nổ nguyên tử), vận tốc rất lớn (8÷10 km/s) và có khả năng xuyên sâu vào bản thép. Trong quá trình hình thành, dòng tập trung luôn được vuốt dài và chuôi dòng luôn được bổ sung kim loại chảy lỏng. Quá trình này kết thúc khi độ dẻo của kim loại chảy lỏng không còn đáp ứng khả năng vuốt dài dòng.



Hình 1. Sơ đồ lan truyền sóng nổ trong thuốc nổ.
1) Kíp nổ, 2) Thuốc nổ, 3) Phễu lót kim loại



Hình 2. Các giai đoạn cơ bản hình thành và chuyển động của dòng xuyên.
a) Sự hình thành dòng tập trung khi nén ép phễu lót;
b) Sự dãn dòng do tồn tại gradien vận tốc;
c) Sự đứt dòng thành các phân tố trên đường bay tới mục tiêu.

Để mô phỏng quá trình hình thành dòng của đạn xuyên lõm, bài báo sử dụng phương pháp không lưới SPH, vật liệu cho các thành phần của thiết bị lõm thuộc đầu đạn BK-13 chọn như Bảng 1.

Bảng 1. Vật liệu sử dụng mô phỏng và các phương trình tương ứng

STT	***Thành phần***	***Vật liệu***	***Phương trình trạng thái***	***Mô hình bền***	***Mô hình phá hủy***
1	Phễu lót	Cu-OFHC	Shock	SteinbergGuinan	-
2	Tấm chắn sóng	Plexiglass	Shock	-	-
3	Thân vỏ	Steel 1006	Linear	Johnson-Cook	-
4	Trạm nổ	Petn 1.77	JWL	-	-
5	Thuốc nổ	A-IX-1	JWL	-	-

Bản chất và cách thức tiến hành mô phỏng như các tài liệu [5] [6] [7] [8].

2.2. Mô hình bài toán

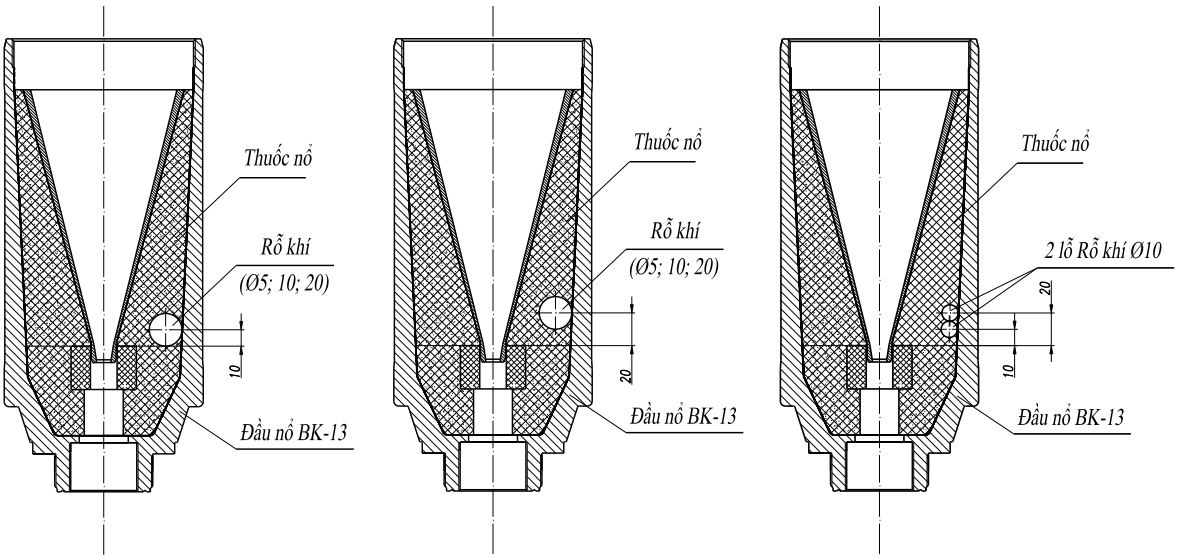
Đối tượng khảo sát của bài báo là đầu nổ BK-13, kết cấu thiết bị lõm gồm thân vỏ, khối thuốc nổ, phễu lót và tấm chắn sóng. Trong đó, thân vỏ được làm từ thép 45X1, có dạng cốc chứa thuốc nổ, lòng đạn hình côn có bề dày thành trung bình 0,08 lần cỡ; thuốc nổ A-IX-1; phễu lót được làm bằng đồng M1, có dạng côn với góc mở 2α= 26,98o, độ dày trung bình của phễu lót là 0,027d và tăng dần từ đỉnh đến miệng với góc mở phụ $1,8^o$; tấm chắn sóng được làm từ nhựa AG-4V.

Hiện nay, công nghệ nhồi nén thuốc nổ thường dùng là nén ép sẵn rồi lắp vào lòng đạn (hay còn gọi là ép rời) hoặc nén ép trực tiếp vào lòng đạn (hay còn gọi là ép liền vỏ). Đối với công nghệ ép rời (khi lắp khối thuốc vào lòng đạn có thể sử dụng keo epoxi hoặc gôm), ít xuất hiện rỗ khí, có thể xuất hiện các bọt khí nhỏ ở phần gôm keo liên kết. Trường hợp này không thuộc phạm vi nghiên cứu của bài báo (mặc dù giữa các hạt thuốc luôn tồn tại khe hở nhỏ cỡ μm, nhưng khe hở dạng này đồng đều ở các tiết diện trong khối thuốc nên sẽ có ảnh hưởng như nhau từ các phía và đặc biệt là không thể loại bỏ khe hở này).

Trường hợp ép liền thuốc nổ với thân vỏ, thường xuất hiện rỗ khí ở vị trí tiếp giáp giữa khối thuốc và thân vỏ, có thể ở trước sau tấm chắn sóng (theo hướng lan truyền sóng nổ), tuy nhiên mức độ ảnh hưởng rõ nét sẽ ở phía sau tấm chắn sóng, tức là rỗ khí ở phần khối thuốc nổ tích cực tạo sóng nổ nén ép phễu lót. Trong phạm vi bài báo, để thấy rõ được mức độ ảnh hưởng sẽ khảo sát 3 trường hợp như Hình 3.

Mô hình khảo sát như Hình 4, gồm thiết bị lõm, trạm nổ được thử nghiệm trong môi trường không khí. Phương pháp kích nổ từ chính giữa mặt ngoài khối thuốc.

Bài báo thực hiện mô phỏng với mô hình như Hình 4 với vật liệu như Bảng 1 được lấy từ thư viện của ANSYS như Bảng 2-5.

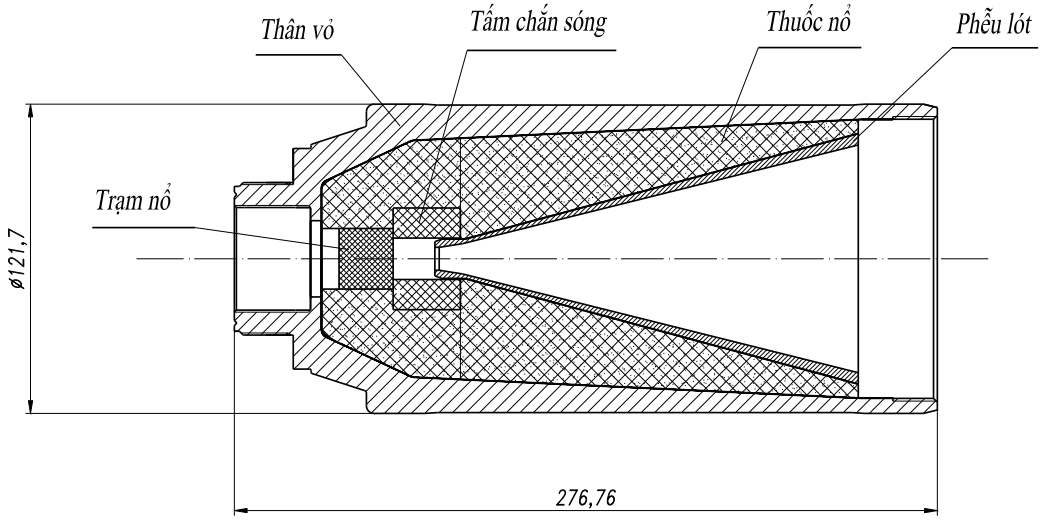


a) Chỉ có 1 rỗ khí với các kích thước Ø5; 10; 20 mm, cách tấm chắn sóng 10 mm

b) Chỉ có 1 rỗ khí với các kích thước Ø5; 10; 20 mm, cách tấm chắn sóng 20 mm

c) Có 2 rỗ khí Ø10 mm cách tấm chắn sóng 10; 20 mm

Hình 3. Sơ đồ mô hình rỗ khí khối thuốc đầu nổ BK-13



Hình 4. Mô hình mô phỏng khảo sát

Bảng 2. Các thông số trong phương trình trạng thái JWL của thuốc nổ A-IX-1

ρ_0 (kg/m^3)	A (Mpa)	B (Mpa)	R_1	R_2	ω	D (m/s)	E (J/kg)	p
1,63	5,372	0,0538	4,2	1,0	0,34	7980	4800000	29,5

Bảng 3. Các thông số phương trình trạng thái của các vật liệu sử dụng trong mô phỏng

	ρ_0 ($g.cm^{-3}$)	Γ	C_1 ($cm.\mu s^{-1}$)	S_1	K (Mbar)	R (K)	c ($J.kg^{-1}K^{-1}$)
Phễu lót	8,96	2,02	0,394	1,489	-	-	-
Tấm chắn sóng	1,186	0,97	2,2598	1,516	-	-	-
Vỏ đạn	7,830	-	-	-	1.59	295.15	477

Bảng 4. Các thông số mô hình bền Steinberg-Guinan của phễu lót

G (Mbar)	σ_c^0 (Mbar)	$\sigma_{c\max}^d$ (Mbar)	β	n	G_p'	G_p' (Mbar/K)	$(\sigma_c^d)'_p$	T_{nc} (K)
0,447	0,0012	0,0064	36	0,45	1,35	-1,798e-4	0,0034	1790

Bảng 5. Các thông số phương trình tăng bền Johnson - Cook của vỏ đạn

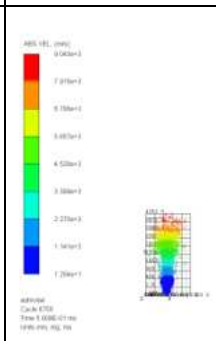
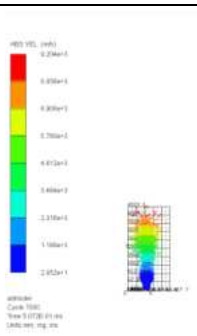
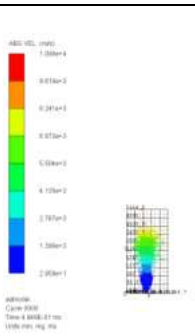
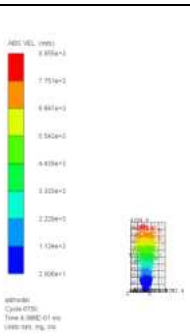
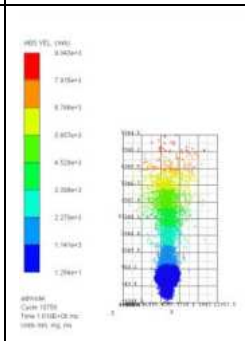
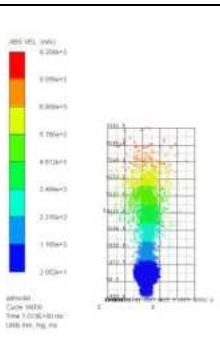
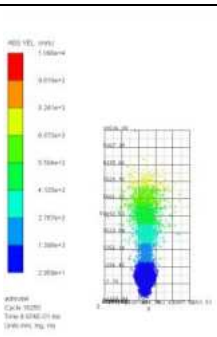
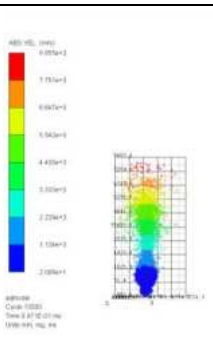
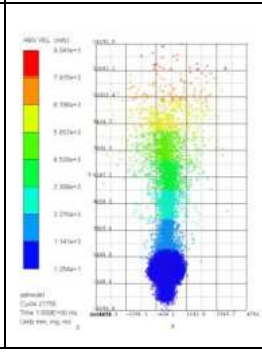
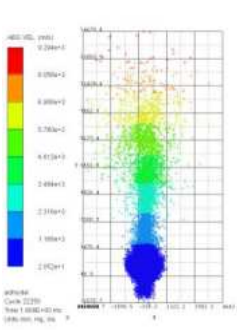
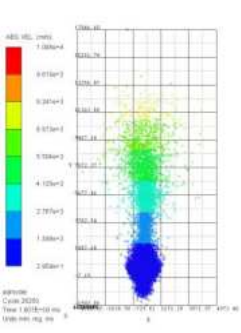
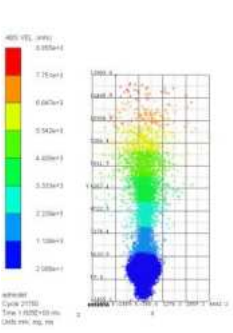
ρ_0 ($g.cm^3$)	A (Mbar)	B (Mbar)	C	n	m	T_m (K)
7,830	792	510	0,014	0,26	1,03	1793

3. Kết quả và thảo luận

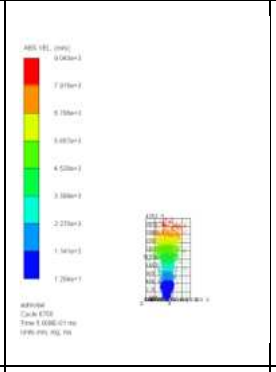
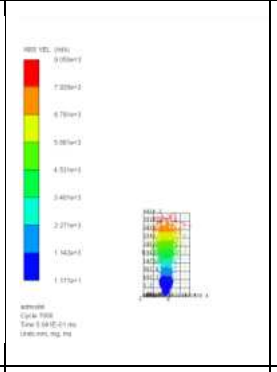
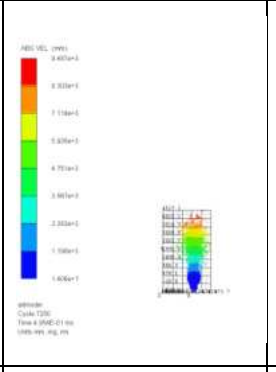
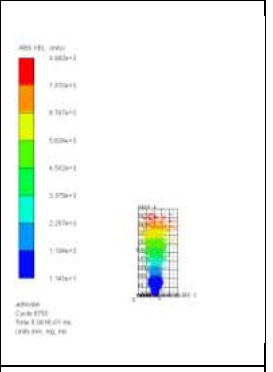
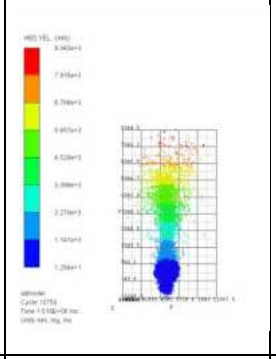
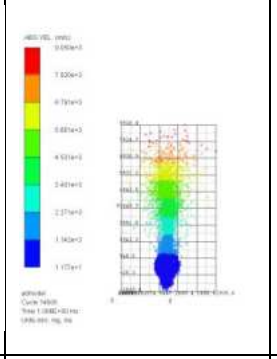
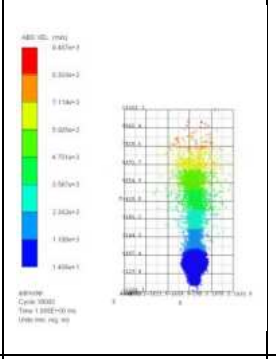
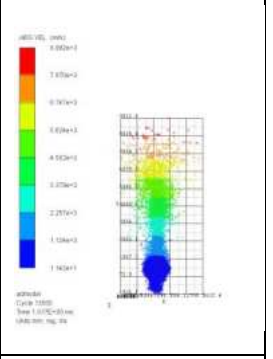
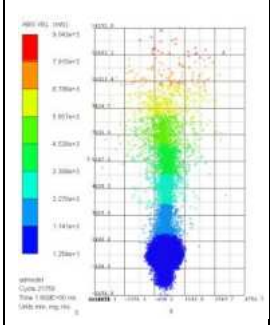
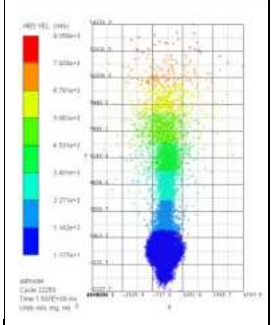
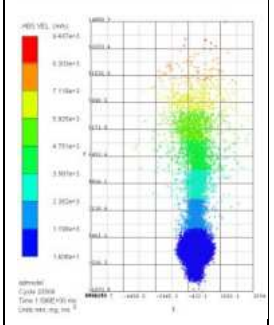
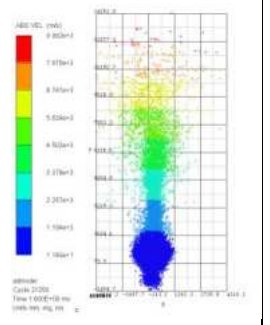
3.1. Sự ảnh hưởng khi chỉ có 1 rỗ khí

Bảng 6-8 thể hiện quá trình hình thành dòng theo thời gian khi 1 rỗ khí có đường kính khác nhau cách tấm chắn sóng 10 mm, 20 mm và các đặc trưng của dòng xuyên.

Bảng 6. Quá trình hình thành dòng theo thời gian khi có 1 rỗ khí (L = 10 mm)

KT rỗ khí	**0 mm**	**Ø5 mm**	**Ø10 mm**	**Ø20 mm**
***0,5** ms*				
***1,0** ms*				
***1,6** ms*				

Bảng 7. Quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian khi có 1 rỗ khí (L = 20 mm)

KT rỗ khí	**0 mm**	**Ø5 mm**	**Ø10 mm**	**Ø20 mm**
***0,5** ms*				
***1,0** ms*				
***1,6** ms*				

Bảng 8. Các thông số của dòng xuyên khi có 1 rỗ khí ở thời điểm sau nổ 1,6 ms

KT rỗ khí	**0 mm**	**Ø5 mm**	**Ø10 mm**	**Ø20 mm**
1. Cách tấm chắn sóng L = 10 mm				
v_{max} *(m/s)*	7.915	7.826	7.557	7.199
l_{max} *(mm)*	13.533	13.353	13.264	13.127
2. Cách tấm chắn sóng L = 20 mm				
v_{max} *(m/s)*	7.915	7.694	7.415	6.747
l_{max} *(mm)*	13.533	12.640	12.619	11.810

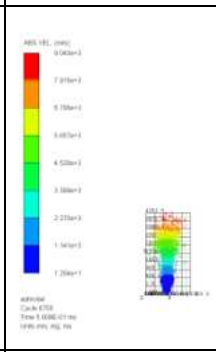
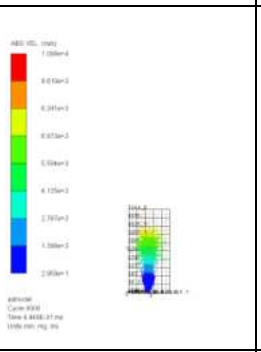
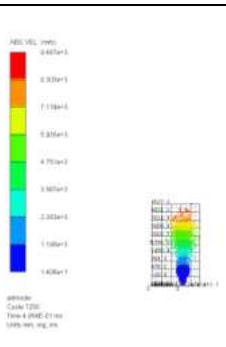
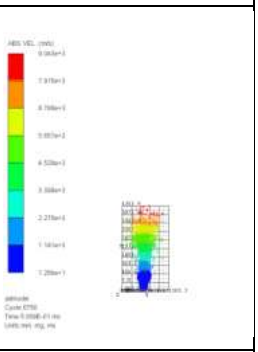
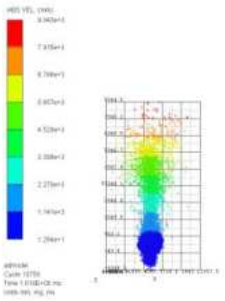
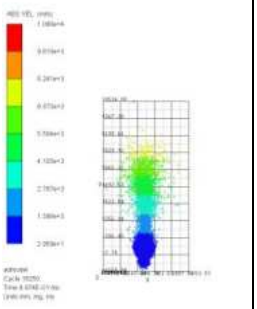
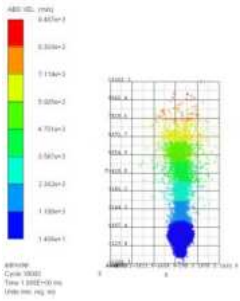
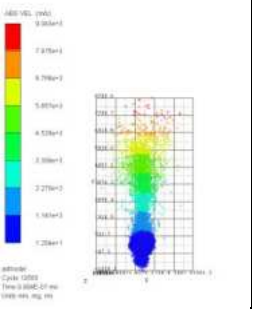
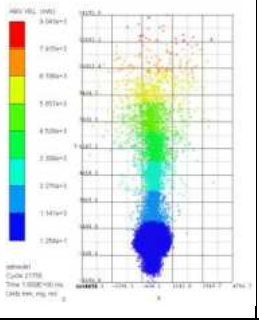
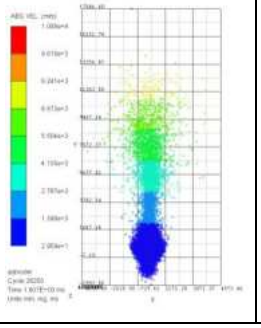
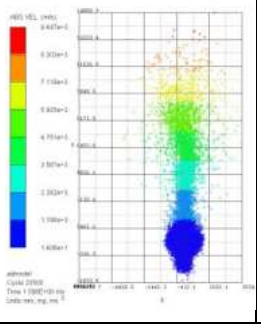
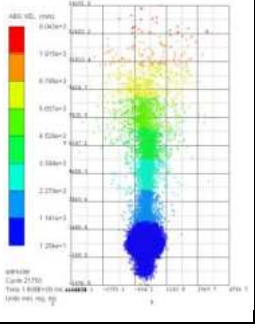
Từ các Bảng 6-8 cho thấy ở cùng vị trí phía khối thuốc nổ tích cực, rỗ khí nhỏ ở gần tấm chắn sóng thì dòng xuyên vẫn đảm bảo đối xứng, các đặc trưng của dòng xuyên ở mức sai số cho phép (v_{max}, l_{max} giảm không quá 1,5%), tuy nhiên cùng vị trí đó, khi kích thước rỗ khí càng lớn thì đặc trưng của dòng dòng xuyên càng giảm (v_{max} giảm khoảng 3%, l_{max} giảm 6,5%).

Kết quả cũng cho thấy, khi rỗ khí có kích thước càng lớn thì sự sai lệch (giảm) của đặc trưng dòng xuyên càng đáng kể. Mặt khác, rỗ khí cầng gần về giữa khối thuốc nổ tích cực thì ảnh hưởng giảm càng lớn đối với đặc trưng dòng xuyên, cụ thể: v_{max} khi có rỗ khí Ø10 mm giảm 4,15% (L = 10 mm), giảm 6,32% (L = 20 mm), khi rỗ khí Ø20 mm giảm 9,04% (L = 10 mm), giảm 14,7% (L = 20 mm).

3.2. Sự ảnh hưởng khi có 2 rỗ khí

Bảng 9, 10 thể hiện quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian khi có 2 rỗ khí Ø10 mm cách TCS lần lượt L = 10, 20 mm và các đặc trưng của dòng.

Bảng 9. Quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian khi có 2 rỗ khí Ø10 mm cách TCS lần lượt L = 10; 20 mm

KT rỗ khí	**0 mm**	**1 lỗ Ø10 mm** (L=10 mm)	**1 lỗ Ø10 mm** (L=20 mm)	**2 lỗ Ø10 mm** (L= 10; 20 mm)
***0,5** ms*				
***1,0** ms*				
***1,6** ms*				

Bảng 10. Các thông số của dòng khi có 2 rỗ khí Ø10 ở thời điểm sau nổ 1,6 ms

KT rỗ khí	**0 mm**	**1 lỗ Ø10 mm** (L=10 mm)	**1 lỗ Ø10 mm** (L=20 mm)	**2 lỗ Ø10 mm** (L= 10; 20 mm)
v_{max} *(m/s)*	*7.915*	*7.557*	*7.415*	*7.350*
l_{max} *(mm)*	*13.533*	*13.264*	*12.619*	*12.310*

Từ kết quả tại Bảng 9, 10 cho thấy khi có rỗ khí cùng kích thước, nếu chỉ xuất hiện 1 rỗ khí thì mức độ ảnh hưởng chưa rõ nét (đặc trưng dòng xuyên giảm khoảng 5%), nhưng khi xuất hiện đồng thời cả 2 rỗ khí sẽ cộng hưởng làm giảm đặc trưng dòng xuyên (lớn nhất có thể giảm đến 7,14%).

4. Kết luận

Nghiên cứu đã khảo sát ảnh hưởng rỗ khí của khối thuốc nổ trong quá trình nhồi nạp, lắp ráp khối thuốc nổ vào đầu đạn BK-13. Vị trí rỗ khí sẽ làm mất sự đối xứng của sóng nổ nén ép phễu lót, tạo dòng kim loại bất đối xứng [9]. Khi rỗ khí càng lớn thì các thông số đặc trưng của dòng xuyên v_{max}, l_{max} càng giảm mạnh và ngược lại. Mức độ ảnh hưởng cũng phụ thuộc vào vị trí rỗ khí, khi rỗ khí càng gần vùng giữa khối thuốc nổ tích cực thì thông số dòng xuyên càng giảm mạnh.

Kết quả nghiên cứu mô phỏng có thể cung cấp cơ sở để theo dõi, đánh giá sự ảnh hưởng của rỗ khí đến dặc trưng dòng xuyên lõm. Tuy nhiên các kết quả nghiên cứu này ở dạng lý thuyết, nên cần tiến thêm một bước tiến hành thực nghiệm đo đạc để khẳng định độ tin cậy và các giá trị ảnh hưởng cụ thể.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, 2007, Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, pp. 120-169.
2. Bùi Xuân Sơn, 2023, Giáo trình mô phỏng tác dụng đạn dược, Học viện Kỹ thuật Quân sự, pp. 257-281.
3. Khalid Naeem, Arshad Hussain, Shakeel Abbas, 2019, A Review of Shaped Charge Variables for its Optimum Performance, Engineering, Technology & Applied Science Research Vol. 9, No. 6, 2019, pp. 4917-4924..
4. Ansys Autodyn User's Manual, 2023. Http://www.ansys.com
5. Nguyễn Hoài Linh, Hoàng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Phùng Văn Cường, 2024, Cơ chế hình thành dòng xuyên và tương tác với mục tiêu của đạn lõm quay, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 260-267.
6. Nguyễn Hoài Linh, Hoàng Văn Cường, Phùng Văn Cường, 2024, Ảnh hưởng của chuyển động quay quanh trục đến uy lực đạn M79-XL Việt Nam, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 443-449.
7. Hoàng Văn Cường, Nguyễn Hoài Linh, Bùi Văn Kỳ, 2024, Ứng dụng phương pháp SPH trong mô phỏng tác dụng đạn, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 203-211.
8. Alessandro Piccaglia Baêta-Neves, Arnaldo Ferreira (2014), Shaped charge simulation using SPH in cylindrical coordinates, Engineering Computations Vol 32 Iss2, pp. 370-386.
9. O. Ayisit, 2008, The influence of asymmetries in shaped charge performance, International Journal of Impact Engineering 35, pp. 1399-1404.

Investigation of the influence of voids in the explosive charge on the shaped charge jet characteristics of the BK-13 warhead using numerical simulation

Abstract: *The performance of the shaped charge detonation process depends on various factors, such as the type of explosive, liner, and detonation focus. Among these, the explosive plays a crucial role in providing the initial energy for jet formation. The presence of voids in the explosive (caused by grain size, impurities, etc.) affects the penetration power of the shaped charge warhead. This paper presents simulation results on the influence of voids on the shaped charge jet characteristics of the BK-13 warhead (vmax, lmax), focusing on two factors: void size and void location. Based on the simulation results, the authors evaluate the correlation between void position, size, and the characteristics of the shaped charge jet.*

Keywords: Shaped charge; explosive air voids; SPH numerical simulation.

❑

Nghiên cứu sự thay đổi đặc tính dòng xuyên lõm của đạn BK-13 khi phễu lót lắp lệch tâm, lệch trục bằng phương pháp mô phỏng số

Phan Viết Dũng[1*], Hoàng Văn Cường[1], Bùi Xuân Sơn[1], Phan Văn Tuấn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

** Email: dungpv1903@gmail.com; Tel: 0977386867*

Tóm tắt

Trong quá trình chế tạo thiết bị lõm của đạn xuyên lõm, các sai số trong lắp ráp thường xuất hiện do nhiều nguyên nhân, như sai lệch của khuôn, quy trình công nghệ, tay nghề công nhân,... Nghiên cứu này sử dụng phương pháp mô phỏng số SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) để phân tích sự thay đổi đặc tính dòng xuyên lõm (v_{max}, l_{max}) của đầu đạn BK-13 khi phễu lót bị lắp lệch tâm, lệch trục so với khối thuốc nổ. Dựa trên kết quả mô phỏng, tác giả đưa ra những đánh giá về tác động của hai yếu tố này đến đặc tính dòng xuyên lõm của đạn.

Từ khóa: *Đạn xuyên lõm; phễu lót lệch trục, lệch tâm; mô phỏng số SPH.*

1. Đặt vấn đề

Đạn lõm là một loại đạn dược ứng dụng hiệu ứng nổ tập trung năng lượng. Hiệu ứng này được phát hiện, nghiên cứu từ những năm 1792 và liên tục phát triển cho đến ngày nay [1, 2]. Bản chất của hiệu ứng là sự tập trung năng lượng của lượng nổ trên một đường, vùng hoặc bề mặt mà tại đó các thông số như mật độ, áp suất đạt giá trị cực kỳ lớn. Cấu tạo chung của một đầu nổ lõm gồm một khối thuốc nổ hình trụ (hoặc khối thuốc nổ có tính chất tròn xoay), một đầu có phễu lót được gắn trong hốc lõm của khối thuốc nổ và đầu còn lại có bộ phận kích nổ. Ngoài ra, trong cấu tạo của đầu đạn lõm có thể sử dụng tấm chắn sóng để thay đổi hướng lan truyền của bề mặt sóng nổ, chi tiết vỏ bọc có thể được sử dụng hoặc không. Uy lực xuyên lõm phụ thuộc vào nhiều yếu tố [1, 2, 3], trong đó độ chính xác lắp ráp tương quan giữa phễu lót và khối thuốc có thể làm thay đổi hướng dòng kim loại tập trung, suy giảm chiều sâu xuyên.

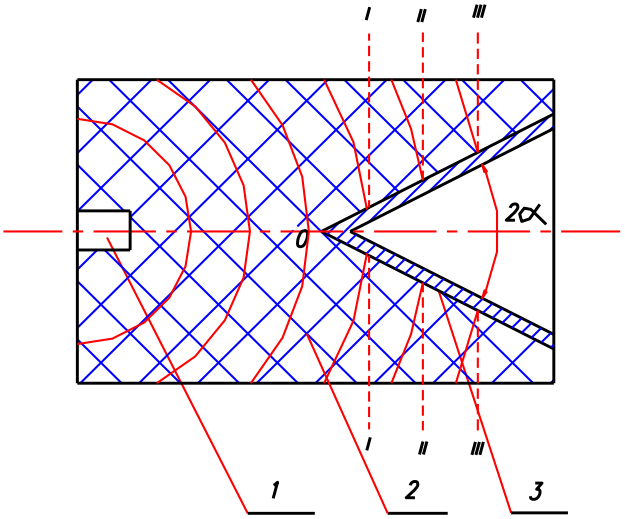
Các yếu tố ảnh hưởng đến độ chính xác lắp ráp phễu lót và khối thuốc nổ có thể từ sai số công nghệ chế tạo, thiết bị gia công, quy trình chế tạo, thậm chí còn do tay nghề công nhân,…. Trong khi đó, chưa có nhiều tài liệu đánh giá sự ảnh hưởng của phễu lót lắp lệch trục, lệch tâm. Do vậy, việc nghiên cứu nội dung này là cần thiết. Hiện nay, các phương pháp thường được áp dụng để khảo sát uy lực xuyên thép của đạn lõm, như phương pháp giải tích, phương pháp mô phỏng số [4, 5], phương pháp thực nghiệm, phương pháp bán thực nghiệm. Trong phạm vi của bài báo, nhóm tác giả dùng phương pháp mô phỏng số SPH để khảo sát, đánh giá mức độ ảnh hưởng của việc lắp lệch trục, lệch tâm của phễu lót đạn lõm BK-13 đến đặc tính dòng xuyên (v_{max}, l_{max}).

2. Cơ sở lý thuyết và mô hình bài toán

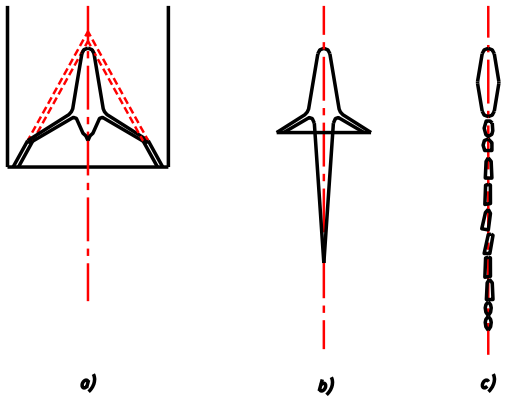
2.1. Cơ sở lý thuyết

Theo tài liệu [1], khi đạn lõm gặp chướng ngại, ngòi nổ sẽ làm việc, kích nổ trạm nổ, sau đó trạm nổ gây nổ khối thuốc nổ nhồi trong đầu đạn. Mặt sóng truyền nổ từ trạm nổ của đầu đạn sẽ lan truyền trong thuốc nổ theo các thời điểm t1, t2, t3…đến các mặt cắt tương ứng I, II, III … Càng xa kíp nổ, mặt sóng nổ càng trở nên phẳng hơn do được nắn thẳng. Dưới tác dụng của sản phẩm nổ, phễu lót bị biến dạng tạo thành dòng tập trung với các đặc tính có thể coi là "dòng chất lỏng lý tưởng" không chịu nén. Đây là một dòng có mật độ rất cao, áp suất cực

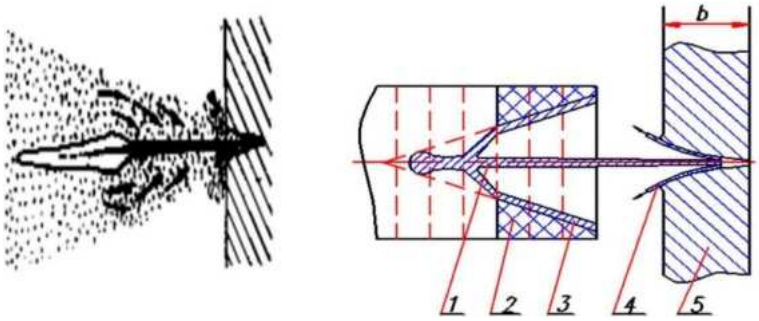
mạnh (khoảng vài triệu atmospheres - gần bằng áp suất của một vụ nổ nguyên tử), vận tốc rất lớn (8÷10 km/s) và có khả năng xuyên sâu vào bản thép. Trong quá trình hình thành, dòng tập trung luôn được vuốt dài và chuôi dòng luôn được bổ sung kim loại chảy lỏng. Quá trình này kết thúc khi độ dẻo của kim loại chảy lỏng không còn đáp ứng khả năng vuốt dài dòng.



Hình 1. Sơ đồ lan truyền sóng nổ trong thuốc nổ.
1) Kíp nổ, 2) Thuốc nổ, 3) Phễu lót kim loại



Hình 2. Các giai đoạn cơ bản hình thành và chuyển động của dòng xuyên.
a) Sự hình thành dòng tập trung khi nén ép phễu lót;
b) Sự dãn dòng do tồn tại gradien vận tốc;
c) Sự đứt dòng thành các phân tố trên đường bay tới mục tiêu.



Hình 3. Sơ đồ sự tác dụng giữa dòng xuyên với chướng ngại.
1) Dòng xuyên; 2) Thuốc nổ; 3) Phễu lót;
4) Kim loại dòng xuyên và thành thép bị bắn ra; 5) Bản thép

Do quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đầu đạn xuyên lõm rất phức tạp, nên nhóm tác giả sử dụng phương pháp mô phỏng SPH trên phần mềm ANSYS. Về bản chất phương pháp, cách thức tiến hành và thu thập xử lý kết quả, độc giả có thể tham khảo tài liệu [3, 4, 5, 6, 7]. Đối với bài toán mô phỏng nổ của đạn BK-13, vật liệu của các thành phần của thiết bị lõm như sau:

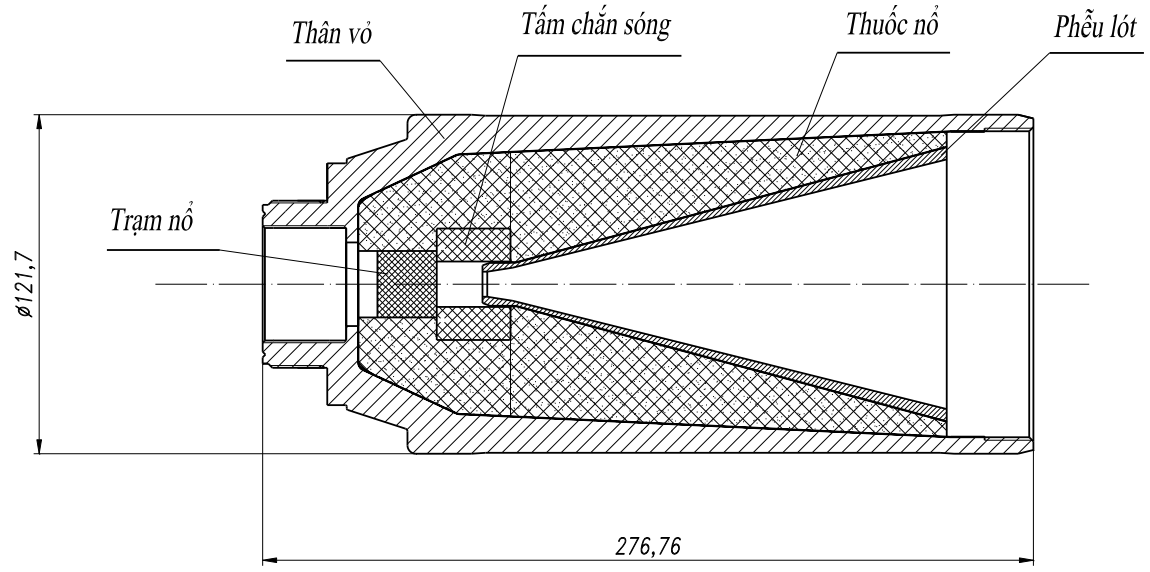
Bảng 1. Loại vật liệu và mô hình vật liệu sử dụng trong mô phỏng

STT	***Thành phần***	***Vật liệu***	***Phương trình trạng thái***	***Mô hình bền***	***Mô hình phá hủy***
1	Phễu lót	Cu-OFHC	Shock	SteinbergGuinan	-
2	Tấm chắn sóng	Plexiglass	Shock	-	-
3	Thân vỏ	Steel 1006	Linear	Johnson-Cook	-
4	Trạm nổ	Petn 1.77	JWL	-	-
5	Thuốc nổ	A-IX-1	JWL	-	-

2.2. Mô hình bài toán

Đối tượng khảo sát của bài báo là đầu nổ BK-13, kết cấu thiết bị lõm gồm thân vỏ, khối thuốc nổ, phễu lót và tấm chắn sóng. Trong đó, thân vỏ được làm từ thép 45X1, có dạng cốc chứa thuốc nổ, lòng đạn hình côn có bề dày thành trung bình 0,08 lần cỡ; thuốc nổ A-IX-1; phễu lót được làm bằng đồng M1, có dạng côn với góc mở 2α= 26,98o, độ dày trung bình của phễu lót là 0,027d và tăng dần từ đỉnh đến miệng với góc mở phụ 1,8º; tấm chắn sóng được làm từ nhựa AG-4V.

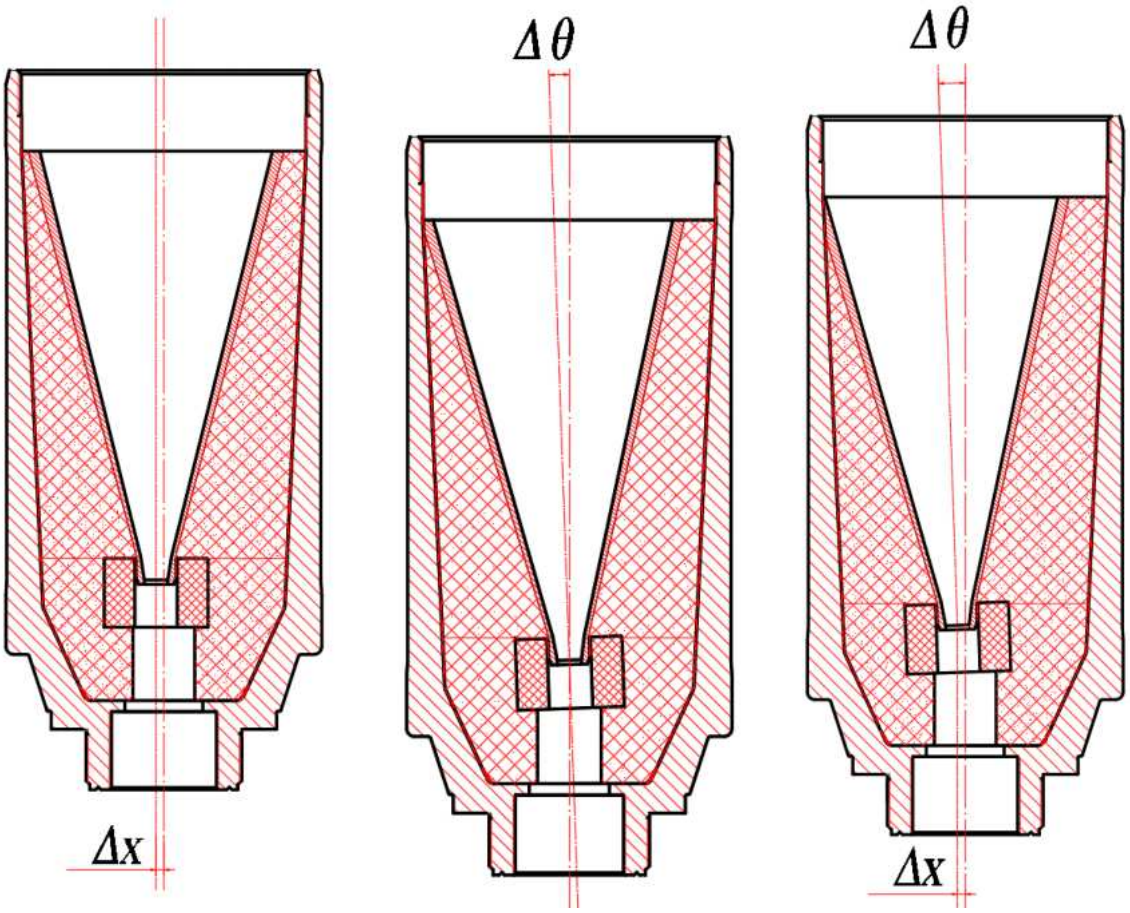
Mô hình đạn BK-13 như Hình 4, gồm thiết bị lõm, trạm nổ được thử nghiệm trong môi trường không khí. Phương pháp kích nổ từ chính giữa mặt ngoài trạm nổ.



Hình 4. Mô hình mô phỏng khảo sát

Theo [8] các sai lệch về hình dạng và vị trí thường gặp của khối thuốc và phễu lót được chia thành 3 loại như Hình 5. Đại lượng Δx đặc trưng cho độ lệch của trục phễu lót so với trục của khối thuốc nổ. Chỉ số Δθ biểu thị góc lệch của trục phễu lót so với trục của khối thuốc nổ.

Trong thực tế nhồi nạp, lắp ráp thuốc nổ thường sử dụng các bộ khuôn có độ chính xác cao nên dạng lệch trục như hình 5a và kết hợp cả hai như hình 5c là thường gặp nhất. Bài báo sẽ tập trung vào 2 trường hợp này. Riêng đối với trường hợp 5c, giá trị Δθ có giá trị dương khi làm tăng độ lệch của trục phễu so với trục khối thuốc (tức là trục phễu lót hướng ra ngoài so với trục khối thuốc nổ) và ngược lại.



a) Có lệch trục giữa trục phễu và trục khối thuốc

b) Có góc lệch giữa trục phễu và trục khối thuốc

c) Kết hợp cả lệch trục và góc lệch giữa trục phễu và trục khối thuốc

Hình 5. Sơ đồ hình dạng và độ lệch vị trí của phễu lót với khối thuốc

Theo [4], với đường kính khối thuốc nổ Dk = 109,68 mm, khảo sát theo mô hình 5a với độ lệch trục Δx là 0Dk, 0,0125Dk, 0,025Dk, 0,0375Dk tương ứng là 0; 1,37; 2,75; 4,18 và 4,9 mm. Với mô hình 5c, khảo sát với độ lệch trục Δx = 0,0125Dk = 1,37 mm và Δθ = ± 0,015α = ± 0,18^o (với α là một nửa góc mở của phễu).

Các hệ số trong mô hình vật liệu được lấy từ thư viện của phần mềm ANSYS như các bảng dưới:

Bảng 2. Các thông số trong phương trình trạng thái JWL của thuốc nổ A-IX-1

ρ_0 kg/m^3	**A** MPa	**B** MPa	**R_1**	**R_2**	**ω**	**D** m/s	**E** J/kg	**p**
1,63	5,372	0,0538	4,2	1,0	0,34	7980	4800000	29,5

Bảng 3. Các thông số phương trình trạng thái của các vật liệu sử dụng trong mô phỏng

	ρ_0 ($g.cm^{-3}$)	Γ	C_1 ($cm.\mu s^{-1}$)	S_1	K (Mbar)	R (K)	c ($J.kg^{-1}K^{-1}$)
Phễu lót	8,96	2,02	0,394	1,489	-	-	-
Tấm chắn sóng	1,186	0,97	2,2598	1,516	-	-	-
Vỏ đạn	7,830	-	-	-	1.59	295.15	477

Bảng 4. Các thông số mô hình bền Steinberg-Guinan của phễu lót

G (Mbar)	σ_c^0 (Mbar)	$\sigma_{c\max}^d$ (Mbar)	β	n	G_p'	G_p' (Mbar/K)	$(\sigma_c^d)'_p$	T_{nc} (K)
0,447	0,0012	0,0064	36	0,45	1,35	-1,798e-4	0,0034	1790

Bảng 5. Các thông số phương trình tăng bền Johnson - Cook của vỏ đạn

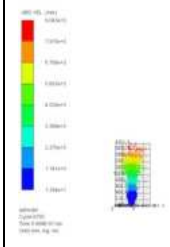
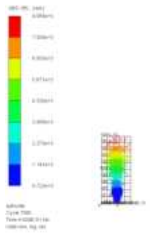
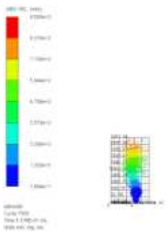
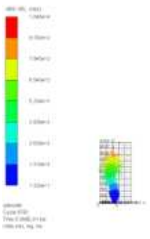
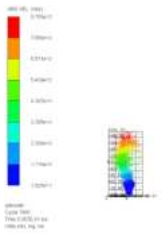
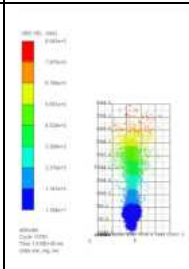
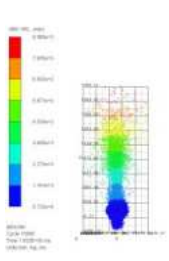
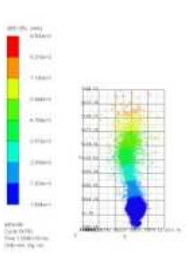
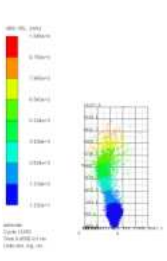
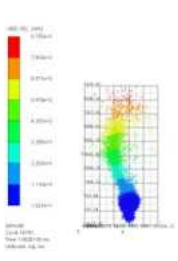
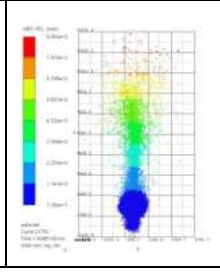
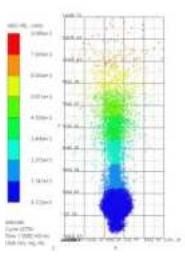
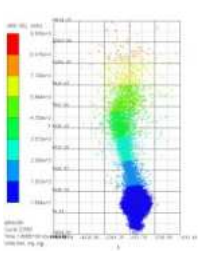
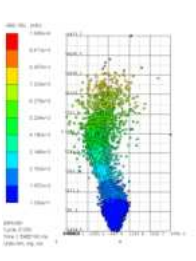
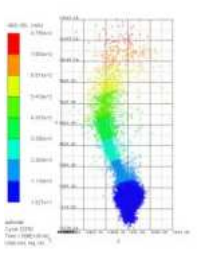
ρ_0 ($g.cm^3$)	A (Mbar)	B (Mbar)	C	n	m	T_m (K)
7,830	792	510	0,014	0,26	1,03	1793

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Sự ảnh hưởng của độ lệch trục Δx

Quá trình hình thành dòng theo thời gian và một số thông số đặc trưng của dòng xuyên đối với các trường hợp lệch trục khác nhau như Bảng 6, 7.

Bảng 6. Quá trình hình thành dòng theo thời gian khi phễu lệch trục

Lệch trục	$\Delta x = 0$ mm	$\Delta x = 1,37$ mm	$\Delta x = 2,75$ mm	$\Delta x = 4,18$ mm	$\Delta x = 4,9$ mm
0,5 ms					
1,0 ms					
1,6 ms					

Bảng 7. Các thông số của dòng xuyên khi có lệch trục ở thời điểm nổ sau 1,6 ms

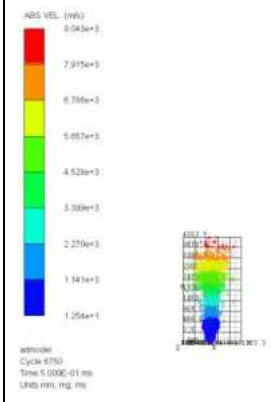
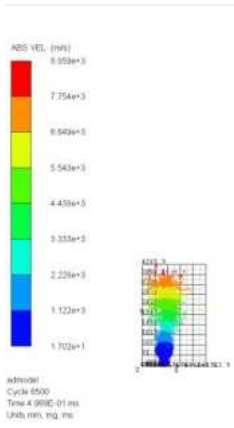
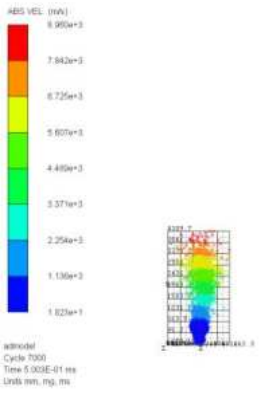
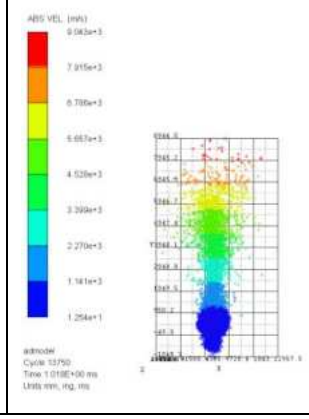
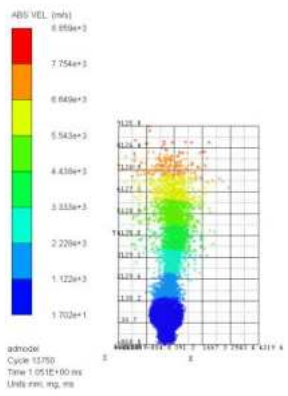
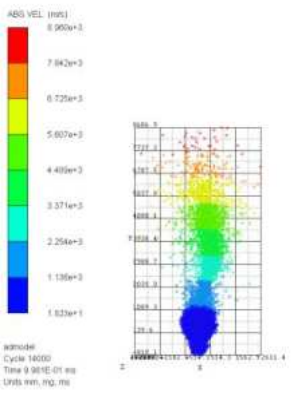
Lệch trục	***0 mm***	***1,37 mm***	***2,75 mm***	***4,18 mm***	***4,9 mm***
v_{max} *(m/s)*	*7.915*	*7.935*	*7.882*	*7.845*	*7.663*
l_{max} *(mm)*	*13.533*	*13.515*	*13.319*	*13.184*	*12.869*

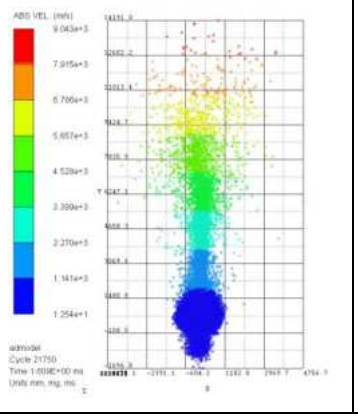
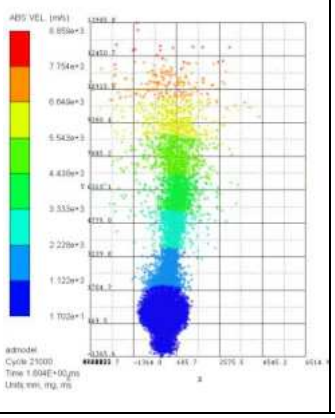
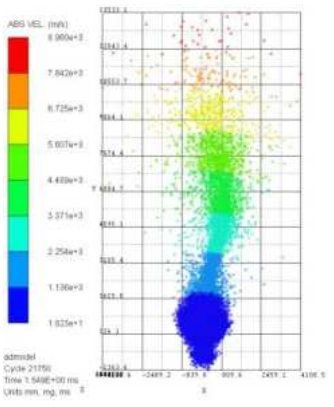
Từ Bảng 6, 7 cho thấy, khi phễu lót lệch trục nhỏ (Δx = 1,37; 2,75 mm) thì dòng xuyên vẫn đảm bảo cân đối và chuẩn trực (các thông số dòng xuyên vẫn đảm bảo tương đương khi không có lệch trục, vận tốc đỉnh dòng giảm lớn nhất 0,4%, chiều dài dòng giảm lớn nhất 1,5%). Khi xuất hiện lệch trục càng lớn thì mức độ ảnh hưởng càng rõ rệt, do sự bất đối xứng của khối thuốc nên năng lượng nén ép phễu cũng không đồng đều từ hai phía nên dòng xuyên bị uốn con, dẫn đến vận tốc và chiều dài dòng xuyên giảm mạnh. Với lệch trục quá 4,18 mm (tức là 0,025Dk) thì dòng xuyên có hiện tượng giảm rõ rệt, đặc biệt với Δx = 4,9 mm, vận tốc dòng giảm 3,18%, chiều dài dòng giảm gần 5%. Hình ảnh dòng xuyên tại thời điểm 1,6 ms sau nổ, dòng xuyên bị uốn cong càng rõ khi độ lệch trục Δx tăng.

3.2. Sự ảnh hưởng kết hợp độ lệch trục Δx và góc lệch $\Delta\theta$

Bảng 8 và 9 thể hiện quá trình hình thành dòng theo thời gian và một số thông số đặc trưng của dòng xuyên đối với các trường hợp lệch trục và có góc xiên kết hợp.

Bảng 8. Quá trình hình thành dòng theo thời gian khi phễu lắp lệch trục và có góc xiên

Lệch trục, góc lệch	***Δx = 0 mm*** ***$\Delta\theta = 0^o$***	***Δx = 1,37 mm*** ***$\Delta\theta = -0,18^o$***	***Δx = 1,37 mm*** ***$\Delta\theta = +0,18^o$***
***0,5** ms*			
***1,0** ms*			

Lệch trục, góc lệch	*$\Delta x = 0$ mm $\Delta\theta = 0^o$*	*$\Delta x = 1{,}37$ mm $\Delta\theta = -0{,}18^o$*	*$\Delta x = 1{,}37$ mm $\Delta\theta = +0{,}18^o$*
1,6 ms			

Bảng 9. Các thông số của dòng xuyên khi nổ được 1,6 ms

Lệch trục, góc lệch	*$\Delta x = 0$ mm $\Delta\theta = 0^o$*	*$\Delta x = 1{,}37$ mm $\Delta\theta = -0{,}18^o$*	*$\Delta x = 1{,}37$ mm $\Delta\theta = +0{,}18^o$*
v_{max} (m/s)	*7.915*	*7.754*	*7.619*
l_{max} (mm)	*13.533*	*13.048*	*12.661*

Từ Bảng 8 và 9 cho thấy khi phễu được lắp lệch trục và có góc xiên thì mức độ ảnh hưởng cũng khác nhau. Khi góc lệch ngược hướng với độ lệch trục thì dòng xuyên có xu hướng sẽ quay trở lại trục gốc của khối thuốc, các thông số vận tốc đỉnh dòng, chiều dài dòng cũng giảm, nhưng không lớn như khi góc lệch làm tăng sự sai lệch của phễu lót.

4. Kết luận

Bài báo đã khảo sát ảnh hưởng của độ lệch về hình dạng, vị trí của phễu lót trong quá trình chế tạo, lắp ráp đến quá trình hình thành dòng xuyên. Khi độ lệch của phễu lót nằm trong phạm vi 0 ÷ 0,0125Dk, phễu lót vẫn duy trì hiệu suất tạo hình tốt; khi độ lệch trục vượt quá 0,0125Dk, hình dạng dòng xuyên sẽ bị uốn cong nghiêm trọng và có thể sẽ xảy ra hiện tượng gãy; độ lệch càng lớn thì vận tốc đỉnh dòng càng giảm, chiều dài toàn dòng cũng giảm đi, dẫn đến uy lực xuyên giảm. Đối với trường hợp xuất hiện cả 2 yếu tố lệch và xiên vị trí của phễu lót, khi lệch và xiên cùng chiều thì ảnh hưởng xấu đến các thông số dòng xuyên, do vậy để đảm bảo uy lực xuyên tốt cần kiểm soát 2 yếu tố lệch ngược hướng nhau.

Các quy luật trên do nghiên cứu đưa ra có thể dùng để tham khảo trong quá trình theo dõi, kiểm soát sai lệch về hình dạng, vị trí của phễu lót khi chế tạo. Tuy vậy, cần có số liệu chế thử, nổ thực nghiệm để khẳng định độ tin cậy của các giá trị.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, 2007, Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, pp. 120-169.
2. Bùi Xuân Sơn, 2023, Giáo trình mô phỏng tác dụng đạn dược, Học viện Kỹ thuật Quân sự, pp. 257-281.
3. Khalid Naeem, Arshad Hussain, Shakeel Abbas, 2019, A Review of Shaped Charge Variables for its Optimum Performance, Engineering, Technology & Applied Science Research Vol. 9, No. 6, 2019, pp. 4917-4924.
4. Ansys Autodyn User's Manual, 2023. Http://www.ansys.com

5. Hoàng Văn Cường, Nguyễn Hoài Linh, Bùi Văn Kỳ, 2024, Ứng dụng phương pháp SPH trong mô phỏng tác dụng đạn, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 203-211.
6. Nguyễn Hoài Linh, Hoàng Văn Cường, Đỗ Văn Minh, Phùng Văn Cường, 2024, Cơ chế hình thành dòng xuyên và tương tác với mục tiêu của đạn lõm quay, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 260-267.
7. Nguyễn Hoài Linh, Hoàng Văn Cường, Phùng Văn Cường, 2024, Ảnh hưởng của chuyển động quay quanh trục đến uy lực đạn M79-XL Việt Nam, Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX - Năm 2024, pp. 443-449.
8. **徐恒威**，**梁 斌**，**刘俊新**，卢永刚，**李**军润，**廖文**军 (2023), 药型罩形位偏差对聚能装药射流成型及其破甲过程影响, Chinese Journal Of Energetic Materials, pp. 1049-1058.

Investigation of the variation in penetrating jet characteristics of the BK-13 Projectile under liner eccentricity and axial misalignment using a numerical simulation method

Abstract: During the manufacturing process of the recess device for a shaped charge projectile, assembly errors frequently occur due to various factors such as mold deviations, process inconsistencies, and operator skill. This study employs the Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) numerical simulation method to analyze the variation in the penetration jet characteristics (v_{max}, l_{max}) of the BK-13 projectile nose when the liner is installed with eccentricity and axial misalignment relative to the explosive charge. Based on the simulation results, the author evaluates the impact of these two factors on the jet characteristics of the projectile.

Keywords: *Shaped charge projectile; liner eccentricity; axial misalignment; SPH numerical simulation.*

Tìm hiểu, tính toán số lượng và xác định vị trí kích hoạt cho micro - động cơ xung trong điều khiển đạn phản lực có điều khiển PAC-3

Võ Hùng Kết, Phạm Xuân Quyền[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: hungket1988@gmail.com, Đt: 0356083455*

Tóm tắt

Các đạn phản lực có điều khiển hiện đại không chỉ sử dụng cánh lái khí động mà còn kết hợp động cơ xung để tăng hiệu quả điều khiển trong quá trình bay. Nhóm tác giả đã nghiên cứu nguyên lý cấu tạo và hoạt động của Micro-động cơ xung, đồng thời thực hiện tính toán quá trình đổi hướng của đạn phản lực có điều khiển PAC-3 trong các trường hợp góc lệch khác nhau. Dựa trên các công thức tính toán, nhóm nghiên cứu còn xác định số lượng và vị trí của các Micro-động cơ xung theo số hàng và cột để kích hoạt nhằm đảm bảo khả năng điều khiển hiệu quả. Kết quả cho thấy khi góc đổi hướng càng lớn, số động cơ xung cần kích hoạt càng nhiều, làm giảm số lần đổi hướng cần thiết. Ngoài ra, lựa chọn đúng số lượng và vị trí các động cơ xung để kích hoạt sẽ giúp nâng cao hiệu quả điều khiển (cả về hướng và độ lớn) cho đạn phản lực có điều khiển. Những số liệu và phương pháp tính toán này có thể áp dụng trong tính toán cho khoang thiết bị động cơ phản lực xung trên các loại đạn phản lực có điều khiển sử dụng nguyên lý điều khiển bằng động cơ xung.

Từ khóa: *PAC-3, Micro-động cơ xung, đạn phản lực có điều khiển.*

1. Đặt vấn đề

Phần lớn đạn phản lực có điều khiển (ĐPLCĐK) tạo ra mômen điều khiển nhờ cánh lái khí động, tức là dựa trên sự chênh lệch áp suất khí động giữa hai mặt của cánh lái để tạo lực điều khiển. Bên cạnh đó, lực và mômen điều khiển cũng có thể được tạo ra bằng phản lực từ các động cơ phản lực nhỏ (micro xung). Khi các động cơ này được kích hoạt, chúng tạo ra phản lực tác động lên thân ĐPLCĐK, tạo mômen quay quanh khối tâm, từ đó điều chỉnh hướng bay của đạn theo quỹ đạo mong muốn. Phương pháp điều khiển này được gọi là điều khiển xung động hay gaz-động.

Việc nghiên cứu đặc điểm cấu tạo và hoạt động của các Micro - Động cơ xung (M-ĐCX) là cơ sở quan trọng để tính toán lực tác dụng cũng như khả năng bố trí chúng trên ĐPLCĐK. Do đó, nhóm nghiên cứu tập trung phân tích cấu tạo, nguyên lý hoạt động của M-ĐCX, đồng thời tiến hành tính toán góc lệch hướng khi sử dụng M-ĐCX trên ĐPLCĐK PAC-3. Ngoài ra, nhóm cũng thực hiện tính toán lựa chọn kích hoạt M-ĐCX dựa trên chỉ số hàng và cột để tăng hiệu quả điều khiển.

2. Tổng quan về micro - động cơ xung

2.1. Khái niệm về micro - động cơ xung

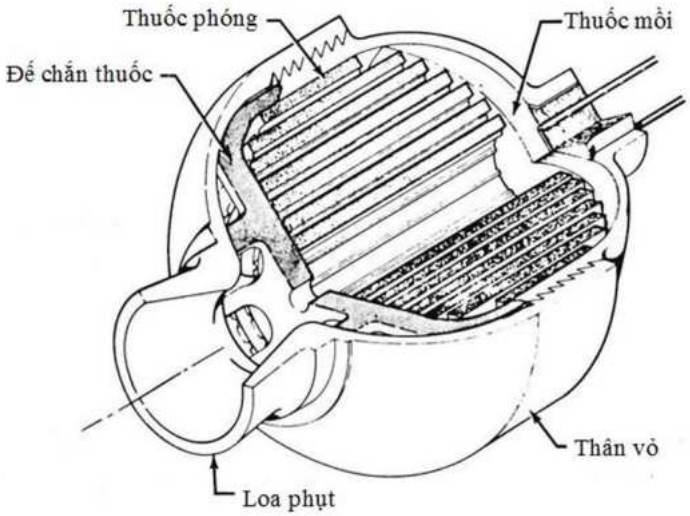
Động cơ phản lực xung - Micro xung là các động cơ phản lực nhỏ sử dụng nhiên liệu rắn, hoạt động chỉ một lần tạo ra lực đẩy trong khoảng thời gian rất ngắn (vài mili giây đến vài chục mili giây) giúp điều khiển đạn vào quỹ đạo định trước, tăng khả năng bám và nâng cao độ chính xác tiêu diệt mục tiêu.

Với ưu điểm như kết cấu đơn giản, độ trễ thấp, tạo lực điều khiển lớn và có thể điều khiển trong các môi trường không khí loãng nên M-ĐCX được sử dụng rất phổ biến trên loại đạn phản lực có điều khiển (ĐPLCĐK) khác nhau, đặc biệt là các ĐPLCĐK yêu cầu khả năng đáp ứng nhanh, tầm bắn xa.

Các hệ thống điều khiển kết hợp giữa cánh lái khí động và M-ĐCX cho hiệu quả điều khiển tốt nhất, và hệ thống kết hợp này được sử dụng trong các loại ĐPLCĐK hiện đại để tối ưu hóa hiệu suất điều khiển ở các giai đoạn khác nhau của hành trình bay.

2.2. Kết cấu và hoạt động của micro - động cơ xung

Kết cấu của một micro - động cơ xung thông thường có các bộ phận sau: Buồng đốt, loa phụt với nút bịt loa phụt, thuốc phóng, bộ mồi cháy điện (hạt lửa điện), ngoài ra có thể có cụm khởi động tăng cường.



Hình 1. Cấu tạo của một ĐCPLX với buồng đốt hình cầu

Buồng đốt: Buồng đốt thực chất là buồng chứa thuốc phóng, bộ châm lửa, và các thiết bị phụ khác.

Loa phụt: ĐCPLX thường có một loa phụt, khi thuốc phóng cháy, phụt khí qua loa phụt dạng laval tạo lực đẩy phản lực giúp đổi hướng chuyển động cho ĐPLCĐK.

Thuốc phóng: Đây là nguồn năng lượng hóa học ở thể rắn của động cơ, khi cháy tạo áp suất và phụt qua loa phụt và sinh công.

Hoạt động của các ĐCPLX gồm ba giai đoạn như sau:

- *Giai đoạn thứ nhất:* Bắt đầu vào thời điểm đưa tín hiệu điện tới hạt lửa điện. Khi đó sẽ xảy ra các quá trình sau: Nung nóng dây điện trở mồi, mồi cháy mẫu thuốc mồi của hạt lửa điện, phát xung lửa mồi cháy thuốc phóng trong thể tích kín của buồng đốt, phá vỡ phần tử khóa và đẩy nút bịt kín ra khỏi loa phụt. Trong suốt chu kỳ thứ nhất sẽ không có lực đẩy, và áp suất ở cuối chu kỳ này sẽ đạt tới đại lượng áp suất khởi động cỡ 4÷5 Mpa. Mức độ trễ của động cơ được xác định bởi các quá trình của giai đoạn thứ nhất.

- *Giai đoạn thứ hai:* Thuốc phóng cháy mạnh, tạo áp suất cực đại trong buồng đốt, tạo lực đẩy phản lực để điều khiển đạn. Hiệu quả điều khiển được đánh giá chủ yếu vào giai đoạn này và kết thúc vào thời điểm thuốc phóng cháy hoàn toàn.

- *Giai đoạn ba:* Bao gồm sự phụt khí từ buồng đốt mà không có sự bổ sung thêm của các sản phẩm cháy (phụt khí tự do). Giai đoạn này không có tác động nhiều đến quá trình điều khiển đạn.

3. Cơ sở lý thuyết tính toán số lượng M-ĐCX sử dụng điều khiển ĐPLCĐK

3.1. Lý thuyết xác định số lượng M-ĐCX trên đoạn đổi hướng

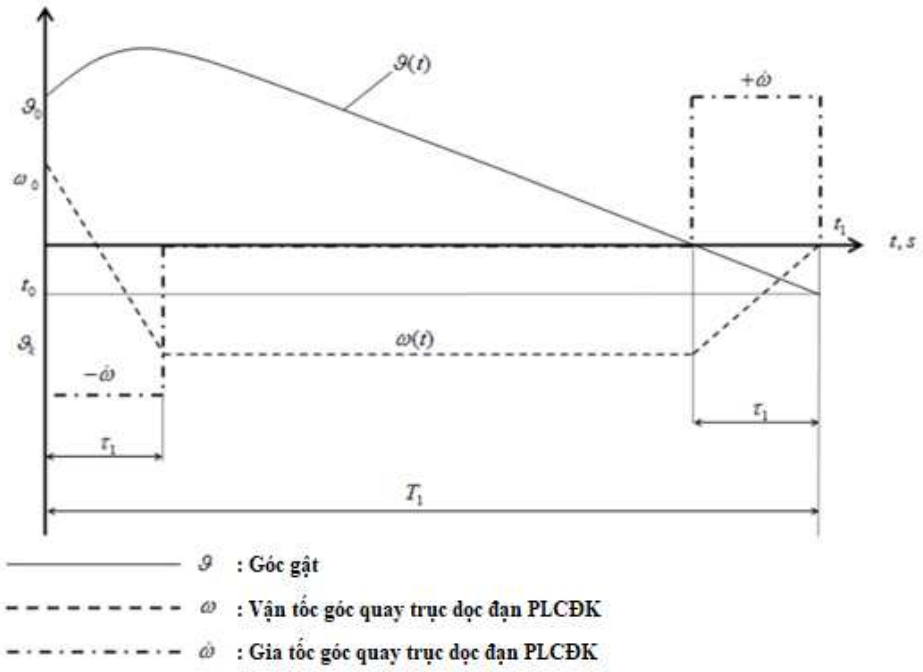
Mỗi M-ĐCX tạo ra một lực đẩy riêng ký hiệu là P_1 và cũng là lực điều khiển đơn vị. Phương pháp mở các M-ĐCX được xác định bởi giá trị lệnh điều khiển thông qua thuật toán điều khiển ma trận hay còn họi là thuật toán chọn mở (kích hoạt) các M-ĐCX.

Để tính toán số lượng M-ĐCX thực hiện việc đổi hướng trục dọc ĐPLCĐK ta sử dụng biểu đồ thay đổi góc và vận tốc góc gật tối ưu theo tác động nhanh thể hiện trên hình 2.

Điều kiện biên của quá trình đổi hướng ĐPLCĐK: Giá trị ban đầu của góc gật ϑ_0 và vận tốc quay trục dọc ĐPLCĐK ω_0 tại thời điểm $t = t_0$ (trước khi đổi hướng); giá trị cuối cùng của góc gật ϑ_k và vận tốc quay trục dọc bằng 0, tức là $\omega_k = 0$ khi $t = T_1$ (kết thúc đổi hướng).

Biểu đồ đổi hướng trục dọc ĐPLCĐK bao gồm 3 giai đoạn:

- *Giai đoạn 1:* Trong khoảng thời gian $\left[t_0;(t_0+\tau_1)\right]$ đồng thời mở n_1 số M-ĐCX để tạo góc quay trục dọc của đạn. Độ dài đoạn này bằng thời gian làm việc τ_1 của một M-ĐCX. Vì vậy, vận tốc góc quay trục dọc đạn lúc này thay đổi tuyến tính theo thời gian $\omega(t+t_0)$ và gia tốc góc không đổi $-\dot{\omega}$ do thời gian τ_1 rất bé. Giá trị góc gật vẫn tăng do M-ĐCX chưa tạo được lực điều khiển n_1P_1 và đạt giá trị lớn nhất tại thời điểm $t_0+\tau_1$



Hình 2. Biểu đồ đổi hướng trục dọc ĐPLCĐK bằng M-ĐCX

- *Giai đoạn 2:* Trong khoảng thời gian $\left[(t_0+\tau_1);(T_1-\tau_1)\right]$ M-ĐCX đã tạo được lực điều khiển n_1P_1. Không còn bất kỳ M-ĐCX nào hoạt động. Lúc này đạn đổi hướng với vận tốc không đổi nên gia tốc bằng không. Giá trị góc gật bắt đầu giảm dần về 0 tại thời điểm $T_1-\tau_1$.

- *Giai đoạn 3:* Trong khoảng thời gian $\left[\left(T_1-\tau_1\right);T_1\right]$ đồng thời mở n_2 số M-ĐCX tạo ra lực điều khiển n_2P_1 tại thời điểm T_1 để khử vận tốc góc do quán tính của ĐPLCĐK tạo ra. Độ dài đoạn này bằng thời gian làm việc của một M-ĐCX là τ_1. Vận tốc góc quay trục dọc đạn lúc này thay đổi tuyến tính theo thời gian $\omega\left(T_1-\tau_1\right)$ và gia tốc góc không đổi $+\dot{\omega}$ (dấu "+" thể hiện hãm quay trục dọc đạn) do thời gian τ_1 rất bé. Tại thời điểm T_1 góc gật có giá trị cực trị số 2 sau đó lại giảm dần. Quá trình điều khiển lặp lại cho đến khi góc gật đạt đến giá trị mong muốn.

Số lượng M-ĐCX trên đoạn đổi hướng $\Delta\vartheta=\vartheta_0-\vartheta_k$ được xác định theo các công thức sau:

$$\omega=\frac{\left(\vartheta_k-\vartheta_0\right)+\frac{\omega_0.\tau_1}{2}}{T_1-\tau_1}; \quad (1)$$

$$\omega_1=\tau_1.\dot{\omega}_1; \quad (2)$$

$$\dot{\omega}_1=\frac{P_1.L_{TBGĐ}}{I_z}; \quad (3)$$

$$n_1=E\left|\frac{\omega-\omega_0}{\omega_1}\right|+1; \quad (4)$$

$$n_2=E\left|\frac{\omega}{\omega_1}\right|+1; \quad (5)$$

$$N=n_1+n_2 \quad (6)$$

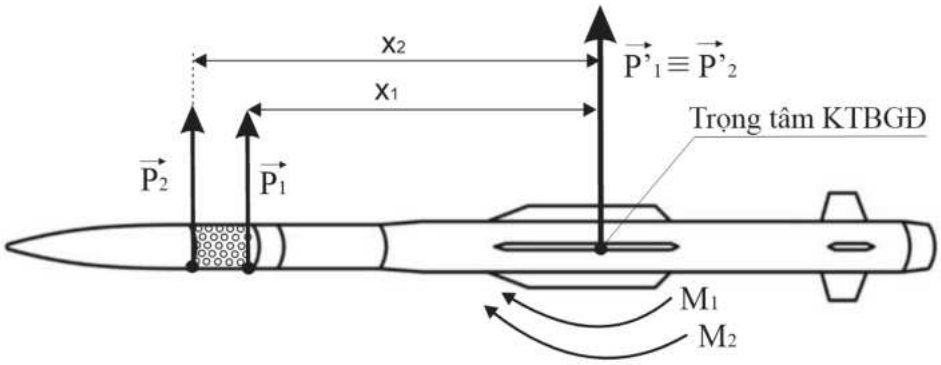
Trong đó: ω - Vận tốc góc trung bình cần tạo ra khi thay đổi góc gật (rad/s); ω_0 - Vận tốc quay trục dọc ĐPLCĐK (rad/s); ω_1 - Vận tốc góc quay trục dọc do một M-ĐCX tạo ra (rad/s); $\dot{\omega}_1$ - Gia tốc góc quay trục dọc do một M-ĐCX tạo ra (rad/s^2); $L_{TBGĐ}$ - Khoảng cách từ trọng tâm M-ĐCX đến trọng tâm khoang TBĐCPLX (m); I_z - Momen quán tính của ĐPLCĐK quanh trục Oz (Kg.m^2); P_1 - Lực đẩy tạo bởi một M-ĐCX (N); T_1 - Tổng thời gian đổi hướng trục dọc ĐPLCĐK (s); τ_1 - Thời gian làm việc của một M-ĐCX (s); n_1 - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha vượt (chiếc); n_2 - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha hãm (chiếc); N - Số lượng M-ĐCX sử dụng cho một lần đổi hướng (chiếc); E - Phép lấy nguyên lần số lượng.

3.2. Công thức chọn M-ĐCX theo chỉ số hàng và chỉ số cột

3.2.1. Giả thiết về mô men do các M-ĐCX gây ra

Các M-ĐCX được sắp xếp theo các hàng và cột tạo thành khối các động cơ xung trên hoang thiết bị gaz-động (KTBGĐ). Khi các M-ĐCX kích hoạt tạo lực đẩy gần như bằng nhau. Tuy nhiên, khi vị trí trên các hàng khác nhau sẽ tạo ra mô men quay ĐPLCĐK quanh khối tâm sẽ có giá trị khác nhau [1].

$$\begin{cases} M_1=P_1.x_1 \\ M_2=P_2.x_2 \end{cases} \quad (7)$$



Hình 3. Mô men các M-ĐCX gây ra đối với khối tâm ĐPLCĐK

Tuy nhiên, hai mômen này có độ lớn gần bằng nhau và nhỏ hơn rất nhiều so với mômen được tạo ra bởi các lực tại trọng tâm KTBGĐ đối với trọng tâm ĐPLCĐK. Vì vậy, trong tính toán điều khiển ta bỏ qua sự khác nhau giữa vị trí các M-ĐCX trong mỗi hàng. Nói cách khác là tác dụng tạo mômen quay ĐPLCĐK là như nhau với các MĐCX dọc theo trục đạn $M_1 = M_2 = M_i$ (i = 1÷n).

3.2.2. Quy tắc chọn hàng và chỉ số hàng

Số lượng hàng N_s trên thiết bị động cơ phản lực xung (TBĐCPLX) phụ thuộc vào cách chia sector trên đường tròn bao tiết diện thân ĐCPLCĐK, tức là giá trị góc α_s hoàn toàn xác định.

Với điều kiện phản lực $\left(\overline{F}_{1\Sigma};\overline{F}_{2\Sigma}\right)$ phải ngược pha với lực điều khiển $\left(\overline{P}_{1\Sigma};\overline{P}_{2\Sigma}\right)$ ta có thể viết lại phương trình tính pha cho vectơ phản lực như sau [1]:

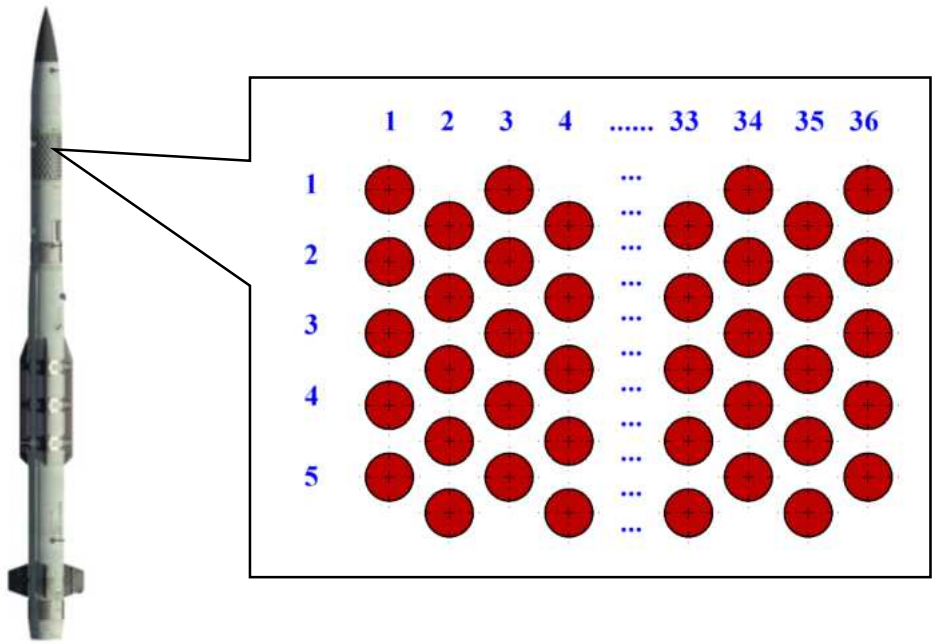
$$\varphi'_{1\Sigma} = \varphi_{1\Sigma} + 180^0,\ \varphi'_{2\Sigma} = \varphi_{2\Sigma} - 180^0; \tag{8}$$

Trong đó: $\varphi_{1\Sigma}$: Pha của số lượng "quy ước" M-ĐCX trong pha "Vượt"; $\varphi_{2\Sigma}$: Pha của số lượng "quy ước" M-ĐCX trong pha "Hãm"; $\varphi'_{1\Sigma}$: Pha của vec tơ phản lực trong pha "Vượt"; $\varphi'_{2\Sigma}$: Pha của vec tơ phản lực trong pha "Hãm".

Theo giá trị chia góc sector và các vector phản lực ta có:

$$\frac{\varphi'_{1\Sigma}}{\alpha_s} = (h + C), h = \overline{0, N_s};\qquad \frac{\varphi'_{2\Sigma}}{\alpha_s} = (k + C), h = \overline{0, N_L}; \tag{9}$$

Trong đó: h, k - Các số nguyên dương; C - Là phần dư của phép chia $\left(0 \le C \le 1\right)$ N_S - Là số lượng M-ĐCX bố trí trên vòng tròn thân ĐPLCĐK (36 chiếc); N_L - Là số lượng M-ĐCX theo cột dọc (5 chiếc);



Hình 4. Ma trận micro - động cơ xung trên ĐPLCĐK PAC-3

Khi lựa chọn hàng M-ĐCX, có thể xét đến số dư "C" trong các trường hợp sau:

Trường hợp 1

Nếu C = 0, có nghĩa là pha của vector phản lực bằng nguyên lần góc α_s thì các vector được tạo trên một hàng duy nhất với chỉ số đúng bằng h và k tương ứng với 2 pha "Vượt" và "Hãm". Số lượng M-ĐCX chọn trên các hàng h và k tương ứng với $n_{1\Sigma}; n_{2\Sigma}$ xác định theo biểu thức:

$$\frac{\varphi_{1\Sigma}}{\alpha_s} = h, h = \overline{0, N_s}; \qquad \frac{\varphi_{2\Sigma}}{\alpha_s} = k, h = \overline{1, N_L}; \tag{10}$$

$$n_{1\Sigma} = n_{2\Sigma} = E\left[\sqrt{n_\varepsilon^2 + n_\beta^2}\right]; \tag{11}$$

Trong đó: E - Phép chọn nguyên lần số lượng micro; $n_{1\Sigma}$ - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha "Vượt"; $n_{2\Sigma}$ - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha "Hãm"; n_ε - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong mặt phẳng điều khiển với góc tấn α; n_β - Số lượng M-ĐCX sử dụng trong mặt phẳng điều khiển với góc trượt β.

Giá trị phản lực xác định theo nguyên lý cộng vector:

$$F_{1\Sigma} = n_{1\Sigma}.P_1; \qquad F_{2\Sigma} = n_{2\Sigma}.P_1; \tag{12}$$

Trong đó: $F_{1\Sigma}$ - Phản lực do các M-ĐCX tạo ra trong pha "Vượt"; $F_{2\Sigma}$ - Phản lực do các M-ĐCX tạo ra trong pha "Hãm"; P_1 - Phản lực do một M-ĐCX tạo ra; E - Phép lấy nguyên lần số lượng.

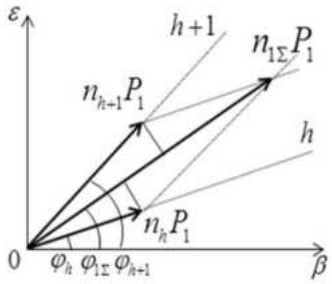
Nếu trên hàng h (hoặc k) có n_{sd} số M-ĐCX đã được sử dụng, số còn lại nhỏ hơn số cần phải chọn $N_L - n_{sd} < n_{1\Sigma}$ (hoặc $N_L - n_{sd} < n_{2\Sigma}$) thì ta sử dụng $N_L - n_{sd}$ M-ĐCX trên h (hoặc $N_L - n_{sd}$ M-ĐCX trên k), số còn lại $n_{1\Sigma} - \left(N_L - n_{sd}\right)$ hoặc $n_{2\Sigma} - \left(N_L - n_{sd}\right)$ lại chuyển sang sử

dụng hai hàng kế cận là $h-A$ và $h+A$ (hoặc $k-B$ hoặc $k+B$) với A, B là số nguyên dương nhỏ hơn $90^0/\alpha_s$. Số lượng M-ĐCX chọn trên mỗi hàng là như nhau theo biểu thức:

$$n_{h-A}=n_{h+A}=E\left[\frac{n_{1\Sigma}-\left(N_L-n_{sd}\right)}{2\cos A\alpha_s}\right];\qquad n_{k-B}=n_{k+B}=E\left[\frac{n_{2\Sigma}-\left(N_L-n_{sd}\right)}{2\cos A\alpha_s}\right];\qquad (13)$$

Trường hợp 2

Nếu số dư $C\neq 0$ thì chỉ số hàng là h và h+1; k và k+1, tương ứng với các pha "Vượt" và "Hãm". Tuy nhiên số lượng M-ĐCX trên mỗi hàng phải tính theo quan hệ hình học giữa các vector phản lực trên hình:



Hình 5. Quan hệ hình học giữa các vector phản lực trên hàng.

Do tính chất tuyến tính giữa giá trị các vector phản lực trên các hàng và số lượng M-ĐCX, ta có thể rút ra biểu thức cho pha "Vượt":

$$n_{1\Sigma}=n_h.\cos\left(\varphi'_{1\Sigma}-\varphi_h\right)+n_{h+1}.\cos\left(\varphi_{h+1}-\varphi'_{1\Sigma}\right);\qquad (14)$$

$$n_h.\sin\left(\varphi'_{1\Sigma}-\varphi_h\right)=n_{h+1}.\sin\left(\varphi_{h+1}-\varphi'_{1\Sigma}\right);\qquad (15)$$

Biết rằng: $\varphi_h=h.\alpha_s$; $\varphi_{h+1}=\left(h+1\right).\alpha_s$; $\varphi'_{1\Sigma}=\left(h+C\right).\alpha_s$;

Thay vào biểu thức trên ta có:

$$n_{1\Sigma}=n_h.\cos C.\alpha_s+n_{h+1}.\cos\left(1-C\right).\alpha_s;\quad n_h.\sin C.\alpha_s=n_{h+1}.\sin\left(1-C\right).\alpha_s;\qquad (16)$$

Từ đó, ta có thể tính được số lượng các MĐCX trên pha "Vượt" là:

$$n_h=E\left[\frac{\sin(1-C).\alpha_s}{\sin\alpha_s}.n_{1\Sigma}\right];\qquad n_{h+1}=E\left[\frac{\sin C.\alpha_s}{\sin\alpha_s}.n_{1\Sigma}\right];\qquad (17)$$

Tương tự như vậy, rút ra biểu thức tính số lượng M-ĐCX trên các hàng trong pha "Hãm" là:

$$n_k=E\left[\frac{\sin(1-C).\alpha_s}{\sin\alpha_s}.n_{2\Sigma}\right];\qquad n_{k+1}=E\left[\frac{\sin C.\alpha_s}{\sin\alpha_s}.n_{2\Sigma}\right];\qquad (18)$$

Nếu trên hàng h hoặc h+1 (k hoặc k+1) có n_{sd} số M-ĐCX đã sử dụng, số còn lại nhỏ hơn số lượng cần chọn: ($N_L-n_{sd}<n_{1\Sigma}$ hoặc $N_L-n_{sd}<n_{2\Sigma}$) thì cần phải chuyển sang hai hàng kế cận có chỉ số là: $h-A$ và $\left(h+1\right)+A$ hoặc $k-B$ và $\left(k+1\right)+B$ với A, B là các số nguyên dương. E - Phép lấy nguyên lần số lượng.

Số lượng M-ĐCX chọn trên mỗi hàng là như nhau theo biểu thức sau:

Cho pha "Vượt":

$$n_{h-A} = E\left[\frac{\sin\left((A+1-C).\alpha_s\right)}{\sin\left((2A+1)\alpha_s\right)}.n_{1\Sigma}\right]; \qquad n_{h+1+A} = E\left[\frac{\sin\left((A+C).\alpha_s\right)}{\sin\left((2A+1)\alpha_s\right)}.n_{1\Sigma}\right]; \tag{19}$$

Cho pha "Hãm":

$$n_{k-B} = E\left[\frac{\sin\left((B+1-C).\alpha_s\right)}{\sin\left((2B+1)\alpha_s\right)}.n_{2\Sigma}\right]; \qquad n_{k+1+B} = E\left[\frac{\sin\left((B+C).\alpha_s\right)}{\sin\left((2B+1)\alpha_s\right)}.n_{1\Sigma}\right]; \tag{20}$$

3.2.3. Quy tắc chọn chỉ số cột trong ma trận M-ĐCX

Khái niệm cột trong ma trận M-ĐCX hoàn toàn trùng vớ khái niệm lớp M-ĐCX trên TBĐCPLX. Quy tắc chọn cột được bắt đầu từ quy định đánh số lớp với chỉ số $j = \overline{1, N_L}$ tính từ phía mũi ĐCPLCĐK và số lượng M-ĐCX đã xác định trên các hàng cụ thể theo quy tắc chọn hàng đã giới thiệu ở trên.

Ví dụ, trên 1 hàng "i" chưa từng được sử dụng, sau khi đã xác định được số lượng n_i số M-ĐCX cần sử dụng, thì số lượng cột n_j sẽ đúng bằng số lượng phần tử đã chọn trên hàng đó. Chỉ số cột sẽ chạy từ: $j = \overline{1, N_i}$.

Trường hợp trên hàng đã chọn có n_{sd} số M-ĐCX đã sử dụng, nhưng vẫn thỏa mãn điều kiện: $N_L - n_{sd} \geq n_i$, thì số cột sẽ chạy như sau:

$$j = \overline{\left(N_L - n_{sd} + 1\right); \left(N_L - n_{sd} + n_i\right)}; \tag{21}$$

Nếu $N_L - n_{sd} \leq n_i$, thì bắt buộc ta phải chuyển sang chọn hàng mới như đã nêu ở 1 trong 2 trường hợp đã trình bày ở trên.

Như vậy từ các biểu thức (18), (19), (20) giúp ta chọn được đủ số lượng các M-ĐCX theo vị trí hợp lý (trừ ra các M-ĐCX đã kích hoạt) đảm bảo đủ lực tác động đổi hướng cho ĐPLCĐK.

4. Tìm hiểu M-ĐCX và tính toán đổi hướng trên ĐPLCĐK PAC-3

4.1. Vị trí bố trí micro - động cơ xung trên ĐPLCĐK PAC-3

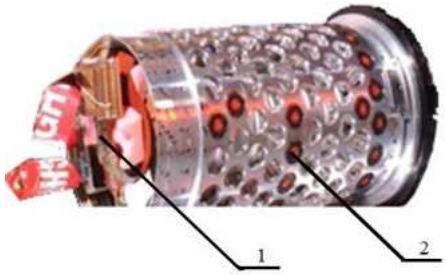
Micro - động cơ xung thường được sử dụng cho những ĐPLCĐK cần yêu cầu rất cao về tính cơ động, nhằm tạo ra xung lực đẩy phản lực tác dụng vào thân ĐPLCĐK tạo ra gia tốc góc cho ĐPLCĐK vào thời điểm cần thiết. Các M-ĐCX được bố trí với nhau theo một trật tự nhất thống nhất, tạo thành một hay nhiều hàng, cột trên thân ĐPLCĐK và tạo thành KTBGĐ. Vị trí đặt KTBGĐ trên ĐPLCĐK PAC-3 có vị trí như hình 2.



Hình 6. KTBGĐ bố trí ở phần đầu ĐPLCĐK PAC-3

Động cơ chính của ĐPLCĐK PAC-3 hoạt động sau khi nó được kích hoạt trên các xe phóng với góc phóng ban đầu nhỏ hơn 90^0, lực điều khiển xung động được sử dụng ở đoạn giữa và cuối của quỹ đạo bay, với giúp đổi hướng ĐPLCĐK một cách nhanh chóng, hướng nó vào quỹ đạo tính toán. Nhờ có nhiều ĐCPLX nên ĐPLCĐK có thể đổi hướng được nhiều lần tăng tính linh hoạt cho ĐPLCĐK khi bám theo các mục tiêu đổi hướng.

KTBGĐ của ĐPLCĐK PAC-3 có 180 M-ĐCX, bố trí thành 36 hàng xung quanh chu vi ĐPLCĐK, mỗi hàng 5 động cơ, trục của các micro - động cơ xung vuông góc với trục dọc của đạn như hình 3.



Hình 7. KTBGĐ của ĐPLCĐK PAC-3

1- Thiết bị của mạch kích hoạt M-ĐCX, 2- Loa phụt của M-ĐCX.

4.2. Các giai đoạn thực hiện lệnh điều khiển với ĐPLCĐK PAC-3

4.2.1. Giai đoạn tạo tín hiệu điều khiển

- Nhận diện trạng thái ban đầu: Bộ xử lý của hệ thống điều khiển thu thập dữ liệu từ cảm biến, hệ thống định vị GPS, và các radar dẫn đường để xác định vị trí, vận tốc, hướng và trạng thái của ĐPLCĐK PAC-3. Thông qua các tín hiệu về mục tiêu nhận được từ đài rada mặt đất, tiến hành tính toán quỹ đạo hiện tại và so sánh với quỹ đạo mục tiêu.

- Xác định độ lệch hướng: Thông qua các thuật toán đã lập trình sẵn, bộ xử lý sẽ tiến hành tính toán góc giữa hướng bay hiện tại của ĐPLCĐK PAC-3 và hướng mong muốn để tiêu diệt mục tiêu. Góc này được phân tích trong không gian ba chiều.

4.2.2. Giai đoạn lựa chọn các M-ĐCX

- Xác định động cơ cần kích hoạt: Các M-ĐCX được bố trí xung quanh ĐPLCĐK, mỗi động cơ có hướng lực đẩy cố định. Hệ thống sẽ tính toán chọn M-ĐCX nào (hoặc nhóm ĐCX) sẽ tạo lực tối ưu để điều chỉnh hướng, với độ lệch góc nhỏ nhất.

- Phân bổ lực đẩy: Nếu cần lực lớn hơn khả năng của một M-ĐCX, nhiều M-ĐCX có thể được kích hoạt đồng thời hoặc nối tiếp để tạo lực đẩy phù hợp.

4.2.3. Giai đoạn kích hoạt

- Tạo xung lực đẩy: Các ĐCX được chọn sẽ kích hoạt với thời gian cháy ngắn, đảm bảo lực đẩy chính xác mà không tốn nhiên liệu không cần thiết.

- Kiểm tra hồi tiếp: Sau mỗi lần kích hoạt, các cảm biến đo lường sự thay đổi quỹ đạo để xác nhận hiệu quả của điều khiển xung lực đẩy. Nếu chưa đạt yêu cầu, động cơ xung khác sẽ được kích hoạt.

Trong thực tế ĐPLCĐK PAC-3 chuyển động với vận tốc lớn (vào khoảng 1.390m/s) nên các giai đoạn của quá trình khiển xảy ra liên tục với tốc độ rất nhanh. Mọi độ trễ trong truyền tín hiệu hay xử lý lệnh điều khiển đều gây ra các sai lệch trong quỹ đạo bay và đều làm ảnh hưởng rất lớn đến khả năng bám mục tiêu.

4.3. Tính toán số lượng M-ĐCX sử dụng cho ĐPLCĐK PAC-3 trên đoạn đổi hướng

Nhóm tác giả tiến hành tính toán số lượng M-ĐCX trên đoạn đổi hướng với các dữ liệu đầu vào của ĐPLCĐK PAC-3 như sau [1]:

Bảng 1. Dữ liệu đầu vào của ĐPLCĐK PAC-3

TT	Nội dung	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Vận tốc quay trục dọc PLCĐK	ω_0	0,3	rad/s
2	Khoảng cách từ trọng tâm PLCĐK đến trọng tâm khoang TBĐCPLX	$L_{TBGĐ}$	1,95	m
3	Momen quán tính của ĐPLCĐK quanh trục Oz	I_z	180	$Kg.m^2$
4	Lực đẩy tạo bởi một M-ĐCX	P_1	4500	N
5	Tổng thời gian đổi hướng trục dọc ĐPLCĐK	T_1	0,096	s
6	Thời gian làm việc của một M-ĐCX	τ_1	0,016	s

Từ bảng 1, thay vào các công thức tính toán (1-6), thu được kết quả tính toán số lượng M-ĐCX trên các đoạn đổi hướng 5^0, 10^0, 15^0, 20^0 lần lượt như sau:

Bảng 2. Kết quả tính toán số lượng M-ĐCX trên các đoạn đổi hướng

TT	Nội dung	Công thức tính	Kết quả			
1	Độ lệch đổi hướng (rad)	$\Delta\vartheta = \vartheta_0 - \vartheta_k$	0,09 (5^0)	0,17 (10^0)	0,26 (15^0)	0,35 (20^0)
2	Vận tốc góc trung bình cần tạo ra khi thay đổi góc gật (rad/s)	$\omega = \dfrac{\left(\vartheta_k - \vartheta_0\right) + \dfrac{\omega_0.\tau_1}{2}}{T_1 - \tau_1}$	1,12	2,21	3,30	4,39
3	Gia tốc góc quay trục dọc do một M-ĐCX tạo ra (rad/s^2)	$\dot{\omega}_1 = \dfrac{P_1.L_{TBGĐ}}{I_z}$	48,75	48,75	48,75	48,75
4	Vận tốc góc quay trục dọc do một M-ĐCX tạo ra (rad/s)	$\omega_1 = \tau_1.\dot{\omega}_1$	0,78	0,78	0,78	0,78
5	Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha vượt (chiếc)	$n_1 = E\left\|\dfrac{\omega - \omega_0}{\omega_1}\right\| + 1$	2	3	4	6
6	Số lượng M-ĐCX sử dụng trong pha hãm (chiếc)	$n_2 = E\left\|\dfrac{\omega}{\omega_1}\right\| + 1$	2	3	5	6
7	Số lượng M-ĐCX sử dụng cho một lần đổi hướng (chiếc)	$N = n_1 + n_2$	4	6	9	12

Từ bảng 2, tính toán được số lần đổi hướng tối đa cho phép của ĐPLCĐK PAC-3 (có 180 micro - động cơ xung) trên các đoạn đổi hướng 5^0, 10^0, 15^0, 20^0 thu được kết quả lần lượt như sau:

Bảng 3. Số lần đổi hướng tối đa cho phép của ĐPLCĐK PAC-3

TT	Đoạn đổi hướng	**Số lượng M-ĐCX sử dụng trên đoạn đổi hướng** *(chiếc)*	**Số lần đổi hướng tối đa có thể thực hiện tương ứng các góc của đoạn đổi hướng** *(lần)*
1	5^0 (=0,09 rad)	4	45
2	10^0 (=0,17 rad)	6	30
3	15^0 (=0,26 rad)	9	20
4	20^0 (=0,35 rad)	12	15

Từ bảng 3, nhận thấy rằng với các đoạn đổi hướng có góc càng lớn thì số lượng M-ĐCX cần sử dụng càng nhiều, điều đó sẽ làm cho số lần có thể điều khiển ĐPLCĐK PAC-3 sẽ giảm xuống càng nhanh. Khi tăng đoạn đổi hướng từ 5^0 lên 10^0 thì số lần có thể đổi hướng giảm đi 1,5 lần; khi tăng đoạn đổi hướng từ 5^0 lên 20^0 thì số lần có thể đổi hướng giảm đi 3 lần.

Như vậy, với số lượng nhất định các M-ĐCX luôn có một số lần giới hạn để điều khiển đổi hướng cho ĐPLCĐK, nên việc tối ưu hóa trong lựa chọn số lượng và vị trí các M-ĐCX để kích hoạt đảm bảo đủ lực điều khiển, tránh lãng phí do điều khiển lệch hoặc thừa các M-ĐCX là rất cần thiết.

5. Kết luận

Qua thực hiện nội dung nghiên cứu, nhóm tác giả đã thực hiện được một số nội dung sau:

- Tìm hiểu đặc điểm cấu tạo và hoạt động của micro - động cơ xung sử dụng trong điều khiển ĐPLCĐK.

- Trình bày lý thuyết xác định số lượng M-ĐCX trên các đoạn đổi hướng và công thức xác định vị trí kích hoạt các M-ĐCX theo chỉ số hàng và chỉ số cột. Đây là cơ sở lý thuyết quan trọng để tính toán số lượng và thiết kế các hệ thống điều khiển cho các M-ĐCX.

- Nghiên cứu KTBGĐ bố trí trên ĐPLCĐK PAC-3, các giai đoạn thực hiện lệnh điều khiển và thực hành tính toán số lượng micro - động cơ xung để điều khiển ĐPLCĐK PAC-3 trên một số các đoạn đổi hướng khác nhau và so sánh.

Tài liệu tham khảo

[1] Phạm Xuân Quyền. (2020). *Điều khiển đạn dược*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, p. 180 - 215.

[2] Hoàng Hải Sơn. (2011). *Nguyên lý kết cấu đạn phản lực có điều khiển*. Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Research, calculate the quantity, and determine the activation positions for micro-pulse motors in the control of the PAC-3 guided rocket

Abstract: *The research team conducted a study on the structure and operating principles of pulse micro-thrusters used for missile trajectory control. They performed directional adjustment calculations for the PAC-3 missile in various heading change scenarios. Additionally, they utilized mathematical formulas to optimize the selection of the number of pulse micro-thrusters in terms of rows and columns to meet the control command requirements. The calculated data can be applied in the design and calculation of pulse micro-thruster configurations for missiles that use pulse thruster-based control principles.*

Keywords: PAC-3, Micro-pulse motors, missiles.

Nghiên cứu giải pháp tăng tầm bắn cho đạn chống tăng B41M

Võ Hùng Kết, Đỗ Văn Minh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: hungket1988@gmail.com; Đt: 0356083455

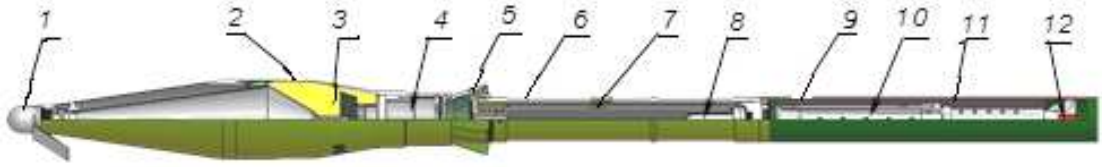
Tóm tắt

Việc tăng tầm bắn cho đạn chống tăng B41M là một giải pháp quan trọng nhằm nâng cao hiệu quả tác chiến của hệ súng đạn hiện có. Trong đó, việc gia tăng năng lượng thuốc phóng và điều chỉnh các tham số kết cấu của động cơ hành trình là hướng nghiên cứu được ưu tiên. Vì vậy, nhóm tác giả đã tiến hành phân tích và xác định quy luật ảnh hưởng của các yếu tố như khối lượng thuốc phóng, kích thước, vật liệu chế tạo động cơ hành trình và đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt đến tầm bắn của đạn B41M. Kết quả nghiên cứu ban đầu cho thấy, khi tăng bề dày thành động cơ áp suất [p_{max}], khối lượng và kích thước thuốc phóng không ngừng gia tăng, tổng khối lượng phát bắn cũng tăng theo. Ban đầu, tầm bắn có xu hướng tăng, nhưng sau đó lại giảm do khối lượng đạn quá lớn, trong khi lượng thuốc phóng không thể tăng thêm do giới hạn áp suất [pmax]. Ngoài ra, trong một khoảng giá trị nhất định của đường kính tới hạn loa phụt, sự thay đổi tầm bắn không quá lớn nhưng có tác dụng làm giảm áp suất [p_{max}]. Những kết quả nghiên cứu này sẽ là cơ sở quan trọng để tính toán và lựa chọn các thông số hợp lý về thuốc phóng, vật liệu và kết cấu động cơ, góp phần nâng cao tầm bắn của đạn chống tăng B41M.

Từ khóa: *Tăng tầm, đạn chống tăng B41M, RPG-7V.*

1. Mở đầu

Đạn chống tăng (CT) B41M được sản xuất hàng loạt và trang bị từ năm 2009. Sau nhiều năm sử dụng, loại đạn này đã đạt được độ tin cậy cao, tính ổn định và hiệu quả trong huấn luyện, diễn tập của bộ đội. Đạn có tầm bắn thẳng đạt 300 m và vận tốc tối đa 300 m/s.



Hình 1. Cấu tạo phát bắn đạn CT B41M

1- Phần đầu ngòi áp điện; 2- Vỏ đầu đạn; 3- Thuốc nổ; 4- Phần đáy ngòi áp điện; 5- Loa phụt; 6. Vỏ động cơ; 7- Thuốc phóng động cơ; 8- Ngòi giữ chậm động cơ; 9- Vỏ liều phóng; 10- Cụm ống đuôi;11- Thuốc phóng liều ban đầu; 12 - Liều vạch đường.

Có nhiều giải pháp khác nhau để tăng tầm bắn cho đạn CT B41M. Một số hướng cải tiến bao gồm điều chỉnh kết cấu súng, tăng khối lượng thuốc phóng liều ban đầu nhằm gia tăng sơ tốc đạn, cải thiện hệ số tải trọng ngang và giảm lực cản không khí để bảo toàn năng lượng trên quỹ đạo bay. Ngoài ra, tăng lực đẩy của động cơ hành trình bằng cách tăng khối lượng thuốc phóng hoặc sử dụng loại thuốc phóng mới có mức năng lượng cao hơn cũng là một phương án khả thi.

Tuy nhiên, trong phạm vi nghiên cứu của bài báo, nhóm tác giả tập trung vào giải pháp tăng tầm bắn cho đạn CT B41M bằng cách tăng khối lượng thuốc phóng động cơ, đồng thời thay đổi bề dày và chiều dài buồng đốt. Để đảm bảo khả năng chịu nhiệt độ và áp suất cao hơn,

nhóm nghiên cứu sử dụng thép 40X làm vật liệu chế tạo động cơ hành trình, thay thế cho vật liệu nhôm B95 hiện có.

2. Mô hình tính toán

2.1. Bài toán thuật phóng ngoài (TPN) của đạn CT B41M

Dưới đây là hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động khối tâm của đạn CT B41M trong bài toán TPN, dựa trên các giả thiết tiêu chuẩn về điều kiện khí tượng, thuật phóng và chuyển động [2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = \alpha.\dfrac{\omega.U_e}{m_0.\tau.(1-\mu)} - \beta.\dfrac{C_0}{1-\mu}\pi(y).F(v_\tau) - g\sin\theta & (4) \\ \dfrac{d\theta}{dt} = -\dfrac{g\cos\theta}{v} & (5) \\ \dfrac{dx}{dt} = v.\cos\theta & (6) \\ \dfrac{dy}{dt} = v.\sin\theta & (7) \end{cases} \quad (I)$$

Trong đó:

τ - thời gian làm việc của động cơ; ω - trọng lượng thuốc phóng động cơ; C_0 - hệ số phóng tại thời điểm t = 0; i - hệ số hình dạng đạn; t_a - thời gian động cơ hành trình bắt đầu làm việc; t_k - thời gian kết thúc làm việc của động cơ; $F(v_\tau)$ - hàm lực cản không khí, $\pi(y)$ - hàm áp suất tương đối; U_e - tốc độ phụt khí hiệu dụng; θ - góc được tạo thành bởi tiếp tuyến của quỹ đạo với phương ngang; v - vận tốc chuyển động của đạn.

α, β, μ là các hệ số điều chỉnh các giai đoạn của quỹ đạo, có giá trị như sau:

- Trên đoạn quỹ đạo bị động thứ nhất ($0 \le t < t_a$): $\alpha = 0$, $\beta = 1$, $\mu = 0$;
- Trên đoạn chủ động ($t_a \le t < t_k$): $\alpha = 1$, $\beta = \dfrac{Q_0}{Q_a}$, $\mu = \dfrac{\omega(t-t_a)}{Q_a.(t_k-t_a)}$; $C_0 = C_a$;
- Trên đoạn bị động thứ hai ($t \ge t_k$) : $\alpha = 0$, $\beta = \dfrac{Q_0}{Q_a}$, $\mu = \dfrac{\omega}{Q_a}$; $C_0 = C_k$.

Q_0 - trọng lượng đạn trên đoạn quỹ đạo bị động thứ nhất; Q_a - trọng lượng đạn tại thời điểm t;

** Các phương trình phụ:*

- Hệ số phóng: $$C_0 = i.\frac{d^2}{m_0}.10^3; \quad (8)$$

Với: d, m_0 - tương ứng là cỡ (m) và khối lượng của đạn (kg); i - hệ số hình dạng, phụ thuộc vào hình dạng khí động của đạn và xác định theo định luật lực cản 1958.

- Tốc độ phụt khí: $$U_e = U_{e0} + \frac{g.S_a.n.P_{oc}.\tau\left(1-\pi(y)\right)}{\omega}; \quad (9)$$

Với: U_{e0} – tốc độ phụt khí hiệu dụng ở độ cao y = 0; S_a - diện tích tiết diện tới hạn của 1 loa phụt (m); n - số loa phụt;

- Vận tốc quy đổi: $v_\tau = v.\sqrt{\frac{\tau_{oc}}{\tau}}$; (10)

Trong độ cao $0 \le y \le 9.300m$: $\tau = \tau_{oc} - G.y$ ($\tau_{oc} = 288,9^0 K$; G = 0,006328);

Hệ phương trình (I) giúp mô phỏng quỹ đạo chuyển động của đạn CT B41M và xác định các thông số quan trọng như tầm bắn, độ cao cực đại và thời gian bay. Hệ phương trình vi phân này được giải theo phương pháp số bằng ngôn ngữ lập trình Matlab, thuật toán Rungghe Kutta bậc 4, với điều kiện ban đầu: $t = t_0 = 0$; $v = v_0$; $\theta = \theta_0$; $x = x_0 = 0$; $y = y_0 = 0$.

2.2. Phương pháp tính bền vỏ động cơ hành trình

Dưới đây là phương pháp tính bền cho vỏ động cơ hành trình của đạn CT B41M dựa trên lý thuyết ống mỏng chịu áp suất bên trong:

** Giả thiết tính toán*

- Buồng đốt được coi là một ống trụ bị bịt kín hai đầu, chịu tác dụng của áp suất khí thuốc từ bên trong;

- Vật liệu chế tạo có cơ tính đồng nhất và đẳng hướng;

- Quá trình cháy của thuốc phóng diễn ra từ các mặt bên, áp suất cực đại [p_{max}] chỉ xuất hiện trong thời gian ngắn ở giai đoạn đầu, có thể xem là một dạng xung tải;

- Áp suất tính toán p_{tt} được sử dụng để nghiệm bền cho vỏ động cơ [4]:

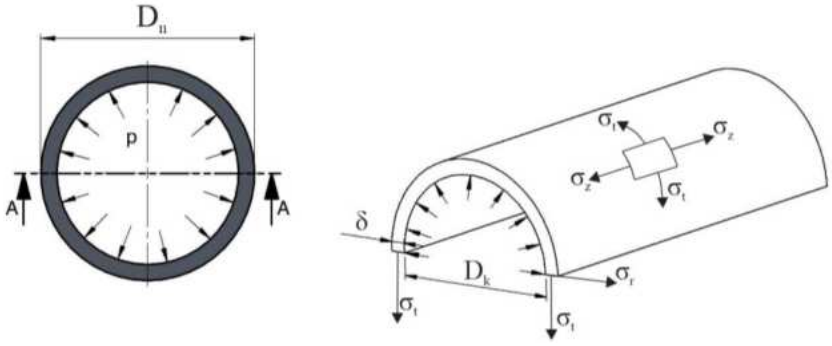
$$p_{tt} = K_1.\left[p_{max}^{+50^0} \right] \quad (11)$$

Trong đó:

+ $\left[p_{max}^{+50^0} \right]$ áp suất lớn nhất của khí thuốc trong buồng đốt khi nhiệt độ ban đầu là $50^o C$;

+ K_1=1,1÷1,2 – hệ số tính tới dự trữ bền và sự không đồng nhất của các liều phóng;

Như vậy, có thể lấy: $p_{tt} = 1,2.\left[p_{max}^{+50^o C} \right]$ (12)



Hình 2. Sơ đồ phân bố ứng suất trong thành động cơ.

** Ứng suất trong buồng đốt*

Buồng đốt chịu tác dụng của áp suất bên trong và lực kéo theo hướng trục, tạo ra ba loại ứng suất: ứng suất hướng trục σ_z, ứng suất vòng (tiếp tuyến) σ_t, ứng suất hướng kính σ_r.

Trong đó, ứng suất vòng σ_t có giá trị lớn nhất và quyết định giới hạn bền của vỏ động cơ, nên được sử dụng để nghiệm bền.

** Điều kiện bền theo mô hình ống mỏng*

Khi độ dày thành buồng đốt δ nhỏ hơn đáng kể so với đường kính buồng đốt D_k, mô hình ống mỏng được sử dụng để nghiệm bền. Điều kiện bền của ống mỏng được xác định như sau [4]:

$$D_n - D_k \geq \frac{p_{tt}.D_k}{\left[\sigma_{0,2}\right]}; \quad (13)$$

Suy ra, áp suất tính toán: $$p_{tt} \leq \frac{2.\delta.\left[\sigma_{0,2}\right]}{D_k}; \quad (14)$$

Với, D_n - đường kính ngoài buồng đốt, mm; D_k - đường kính trong buồng đốt, mm; δ - độ dày buồng đốt, mm; $\left[\sigma_{0,2}\right]$ - Giới hạn chảy 0,2% của vật liệu, MPa.

** Cơ tính của thép 40X*

Các giá trị cơ tính của thép 40X được tra theo tiêu chuẩn ГОСТ 4345-2016 và trình bày trong bảng 1.

Bảng 1. Cơ tính thép 40X

Giới hạn bền $б_b$ (MPa)	Giới hạn chảy $б_{0,2}$ (MPa)	Độ giãn dài tương đối $\delta_{(\%)}$	Độ thắt tỷ đối $\psi_{(\%)}$	Độ dai va đập (J/cm^2)
980	785	>10	>45	>59

3. Phương pháp và trình tự khảo sát

3.1. Phương pháp khảo sát

Nghiên cứu lý thuyết các bài toán thuật phóng và bài toán nghiệm bền buồng đốt, sử dụng để tính toán các tham số khác nhau của thuốc phóng và vỏ động cơ, sơ tốc và tầm bắn của đạn khi bề dày động cơ hành trình thay đổi.

Bên cạnh đó, nhóm tác giả còn xem xét sự thay đổi của đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt d_{th} (trong điều kiện δ = const, ω = const) và đánh giá tác động của nó đến áp suất $[p_{max}]$ cũng như tầm bắn của đạn.

Để thuận lợi cho quá trình khảo sát, nhóm tác giả đưa ra các giả thiết sau:

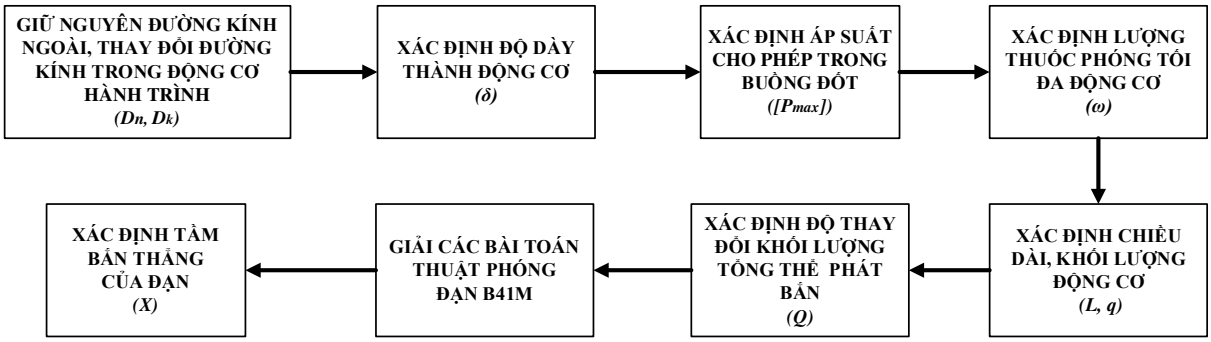
- Khi tăng khối lượng thuốc phóng bằng cách giữ nguyên đường kính trong, đồng thời tăng đường kính ngoài và chiều dài của thuốc phóng động cơ, quy luật cháy của thuốc phóng không thay đổi và không làm gia tăng hiệu ứng cháy sói mòn.

- Khi chiều dài động cơ tăng không quá 10%, các dao động không mong muốn của đạn vẫn nằm trong giới hạn cho phép và hệ số lực cản không khí không thay đổi.

3.2. Các bước tiến hành khảo sát

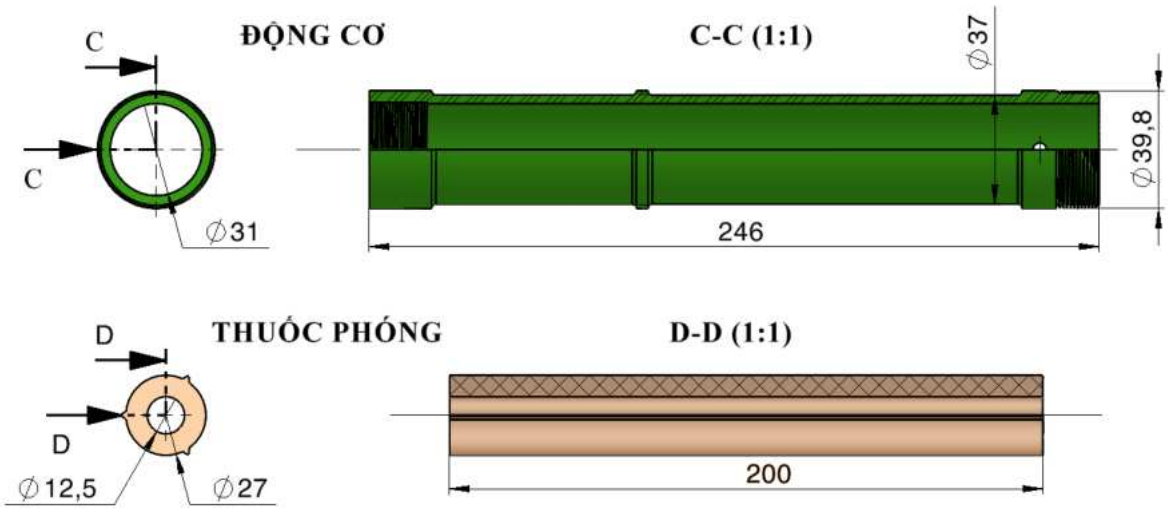
** Khảo sát ảnh hưởng độ dày thành động cơ*

Độ dày thành động cơ ảnh hưởng quan trọng đến khả năng làm việc của buồng đốt. Khi thành động cơ quá mỏng sẽ không đủ bền, còn quá dày sẽ có khối lượng lớn, làm giảm tầm bắn của đạn. Để khảo sát ảnh hưởng độ dày thành động cơ, nhóm tác giả thực hiện các bước như hình 3.



Hình 3. Phương pháp khảo sát ảnh hưởng độ dày thành động cơ đến tầm bắn đạn B41M

- Giữ nguyên đường kính ngoài (D_n) của động cơ hành trình, thay đổi đường kính trong để khảo sát các giá trị khác nhau của độ dày thành động cơ (δ). Từ đó, xác định áp suất tính toán (P_{tt}) theo phương trình (14), suy ra áp suất cho phép [p_{max}] theo phương trình (12). Dựa trên giá trị [p_{max}], xác định khối lượng thuốc phóng động cơ (ω), chiều dài thanh thuốc phóng (l) và chiều dài động cơ hành trình (L).



Hình 4. Kết cấu động cơ hành trình và thuốc phóng đạn CT B41M hiện có

- Thực hiện mô phỏng động cơ mới trên phần mềm SolidWorks, gán vật liệu thép 40X và xác định khối lượng của động cơ mới (q). Trên cơ sở thay đổi khối lượng thuốc phóng và động cơ, xác định mức độ thay đổi tổng khối lượng phát bắn (Q).

- Giải các bài toán thuật phóng cho đạn CT B41M nhằm xác định tầm bắn (X) ứng với các giá trị khối lượng thuốc phóng động cơ đã tính toán.

- So sánh kết quả thu được, từ đó tìm ra quy luật ảnh hưởng giữa độ dày thành động cơ (δ), áp suất cực đại [p_{max}], khối lượng thuốc phóng (ω) và tầm bắn (X).

* *Khảo sát ảnh hưởng đường kính tiết diện tới hạn loa phụt động cơ*

- Giữ nguyên các thông số gồm khối lượng thuốc phóng động cơ (ω), đường kính ngoài (D_n), đường kính trong (D_k) và chiều dài buồng đốt (L). Thực hiện thay đổi đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt (d_{th}) để tính toán các giá trị liên quan đến thuật phóng động cơ và xác định tầm bắn (X).

- Dựa trên các kết quả thu được, phân tích và xác định quy luật ảnh hưởng của d_{th} đến tầm bắn X, từ đó rút ra các kết luận phục vụ cho việc tối ưu hóa thiết kế động cơ hành trình.

3.3. Các khoảng giá trị khảo sát

3.3.1. Khoảng khảo sát độ dày thành động cơ hành trình

Để khảo sát ảnh hưởng độ dày thành động cơ, nhóm tác giả lựa chọn các kích thước khác nhau của đường kính trong, khi đó độ dày thành động cơ sẽ thay đổi từ 0,6 ÷ 2 mm.

Bảng 2. Các khoảng giá trị khảo sát độ dày thành động cơ

Đại lượng	**Giá trị**							
Đường kính ngoài động cơ D_n (mm)	37	37	37	37	37	37	37	37
Đường kính trong D_k (mm)	35,8	35,4	35	34,6	34,2	33,8	33,4	33,0
Độ dày thành buồng đốt δ (mm)	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
Khối lượng buồng đốt (g)	205,24	262,9	325,7	393,6	466,2	543,3	625,2	711,5

3.3.2. Khoảng khảo sát đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt

Lấy giá trị đường kính tới hạn của loa phụt động cơ hành trình đạn B41M hiện có là 4 mm làm chuẩn. Các khoảng giá trị khảo sát đường kính tiết diện tới hạn thay đổi từ 3,8 đến 5,0.

Bảng 3. Các khoảng giá trị khảo sát đường kính tới hạn loa phụt

Đại lượng	**Giá trị**												
Đường kính tới hạn loa phụt d_{th} (mm)	3,8	3,9	4,0	4,1	4,2	4,3	4,4	4,5	4,6	4,7	4,8	4,9	5,0
Độ dày thành động cơ δ = 0,8 mm và δ = 1,2 mm													
Khối lượng TP động cơ ω = 229,9 g và ω = 252,4 g													

4. Kết quả khảo sát

4.1. Ảnh hưởng độ dày thành buồng đốt đến áp suất [p_{max}] và tầm bắn

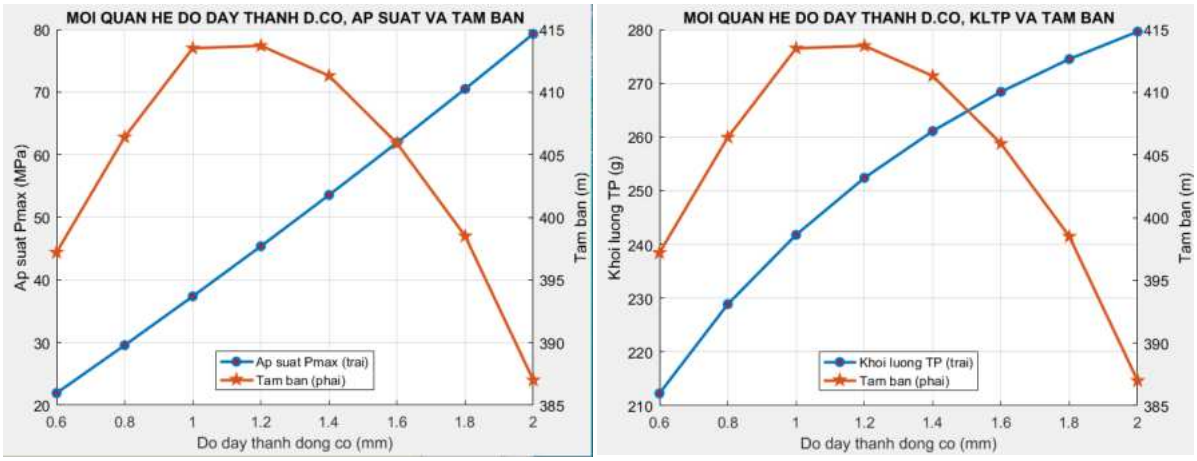
Khi thay đổi độ dày thành buồng đốt, các thông số quan trọng như áp suất cho phép [P_{max}], khối lượng thuốc phóng, vận tốc lớn nhất và tầm bắn cũng thay đổi theo. Kết quả khảo sát được thể hiện trong bảng 4.

Bảng 4. Kết quả khảo sát ảnh hưởng độ dày thành động cơ đến áp suất và tầm bắn

Đại lượng	**Giá trị**							
Bề dày buồng đốt δ (mm)	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
Chiều dài động cơ L (mm); (tăng, %)	249,2 (1%)	271,7 (+10%)	291,9 (+19%)	310,7 (+26%)	328,7 (+34%)	346,1 (+41%)	363,2 (+48%)	380,1 (+55%)
Khối lượng buồng đốt (g)	205,2	262,9	325,7	393,6	466,2	543,3	625,2	711,5
Áp suất cho phép [p_{max}] (MPa)	21,93	29,57	37,38	45,38	53,56	61,93	70,51	79,29
Khối lượng TP ω (g)	212,3	228,9	241,8	252,4	261,1	268,4	274,5	279,6
Chiều dài thanh TP l (mm)	203,2	225,7	245,9	264,7	282,7	300,1	317,2	334,1

Đại lượng	Giá trị							
Khối lượng phát bắn Q (kg); (tăng, %)	2,019 (+2%)	2,093 (+6%)	2,169 (+10%)	2,247 (+14%)	2,329 (+18%)	2,413 (+22%)	2,501 (+27%)	2,593 (+31%)
Sơ tốc đạn v_o (m/s)	130	124,8	121,6	118,9	116,4	112,6	109,9	107,4
Vận tốc lớn nhất v_{max} (m/s)	363,4	372,6	378,5	378	375,3	373	367,5	358,7
Tầm bắn X (m)	397,2	406,4	413,5	413,7	411,3	405,9	398,5	387,0

Dựa trên số liệu khảo sát, đồ thị mô tả quy luật ảnh hưởng của độ dày thành động cơ (δ) đến áp suất [p_{max}] khối lượng thuốc phóng (ω), và tầm bắn (X) được thể hiện như hình 5.



4.a. Ảnh hưởng δ đến [P_{max}] và X *4.b. Ảnh hưởng δ đến ω và X*

Hình 5. Đồ thị mô tả quy luật ảnh hưởng của δ đến P_{max}, ω và X

** Nhận xét*

- Khi độ dày thành động cơ tăng, áp suất [p_{max}] cũng tăng gần như tuyến tính.
- Khối lượng thuốc phóng (ω) cũng tăng theo, tuy nhiên tốc độ tăng chậm dần khi δ lớn hơn.
- Tầm bắn (X) ban đầu tăng nhưng sau đó giảm mạnh, theo xu hướng đường cong parabol.

Giải thích cho quy luật trên, có thể thấy rằng khi độ dày thành động cơ tăng, áp suất [p_{max}] tăng đều, giúp tăng năng lượng đẩy cho đạn. Tuy nhiên, khối lượng động cơ cũng tăng nhanh, làm giảm hiệu quả tăng tầm do tổng trọng lượng đạn không ngừng tăng.

Với bộ thông số này kết quả tăng tầm là tối ưu, do khối lượng thuốc phóng tăng hợp lý, trong khi chiều dài động cơ tăng không quá 10%, giúp hạn chế các ảnh hưởng tiêu cực đến độ ổn định của đạn.

4.2. *Ảnh hưởng của đường kính tới hạn loa phụt đến áp suất [P_{max}] và tầm bắn*

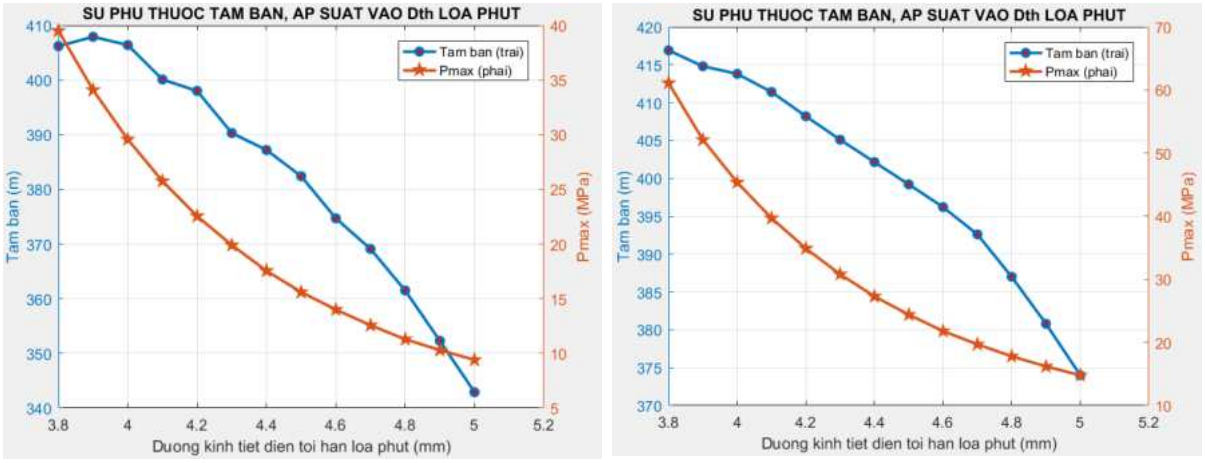
Kết quả khảo sát được trình bày trong Bảng 5, thể hiện sự thay đổi của áp suất cho phép và tầm bắn ứng với từng giá trị d_{th}.

Bảng 5. Kết quả khảo sát ảnh hưởng d_{th} loa phụt đến [P_{max}] và tầm bắn (X)

Đại lượng	Giá trị

d_{th} loa phụt (mm)	3,8	3,9	4,0	4,1	4,2	4,3	4,4	4,5	4,6	4,7	4,8	4,9	5,0
$[P_{max}]$ (MPa) (Với δ = 0,8mm)	39,5	34,1	29,6	25,8	22,6	19,8	17,6	15,6	13,9	12,5	11,3	10,2	9,3
Tầm bắn (m) (Với δ = 1,2mm)	406	408	406	400	398	390	387	382	375	369	362	352	343
$[P_{max}]$ (MPa) (Với δ = 0,8mm)	60,1	52,1	45,4	39,7	34,9	30,8	27,3	24,4	21,8	19,7	17,8	16,2	14,8
Tầm bắn (m) (Với δ = 1,2mm)	417	413	414	411	408	405	402	399	396	393	387	380	374

Quy luật ảnh hưởng của đường kính tiết diện tới hạn loa phụt d_{th} đến áp suất $[P_{max}]$ và tầm bắn (X) khi δ= const, ω = const như hình 6.



với δ = 0,8mm *với δ = 1,2mm*

Hình 6. Quy luật phụ thuộc của $[p_{max}]$ và tầm bắn vào d_{th} loa phụt

Từ đồ thị Hình 6, có thể nhận thấy khi δ = 1,2mm, nếu tăng đường kính tiết diện tới hạn loa phụt từ 3,8 lên 4 mm (tăng 5%) thì áp suất cực đại $[P_{max}]$ giảm từ 60,1 xuống 45,4 (MPa) (giảm 24%), trong khi đó tầm bắn giảm từ 417 xuống 414 m (giảm 0,7%). Ta có nhận xét, khi diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt tăng (d_{th} lớn hơn), áp suất cực đại $[P_{max}]$ giảm rất nhanh. Tuy nhiên, tầm bắn (X) có xu hướng giảm chậm hơn.

Điều này cho thấy việc điều chỉnh d_{th} là một giải pháp hiệu quả để giảm áp suất cực đại trong buồng đốt, giúp hạn chế tác động tiêu cực của áp suất lên động cơ. Tuy nhiên, cần tính toán cẩn thận vì thay đổi d_{th} cũng ảnh hưởng đến quy luật cháy của thuốc phóng, có thể khiến quá trình cháy không diễn ra như dự kiến. Do đó, việc lựa chọn d_{th} cần cân nhắc giữa việc giảm áp suất và duy trì tầm bắn tối ưu.

** Qua khảo sát ta có bộ thông số lựa chọn tối ưu*

Với độ dày thành động cơ δ = 0,8 mm, giá trị áp suất đạt $[p_{max}]$ = 29,57 MPa, khối lượng thuốc phóng ω = 228,9 g (tăng 64%), và chiều dài động cơ là 271,7 mm (tăng 10% so với động cơ đạn CT B41M), đường kính tiết diện tới hạn d_{th} = 4 mm. Tổng khối lượng phát bắn tăng 6%, trong khi sơ tốc đạn đạt v_0 = 124,8 m/s, giúp tầm bắn thẳng tăng lên 406,4 m (tăng 35% so với tầm bắn 300 m của đạn CT B41M).

5. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu ảnh hưởng của độ dày thành động cơ hành trình đến áp suất cực đại [P_{max}] và tầm bắn của đạn CT B41M, đồng thời xem xét tác động của đường kính tiết diện tới hạn loa phụt đến các thông số này trong trường hợp δ và ω không đổi. Từ kết quả thu được, có thể rút ra một số kết luận như sau:

- Khi tăng độ dày thành động cơ, áp suất cực đại [P_{max}] tăng gần như tuyến tính. Khối lượng thuốc phóng cũng tăng nhưng với tốc độ chậm dần do bị giới hạn bởi [P_{max}] và khối lượng động cơ cũng không ngừng tăng. Điều này dẫn đến xu hướng giảm tầm bắn khi δ quá lớn.

- Khi tăng đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt (giữ nguyên δ và ω), áp suất cực đại [P_{max}] giảm nhanh, trong khi tầm bắn có xu hướng giảm chậm hơn. Điều này cho thấy có thể điều chỉnh d_{th} để giảm áp suất trong buồng đốt, đảm bảo an toàn cho động cơ mà không làm giảm đáng kể tầm bắn. Việc tối ưu hóa d_{th} sẽ giúp lựa chọn vật liệu và thiết kế động cơ hành trình hợp lý hơn.

- Để đạt mục tiêu tăng tầm bắn thêm khoảng 30% so với tầm bắn thẳng hiện tại của đạn CT B41M, có thể lựa chọn bộ thông số tối ưu: δ = 0,8 mm, L = 271,7 mm, ω = 228,9 g, d_{th} = 4 mm khi đó vận tốc lớn nhất v_{max} = 372,6 m/s, tầm bắn X = 406,4 m.

4. Tài liệu tham khảo

[1] Phạm Thế Phiệt, (1995). Lý thuyết động cơ tên lửa. *HVKTQS*, p122-139.

[2] Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại, (2003). Giáo trình thuật phóng ngoài, *HVKTQS*, p72-97.

[3] Ngô Văn Giao (2005). Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa, *HVKTQS*, p211-224.

[4] Phạm Thế Phiệt (2006). Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển, *HVKTQS*, p81.

[5] Nghiêm Xuân Trình - Nguyễn Quang Lượng - Nguyễn Trung Hiếu - Ngô Văn Quảng, (2015) Thuật phóng trong, *HVKTQS*, p210-230.

Research solutions to extend the range of the B41M anti-tank projectile

Abstract: *Increasing the range of the B41M ammunition is a crucial solution to enhance the firepower of existing ammunition. Among the approaches, boosting the energy of the propellant charge and modifying the structural parameters of the cruise engine are prioritized for research. Accordingly, the research team focused on studying the effects of the propellant dimensions, the material used for the engine casing, as well as the dimensions of the engine casing and the critical diameter of the nozzle. The research results will serve as a basis for calculating and selecting appropriate parameters for the propellant, materials, and engine structure to extend the range of the B41M ammunition.*

Keywords: Range extension, B41M anti-tank ammunition, RPG-7V.

Nghiên cứu xác định đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thép 9×19 mm Luger kiểu thân thắt

Trần Văn Pháp, Bùi Xuân Sơn, Trần Văn Doanh, Bùi Minh Tuân

Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: vanphap1918@gmail.com; Tel: 0334 730 323

Tóm tắt

Bài báo trình bày giải pháp kết cấu tăng xuyên cho đạn 9×19 mm Luger, phân tích lựa chọn giải pháp sử dụng đầu đạn nhỏ hơn cỡ. Bài báo sử dụng phương pháp giải tích để phân tích đánh giá phương án kết cấu; trong đó tập trung khảo sát khảo sát ảnh hưởng của đường kính, khối lượng lõi xuyên và khối lượng đầu đạn đến uy lực 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: *giải pháp tăng xuyên, đạn 9×19 mm Luger, xuyên thép.*

1. Đặt vấn đề

Đạn 9×19 mm Luger, còn được gọi là 9 mm Parabellum, là một trong những loại đạn cỡ nhỏ phổ biến nhất trên thế giới. Được thiết kế vào đầu thế kỷ 20, loại đạn này nhanh chóng trở thành tiêu chuẩn trong quân đội và các cơ quan thực thi pháp luật của nhiều quốc gia nhờ khả năng cân bằng giữa kích thước nhỏ gọn, độ giật thấp và hiệu suất chiến đấu đáng tin cậy. Đặc biệt, đạn 9×19 mm Luger là loại đạn tiêu chuẩn của NATO, được sử dụng rộng rãi trong các dòng súng ngắn và tiểu liên trên toàn cầu. Tại Việt Nam, đạn được sử dụng phổ biến trong lực lượng công an nhân dân và và bắt đầu sử dụng trong quân đội.

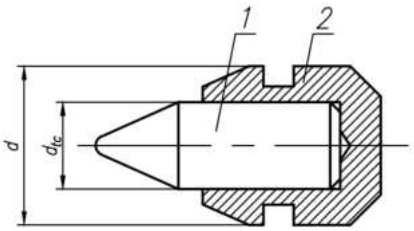
Tuy nhiên, một trong những nhược điểm của loại đạn này là khả năng xuyên giáp hạn chế. Theo các tiêu chuẩn thử nghiệm, một viên đạn 9×19 mm Luger với đầu đạn khối lượng khoảng 8 gram và vận tốc đầu nòng 373 m/s chỉ có thể xuyên thủng các loại áo chống đạn cấp IIA theo tiêu chuẩn NIJ 0101.06 của Viện Tư pháp Quốc gia Hoa Kỳ. Loại giáp này được thiết kế để chống lại đạn 9mm tiêu chuẩn và .40 S&W nhưng không đủ khả năng bảo vệ trước các loại đạn có vận tốc cao hơn hoặc đạn xuyên giáp. Trong khi đó, các loại giáp cấp II, IIIA, III và IV ngày càng phổ biến và có khả năng ngăn chặn đạn 9×19 mm Luger, đặc biệt là khi kết hợp với các vật liệu tiên tiến như Kevlar, UHMWPE hoặc tấm giáp cứng bằng gốm hoặc kim loại.

Trong bối cảnh chiến tranh và an ninh hiện đại, sự phát triển của các loại giáp bảo vệ ngày càng tốt hơn, đòi hỏi đạn phải có khả năng xuyên phá mạnh hơn để giữ ưu thế chiến thuật. Trên cơ sở đó đặt ra yêu cầu cần phải cải tiến nâng cao uy lực xuyên cho loại đạn 9x19mm Luger hiện có. 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,..[1-4] Trong phạm vi của bài báo, các tác giả nghiên cứu giải pháp sử dụng kết cấu đạn nhỏ hơn cỡ nhằm thu nhỏ cỡ phần tử xuyên để tăng động năng trên một đơn vị diện tích xuyên, từ đó tăng khả năng xuyên cho đạn 9×19mm Luger. Sử dụng phương pháp giải tích để phân tích đánh giá phương án kết cấu; trong đó tập trung khảo sát khảo sát ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên đến uy lực xuyên thép. Kết quả nghiên

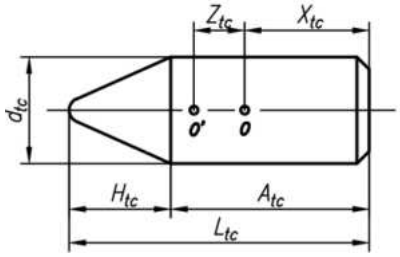
cứu của bài báo làm cơ sở để thiết kế, chế tạo mẫu đạn xuyên giáp với khả năng xuyên tốt hơn mẫu đạn hiện có trong trang bị.

2. Phương án kết cấu và mô hình bài toán

2.1. Kết cấu đầu đạn 9×19mm Luger kiểu thân thắt



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

Kết cấu của đạn xuyên dưới cỡ ổn định quay theo phương án thiết kế 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.

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 chiều dài mũi lõi xuyên (phần tích cực) tới khả năng xuyên của đầu đạn. Để đảm bảo khả năng nạp đạn vào hộp tiếp đạn, chiều dài tổng của viên đạn sau khi lắp đầu đạn không lớn hơn chiều dài tổng của đạn thường cỡ 9×19 mm (có giá trị lớn nhất cho phép là 29,69 mm).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. Khi nghiên cứu xác định đường kính lõi xuyên, tác giả đề xuất hai phương án kết cấu như sau:

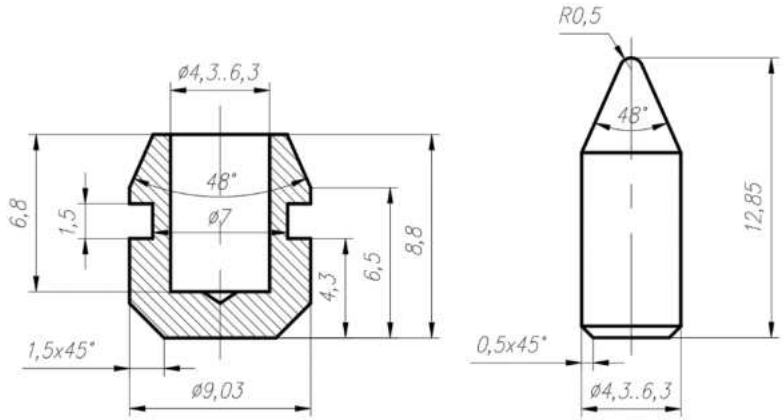
Phương án 1: Khảo sát sử dụng lõi xuyên đã được thiết kế của đạn 7,62x25 mm ĐS K51XG-M1 với đường kính lõi là d_l = 4,3 mm, chiều dài lõi xuyên l_{tc} = 12 mm [7], chiều dài của đầu đạn l = 14 mm, khối lượng đầu đạn m_{dd} = 4,303 g.

Phương án 2: Khảo sát theo đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thoát vỏ, thường nằm trong khoảng d_l =(0,55÷0,75)d [2], 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 = (0,478 ÷ 0,7)d = (4,3 ÷ 6,3) mm, chiều dài lõi xuyên l_{tc} = 12,85 mm. Khối lượng toàn bộ đầu đạn tương ứng sẽ nằm trong khoảng: m_{dd} = 4,40 ÷ 4,480 g. Với chiều dài của đầu đạn là l = const = 14,85 mm.

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) [8]

- 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. Các giả thiết tính toán

- Các thông số khí tượng ở điều kiện chuẩn.

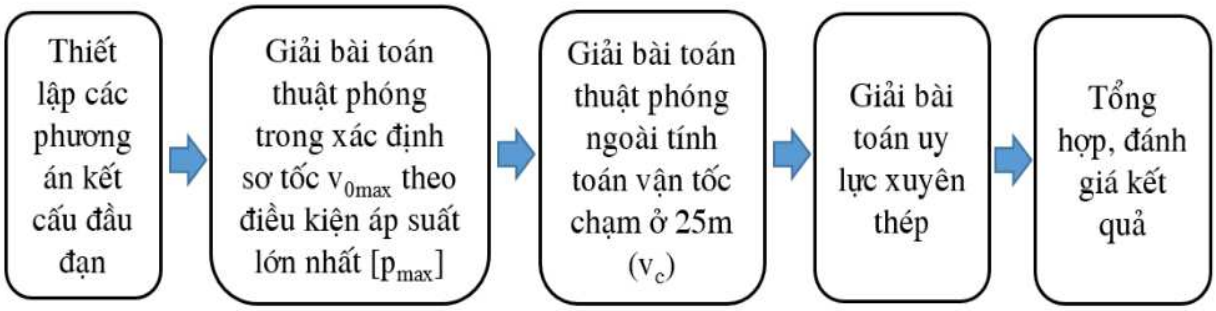
- Mật độ vật liệu đồng nhất trên mỗi chi tiết của đầu đạn.

- Chiều sâu xuyên thép của đạn tính theo công thức Giacốp- Đơ-Mar nhưng với giả thiết: phá hủy bản thép chỉ có lõi xuyên; thân vỏ truyền cho lõi xuyên một phần động năng của nó trong quá trình va xuyên.

2.4. Xây dựng mô hình toán học

2.4.1. Các bước giải bài toán

Quy trình giải bài toán khảo sát sự ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên tới uy lực xuyên thép được thực hiện qua các bước như sau:



Hình 4. Các bước giải bài toán

2.4.2. Bài toán thuật phóng trong

Hệ phương trình thuật phóng trong [4]:

$$\begin{cases} \dfrac{dz}{dt} = \dfrac{p}{I_K} \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \chi.\left(1 + 2.\lambda.z + 3.\mu.z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\ \dfrac{dv}{dt} = \dfrac{S}{\varphi.m}.p \\ \dfrac{dl}{dt} = v \\ \dfrac{dW}{dt} = \omega.\left(\dfrac{1}{\delta} - \alpha\right)\dfrac{d\psi}{dt} + S.\dfrac{dl}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = \dfrac{1}{W}.\left(f.\omega.\dfrac{d\psi}{dt} - p.\dfrac{dW}{dt} - \theta.\varphi.v.\dfrac{dv}{dt}\right) \end{cases} \quad (1)$$

2.4.3. Giải bài toán thuật phóng ngoài

Để xác định vận tốc của đầu đạn v_c ở cự ly X, sử dụng hệ phương trình thuật phóng kết hợp phương pháp tra bảng [2]:

$$\begin{aligned} &CX = D(v_c) - D(v_o) \\ &hay\ D(v_c) = CX + D(v_o) \end{aligned} \quad (2)$$

Trong đó:

+ $D(v_c)$ và $D(v_o)$là hàm vận tốc;

+ X là tầm bắn;

+ C là hệ số thuật phóng: $C = \frac{id^2}{q}.10^3$.

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]:

$$i = 1{,}1 - 0{,}343\frac{h_1}{d} + 0{,}042\left(\frac{h_1}{d}\right)^2 \quad (3)$$

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

2.4.4. 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]:

$$v_c = k\frac{d_l^{0,75}b^{0,7}}{(m_l + \mu m_t)^{0,5}\cos\alpha} \quad hay \quad b = \left[\frac{v_c(m_l + \mu m_t)^{0,5}\cos\alpha}{k.d_l^{0,75}}\right]^{1/0,7} \quad (4)$$

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:

$$\mu = 0{,}1\sqrt{\frac{m_l}{m_t}} \tag{5}$$

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 ($k = 1400$)[2].

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	$4{,}303.10^{-3} \div 4{,}480.10^{-3}$
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	$3{,}72\ .10^{-3} \div 3{,}77.10^{-3}$
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. Trường hợp khảo sát

Trường hợp khảo sát: Đường kính lõi xuyên và khối lượng đầu đạn đã được lựa chọn từ mục 2.2. Các giá trị khảo sát cụ thể như trong bảng 3.

Bảng 3. Thông số khảo sát của đầu đạn

d_l/d	0,478	0,478	0,5	0,52	0,54	0,56	0,58	0,6	0,62	0,64	0,7
d_l (mm)	4,3	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00	5,22	5,4	5,58	5,76	6,3
l_{tc} (mm)	12	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85	12,85
m_l (g)	1,071	1,168	1,265	1,351	1,438	1,506	1,614	1,704	1,794	1,882	2,158
m_{dd} (g)	4,303	4,40	4,465	4,472	4,477	4,479	4,48	4,479	4,474	4,465	4,43

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 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 [Pmax], tương ứng với đó xác định được giá trị sơ tốc của từng trường hợp. Kết quả tổng hợp trong bảng 4:

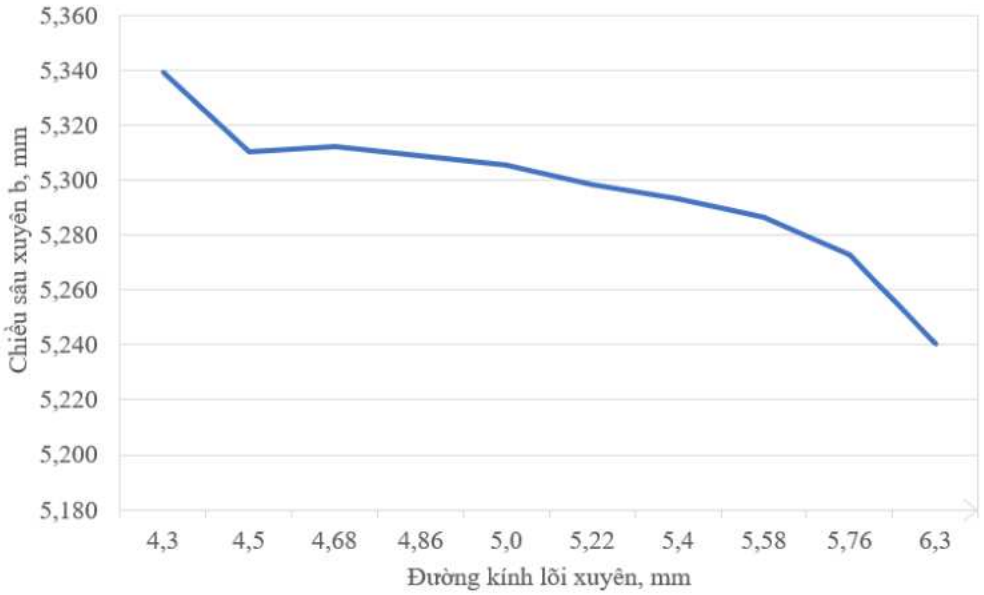
Bảng 4. Khối lượng thuốc phóng, áp suất, sơ tốc đầu đạn từng phương án đường kính lõi xuyên

d_l (mm)	4,3	4,3	4,5	4,68	4,86	5,00	5,22	5,4	5,58	5,76	6,3
ω (g)	3,77	3,74	3,72	3,72	3,72	3,72	3,72	3,72	3,72	3,72	3,72
P_{max} (Mpa)	233,27	233,28	233,23	233,49	233,67	233,74	233,77	233,74	233,56	233,23	231,97
v_o (m/s)	534,72	527,58	522,89	522,58	522,37	522,28	522,23	522,28	522,49	522,89	524,43

Trên cơ sở đó, xác định vận tốc chạm tại cự ly 25m (v_{25}) và tính toán giá trị chiều sâu xuyên tương ứng với từng trường hợp, kết quả thể hiện ở bảng 5 và đồ thị như trong hình 5:

Bảng 5. Kết quả tính toán các thông số thuật phóng và uy lực

m_{dd} (g)	4,303	4,4	4,465	4,472	4,477	4,479	4,48	4,479	4,474	4,465	4,43
v_c (m/s)	465,68	460,6	457,63	457,55	457,36	457,3	457,27	457,3	457,49	457,63	458,1
b (mm)	5,121	5,339	5,310	5,312	5,309	5,305	5,299	5,293	5,287	5,273	5,241



Hình 5. Quan hệ giữa đường kính lõi và chiều sâu xuyên

Từ đồ thị hình 5, kết quả tính toán lý thuyết cho thấy khi tăng đường kính lõi xuyên (với sơ tốc v_0 được chọn lớn nhất theo khối lượng đầu đạn thảo mãn điều kiện bền nòng) thì chiều sâu xuyên *b* vào bản thép giảm.

4. Kết luận

Nội dung bài báo đã đề xuất phương án kết cấu đầu đạn 9×19mm Luger tăng xuyên bắn trên súng hiện có theo phương án đạn nhỏ hơn cỡ. Trên cơ sở đó, xác định các thông số kết cấu của đầu đạn; xây dựng mô hình toán học khảo sát ảnh hưởng của sự thay đổi đường kính lõi xuyên đến hiệu quả tác dụng xuyên của đầu đạn vào bản thép CT3 qua việc giải các bài toán thuật phóng, thuật phóng ngoài và uy lực của đầu đạn theo công thức lý thuyết. Trên cơ sở đó đánh giá sơ bộ hiệu quả tác dụng của đầu đạn theo sự thay đổi của đường kính lõi xuyên (với điều kiện sơ tốc v_o được lựa chọn lớn nhất theo khối lượng thỏa mãn điều kiện bền nòng)

Trường hợp 1: Khi sử dụng lõi xuyên đã được chế tạo với đường kính 4,3 mm chiều dài phần tích cực l_{tc} = 12 mm và lõi xuyên 4,3 mm với chiều dài phần tích cực là l_{tc} = 12,85 mm, theo tính toán lý thuyết thì lõi xuyên có chiều dài phần tích cực lớn hơn có khả năng xuyên tốt hơn 4,26%.

Trường hợp 2: Kết quả tính toán lý thuyết cho thấy khi giảm đường kính lõi xuyên thì chiều sâu xuyên vào bản thép *b* tăng lên. Ta thấy cặp lõi xuyên đường kính 4,5 mm và 5,76 mm có cùng vận tốc chạm 457,63 m/s, khối lượng đầu đạn 4,465 g; cặp lõi xuyên đường kính 5,0 mm và 5,4 mm có cùng khối lượng đầu đạn 4,479 g, cùng vận tốc chạm 457,3 m/s đường kính lõi xuyên nhỏ hơn có khả năng xuyên tốt hơn.

Kết quả tính toán, khảo sát của bài toán làm cơ sở để thiết kế mẫu đạn 9×19mm Luger tăng xuyên hoạt động tin cậy, ổn định và đáp ứng yêu cầu về uy lực xuyên.

Tài liệu tham khảo

[1] Trần Văn Định, *Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2005.

[2] Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, *Uy lực đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2007.

[3] Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành, *Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh,* Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2007.

[4] Nguyễn Xuân Trình, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2015.

[5] Nguyễn Văn Thọ, *Giáo trình thuật phóng ngoài,* Nhà xuất bản QĐND, 2003.

[6] Nguyễn Văn Giao, *Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu động cơ tên lửa,* Học viện Kỹ thuật quân sự, 2005.

[7] Bộ môn Đạn/Khoa vũ khí, *Hướng dẫn sử dụng đạn súng 7,62x25 mm ĐS-K51XG-M1*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

[8] Đỗ Văn Minh, Bùi Xuân Sơn, *Nghiên cứu xác định khối lượng đầu đạn bảo đảm tính năng thuật phóng của đạn giòn cỡ 9x19mm*, Tạp chí Nghiên cứu KH&CN quân sự, số 92, 2023.

[9] Trần Văn Doanh, *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, 2013.

[10] 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.

[11] 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.

Study on determining the penetration core diameter of 9×19 mm Luger tapered-body armor-piercing bullets

Abstract: *The paper presents a solution for the 9×19 mm Luger armor, analyzes the choice of a solution using a smaller warhead. The paper uses the analytical method to analyze and evaluate the structural plan; in which the survey focused on investigating the influence of diameter, core penetration mass and warhead volume on steel penetration power. The research results of the paper serve as a basis for designing and manufacturing armor-piercing ammunition samples with better penetration capabilities than existing ammunition samples in the equipment.*

Keywords: penetrating tank solution, 9×19 mm Luger bullet, steel piercing.

Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến Hall trong ngòi đạn

Trần Văn Pháp, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Bùi Minh Tuân

Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: vanphap1918@gmail.com; Tel: 0334.730.323

Tóm tắt

Bài báo trình bày nguyên lý hiệu ứng Hall, cấu tạo, hoạt động của cảm biến Hall, phân tích các loại cảm biến điện từ sử dụng hiệu ứng Hall và cảm biến Hall trong ngòi đạn. Qua đó đánh giá khả năng sử dụng cảm biến Hall trong ngòi đạn. Việc sử dụng cảm biến Hall trong ngòi đạn giúp tăng tính linh hoạt trong thiết kế ngòi đạn sử dụng cảm biến va đập điện từ.

Từ khóa: *Hiệu ứng Hall, cảm biến Hall, ngòi đạn.*

1. Đặt vấn đề

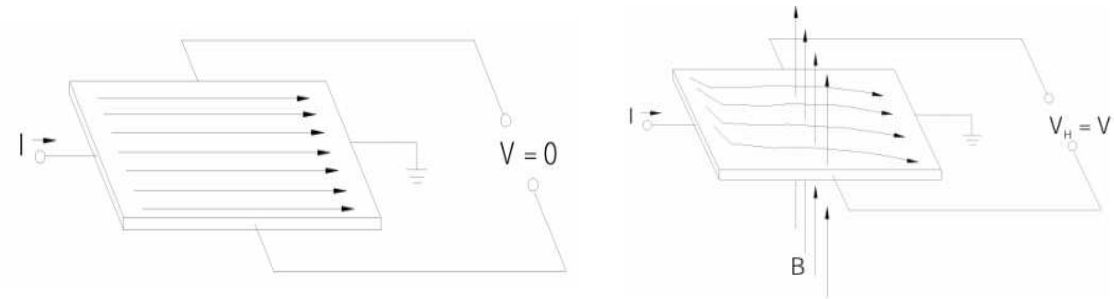
Ngòi nổ đóng vai trò cực kỳ quan trọng đối với tác dụng của đạn dược tại mục tiêu và đồng thời ảnh hưởng đáng kể đến hiệu suất của hệ thống vũ khí. Để thực hiện tốt chức năng của tạo xung kích thích trong các điều kiện môi trường, mục tiêu khác nhau hay áp dụng cho các loại đạn dược khác nhau, có rất nhiều hệ thống cảm biến ngòi đạn được chế tạo ra như là cảm biến mục tiêu kiểu va đập phản lực và quán tính, cảm biến mục tiêu tác dụng va đập sóng cơ học, cảm biến va đập áp điện, cảm biến va đập điện từ và bán dẫn [2]… Cảm biến điện từ Hall, được ứng dụng rộng rãi trong đời sống hằng ngày, với độ nhạy cao và tốc độ phản hồi nhanh, cảm biến có thể phát hiện các thay đổi từ trường nhỏ, giúp kích hoạt ngòi nổ đúng thời điểm. Kích thước nhỏ gọn giúp dễ dàng tích hợp vào đạn mà không ảnh hưởng đến khí động học hay trọng lượng. Khả năng hoạt động ổn định trong môi trường khắc nghiệt, chịu được nhiệt độ cao, áp suất lớn và rung động mạnh, đảm bảo độ tin cậy trong điều kiện chiến đấu. Ngoài ra, mức tiêu thụ năng lượng thấp giúp tối ưu hóa hiệu suất của hệ thống điện tử trong đạn, trong khi giá thành thấp cho phép sản xuất hàng loạt với chi phí hợp lý, căn cứ vào một số đặc tính trên giúp cảm biến Hall trở thành lựa chọn thay thế các hạt áp điện trong cơ cấu chạm nổ của ngòi đạn.

Xuất phát từ những đặc tính đó đề tài: “Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến Hall trong ngòi đạn" có ý nghĩa quan trọng, là cơ sở chế tạo các cơ cấu trong ngòi đạn.

2. Nguyên lý của hiệu ứng Hall, kết cấu của cảm biến Hall

2.1. Hiệu ứng Hall

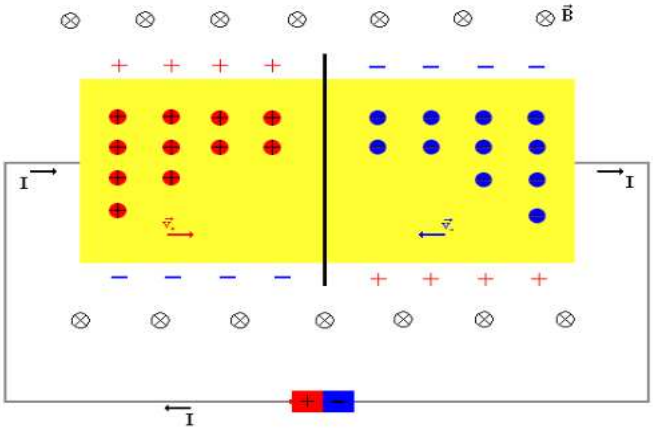
Hiệu ứng Hall là một hiệu ứng vật lý xảy ra khi ta đặt một từ trường vuông góc lên một thanh làm bằng kim loại, chất bán dẫn hay chất dẫn điện nói chung (gọi chung là thanh Hall) đang có dòng điện chạy qua. Lúc đó ta nhận được một hiệu điện thế sinh ra tại hai mặt đối diện của thanh Hall. Tỷ số giữa hiệu điện thế Hall và dòng điện chạy qua thanh Hall gọi là điện trở Hall, đặc trưng cho vật liệu làm nên thanh Hall. Hiệu ứng này được khám phá bởi Edwin Herbert Hall vào năm 1897.



Không có từ thông *Có từ thông*

Hình 1. Nguyên lý hiệu ứng Hall

Hiệu ứng Hall được giải thích dựa vào bản chất của dòng điện chạy trong vật dẫn điện. Dòng điện này chính là sự chuyển dịch của các điện tích (ví dụ electron trong kim loại). Khi chạy qua từ trường, các điện tích chịu lực Lorent bị đẩy về một trong hai phía của thanh Hall, tùy theo điện tích chuyển động âm hay dương. Sự tập trung các điện tích về một phía tạo nên sự tích điện trái dấu ở 2 mặt thanh Hall, gây ra hiệu điện thế Hall.



Hình 2. So sánh hiệu ứng Hall trên hai mặt của thanh Hall

Công thức liên hệ giữa hiệu điện thế Hall, dòng điện và từ trường là:

$$V_H = \frac{IB}{ned}$$

Trong đó:

V_H : là hiệu điện thế Hall,

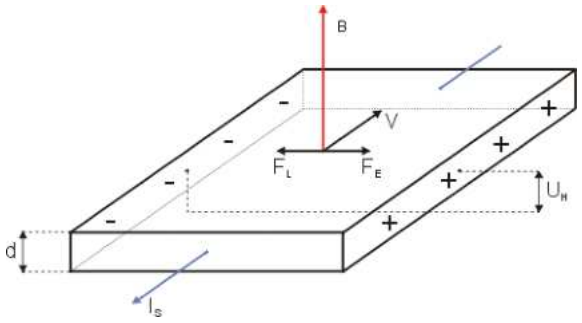
I: là cường độ dòng điện,

B: là cường độ từ trường,

d: là độ dày của thanh Hall,

e: là điện tích của hạt mang điện chuyển động trong thanh Hall,

n: mật độ các hạt này trong thanh Hall.

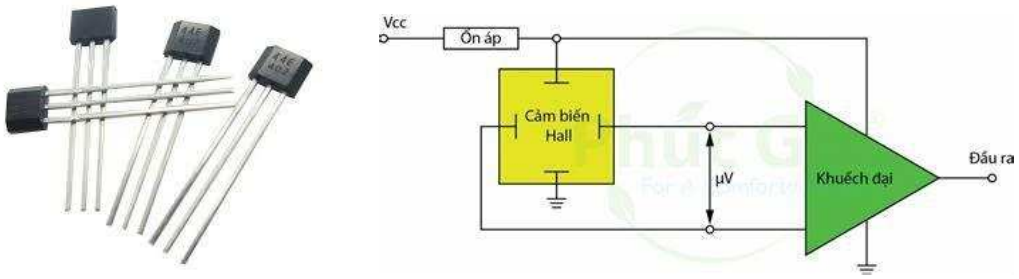


Hình 3. Hướng và chiều tác dụng trong hiệu ứng Hall

Công thức này cho thấy một tính chất rất quan trọng trong hiệu ứng Hall là nó cho phép phân biệt điện tích âm hay dương chạy trong thanh Hall, dựa vào hiệu điện thế âm hay dương. Hiệu ứng này lần đầu tiên chứng minh rằng, trong kim loại, electron chứ không phải proton được chuyển động tự do để mang dòng điện. Hiệu ứng cũng cho thấy trong một số chất (đặc biệt là bán dẫn), dòng điện được mang đi bởi các lỗ trống điện tử (có điện tích tổng cộng là dương) chứ không phải là electron đơn thuần. Với các vật liệu sắt từ, điện trở Hall bị tăng lên một cách dị thường, được biết đến là hiệu ứng Hall dị thường, tỷ lệ với độ từ hóa của vật liệu.

2.2. Cấu tạo của cảm biến Hall

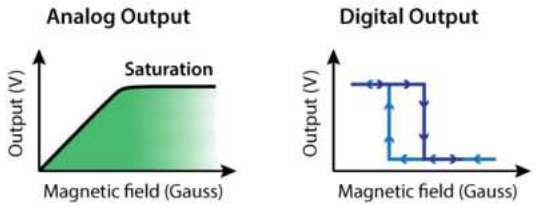
Cảm biến Hall là loại cảm biến dùng để phát hiện từ tính của nam châm. Cảm biến Hall hoạt động dựa theo nguyên lí của hiệu ứng Hall.



Hình 4. Cảm biến Hall và sơ đồ mạch của cảm biến

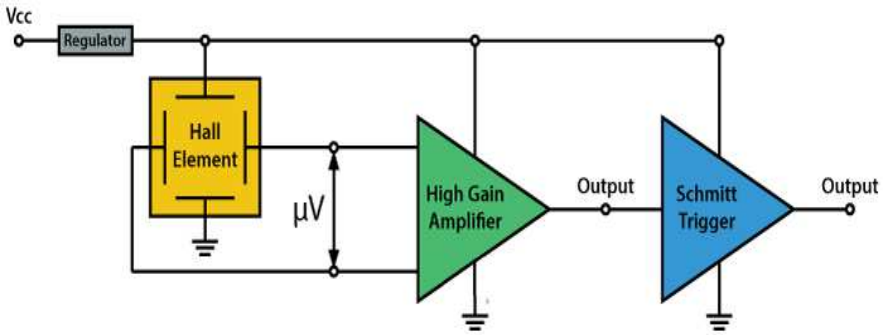
Hiệu điện thế cảm biến hall rất nhỏ (vài μV) và vì vậy các thiết bị thường được sản xuất tích hợp với bộ khuếch đại.

Có hai loại cảm biến hall. Một loại có đầu ra analog (đầu ra tương tự) và một loại có đầu ra digital (đầu ra kỹ thuật số). Cảm biến hall có đầu ra analog bao gồm bộ điều chỉnh điện áp, thành phần hall, bộ khuếch đại. Từ sơ đồ mạch chúng ta thấy đầu ra cảm biến là analog và tỉ lệ với đầu ra phần thanh hall hoặc cường độ từ trường. Các loại cảm biến này phù hợp và được sử dụng để đo khoảng cách vì đầu ra tuyến tính liên tục của chúng.



Hình 5. Sơ đồ tín hiệu đầu ra của hai loại cảm biến Hall

Mặt khác, các cảm biến có đầu ra digital chỉ cung cấp hai trạng thái đầu ra, hoặc là "ON" hoặc "OFF". Các loại cảm biến này có một phần tử bổ sung, như được minh họa trong sơ đồ mạch. Đó là Trigger Schmitt cung cấp độ trễ hoặc hai ngưỡng khác nhau để đầu ra cao hoặc thấp.



Hình 6. Sơ đồ mạch của cảm biến Hall

3. Phân tích, đánh giá khả năng sử dụng cảm biến Hall trên ngòi đạn

3.1. Nguyên lý hoạt động của cảm biến điện từ trong ngòi đạn

Nguyên lý điện từ đã và đang tiếp tục được ứng dụng rộng rãi trong các cảm biến tiếp xúc ngòi đạn nhờ những ưu điểm như kết cấu đơn giản, độ nhạy cao, tác dụng nhanh, tính điều khiển cao....[4].

Cũng tương ứng với các cảm biến va đập cơ học, khi tương tác với mục tiêu, người ta có thể sử dụng sự dịch chuyển của chi tiết cảm nhận làm tín hiệu đầu vào của cảm biến dựa trên ba nguyên lý: cảm nhận phản lực, cảm nhận quán tính và cảm nhận tác dụng sóng.

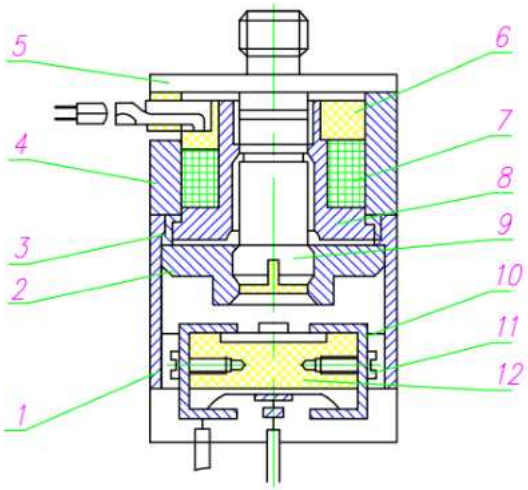
Bản chất nguyên lý điện từ là sử dụng hiện tượng cảm ứng điện từ xuất hiện khi thay đổi từ trở của phần ứng để biến đổi xung đầu vào dạng lực (phản lực, quán tính) hoặc ứng suất cơ học thành tín hiệu điện, tín hiệu này có thể tải năng lượng đủ để kích thích mạch nổ, cũng có thể chỉ là lệnh điều khiển đóng mạch gây nổ. Trong trường hợp thứ nhất, cảm biến điện từ còn có thể gọi là máy phát, còn với trường hợp thứ hai là các cảm biến kiểu đóng mạch khi va đập với mục tiêu, các cảm biến này tác dụng khi khép kín bề mặt chi tiết chuyển động với các tiếp điểm khi dịch chuyển.

Cảm biến kiểu đóng mạch không thể hoạt động độc lập vì đòi hỏi có nguồn cấp điện để đảm bảo cho khả năng làm việc, nhưng ưu điểm đi kèm là biên độ tín hiệu lại không bị phụ thuộc điều kiện va chạm như đối với cảm biến kiểu máy phát mà phụ thuộc chính vào khả năng của nguồn. Một nhược điểm của cảm biến kiểu đóng mạch (và kiểu đóng mạch có lực từ giữ chậm) là cần tránh việc đóng mạch sớm hoặc thời gian va chạm tiếp xúc quá ngắn làm cho điện năng cấp vào cầu trở của các hạt lửa điện không đủ.

Trong lịch sử phát triển, những cảm biến điện từ đầu tiên được sử dụng phản lực từ mục tiêu để làm dịch chuyển chi tiết, sau đó người ta sử dụng lực quán tính và cuối cùng, khi dùng cho các loại ngòi đạn bắn mục tiêu trên không, người ta đã dùng sóng ứng suất cơ học, xuất hiện trong thân đạn khi va đập hay xuyên vào các mục tiêu nhẹ, bản mỏng.

3.2. Các loại cảm biến sử dụng hiệu ứng Hall, cảm biến Hall trên ngòi đạn

3.2.1. Cảm biến điện từ sử dụng phản lực

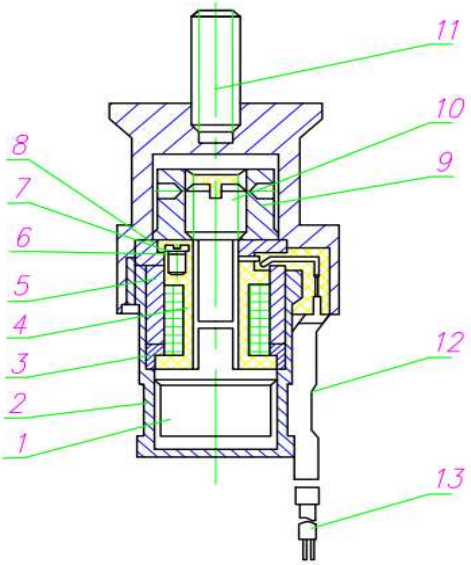


Hình 7. Cảm biến ВУ-201

1 - ống, 2 – chi tiết đóng mạch, 3 – vòng, 4 – nam châm, 5 – ách từ, 6 – bảng điện, 7 – cuộn dây, 8 – khung, 9 – lõi, 10 – tiếp điểm, 11 – vít, 12 - ống.

Cảm biến ВУ-201 có chứa cả máy phát và công tắc đóng mạch. Dưới tác dụng của ứng suất cơ học, con chạy sẽ tách rời khỏi vòng và trong cuộn dây xuất hiện suất điện động cảm ứng, sau khi khuếch đại, nó sẽ được cấp vào mạch gây nổ của ngòi. Ở cuối hành trình, mặt đầu của con chạy sẽ tiếp xúc với các cực tiếp xúc của mạch gây nổ ngòi, nếu như máy phát không làm việc.

3.2.2. Cảm biến điện từ tác dụng sóng và tác dụng quán tính

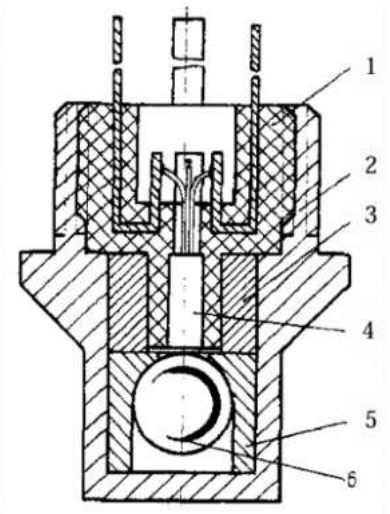


Hình 8. Máy phát điện từ Б-24

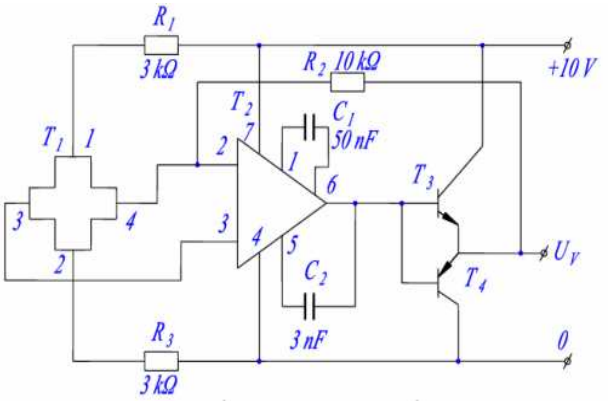
1,9. Chi tiết quán tính, 2. Nắp, 3,8. Ống dẫn từ, 4. Khung và cuộn dây, 5. Nam châm, 6. Đệm, 7,11. Vít, 10. Lõi, 12. Ống bảo vệ, 13. Cực ra

Cảm biến mục tiêu tiếp xúc tác dụng quán tính và tác dụng sóng hiện đang được ứng dụng khá rộng rãi trong nhiều loại đạn. Điển hình trong số đó là máy phát Б-24, kết hợp cả hai tác dụng (hình 8), hệ từ của nó gồm hai con chạy riêng biệt và nam châm hình ống 5. Trong lòng một con chạy có chứa lõi 10, nhờ lõi này mà trạng thái tĩnh định được xác lập với độ nhạy yêu cầu. Các cực ra 17 của cuộn dây được nối với mạch chấp hành của ngòi. Khi đầu đạn va đập với mục tiêu, do tác dụng của lực sóng mà chi tiết 1 tách ra khỏi phần ứng, còn dưới tác dụng của lực quán tính, khối 9 sẽ chuyển động ra xa phần ứng. Khi đó trong cuộn dây sẽ xuất hiện xung điện áp cảm ứng, gần như tỷ lệ với biên độ của xung tác dụng đầu vào.

3.2.3. Cảm biến bán dẫn



Hình 9. Cảm biến 2ПС-196
1- ống, 2- thân, 3- nam châm, 4- phần tử Hall, 5- anten từ, 6- bi sắt từ



Hình 10. Sơ đồ mạch điện của cảm biến 2ПС-196
T1- bộ biến đổi Hall, T2- bộ khuếch đại xử lý К704УД1, T3- transitor КТ315, T4- transitor КТ361.

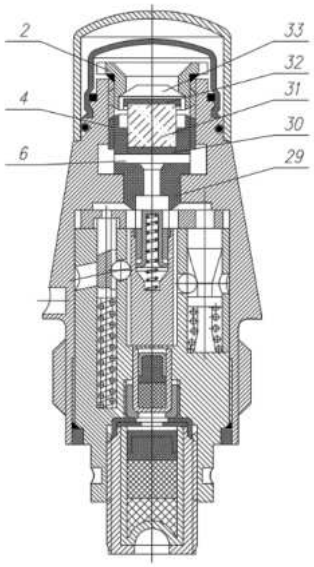
Các thông số cơ bản của cảm biến 2ПС-196: Kích thước: đường kính: 10 mm; chiều cao 12 mm. Khối lượng cảm biến: 2,4 g. Kích thước phần tử nhạy cảm: 0,5x0,5x0,1 mm. Vật liệu phần tử Hall: antimoan-india. Độ nhạy từ: 500 V/Tesla. Điện áp nguồn nuôi: 30 V. Dòng làm việc: 5 mA. Tín hiệu ra cấp vào phụ tải 1 kΩ không dưới 2,4 mV khi cảm biến tương tác với xung áp có biên độ 15 MPa dài 20-50 μs.

Trong cảm biến tác dụng sóng 2ПС-196 (hình 9) sử dụng phần tử nhạy cảm là một bộ biến đổi Hall 4 được lắp trong lòng nam châm ống 3, bi từ 6 đóng vai trò chi tiết nảy và được bố trí trong an-ten sắt từ 5 có hình dạng đặc biệt. Ở hốc an-ten có dạng bán cầu, tiếp xúc với bi. Ở trạng thái ban đầu các đường sức từ trường xuất phát từ mặt đầu nam châm 3 đi qua an-ten 5 và bi. Khi va chạm với chướng ngại, do tác dụng của xung đến thân 2 thì chi tiết này tách khỏi thân và dẫn đến phân bố lại từ thông qua phần tử Hall và xuất hiện xuất điện động cảm ứng Hall, sau khi được khuếch đại (mạch hình 10) sẽ gây nổ ngòi.

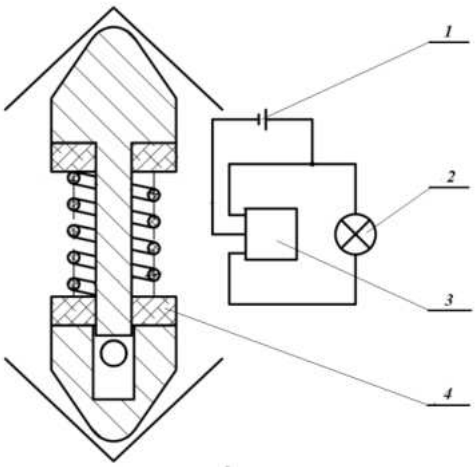
3.3. Đề xuất sử dụng cảm biến Hall trên ngòi đạn

3.3.1. Áp dụng cảm biến Hall và máy phát điện hoạt động dựa trên hiệu ứng Hall thay thế máy phát điện sử dụng hạt áp điện trong ngòi đầu

Hoạt động của máy phát sử dụng cảm biến Hall, máy phát điện 1 có thể sử dụng nguyên lý của các máy phát đã nêu ở mục 3.2 để cấp nguồn cho cảm biến Hall 3, khi va chạm mục tiêu dưới tác dụng của lực quán tính và phản lực từ mục tiêu làm dịch chuyển nam châm 4 dẫn đến từ thông qua cảm biến Hall 3 thay đổi, khi đó sẽ xuất hiện suất điện động cảm ứng Hall gây nổ mạch nổ.



Hình 11. Cấu tạo máy phát điện của ngòi ГПВ-2
2- ốc; 4, 29- ống cách điện; 6- tiếp điểm; 30, 32- đệm; 31- hạt áp điện; 33- khối va đập quán tính.



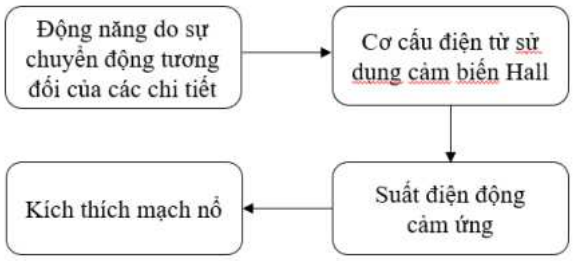
Hình 12. Cơ cấu phát máy phát điện sử dụng cảm biến Hall
1- máy phát điện, 2- mạch nổ , 3- cảm biến Hall, 4- nam châm

3.3.2. Áp dụng cảm biến Hall và máy phát điện hoạt động dựa trên hiệu ứng Hall thay thế phần đầu ngòi của ngòi áp điện đầu - đáy.

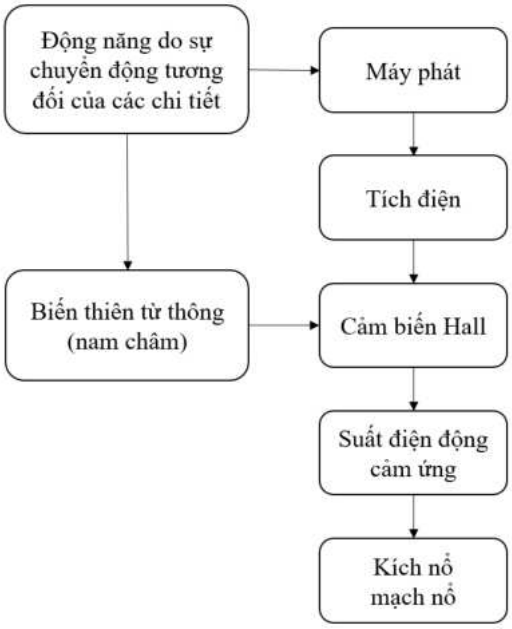
Phần đầu ngòi của các loại ngòi đầu - đáy sử dụng hạt áp điện đóng vai trò là một máy phát điện, nhận xung kích thích từ phản lực mục tiêu. Có thể thay thế máy phát điện sử dụng hạt áp điện bằng máy phát sử dụng cảm biến Hall theo 2 trường hợp:

- Phương án 1: Giữ nguyên cấu tạo đầu - đáy chỉ thay thế máy phát hạt điện áp bằng máy phát sử dụng cảm biến Hall. Ngòi dùng cho các loại đạn lõm có tác dụng tức thì (sơ đồ hình 13).

- Phương án 2: Chỉ sử dụng ngòi đáy, tích hợp phần máy phát và cảm biến Hall vào phần đáy ngòi. Sử dụng lực quán tính làm thay đổi từ thông qua cảm biến Hall, sinh ra suất điện động cảm ứng để kích nổ ngòi (sơ đồ hình 14).



Hình 13. Sơ đồ thay thế hạt điện áp bằng cảm biến Hall



Hình 14. Sơ đồ máy phát sử cảm biến Hall cho ngòi đáy

Ngòi nổ áp điện hiện nay chỉ sử dụng cho đạn lõm [1], khi thay thế máy phát bằng cảm biến Hall có thể sử dụng cho các lại đạn có tác dụng khác như đạn xuyên, nổ phá…

4. Kết luận

Cảm biến Hall đóng vai trò quan trọng trong việc nâng cao hiệu suất và độ tin cậy của ngòi điện cơ truyền thống nhờ khả năng phát hiện chính xác các trường từ, giúp đảm bảo ngòi đạn hoạt động đúng thời điểm. Với kích thước nhỏ gọn và mức tiêu thụ năng lượng thấp, cảm biến Hall dễ dàng được tích hợp vào ngòi đạn mà không ảnh hưởng đến thiết kế tổng thể.

Dựa trên các ưu điểm và ứng dụng đã phân tích, có thể khẳng định rằng cảm biến Hall hoàn toàn có khả năng sử dụng trong ngòi đạn**.** Nhờ độ nhạy cao, kích thước nhỏ gọn, khả năng hoạt động trong môi trường khắc nghiệt và chi phí sản xuất thấp, cảm biến Hall là một giải pháp khả thi cho các hệ thống chạm nổ hiện đại. Việc ứng dụng các mạch điều khiển điện từ trên ngòi sử dụng hiệu ứng Hall cũng là một công việc hết sức quang trọng, đòi hỏi hệ thống lập trình phải phù hợp với yêu cầu kỹ chiến thuật từng loại đạn, từng loại mục tiêu, đảm bảo an toàn trong khi sử dụng, có độ tin cậy làm việc cao là một hướng nghiên cứu tiếp theo nhằm hoàn thiện cơ sở lý thuyết cho việc thiết kế ngòi sử dụng cảm biến Hall.

5. Tài liệu tham khảo

[1] Vũ Văn Lâm, *Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn*, HVKTQS, 1987.
[2] Nguyễn Văn Thủy, *Ngòi đạn*, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, 2001.
[3] Phạm Đức Hùng, *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, HVKTQS, 2010.
[4] Phạm Đức Hùng, *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*, HVKTQS, 2014.
[5] Phạm Đức Hùng, *Độ tin cậy ngòi đạn*. NXB HVKTQS, 2009.
[6] Honeywell, *Hall effect sensing and application*, www. honeywell.com/sensing.
[7] Друзелевич Виктория Алексеевна; Зырянова Валентина Васильевна; Гмерина Анастасия Олеговна, (2021), К возможности применения датчиков Холла для обнаружения

магнитных объектов, XXII Всероссийской научно-технической конференции 2, pp 208-212.

Analyze and evaluate the feasibility of using Hall sensors in projectile fuzes

Abstract: *The paper presents the principle of the Hall effect, along with the structure and operating principle of Hall sensors. It introduces the working principles and typical types of electromagnetic sensors that have been applied to projectile fuzes. Based on an analysis of the operating principles and application conditions, the paper evaluates the feasibility of using Hall sensors in fuze systems.*

Keywords: Hall effect, Hall sensor, fuze.

Ảnh hưởng của tham số kết cấu đến thông số khí động lực học của đạn phóng lựu sử dụng 1 lần RPO

Nguyễn Văn Quân[1], Đỗ Văn Minh[1], Nguyễn Đình Hùng[2], Đỗ Quốc Vì[2]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Vũ khí/TCCNQP

Email: Nguyenquan08051996@gmail.com; Tel: 0332121211

Tóm tắt

Bài báo phân tích mô hình kếu cấu, lựa chọn mô hình tính toán và xây dựng hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của vũ khí động - phản lực có buồng đốt cao áp (ĐPL-BCA). Trình bày, đánh giá các yếu tố ảnh hưởng đến quá trình động lực học của vũ khí ĐPL-BCA. Tính toán, xác định lực liên giữa đầu đạn và động cơ (lực tống đạn). Từ đó, sử dụng phần mềm Matlab giải hệ phương trình thuật phóng trong, khảo sát ảnh hưởng của lực tống đạn đến áp suất và sơ tốc của đạn. Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở khoa học áp dụng cho các đề tài thiết kế, chế tạo vũ khí, trang bị kỹ thuật phục vụ "Đẩy mạnh phát triển Công nghiệp quốc phòng, an ninh theo hướng tự chủ, tự cường, hiện đại và lưỡng dụng".

Từ khóa: *Tham số kết cấu, lực tống đạn; đạn phóng lựu RPO.*

1. Đặt vấn đề

Vũ khí ĐPL-BCA được nhiều nước trên thế giới sử dụng rộng rãi như tổ hợp đạn nhiệt áp RPO-A, đạn cháy RPO-Z, đạn chống tăng,... Ưu điểm của vũ khí này là thuốc phóng cháy trong buồng cao áp (BCA), đạn ở buồng thấp áp (BTA). Trong buồng thấp áp khí thuốc phóng giãn nở, tác dụng vào đạn và nòng súng. Buồng cao áp có áp suất cao nên thuốc phóng cháy ổn định, đạn ở buồng thấp áp nên tải trọng tác dụng lên đạn và nòng thấp. Do vậy vũ khí có tính cơ động cao, đồng thời có kết cấu gọn nhẹ, thao tác dễ dàng, phù hợp để trang bị cho cá nhân.

Quá trình động lực học của vũ khí ĐPL-BCA diễn ra rất nhanh và chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố khác nhau như các tham số kết cấu (thể tích ban đầu BCA và BTA, đường kính tới hạn các loa phụt, số lượng các loa phụt, áp suất mở thông các loa phụt, khối lượng đạn, lực tống đạn, chiều dài nòng,...), điều kiện nhồi (loại thuốc phóng, khối lượng thuốc phóng, mật độ nhồi thuốc phóng, xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc,…), điều kiện môi trường khi bắn. Mỗi yếu tố có quy luật ảnh hưởng, mức độ ảnh hưởng đến các thông số thuật phóng khác nhau. Do vậy, các yếu tố ảnh hưởng đến quá trình động lực học vũ khí ĐPL-BCA rất đa dạng, phức tạp.

Để hoàn thiện được cơ sở lý thuyết phục vụ cho thiết kế, chế tạo sản phẩm cần một khối lượng rất lớn công việc nghiên cứu lý thuyết và nghiên cứu thực nghiệm. Trong phạm vi bài báo, tập trung khảo sát ảnh hưởng của lực liên kết giữa đầu đạn và động cơ (lực tống đạn) đến áp suất BCA, áp suất BTA và sơ tốc đầu đạn, làm cơ sở cho việc lựa chọn hợp lý các thông số kết cấu phục vụ thiết kế, cải tiến vũ khí theo từng yêu cầu đặt ra.

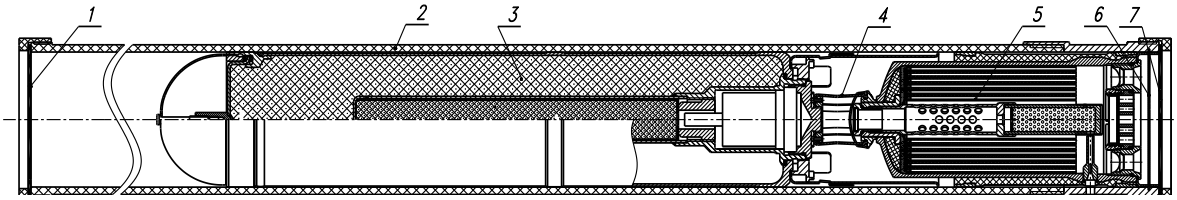
2. Mô hình bài toán TPT của vũ khí động - phản lực có buồng đốt cao áp

2.1. Mô hình kết cấu và đặc điểm làm việc của vũ khí ĐPL-BCA

a. Mô hình kết cấu vũ khí ĐPL-BCA

Trên cơ sở khảo sát mô hình kết cấu tổ hợp vũ khí RPO cỡ 93mm của Nga, kết cấu của vũ khí ĐPL-BCA đã được xây dựng như Hình 1.

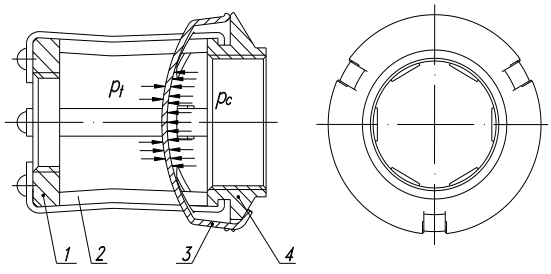
Nắp bịt trước (1) và nắp bịt sau (7) có tác dụng bịt kín tổ hợp vũ khí trong bảo quản vận chuyển. Ống phóng (2) vừa có tác dụng bảo quản đạn trong quá trình bảo quản vận chuyển, vừa đóng vai trò là nòng súng khi bắn. Nhíp giữ (6) được cài vào rãnh của BCA và ống phóng có tác dụng giữ cho BCA và đạn cố định trong ống phóng trong quá trình bảo quản vận chuyển.



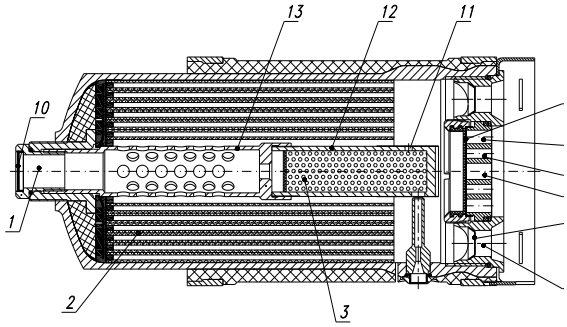
Hình 1. Kết cấu của vũ khí ĐPL-BCA

1. Nắp bịt phía trước; 2. Ống phóng; 3. Đầu đạn; 4. Khớp nối;
5. Buồng cao áp (động cơ); 6. Nhíp giữ; 7. Nắp bịt phía sau.

Đầu đạn (3) có ba đai định tâm để dẫn đạn chuyển động trong nòng. Đáy đạn có ren để lắp khớp nối (4). Khớp nối (4) dùng để liên kết đầu đạn với BCA trong bảo quản vận chuyển và tạo lực tống đạn cần thiết. Khớp nối liên kết với đầu đạn và BCA bằng ren.



Hình 2. Kết cấu khớp nối
1. Vòng liên kết đầu đạn; 2. Tai thép;
3. Đĩa kẹp; 4. Vòng liên kết BCA



Hình 3. Kết cấu BCA
1. Loa phụt phía trước; 2. Thuốc phóng 8/1 Tp BA; 3. Thuốc đen (thuốc mồi); 4. Loa phụt làm việc phía sau; 5. Loa phụt Φ6,6 mm; 6. Loa phụt Φ5,5 mm; 7. Loa phụt Φ5,0 mm; 8. Màng nhôm; 9. Tấm đồng; 10. Màng nitro;11. Lỗ truyền lửa; 12. Ống mồi.

b. Nguyên lý hoạt động

Khi bắn, thuốc mồi trong ống mồi được mồi cháy. Khi đạt áp suất nhất định, khí thuốc sẽ truyền qua các lỗ truyền lửa, mồi cháy đồng thời và tức thời thuốc phóng 8/1 Tp BA. Khi áp suất khí thuốc bên trong BCA đạt đến một giá trị nhất định sẽ phá các nắp bịt của loa phụt phía trước và 8 loa phụt làm việc phía sau. Khí thuốc phụt qua loa phụt phía trước vào BTA đồng thời phụt qua các loa phụt làm việc phía sau ra bên ngoài.

Khi chênh lệch áp suất khí thuốc giữa BCA và BTA đủ lớn sẽ giải phóng khớp nối đẩy đạn chuyển động về phía trước từ đó tạo sơ tốc ban đầu cho đạn. Khi áp suất khí thuốc trong BCA tăng lên đến các giá trị xác định các loa phụt điều chỉnh sẽ lần lượt được mở thông, đảm bảo áp suất trong BCA không vượt quá giá trị cho phép.

Khí thuốc phụt qua các loa phụt làm việc phía sau BCA tạo phản lực giữ cho BCA ở trong nòng súng đến khi đạn chuyển động ra khỏi nòng. Khi đạn bay ra khỏi nòng súng được giữ lại trong ống phóng hoặc rơi khỏi súng về phía sau (phía trước) với vận tốc rất thấp (do sai số tính toán, chế tạo).

Quá trình làm việc của ĐPL-BCA được phân tích qua các thời kỳ của hiện tượng bắn như sau:

Thời kỳ sơ bộ (thời kỳ mở loa phụt và tống đạn): có thể chia làm hai giai đoạn:

- Giai đoạn mở thông loa phụt: bắt đầu từ khi thuốc mồi trong ống mồi được mồi cháy cho đến khi mở loa phụt phía trước. Đây là thời kỳ thuốc phóng cháy trong điều kiện đẳng tích, áp suất khí thuốc trong BCA tăng từ áp suất không khí đến khi đạt áp suất phá vỡ màng bịt kín loa phụt.

- Giai đoạn tống đạn: từ khi khí thuốc bắt đầu phụt qua loa phụt phía trước cho đến khi liên kết giữa đầu đạn và BCA (bằng khớp nối) bị phá vỡ hoàn toàn (tống đạn). Thời kỳ xảy ra rất nhanh có thể xem là tức thời và phụ thuộc vào kết cấu cụ thể của khớp nối (chiều dày, vật liệu chế tạo, cơ tính,…) cũng như quy luật thay đổi áp suất khí thuốc trong BCA và BTA. Giá trị của lực tống đạn (hay áp suất tống đạn) ảnh hưởng nhiều đến áp suất khí thuốc, vận tốc chuyển động của đạn, có thể được xác định bằng tính toán hoặc bằng thực nghiệm.

Trong thời kỳ này các loa phụt làm việc phía sau có thể đã mở thông hoặc chưa, phụ thuộc vào giá trị của áp suất tống đạn và giá trị mở thông loa phụt làm việc phía sau. Các loa phụt điều chỉnh phía sau chưa mở.

Thời kỳ thứ nhất:

Thời kỳ thứ nhất được tính từ khi đạn bắt đầu chuyển động đến khi thuốc phóng trong BCA cháy hết. Trong thời kỳ này, thuốc phóng tiếp tục cháy và tạo khí, khí thuốc có nhiệt độ cao và áp suất cao. Khí thuốc tiếp tục phụt qua loa phụt phía trước vào BTA đẩy đạn chuyển động, khí thuốc phụt qua các loa phụt làm việc phía sau tạo cân bằng cho BCA.

Khi áp suất khí thuốc trong BCA đạt đến giá trị áp suất mở thông các loa phụt điều chỉnh, các loa phụt điều chỉnh lần lượt sẽ được mở. Tăng lượng khí thuốc phụt ra ngoài qua các loa phụt điều chỉnh đảm bảo cho áp suất trong BCA không vượt quá giá trị cho phép. Trường hợp áp suất khí thuốc trong BCA nhỏ hơn áp suất mở các loa phụt điều chỉnh, thời điểm đạt giá trị áp suất lớn nhất chính là thời điểm thuốc phóng cháy hết.

Công mà khí thuốc thực hiện trong thời kỳ này chiếm phần lớn tổng công do khí thuốc thực hiện của phát bắn nên thời kỳ này còn được gọi là thời kỳ cơ bản. Có thể giả thiết đến cuối thời kỳ này phần lớn khí thuốc được phụt qua loa phụt vào BTA và ra bên ngoài.

Thời kỳ thứ hai:

Thời kỳ thứ hai được tính từ khi thuốc phóng cháy hết đến khi mặt cắt ngang đáy đạn chuyển động ra khỏi miệng nòng. Mặc dù thuốc phóng đã cháy hết, song khí thuốc vẫn còn dự trữ năng lượng lớn nên tiếp tục phụt qua loa phụt vào BTA làm tăng tốc độ chuyển động của đạn. Trong thời kỳ này, áp suất của khí thuốc trong BCA giảm nhanh, có thể thấp hơn áp suất BTA. Do vậy có thể xảy ra hiện tượng khí thuốc từ BTA phụt ngược lại vào BCA.

Thời kỳ tác dụng sau cùng:

Từ khi đáy đạn ra khỏi miệng nòng cho tới khi áp suất trong nòng súng cân bằng với áp suất khí quyển. Thực tế vận tốc của đạn trong thời kỳ này tăng rất ít. Vì vậy có thể bỏ qua tác dụng của thời kỳ này.

2.2. Đặc điểm thuật phóng của vũ khí ĐPL-BCA

Trên cơ sở phân tích đặc điểm kết cấu và nguyên lý làm việc, cho thấy vũ khí ĐPL-BCA có một số đặc điểm thuật phóng sau:

- Khí thuốc trong BCA khi phụt qua loa phụt phía trước vào BTA giãn nở mạnh nên áp suất trong BTA nhỏ, nhỏ hơn nhiều lần so với áp suất khí thuốc trong BCA. Do đó áp suất tác dụng lên nòng, đáy đạn khá nhỏ, cho phép giảm đáng kể bề dày của thành nòng và đầu đạn, có thể tăng cỡ đạn và hệ số nhồi thuốc nổ. Yếu tố này làm tăng tính cơ động và uy lực của vũ khí ĐPL-BCA.

- Quá trình cháy, sinh khí và phụt ra ngoài trong BCA tương tự như của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn. Tuy nhiên ĐPL-BCA có BCA phụt khí ra ngoài theo hai chiều ngược nhau, đây là điểm khác biệt quan trọng so với hoạt động của động cơ tên lửa.

- Một phần khá lớn khí thuốc phụt ra ngoài BCA qua loa phụt ở phía sau BCA, phần khí thuốc còn lại phụt qua loa phụt phía trước vào BTA đẩy đạn chuyển động. Quá trình phụt khí này cơ bản giống sự phụt khí ra khỏi buồng đốt của động cơ tên lửa, chỉ khác là trong vũ khí ĐPL-BCA luồng phụt ổn định hơn.

- Loa phụt biến đổi đáng kể và nhanh chóng nhiệt năng của khí thuốc thành động năng cho phép nâng cao hiệu suất nhiệt của vũ khí ĐPL-BCA, tăng hiệu quả sử dụng năng lượng thuốc phóng.

- Thuốc phóng sử dụng thường có bề dày cháy nhỏ, tốc độ cháy nhanh, do cháy trong môi trường có áp suất khá lớn, quá trình cháy sẽ xảy ra rất nhanh và chỉ diễn ra trong BCA. Đây là điều kiện đảm bảo tản mát sơ tốc của đạn nhỏ hơn một số loại vũ khí khác.

- Do tác dụng của loa phụt phía trước, chuyển động của dòng khí trong BTA khác với súng pháo thông thường: tốc độ dòng khí giảm từ miệng loa phụt phía trước đến đáy đạn còn áp suất khí thuốc tăng dần lên.

- Vũ khí ĐPL-BCA nói chung có tầm bắn nhỏ (sơ tốc nhỏ), muốn tăng tầm bắn cần tăng khối lượng thuốc phóng, khi đó áp suất trong BCA sẽ rất lớn, đều này bị hạn chế bởi độ bền của BCA.

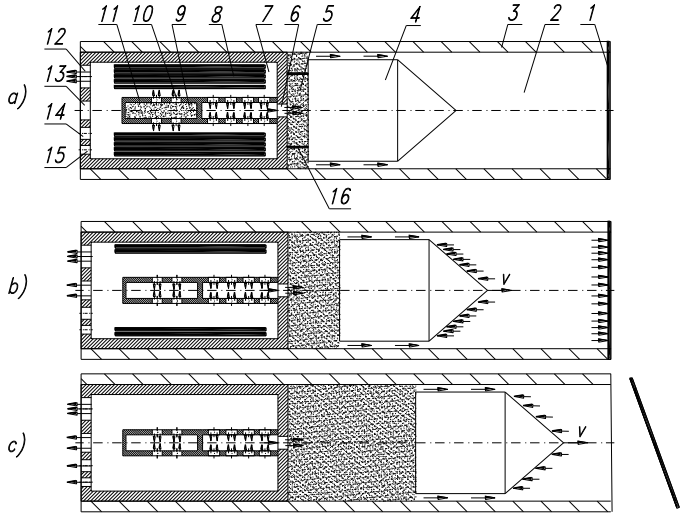
- Do đạn ổn định bằng cánh nên giữa đạn và nòng súng tồn tại khe hở nhỏ để đảm bảo khả năng chuyển động của đạn ở trong nòng. Khi bắn sẽ có một phần khí thuốc thoát ra bên ngoài gây tổn thất năng lượng.

Từ các phân tích trên, tác giả nhận thấy đặc điểm thuật phóng trong (TPT) của vũ khí ĐPL-BCA là sự kết hợp giữa TPT của súng pháo thông thường và động cơ tên lửa. Dựa vào đặc điểm khác biệt này có thể phân tích quá trình làm việc và xây dựng hệ phương trình thuật phóng trong của vũ khí ĐPL-BCA.

2.3. Mô hình thuật phóng của đạn RPO

Hình 4.a mô tả thời kỳ sơ bộ từ khi thuốc mồi bắt đầu cháy, sau đó phụt qua các lỗ truyền lửa vào BCA, mồi cháy đồng thời và tức thời thuốc phóng. Khí thuốc trong BCA phụt qua loa phụt phía trước vào BTA, đồng thời phụt qua loa phụt làm việc phía sau ra bên ngoài. Kết thúc thời kỳ sơ bộ, khớp nối được giải phóng và đạn bắt đầu chuyển động.

Hình 4.b và Hình 4.c mô tả thời kỳ thứ nhất của hiện tượng bắn, từ khi đạn bắt đầu chuyển động đến khi thuốc phóng trong BCA cháy hết. Trong thời kỳ này khí thuốc tiếp tục phụt qua loa phụt phía trước vào BTA đẩy đạn chuyển động và phụt qua các loa phụt làm việc phía sau ra bên ngoài. Khi áp suất khí thuốc trong BCA đạt đến giá trị áp suất mở thông các loa phụt điều chỉnh, các loa phụt điều chỉnh lần lượt sẽ được mở. Tăng lượng khí thuốc phụt ra ngoài qua các loa phụt điều chỉnh đảm bảo cho áp suất trong BCA không vượt quá giá trị cho phép. Cũng trong thời kỳ này, áp suất khoang phía trước đầu đạn tăng lên, đến giá trị phá vỡ nắp bịt kín thì nắp bịt kín bị đẩy bay về phía trước, đồng thời áp suất khoang phía trước đầu đạn trở về bằng áp suất môi trường.



Hình 4. Sơ đồ thuật phóng của đạn RPO

1. Nắp bịt kín; 2. Khoang phía trước đầu đạn; Nòng súng (ống phóng); 4. Đầu đạn; 5. BTA; 6. Loa phụt phía trước; 7. BCA; 8. Thuốc phóng; 9. Thuốc mồi; 10. Lỗ truyền lửa; 11. Ống mồi; 12. Loa phụt làm việc phía sau; 13. Loa phụt điều chỉnh Φ6,6 mm;14. Loa phụt điều chỉnh Φ5,5 mm; 15. Loa phụt điều chỉnh Φ5,0 mm; 16. Khớp nối

2.4. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của vũ khí ĐPL-BCA

a. Các giả thiết khi xây dựng hệ PTVP TPT

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học (trong đó các tham số như: xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc trong thời gian cháy của thuốc phóng I_k, cộng tích khí thuốc α và lực thuốc phóng f được xác định bằng thực nghiệm trong bom đo áp suất theo quy luật vật lý);

- Thành phần của sản phẩm cháy (khí thuốc) không thay đổi trong suốt quá trình cháy, vì

vậy các trị số C_p, C_v, α, k, f,... là hằng số;

- Không có các phần tử thuốc phóng chưa cháy hết phụt ra khỏi loa phụt;

- Xem áp suất khí thuốc, nhiệt độ, thể tích riêng và mật độ khí là như nhau ở mọi điểm trong BCA và BTA. Áp suất khí thuốc trong BCA (p_c) và BTA (p_t) là áp suất trung bình thuật phóng. Đạn chuyển động dưới tác dụng của áp suất trung bình thuật phóng của BTA là p_t.

- Chuyển động của khí thuốc trong loa phụt là chuyển động ổn định, một chiều ở mỗi thời điểm. Giả thiết này cho phép sử dụng các công thức khí động của dòng khí ổn định vào việc tính toán lượng phụt khí tương đối trong quá trình xảy ra hiện tượng bắn. Để kết quả tính toán phù hợp với thực tế, cần phải đưa vào các công thức này những hệ số phù hợp xác định bằng thực nghiệm tính đến ảnh hưởng của tính chất không ổn định của dòng khí trong loa phụt.

- Đạn chuyển động tịnh tiến trượt trên nòng súng (không có chuyển động quay);

- Do áp suất khí thuốc BTA tại thời điểm đạn ra khỏi nòng nhỏ, nên bỏ qua ảnh hưởng của thời kỳ tác dụng sau cùng;

- Chỉ số mũ đoạn nhiệt k_m và hằng số khí R_m của thuốc mồi bằng chỉ số mũ đoạn nhiệt k_0 và hằng số khí R của thuốc phóng; Các đặc trưng năng lượng của thuốc mồi α_m, δ_m bằng các đặc trưng của thuốc phóng α, δ;

- Tổn thất nhiệt, ảnh hưởng ma sát và các công phụ được tính vào hệ số tăng nặng đầu đạn φ.

b. Hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của vũ khí ĐPL-BCA

Từ các giả thiết đã đưa ra và các phương trình đã được thiết lập, luận án xây dựng hệ PTVP TPT của vũ khí ĐPL-BCA:

$$
\begin{cases}
\dfrac{dz_m}{dt} = s_{1m}\dfrac{p_m}{I_{km}} f(T_{bd}) \\
\dfrac{d\psi_m}{dt} = \chi_m(1 + 2\lambda_m z_m + 3\mu_m {z_m}^2)\dfrac{dz_m}{dt} \\
\dfrac{dm_{km}}{dt} = \omega_m \dfrac{d\psi_m}{dt} - \dfrac{dm_{tr.dm}}{dt} \\
\dfrac{d\tau_m}{dt} = \dfrac{(1-\tau_m) f_m \omega_m \dfrac{d\psi_m}{dt} - (f_i \tau_{i1} - f_m \tau_m)\dfrac{dm_{tr.dm}}{dt}}{f_m(\omega_m \psi_m - m_{tr.dm})} \\
p_m = \dfrac{f_m \tau_m (\omega_m \psi_m - m_{tr.dm})}{W_{0m} - \dfrac{\omega_m}{\delta_m}(1-\psi_m) - \alpha(\omega_m \psi_m - m_{tr.dm})} \\
\dfrac{dm_{tr.dm}}{dt} = \begin{cases}
s_{2m}\dfrac{\varphi_{2m} S_m p_m}{\sqrt{f_m \tau_m}} K_0 & , khi\ \dfrac{p_m}{p_c} \ge k_{gh} \\
s_{2m}\dfrac{\varphi_{2m} S_m p_m}{\sqrt{f_m \tau_m}} \sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0 - 1}\left[\left(\dfrac{p_c}{p_m}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_c}{p_m}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]} & , khi\ 1 < \dfrac{p_m}{p_c} < k_{gh} \\
-s_{2m}\dfrac{\varphi_{2m} S_m p_c}{\sqrt{f \tau_c}} K_0 & , khi\ \dfrac{p_c}{p_m} \ge k_{gh} \\
-s_{2m}\dfrac{\varphi_{2m} S_m p_c}{\sqrt{f \tau_c}} \sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0 - 1}\left[\left(\dfrac{p_m}{p_c}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_m}{p_c}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]} & , khi\ 1 < \dfrac{p_c}{p_m} < k_{gh} \\
0 & , khi\ p_m = p_c
\end{cases} \\
\dfrac{dz}{dt} = s_{1c}\dfrac{p_c}{I_k} f(T_{bd}) \\
\dfrac{d\psi}{dt} = \chi\left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right)\dfrac{dz}{dt} \\
\dfrac{dm_{pk1}}{dt} = \begin{cases}
s_{22}\dfrac{\varphi_{22} S_2 p_c}{\sqrt{f \tau_c}} K_0, & khi\ \dfrac{p_c}{p_{kk}} \ge k_{gh} \\
s_{22}\dfrac{\varphi_{22} S_2 p_c}{\sqrt{f \tau_c}} \sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0 - 1}\left[\left(\dfrac{p_{kk}}{p_c}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_{kk}}{p_c}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]}, & khi\ 1 < \dfrac{p_c}{p_{kk}} < k_{gh}
\end{cases} \\
\dfrac{dm_{kc}}{dt} = \omega\dfrac{d\psi}{dt} + \dfrac{dm_{tr.dm}}{dt} - \dfrac{dm_{tr.dc}}{dt} - \dfrac{dm_{pk1}}{dt} - \dfrac{dm_{pk2}}{dt}
\end{cases}
\tag{1}
$$

Hệ Phương trình (1) tiếp:

$$
\begin{cases}
\dfrac{dm_{tr.dc}}{dt} = \begin{cases}
s_{21}\dfrac{\varphi_{21}S_1 p_c}{\sqrt{f\tau_c}}K_0, & khi\ \dfrac{p_c}{p_t} \ge k_{gh} \\
s_{21}\dfrac{\varphi_{21}S_1 p_c}{\sqrt{f\tau_c}}\sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0-1}\left[\left(\dfrac{p_t}{p_c}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_t}{p_c}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]}, & khi\ 1 < \dfrac{p_c}{p_t} < k_{gh} \\
-s_{21}\dfrac{\varphi_{21}S_1 p_t}{\sqrt{f\tau_t}}K_0, & khi\ \dfrac{p_t}{p_c} \ge k_{gh} \\
-s_{21}\dfrac{\varphi_{21}S_1 p_t}{\sqrt{f\tau_t}}\sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0-1}\left[\left(\dfrac{p_c}{p_t}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_c}{p_t}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]}, & khi\ 1 < \dfrac{p_t}{p_c} < k_{gh} \\
0, & khi\ p_c = p_t
\end{cases} \\
\dfrac{dm_{pk2}}{dt} = \begin{cases}
\left(s_{23}\varphi_{23}S_3 + s_{24}\varphi_{24}S_4 + s_{25}\varphi_{25}S_5\right)\dfrac{K_0 p_c}{\sqrt{f\tau_c}} & khi\ \dfrac{p_c}{p_{kk}} \ge k_{gh} \\
\dfrac{(s_{23}\varphi_{23}S_3 + s_{24}\varphi_{24}S_4 + s_{25}\varphi_{25}S_5)p_c}{\sqrt{f\tau_c}}\sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0-1}\left[\left(\dfrac{p_{kk}}{p_c}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_{kk}}{p_c}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]} & khi\ 1 < \dfrac{p_c}{p_{kk}} < k_{gh}
\end{cases} \\
\dfrac{d\tau_c}{dt} = \dfrac{(1-\tau_c)f\omega\dfrac{d\psi}{dt} - (f_i\tau_{1i} - f\tau_c)\dfrac{dm_{tr.dm}}{dt} - (\tau_{2i} - \tau_c)f\dfrac{dm_{tr.dc}}{dt}}{\omega\psi + m_{tr.dm} - m_{tr.dc} - m_{pk1} - m_{pk2}} \\
p_c = \dfrac{f\tau_c(\omega\psi + m_{tr.dm} - m_{tr.dc} - m_{pk1} - m_{pk2})}{W_{0c} - \dfrac{\omega}{\delta}(1-\psi) - \alpha(\omega\psi + m_{tr.dm} - m_{tr.dc} - m_{pk1} - m_{pk2})} \\
\dfrac{dm_{pkt}}{dt} = \begin{cases}
\dfrac{\varphi_t S_{kh} p_t}{\sqrt{f\tau_t}}K_0, & khi\ \dfrac{p_t}{p_{kk}} \ge k_{gh} \\
\dfrac{\varphi_t S_{kh} p_t}{\sqrt{f\tau_t}}\sqrt{\dfrac{2k_0}{k_0-1}\left[\left(\dfrac{p_{kk}}{p_t}\right)^{\frac{2}{k_0}} - \left(\dfrac{p_{kk}}{p_t}\right)^{\frac{k_0+1}{k_0}}\right]}, & khi\ 1 < \dfrac{p_t}{p_{kk}} < k_{gh}
\end{cases} \\
\dfrac{dm_{kt}}{dt} = \dfrac{dm_{tr.dc}}{dt} - \dfrac{dm_{pkt}}{dt} \\
p_t = \dfrac{f\tau_t(m_{tr.dc} - m_{pkt})}{W_{0t} - \alpha(m_{tr.dc} - m_{pktc}) + S_n L} \\
d\tau_t = \dfrac{(\tau_{2i} - \tau_t)dm_{tr.dc} - \dfrac{k_0 - 1}{k_0 f}\varphi m v dv}{m_{tr.dc} - m_{pkt}} \\
\dfrac{dv}{dt} = s_3\dfrac{S_n(p_t - p_3)}{\varphi m} \\
\dfrac{dL}{dt} = v \\
p_3 = \begin{cases}
\dfrac{p_{kk}W_{03}}{W_{03} - S_n L} & khi\ p_3 < p_{gh3} \\
p_{kk} & khi\ p_3 \ge p_{gh3}
\end{cases}
\end{cases}
$$

Trong đó: - $f_i = f_m$ khi $p_m \ge p_c$; $f_i = f$ khi $p_m < p_c$;

- $\tau_{1i} = \tau_m$ khi $p_m \geq p_c$; $\tau_{1i} = \tau_c$ khi $p_m < p_c$;
- $\tau_{2i} = \tau_c$ khi $p_c \geq p_t$; $\tau_{2i} = \tau_t$ khi $p_c < p_t$;
- $s_{1m} = 0$ khi $\chi_m \geq 1$; $s_{1m} = 1$ khi $\chi_m < 1$;
- $s_{1c} = 0$ khi $\chi \geq 1$; $s_{1c} = 1$ khi $\chi < 1$;
- $s_{2m} = 0$ khi $p_m < p_{mgh}$; $s_{2m} = 1$ khi $p_m \geq p_{mgh}$;
- $s_{21} = 0$ khi $p_c < p_{01}$; $s_{21} = 1$ khi $p_c \geq p_{01}$;
- $s_{22} = 0$ khi $p_c < p_{02}$; $s_{22} = 1$ khi $p_c \geq p_{02}$;
- $s_{23} = 0$ khi $p_c < p_{03}$; $s_{23} = 1$ khi $p_c \geq p_{03}$;
- $s_{24} = 0$ khi $p_c < p_{04}$; $s_{24} = 1$ khi $p_c \geq p_{04}$;
- $s_{25} = 0$ khi $p_c < p_{01}$; $s_{25} = 1$ khi $p_c \geq p_{05}$;
- $s_3 = 0$ khi $F_{kn} < F_{td}$; $s_3 = 1$ khi $F_{kn} \geq F_{td}$.

Các ký hiệu quy ước trong hệ PTVP TPT (1) như sau:

- p_{moi}, z_m, ψ_m tương ứng là áp suất mồi trong ống mồi, bề dày cháy tương đối, lượng sinh khí tương đối của thuốc mồi tại thời điểm đang xét;

- z, ψ tương ứng là bề dày cháy tương đối, lượng sinh khí tương đối của thuốc phóng tại thời điểm đang xét;

- $I_k, f, \chi, \lambda, \mu$ tương ứng là xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc trong thời gian thuốc phóng cháy, lực thuốc phóng và 3 hệ số hình dạng thuốc phóng;

- I_{km}, f_m, χ_m, λ_m, μ_m tương ứng là xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc trong thời gian thuốc mồi cháy, lực thuốc mồi và 3 hệ số hình dạng thuốc mồi;

- $\omega_m, \omega, \delta_m, \delta, \alpha$ tương ứng là khối lượng của thuốc mồi, khối lượng thuốc phóng, khối lượng riêng thuốc mồi, khối lượng riêng thuốc phóng và lượng cộng tích; m tương ứng là khối lượng đầu đạn;

- $m_{tr.dm}, m_{tr.dc}$ tương ứng là lượng trao đổi khí giữa ống mồi và BCA, lượng trao đổi khí giữa BCA và BTA;

- m_{pk1}, m_{pk2}, m_{pkt} tương ứng là lượng phụt khí qua loa phụt phía trước, các loa phụt làm việc, các loa phụt điều chỉnh và qua khe hở giữa đạn với nòng súng;

- m_{km}, m_{kc}, m_{kt} là khối lượng khí thuốc trong ống mồi, trong BCA và trong BTA.

- $p_c, \tau_c, p_t, \tau_t, p_{kk}$ tương ứng là áp suất khí thuốc và nhiệt độ tương đối khí thuốc trong BCA, áp suất khí thuốc và nhiệt độ tương đối khí thuốc trong BTA và áp suất không khí;

- v, L, S_n, S_{kh}, tương ứng là vận tốc, quãng đường chuyển động của đạn, diện tích tiết diện ngang của lòng nòng súng, diện tích mặt cắt ngang khe hở giữa đạn và nòng súng;

- $S_m, S_1, S_2, S_3, S_4, S_5$ tương ứng là tổng diện tích tiết diện tới hạn của lỗ truyền lửa của ống mồi, loa phụt phía trước, loa phụt làm việc phía sau, loa phụt điều chỉnh Φ6,6mm, loa phụt điều chỉnh Φ5,5mm, loa phụt điều chỉnh Φ5,0mm;

- $W_{0m}, W_{0c}, W_{0t}, W_{03}$ tương ứng là thể tích tự do ban đầu của ống mồi, BCA, BTA và khoang phía trước đầu đạn;

- k_0 là chỉ số mũ đoạn nhiệt của khí thuốc; φ là hệ số tính công thứ yếu;

- K_0, k_{gh} được xác định theo $K_0 = \left(\frac{2}{k_0+1}\right)^{\frac{k_0+1}{2(k_0-1)}} \sqrt{k_0}$, $k_{gh} = \left(\frac{k_0+1}{2}\right)^{\frac{k_0}{k_0-1}}$;

- $\varphi_{2m}, \varphi_{21}, \varphi_{22}, \varphi_{23}, \varphi_{24}, \varphi_{25}, \varphi_{2t}$ tương ứng là hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua: lỗ truyền lửa ống mồi, loa phụt phía trước, loa phụt làm việc phía sau, các loa phụt điều chỉnh Φ6,6mm, Φ5,5mm, Φ5,0mm và qua khe hở giữa đạn và nòng súng;

- $s_{1m}, s_{1c}, s_{21}, s_{22}, s_{23}, s_{24}, s_{25}, s_3$ là các hệ số điều khiển chương trình.

3. Khảo sát ảnh hưởng của lực liên kết giữa đầu đạn và động cơ đến các tham số thuật phóng

Lực liên kết giữa đầu đạn và động cơ (lực tống đạn) quyết định thời điểm đạn bắt đầu chuyển động. Lực tống đạn thông thường sẽ ảnh hưởng đến sơ tốc và áp suất của vũ khí thông qua thay đổi thể tích của buồng đốt. Đối với vũ khí thông thường, lực tống đạn càng lớn sơ tốc và áp suất càng tăng. Nếu lực tống đạn quá lớn có thể làm cho áp suất tăng đến mức vượt giá trị cho phép gây vỡ nòng súng. Đối với vũ khí ĐPL-BCA, áp suất trong BCA thông thường sẽ không bị ảnh hưởng của lực tống đạn mà chỉ có sơ tốc và áp suất trong BTA chịu ảnh hưởng.

3.1. Các thông số đầu vào

Bảng 1. Các tham số đầu vào tính toán TPT của đạn RPO

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Khối lượng đạn	m	kg	3,94
2	Quảng đường chuyển động của đạn	L_d	m	0,636
3	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng súng	S_n	m^2	0,0068
4	Thể tích tự do ban đầu ống mồi	W_{0m}	m^3	$1,47.10^{-5}$
5	Thể tích tự do ban đầu BCA	W_{0c}	m^3	$6,188.10^{-4}$
6	Thể tích tự do ban đầu BTA	W_{0t}	m^3	$4,77.10^{-4}$
7	Thể tích tự do ban đầu khoang phía trước đầu đạn	W_{03}	m^3	$1,4.10^{-3}$
8	Tổng diện tích tiết diện tới hạn các lỗ truyền lửa của ống mồi	S_m	m^2	$8,03.10^{-5}$
9	Diện tích tiết diện tới hạn loa phụt phía trước (01 lỗ Φ13,5 mm)	S_1	m^2	$1,43.10^{-4}$
10	Tổng diện tích tiết diện tới hạn loa phụt làm việc phía sau (8 loa phụt)	S_2	m^2	$9,81.10^{-4}$
11	Diện tích tiết diện tới hạn loa phụt điều chỉnh Φ6,6mm	S_3	m^2	$3,42.10^{-5}$
12	Tổng diện tích tích tiết diện tới hạn loa phụt điều chỉnh Φ5,5mm (12 loa phụt)	S_4	m^2	$3,17.10^{-4}$
13	Tổng diện tích tích tiết diện tới hạn loa phụt điều chỉnh Φ5,0mm (6 loa phụt)	S_5	m^2	$1,22.10^{-4}$
14	Diện tích tiết diện ngang khe hở giữa đạn và nòng súng	S_{kh}	m^2	$6,28.10^{-5}$
15	Áp suất mở thông loa phụt phía trước	p_{01}	Pa	0
16	Áp suất mở thông loa phụt làm việc phía sau	p_{02}	Pa	15.10^5
17	Áp suất mở thông loa phụt điều chỉnh Φ6,6mm	p_{03}	Pa	440.10^5
18	Áp suất mở thông loa phụt điều chỉnh Φ5,5mm	p_{04}	Pa	536.10^5
19	Áp suất mở thông loa phụt điều chỉnh Φ5,0mm	p_{05}	Pa	590.10^5
20	Áp suất phá vỡ nắp bịt kín phía trước	p_{3gh}	Pa	$3,1.10^5$
21	Áp suất phá màng bịt các lỗ truyền lửa ống mồi	p_{mgh}	Pa	0
22	Áp suất mồi	p_{moi}	Pa	40.10^5
23	Áp suất không khí	p_{kk}	Pa	1.10^5
24	Lực mở khớp nối	F_{td}	N	450

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
25	Diện tích mặt trong cụm nối	S_{kn1}	m^2	$7,75.10^{-4}$
26	Diện tích mặt ngoài cụm nối	S_{kn2}	m^2	$8,19.10^{-4}$
27	Lực thuốc mồi	f_m	J/kg	265035
28	Khối lượng riêng thuốc mồi	δ_m	kg/m^3	1600
29	Xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc trong thời gian cháy của thuốc mồi	I_{km}	Pa.s	180.10^3
30	Khối lượng thuốc mồi	ω_m	kg	0,0145
31	Lực thuốc phóng	f	J/kg	857982
32	Trọng lượng riêng của thuốc phóng	δ	kg/m^3	1540
33	Lượng cộng tích của khí thuốc	α	m^3/kg	$1,24.10^{-3}$
34	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k_0	-	1,22
35	Xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc trong thời gian cháy của thuốc phóng	I_k	Pa.s	345.10^3
36	Khối lượng thuốc phóng	ω	kg	0,34
37	Các đặc trưng hình dạng của thuốc mồi	χ_m λ_m μ_m	- - -	3 -1 1/3
38	Các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng	χ λ μ	- - -	1,036 -0,0036 0
39	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua loa phụt trước	φ_{21}	-	0,95
40	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua loa phụt làm việc phía sau	φ_{22}	-	0,98
41	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua loa phụt điều chỉnh Φ6,6mm	φ_{23}	-	0,99
42	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua loa phụt điều chỉnh Φ5,5mm	φ_{24}	-	0,99
43	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua loa phụt điều chỉnh Φ5,0mm	φ_{25}	-	0,99
44	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí qua khe hở giữa đạn và nòng súng	φ_{2t}	-	0,2
45	Hệ số ảnh hưởng nhiệt độ	k_t	-	0,002
46	Nhiệt độ ban đầu của thuốc phóng	T_{bd}	^oC	15
47	Hệ số công thứ yếu	φ	-	1,11

3.2. Kết quả tính toán

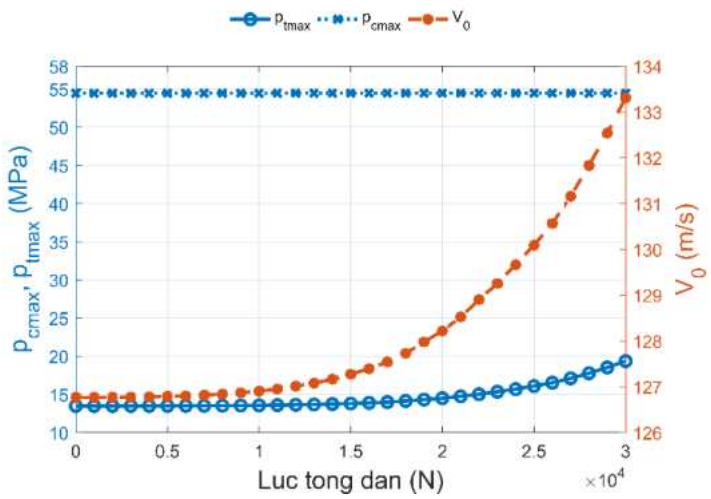
Tiến hành giải hệ PTVP TPT (1) khi thay đổi giá trị lực liên kết từ 0-30000 với bộ tham số đầu vào trong Bảng 1. Kết quả tính toán được trình bày trong Bảng 2:

Bảng 2. Kết quả khảo sát ảnh hưởng lực tống đạn đến sơ tốc và áp suất

TT	F_{td} (N)	p_{cmax} (MPa)	p_{tmax} (MPa)	v_0 (m/s)	TT	F_{td} (N)	p_{cmax} (MPa)	p_{tmax} (MPa)	v_0 (m/s)
1	0	53,99	13,33	126,63	23	10000	53,99	13,41	126,76
2	200	53,99	13,33	126,63	24	11000	53,99	13,44	126,80
3	400	53,99	13,33	126,63	25	12000	53,99	13,48	126,86
4	600	53,99	13,33	126,63	26	13000	53,99	13,52	126,93
5	800	53,99	13,33	126,63	27	14000	53,99	13,58	127,01
6	1000	53,99	13,33	126,63	28	15000	53,99	13,65	127,12
7	1200	53,99	13,33	126,63	29	16000	53,99	13,73	127,25
8	1400	53,99	13,33	126,63	30	17000	53,99	13,84	127,40
9	1600	53,99	13,33	126,63	31	18000	53,99	13,98	127,59
10	1800	53,99	13,33	126,63	32	19000	53,99	14,15	127,83
11	2000	53,99	13,33	126,63	33	20000	53,99	14,35	128,08
12	2200	53,99	13,33	126,63	34	21000	53,99	14,59	128,39
13	2400	53,99	13,33	126,63	35	22000	53,99	14,86	128,72
14	2600	53,99	13,33	126,63	36	23000	53,99	15,18	129,10
15	2800	53,99	13,33	126,63	37	24000	53,99	15,53	129,51
16	3000	53,99	13,33	126,63	38	25000	53,99	15,92	129,94
17	4000	53,99	13,34	126,64	39	26000	53,99	16,36	130,41
18	5000	53,99	13,34	126,65	40	27000	53,99	16,90	130,96
19	6000	53,99	13,35	126,66	41	28000	53,99	17,56	131,62
20	7000	53,99	13,36	126,68	42	29000	53,99	18,32	132,35
21	8000	53,99	13,37	126,70	43	30000	53,99	19,12	133,09
22	9000	53,99	13,39	126,73	44	30180	53,99	46,70	0

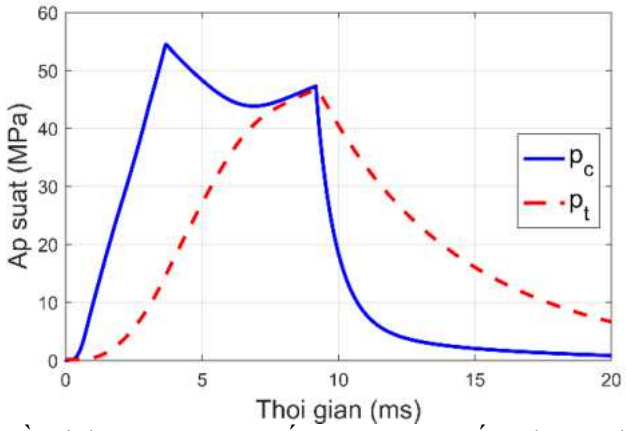
Theo kết quả tính toán, khi lực tống đạn thay đổi từ (0÷3000) N, áp suất lớn nhất trong BCA, BTA và sơ tốc đều không thay đổi.

Khi lực tống đạn thay đổi từ (3000÷10000) N, áp suất lớn nhất trong BCA, BTA không thay đổi. Sơ tốc có tăng nhưng lượng tăng rất nhỏ, từ 126,64 m/s đến 126,76 m/s.



Hình 5. Đồ thị biểu diễn sự thay đổi p_{cmax}, p_{tmax} và v_0 khi thay đổi lực tống

Khi lực tống đạn thay đổi từ (10000÷30000) N, áp suất lớn nhất BTA và sơ tốc đều tăng. Áp suất lớn nhất BTA tăng từ 13,41 MPa lên 19,12 MPa (41,9%), sơ tốc tăng từ 126,76 m/s lên 133,09 m/s (5,1%). Trong khi đó áp suất lớn nhất BCA vẫn không thay đổi.



Hình 6. Đồ thị đường cong áp suất p_c, p_t khi lực tống đạn lớn hơn 30180N

Khi lực tống đạn lớn hơn 30180 N, khớp nối không được giải phóng do vậy đạn không chuyển động. Áp suất lớn nhất trong BTA là 46,7 MPa, áp suất lớn nhất BCA là 53,99 MPa.

Do kết cấu của khớp nối, lực mở khớp nối phụ thuộc áp suất BTA và BCA. Trong đó, áp suất BCA lớn hơn và tăng nhanh hơn rất nhiều so với BTA nên về cơ bản lực mở khớp nối phụ thuộc chủ yếu vào áp suất của BCA. Theo kết quả tính toán, khi lực tống đạn tăng từ 0÷20000 N, áp suất lớn nhất tại BTA và sơ tốc thay đổi nhỏ (13,33÷14,35) Mpa và (126,63÷128,08) m/s.

4. Kết luận

Nội dung bài báo đã phân tích đặc điểm kết cấu, đặc điểm thuật phóng, mô hình thuật phóng của vũ khí ĐPL-BCA. Từ đó, đưa ra mô hình tính toán là hệ các PTVP TPT và tiến hành giải bằng phương pháp tích phân số bằng phương pháp Runge-Kutta trên phần mềm Matlab.

Kết quả tính toán cho khi lực liên kết giữa đầu đạn và động cơ tăng từ 0÷3.000 N, áp suất lớn nhất tại BTA và sơ tốc không đổi, khi tiếp tục tăng lên đến 20.000N thì sự thay đổi là khá nhỏ (áp suất lớn nhất tại BTA tăng 7,9%, sơ tốc tăng 1,1%). Như vậy khi thiết kế, chế tạo có thể lựa chọn miền dung sai của lực liên kết giữa đầu đạn và động cơ ở phạm vi rộng mà không ảnh hưởng đến tính năng của sản phẩm.

Các kết quả trên là cơ sở lý thuyết để tiếp tục nghiên cứu, thiết kế, chế tạo và cải tiến các loại vũ khí, trang bị kỹ thuật phục vụ trong Quân đội, đặc biệt là các loại vũ khí được thiết kế theo nguyên lý động phản lực - buồng cao áp.

Tài liệu tham khảo

[1] Trần Văn Doanh, *Phương trình năng lượng của mô hình thuật phóng trong hệ động học phản lực,* Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật số 151. Học viện Kỹ thuật quân sự, 2012.

[2] Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, *Thuật phóng trong súng pháo*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2006.

[3] Trần Đăng Điện, Nguyễn Quang Lượng, Trần Văn Doanh, *Bài tập thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2006.

[4] Phạm Thế Phiệt, *Các cơ sở vật lý của hiện tượng bắn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 1995.

[5] Phạm Thế Phiệt, *Lý thuyết động cơ tên lửa*, Học Viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội, 1995.

[6] Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2015.

[7] Tài liệu huấn luyện súng phun lửa RPOA(Z), Bộ Tham mưu, 2012.

[8] Tài liệu thiết kế dấu "T", *Đạn nhiệt áp ĐNA-93*, Viện Vũ khí, 2021.
[9] Tài liệu thiết kế dấu "T", *Đạn cháy ĐC-93*, Viện Vũ khí, 2021.
[10] https://vi.wikipedia.org/wiki/RPO_Shmel.
[11] Реактивный пехотный огнемет РПО-А, *Техническое описание инструкция по эксплуатации*, МО.1.0200.000.ТО ИЭ.

Influence of structural parameters on aerodynamic parameters of RPO single-use grenade launcher

Nguyen Van Quan[1], Do Van Minh[1], Nguyen Dinh Hung[2], Do Quoc Vi[2]
Email: Nguyenquan08051996@gmail.com; Tel: 0332121211

Abstract: *The article analyzes the structural model, selects the calculation model and builds the internal differential equation system of the rocket-jet weapon with high-pressure combustion chamber. Presents and evaluates the factors affecting the dynamic process of the rocket-jet weapon with high-pressure combustion chamber. Calculates and determines the binding force between the warhead and the engine (the projectile thrust force). From there, use Matlab software to solve the internal equation system of the weapon, surveying the influence of the projectile thrust force on the pressure and initial velocity of the projectile. The research results of the article serve as a scientific basis for the design and manufacture of weapons and technical equipment to serve the "Promoting the development of the defense and security industry towards self-reliance, self-reliance, modernity and dual-use".*

Keywords: *Structural parameters, projectile thrust force; RPO grenade launcher.*

Giải pháp kết cấu ngòi chạm nổ điện - cơ dùng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử

Đào Văn Toàn*, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Võ Duy Thông, Nguyễn Thế Mạnh

Học viện Kỹ thuật quân sự

* *Email: Daovantoanpytn@gmail.com, Contact number: 0359211761*

Tóm tắt

Bài báo trình bày giải pháp kết cấu ngòi chạm nổ điện-cơ dùng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử. Sử dụng cảm biến va chạm kiểu cơ-điện, ngòi nổ được tối ưu hóa để đảm bảo độ nhạy cao và hoạt động tin cậy trong điều kiện vận tốc và góc chạm khác nhau. Phương án thiết kế mới được đánh giá thông qua các kết quả tính toán lý thuyết và thử nghiệm với mô hình sản phẩm thực tế. Kết quả bước đầu cho thấy khả năng hoạt động ổn định và hiệu quả của phương án thiết kế, có thể đáp ứng được các yêu cầu về kỹ thuật và ứng dụng thực tiễn.

Từ khóa: *UAV cảm tử; ngòi chạm nổ điện-cơ; cảm biến va chạm cơ-điện.*

1. Đặt vấn đề

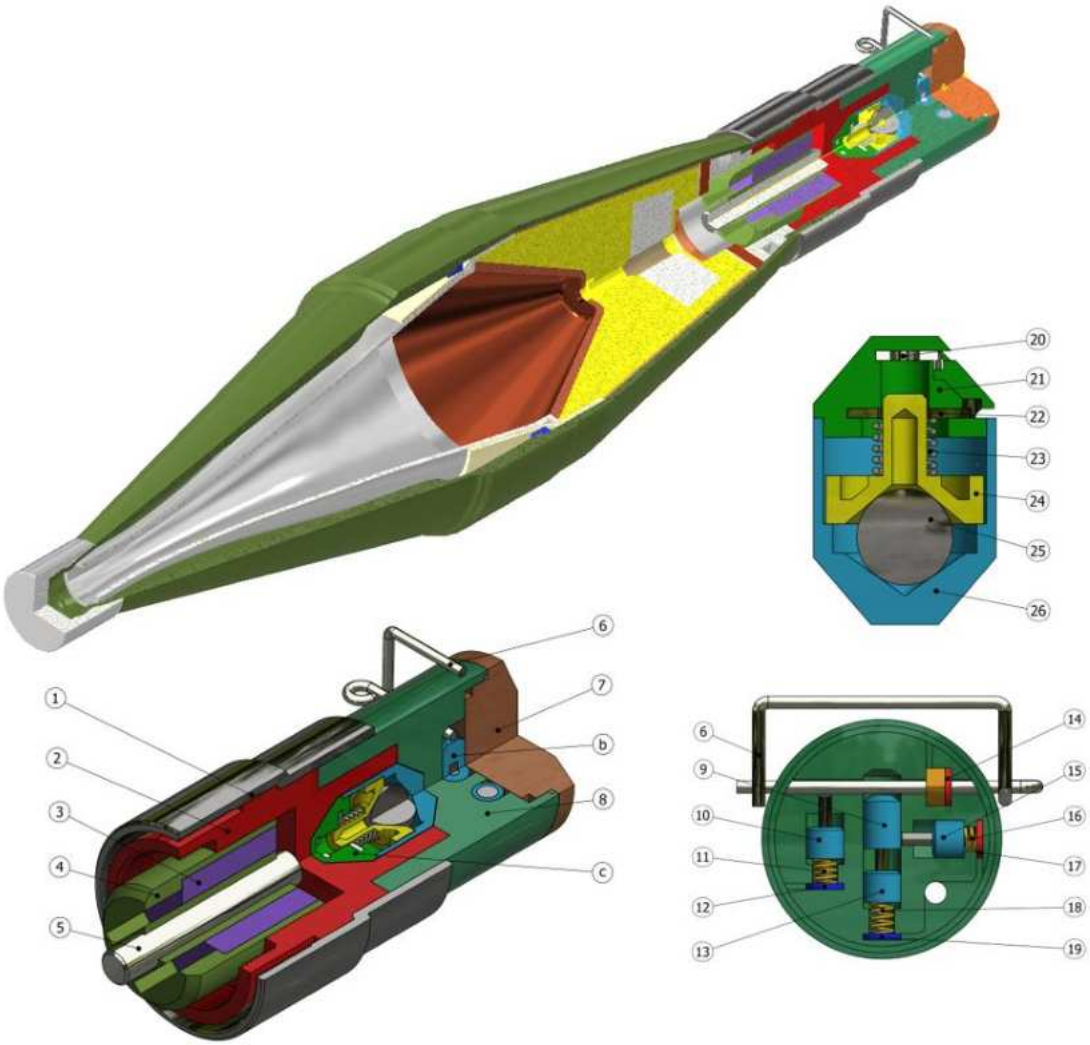
UAV cảm tử đã và đang trở thành lực lượng chiến đấu đặc biệt có vai trò quan trọng thay đổi cục diện trên chiến trường nhờ tính cơ động, linh hoạt, độ chính xác cao, có thể triển khai nhanh, sử dụng trong mọi giai đoạn của trận chiến (tấn công, phòng thủ, rút lui) và có chức năng hủy bỏ nhiệm vụ để tránh thiệt hại,... Hệ thống vũ khí là một bộ phận rất quan trọng của UAV cảm tử nhằm thực hiện nhiệm vụ tiêu diệt mục tiêu, có thể là các loại phần chiến đấu tích hợp sẵn bên trong hoặc đầu đạn sẵn có trong trang bị gắn trực tiếp lên UAV với kích thước và tác dụng khác nhau tùy thuộc vào tải trọng và đặc tính nhiệm vụ của UAV.

Đối với mục tiêu bọc thép kiên cố, đầu đạn xuyên lõm là lựa chọn tối ưu và hiệu quả để tích hợp sử dụng trên UAV cảm tử. Một trong những thành phần quyết định hiệu quả của loại UAV này đó là ngòi nổ (mà chủ yếu là ngòi chạm nổ), đảm bảo kích hoạt đầu đạn đúng thời điểm khi va chạm mục tiêu. Ngòi chạm nổ sẵn có trên các đầu đạn xuyên lõm hiện nay thường là ngòi áp điện đầu - đáy hoạt động ở điều kiện tốc độ va chạm cao, lực quán tính trục lớn [1, 2]. Ngoài ra, bên trong kết cấu của những ngòi trang bị có sử dụng các thành phần hỏa thuật và đặc biệt là có liều thuốc tự hủy nên không có khả năng thu hồi UAV sau khi kích hoạt. Một số mẫu ngòi điện tử trên thế giới đã chứng minh có thể thay thế ngòi truyền thống và có khả năng ứng dụng tốt cho đầu đạn lắp trên UAV chiến đấu [3, 4].

Do đó với đối tượng được xác định là sử dụng đầu đạn xuyên lõm sẵn có trong trang bị để lắp đặt trên UAV cảm tử thì cần có giải pháp kết cấu cho ngòi chạm nổ điện - cơ để đáp ứng các yêu cầu về kích thước, tải trọng, độ nhạy, độ an toàn và độ tin cậy hoạt động khi tích hợp trên UAV cảm tử.

2. Đề xuất phương án thiết kế ngòi chạm nổ điện – cơ dùng cho đầu đạn lõm lắp trên UAV cảm tử

2.1. Kết cấu ngòi chạm nổ điện - cơ



Hình 1. Kết cấu ngòi chạm nổ điện - cơ dùng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử
a) Mô hình 3D cắt bổ của ngòi; b) Cơ cấu đóng mạch; c) Cơ cấu chạm nổ quán tính
1- vành bao; 2- thân trước; 3- mạch điều khiển; 4- bệ kíp; 5- kíp nổ điện; 6- chốt an toàn; 7- nắp đáy; 8- thân sau; 9- nắp chốt dài; 10- chốt ngắn mạch; 11,16,18- lò xo; 12,14,17,19- tiếp điểm; 13- chốt dài; 15- chốt ngắn; 20- tiếp điểm nhỏ; 21- nắp; 22- tiếp điểm lớn; 23- lò xo bảo hiểm; 24- con trượt; 25- khối quán tính; 26- thân khối va đập

Ngòi chạm nổ điện - cơ theo phương án đề xuất (Hình 1) sử dụng cảm biến cơ học để phát hiện va chạm và tạo tín hiệu kích hoạt điện. Thành phần chính bao gồm:

(1) Hệ thống cảm biến va chạm (Cơ cấu chạm nổ quán tính): Sử dụng khối quán tính và lò xo tiếp điểm để truyền tín hiệu khi chạm vào mục tiêu.

(2) Bộ chuyển đổi cơ - điện (Mạch điều khiển): Chuyển đổi từ tác động cơ học thành tín hiệu điện.

(3) Bộ kích hoạt nổ (Kíp nổ điện): Chuyển tín hiệu điện thành năng lượng kích nổ đầu đạn.

2.2. Hoạt động của ngòi chạm nổ điện - cơ

Trong bảo quản vận chuyển, ngòi được bảo quản riêng, chưa được cấp nguồn.

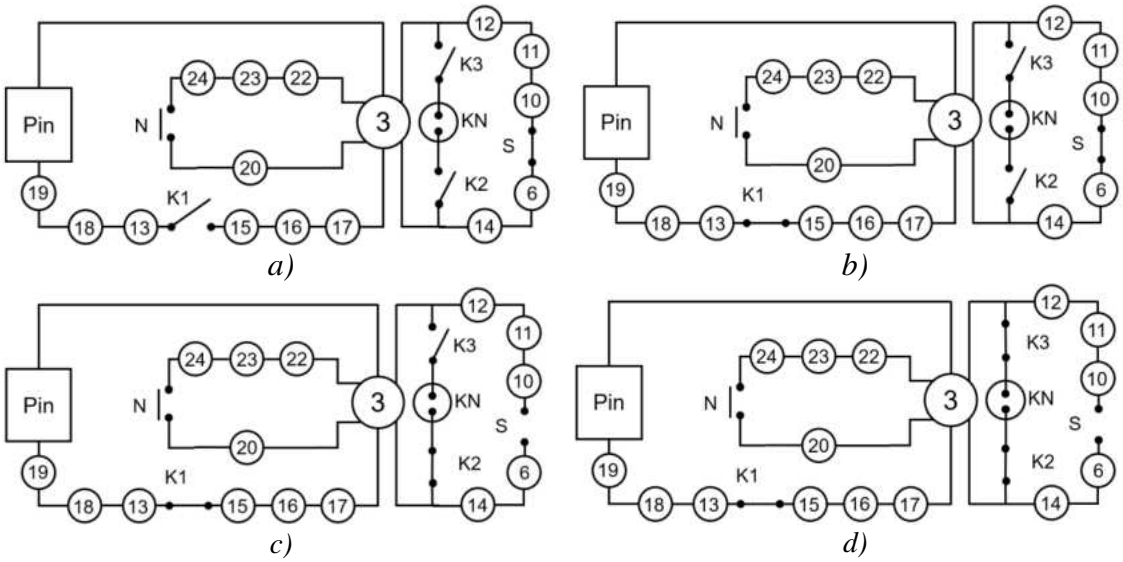
Trong tác chiến, sau khi lắp ngòi vào đạn và lắp đạn lên UAV, dây nguồn được kết nối với ngòi tuy nhiên mạch điều khiển chưa được cấp nguồn điện do cơ cấu đóng mạch chưa làm việc.

Trên đường bay, sau khi UAV khóa mục tiêu, chốt bảo hiểm 6 được cơ cấu rút chốt trên UAV rút ra, giải phóng chốt ngắn mạch 10, ngắt trạng thái ngắn mạch của ngòi. Đồng thời, giải phóng chốt dài 13 được lò xo 18 đẩy lao lên phía trên, giải phóng chốt ngắn 15. Chốt 15 được lò xo 16 đẩy lao về phía khoảng trống và tiếp xúc với phần lõi kim loại ở chốt dài 13. Lúc này nguồn nuôi trên UAV cấp điện cho mạch điều khiển 3.

Trong 1.5 giây tiếp theo kể từ khi cấp nguồn, ngòi ở trong trạng thái bảo hiểm nhờ mạch điều khiển. Sau 1.5 giây, ngòi được mở bảo hiểm, sẵn sàng làm việc.

Khi va chạm vào mục tiêu với lực tác động đủ lớn, dưới tác dụng của lực quán tính, khối quán tính 25 cùng con trượt 24 nén lò xo bảo hiểm 23 lao lên phía trước. Khi đầu con trượt 24 chạm vào tiếp điểm 20, xung va chạm được chuyển thành tín hiệu điện truyền cho mạch điều khiển, vi điều khiển của mạch sẽ xử lý tín hiệu, truyền lệnh chấp hành, cấp điện áp đầu ra vào hai đầu kíp nổ, kíp nổ điện nổ và kích nổ khối thuốc nổ nhồi bên trong thân đạn.

Hoạt động của ngòi được mô tả dưới dạng các sơ đồ nguyên lý theo từng giai đoạn từ trước khi khóa mục tiêu cho tới khi ngòi được kích nổ như sau: (Hình 2).



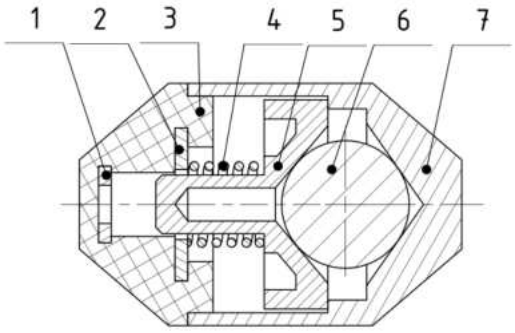
Hình 2. Sơ đồ nguyên lý của mạch nổ

a) Trước khi khóa mục tiêu; b) Sau khi khóa mục tiêu; c) Sau khi mở bảo hiểm; d) Khi kích nổ

3. Thiết kế cơ cấu chạm nổ quán tính

3.1. Kết cấu cơ cấu chạm nổ quán tính

Trên cơ sở phân tích các kết cấu sẵn có [5-7] và các yêu cầu đặt ra đối với ngòi chạm nổ điện - cơ dùng cho đầu đạn lắp trên UAV cảm tử, tác giả đưa ra kết cấu của cơ cấu chạm nổ quán tính như Hình 3.



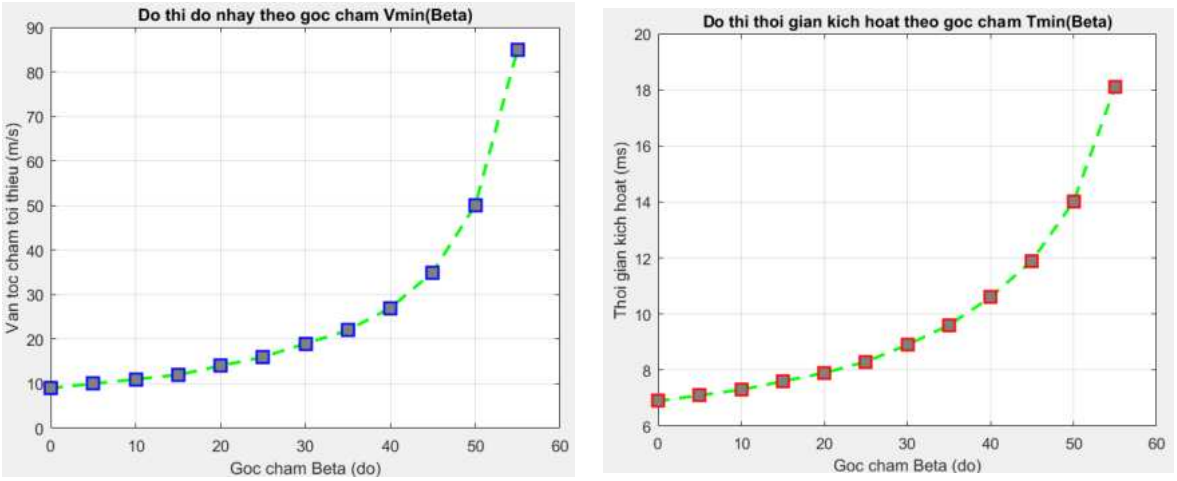
Hình 3. Cấu tạo cơ cấu chạm nổ quán tính

1- tiếp điểm nhỏ; 2- tiếp điểm lớn; 3- nắp đầu; 4- lò xo bảo hiểm;5- con trượt; 6- khối quán tính; 7- thân vỏ

Thông số kết cấu: Khối quán tính làm bằng thép có khối lượng 4,0 g; con trượt làm bằng nhôm có khối lượng 2,0 g; góc côn của con trượt là 50^o; góc côn của con trượt là 55^o; độ cứng của lò xo là 300 N/m; quãng đường mở bảo hiểm a = 3,5 mm; thân vỏ được làm bằng nhôm; nắp đầu làm từ nhựa.

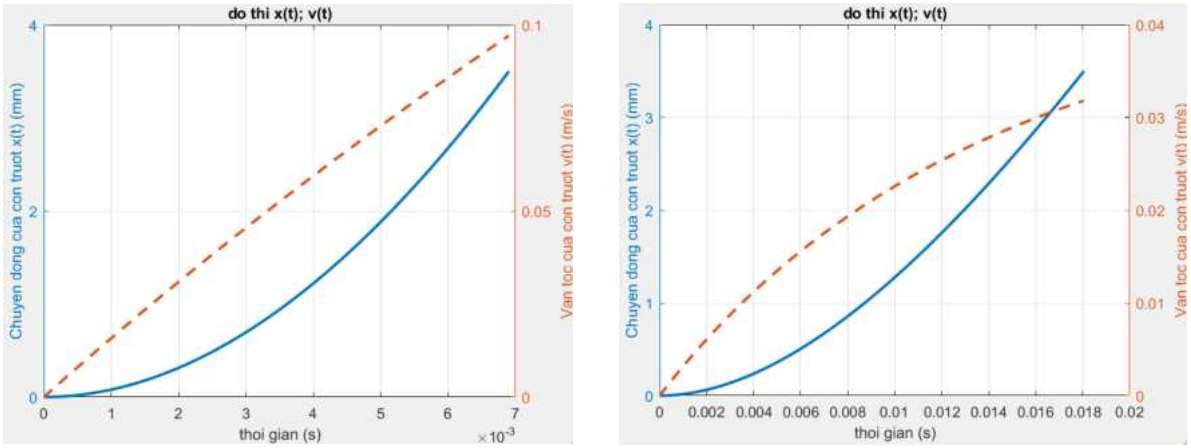
3.2. Kết quả khảo sát cơ cấu chạm nổ quán tính

Khảo sát độ nhạy của cơ cấu va đập ở dải góc chạm từ 0 ^{o} ÷ 55 ^{o} với bề mặt va chạm là đất thông thường (Hình 4), kết quả cho thấy: Từ 0 ^{o} đến 40 ^{o}, vận tốc chạm tối thiểu tăng chậm, cảm biến kích hoạt nhanh và nhạy; từ 40 ^{o} đến 55^o, vận tốc chạm tối thiểu tăng mạnh, độ nhạy giảm mạnh. Dễ thấy, cơ cấu va đập có độ nhạy tương đối cao ở dải góc chạm rộng từ 0 ^{o} đến 50 ^{o} và thời gian kích hoạt ngắn, phù hợp sử dụng cho UAV cảm tử.



Hình 4. Đồ thị độ nhạy theo góc chạm

Từ đồ thị độ dịch chuyển x(t) và vận tốc v(t) theo thời gian ứng với hai góc chạm 0^o và 55^o (Hình 5) cho thấy vận tốc con trượt tại vị trí mở bảo hiểm là v ≥ 3,3 (cm/s). Như vậy, đủ thời gian để cảm biến lưu lại tín hiệu va chạm, từ đó truyền tín hiệu cho mạch điều khiển.

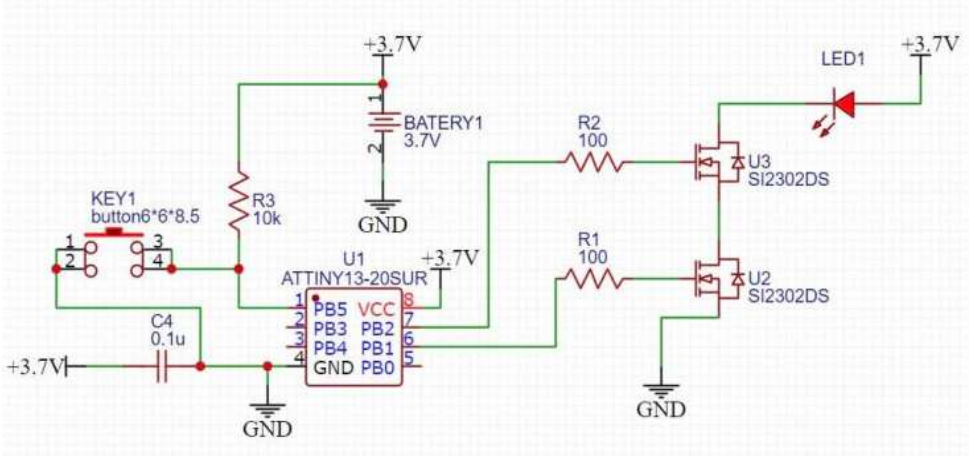


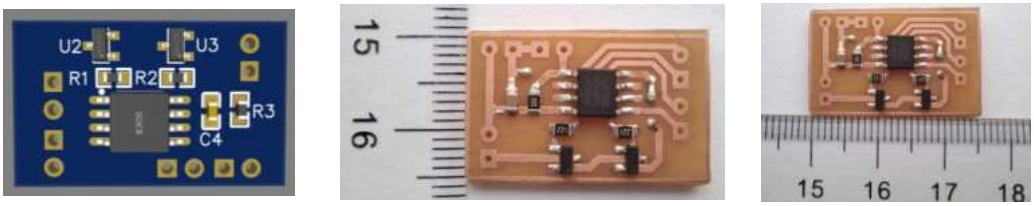
a) Góc chạm beta = 0^o *b) Góc chạm beta = 55^o*

Hình 5. Đồ thị độ dịch chuyển và vận tốc của con trượt theo thời gian

4. Thiết kế mạch điều khiển

Mạch điều khiển được thiết kế từ các linh kiện có sẵn trên thị trường: vi điều khiển Attiny13 [8], transistor, điện trở, tụ điện (Hình 6).





Hình 6. Sơ đồ nguyên lý và sơ đồ PCB mạch điều khiển

U1- vi điều khiển Attiny13; R1,R2- điện trở 100Ω; R3- điện trở 10k Ω; U2,U3- transistor; C4- tụ điện; KEY1- nút nhấn; LED1- tải (kíp nổ điện)

Nguyên lý hoạt động của mạch điều khiển:

Thời điểm ban đầu, khi cơ cấu đóng mạch (Hình 1) chưa làm việc, mạch điều khiển chưa được cấp nguồn, ngòi ở trạng thái an toàn.

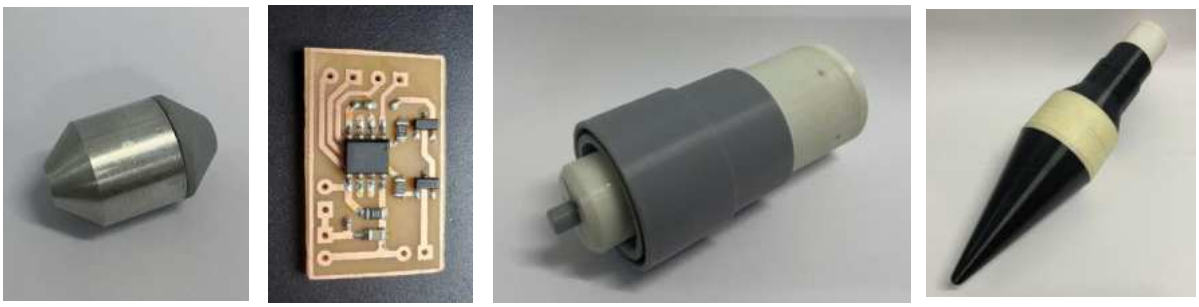
Khi cơ cấu đóng mạch làm việc, ngắt sun ngắn mạch S, cấp nguồn cho mạch điều khiển, bộ đếm thời gian bắt đầu làm việc. Tới thời điểm 1.5 giây, vi điều khiển (VĐK) U1 cấp điện áp dương qua chân PB1 cho transistor U2, thông mạch mở bảo hiểm cho ngòi.

Khi va chạm đủ để nút nhấn KEY1 hoạt động, chuyển từ tín hiệu cơ học sang tín hiệu điện và truyền cho VĐK U1. Sau đó, điện áp dương được VĐK cấp qua chân PB2 cho transistor U3, thông mạch nổ cho ngòi, điện áp được cấp vào hai đầu kíp nổ điện (LED1), kích nổ kíp nổ điện.

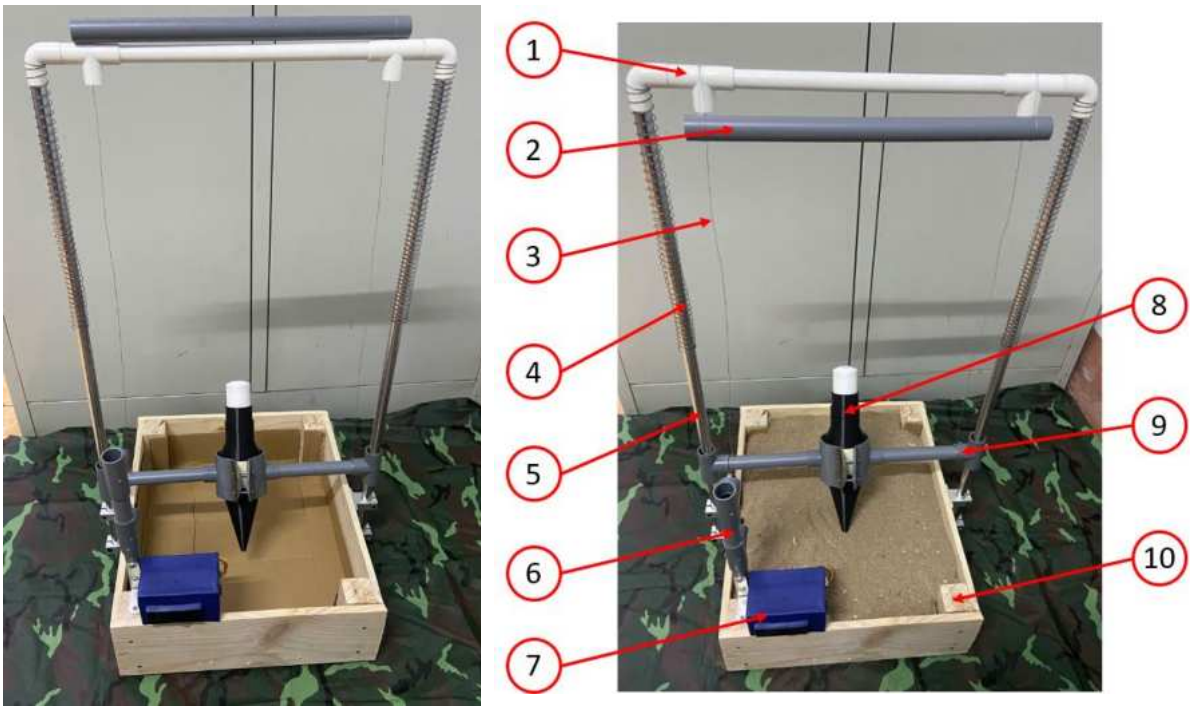
5. Thử nghiệm

5.1. Thiết bị, dụng cụ và mẫu thử nghiệm

- Thiết bị, dụng cụ thử nghiệm và mẫu thử nghiệm như trên Hình 7 và Hình 8.



Hình 7. Mẫu thử nghiệm



Hình 8. Thiết bị thử nghiệm va chạm

1- khung đỡ; 2- tay kéo; 3- dây kéo; 4- lò xo;5- thanh trượt;
6- trụ đỡ cảm biến; 7- bộ phận máy đo; 8- mẫu thử; 9- giá gắn mẫu; 10- khay chứa nền

5.2. Tiến hành thử nghiệm

(1) Thử nghiệm độ tin cậy làm việc của mạch điều khiển và cơ cấu đóng mạch:

- Trường hợp 1: Cơ cấu đóng mạch được thay bằng công tắc đóng ngắt K1, cơ cấu chạm nổ quán tính được thay bằng công tắc đóng ngắt K2. Lúc này mẫu thử bao gồm cơ cấu công tắc đóng ngắt K1,2 và mạch điều khiển. Thực hiện thao tác sau: đóng công tắc K1 cấp nguồn cho mạch điều khiển. Tại một thời điểm bất kỳ sau khi mở bảo hiểm (tức sau 1.5 giây – đèn báo hiệu số 1 sáng), đóng công tắc K2 và quan sát đèn báo hiệu số 2 (thay cho kíp nổ điện) trên mạch điều khiển. Nếu đèn báo hiệu số 2 sáng thì mạch hoạt động tốt. Lặp lại thao tác trên 50 lần, thống kê kết quả trong Bảng 1.

- Trường hợp 2: Tương tự như trường hợp 1, nhưng giữ nguyên cơ cấu đóng mạch được, thay cơ cấu chạm nổ quán tính bằng công tác đóng ngắt. Lặp lại thao tác như trường hợp 1 và quan sát đèn báo hiệu số 2. Kết quả thử nghiệm được tổng hợp trong Bảng 1.

(2) Thử nghiệm khả năng làm việc của cơ cấu chạm nổ quán tính trên các bề mặt khác nhau: Lắp mẫu thử nghiệm ngòi vào mô hình đầu đạn và gá đặt cố định vào giá thử nghiệm. Điều chỉnh góc nghiêng của trục đạn theo các phương án thử nghiệm (góc giữa trục đạn và phương thẳng đứng - β là 0^o, 10^o và 20^o). Khi thử nghiệm, trên cơ sở kết quả tính toán lý thuyết, trước tiên tiến hành dò tìm độ cao giới hạn cần thiết để ngòi hoạt động tương ứng với từng giá trị của β. Nâng dần độ cao thử nghiệm cho tới khi ngòi bắt đầu hoạt động, đánh dấu vị trí độ cao thử nghiệm (H_{min}). Tiến hành ghi kết quả của 20 lần đo vận tốc và quan sát đèn báo hiệu hoạt động của ngòi tại độ cao thả rơi bất kỳ (H) nằm trong vùng $\left(H_{\min}-5; H_{\min}+10\right)$cm. Lặp lại toàn bộ thao tác trên với các giá trị góc β khác nhau và thống kê kết quả trong Bảng 2.

5.3. Kết quả thử nghiệm

(1) Thử nghiệm độ tin cậy làm việc của mạch điều khiển và cơ cấu đóng mạch:

Bảng 1. Kết quả thử nghiệm thả rơi trên nền đất thông thường

Trường hợp	Tỷ lệ hoạt động
TH1: Mạch điều khiển + 2 công tắc	48/50 (96%)
TH2: Cơ cấu đóng mạch và mạch điều khiển + công tắc	50/50 (100%)

Kết quả thử nghiệm (Bảng 1) cho thấy mạch điều khiển hoạt động với độ tin cậy cao 100%, cơ cấu đóng mạch hoạt động với 96%. Lý giải cho việc mạch hoạt động tin cậy tuyệt đối nhưng khi kết hợp với cơ cấu đóng mạch thì độ tin cậy giảm xuống có thể do các lò xo tiếp điểm hoạt động không ổn định, độ chính xác gia công mẫu thử còn hạn chế, độ nhám bề mặt cao dẫn tới cơ cấu bị tắc, kẹt trong quá trình chuyển động.

(2) Thử nghiệm khả năng làm việc của cơ cấu chạm nổ quán tính trên các bề mặt khác nhau:

Kết quả thử nghiệm ở các giá trị góc β tương ứng là 0^o, 10^o và 20^o từ các độ cao thử nghiệm khác nhau trên nền đất thông thường được thể hiện trong Bảng 2 dưới đây:

Bảng 2. Kết quả thử nghiệm va chạm trên nền đất thông thường (bảng vận tốc chạm)

STT	$\beta = 0^o$			$\beta = 10^o$			$\beta = 20^o$		
	Vận tốc chạm (m/s)	***Độ cao thả rơi tương ứng (m)***	***Hoạt động (O, X)***	***Vận tốc chạm (m/s)***	***Độ cao thả rơi tương ứng (m)***	***Hoạt động (O, X)***	***Vận tốc chạm (m/s)***	***Độ cao thả rơi tương ứng (m)***	***Hoạt động (O, X)***
1	12,3	7,56	*O*	15,6	12,17	*O*	18,5	17,11	*O*
2	11,2	6,27	*X*	15,9	12,64	*O*	18,9	17,86	*O*
3	12,7	8,06	*O*	16,6	13,78	*O*	19,2	18,43	*O*
4	13,2	8,71	*O*	17,3	14,96	*O*	19,1	18,24	*O*
5	14,5	10,51	*O*	15,3	11,7	*O*	19,8	19,6	*O*
6	15,2	11,55	*O*	14,2	10,1	*X*	17,2	14,79	*X*
7	14,0	9,8	*O*	14,4	10,37	*X*	18,4	16,93	*O*
8	11,8	6,96	*X*	15,5	12,0	*O*	18,7	17,48	*O*
9	12,6	7,94	*O*	15,8	12,48	*O*	19,2	18,43	*O*
10	13,8	9,52	*O*	15,1	11,4	*X*	19,7	19,4	*O*
11	13,5	9,11	*O*	16,3	13,28	*O*	20,2	20,4	*O*
12	12,4	7,69	*O*	17,8	15,84	*O*	19,9	19,8	*O*
13	15,4	11,86	*O*	18,2	16,56	*O*	20,4	20,8	*O*
14	13,5	9,11	*O*	15,4	11,86	*O*	18,6	17,3	*O*
15	15,9	12,64	*O*	14,1	9,94	*X*	17,4	15,14	*X*
16	14,5	10,51	*O*	16,2	13,12	*O*	17,8	15,84	*X*
17	14,3	10,22	*O*	17,3	14,96	*O*	18,4	16,93	*O*
18	12,1	7,32	*X*	17,2	14,79	*O*	18,8	17,67	*O*
19	13,0	8,45	*O*	15,2	11,55	*X*	17,5	15,31	*X*
20	11,5	6,61	*X*	15,9	12,64	*O*	19,6	19,21	*O*
Tỷ lệ hoạt động (%)			***80***			***75***			***80***

Kết quả cho thấy:

- Với góc $\beta = 0^o$, tỷ lệ hoạt động trong dải vận tốc chạm từ (10,8 ÷ 15,9) m/s là 80%, tỷ lệ hoạt động với vận tốc chạm ≥ 12,3 m/s là 100%.

- Với góc $\beta = 10^o$, tỷ lệ hoạt động trong dải vận tốc chạm từ (14,1 ÷ 18,2) m/s là 75%, tỷ lệ hoạt động với vận tốc chạm ≥ 15,3 m/s là 100%.

- Với góc $\beta = 20^o$, tỷ lệ hoạt động trong dải vận tốc chạm từ (17,2 ÷ 20,4) m/s là 80%, tỷ lệ hoạt động với vận tốc chạm ≥ 18,4 m/s là 100%.

6. Kết luận

Giải pháp thiết kế ngòi chạm nổ điện - cơ dùng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV tự sát theo phương án thiết kế có khả năng giải quyết được các vấn đề đặt ra khi xác định đối tượng áp dụng là đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử. Bên cạnh đó, ngòi chạm nổ điện - cơ còn có nhiều ưu điểm như: thiết kế nhỏ gọn và chỉ gồm phần ngòi đáy; trọng lượng nhẹ phù hợp sử dụng cho UAV có tải trọng thấp; độ tin cậy hoạt động tương đối cao và an toàn trong bảo quản vận chuyển; phạm vi góc chạm khá rộng và thời gian kích hoạt ngắn, phù hợp sử dụng cho đầu đạn xuyên lõm lắp trên UAV cảm tử. Ngoài ra, ngòi sử dụng cảm biến cơ - điện giúp giảm khả năng nhiễu trong quá trình hoạt động.

Tuy nhiên, ngòi theo giải pháp thiết kế mới bộc lộ một số hạn chế như: yêu cầu cao về độ bịt kín trong bảo quản; độ nhạy thấp ở góc chạm lớn. Trong giai đoạn nghiên cứu tiếp theo cần tối ưu hóa cảm biến va chạm (cơ cấu chạm nổ quán tính) để nâng cao độ nhạy ở các góc chạm lớn mà vẫn đảm bảo an toàn trên đường bay, ngoài ra có thể tích hợp thêm cảm biến thông minh giúp tự động nhận biết bề mặt mục tiêu và tự động điều chỉnh hướng kích nổ,...

Giải pháp thiết kế ngòi chạm nổ điện - cơ nêu trên có khả năng đã đáp ứng được các yêu cầu cơ bản đối với ngòi nổ sử dụng cho đầu đạn lắp trên UAV cảm tử. Giải pháp kết cấu này có thể mở rộng ứng dụng trong các loại đạn hoặc lựu đạn khác sử dụng trên UAV.

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] Vũ Văn Lâm, *Ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội, 1999.

[3] M. Hahn, D. Kugler, *Mechano-electrical fuze for hand grenade*, 2005.

[4] M. Bueno, *Mecanotronic fuzes for hand grenades*, 2006.

[5] Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V, *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2010.

[6] Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Đỗ Văn Giôn, Đào Văn Toàn, Nguyễn Việt Trung, Kongsathit Phanthavong, *Nghiên cứu ứng dụng cơ cấu va đập đóng mạch có khối quán tính hai mặt côn trong ngòi lựu đạn chạm nổ điện - cơ*, Tạp chí Khoa học và kỹ thuật, số 01, tr. 45-54, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2022.

[7] Xuan Son Bui, Duc Hung Pham, Van Gion Do, Van Bien Vo, *Analysing the sensitivity of the all-ways action mechanism upon impact on target*, The 8th international conference on Military Technology, Brno, Czech Republic, 2021.

[8] Atmel Corporation, *Atmel 8-bit AVR Microcontroller with 2/4/8K Bytes In-System Programmable Flash*, Arktika 4D, 1600 Technology Drive, San Jose, CA 95110, USA, 2013.

Research on structural solutions for electro-mechanical fuse used for shaped-charge warhead mounted on suicide UAVs

Abstract: *The article presents a structural solution for an electro-mechanical impact fuse used for shaped-charge warheads mounted on suicide UAVs. Using a mechano-electrical impact sensor, the fuse is optimized to ensure high sensitivity and reliable operation under varying impact velocities and angles. The new design plan is evaluated through theoretical calculation results and experimental testing with a real product model. The results demonstrate the stability and effectiveness of the design, which can meet technical and practical application requirements.*

Keywords: Suicide UAV; electro-mechanical fuse; mechano-electrical impact sensor.

Nghiên cứu phương án chế tạo hạt áp điện đảm bảo an toàn khi bắn của ngòi đạn pháo xuyên lõm

Trần Anh Tuấn[1*], Phạm Đức Hùng[2], Bùi Xuân Sơn[3]

[1] Lớp Cao học Đạn, K35, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2] Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[3] Bộ môn Đạn, Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: [*]gcal.tat@gmail.com; Contact number: 0377.818.238

Tóm tắt

Bài báo tập trung phân tích các phương án chế tạo hạt áp điện từ vật liệu Lead Zirconate Titanate (PZT) nhằm đảm bảo điều kiện an toàn khi bắn, đồng thời phù hợp với khả năng công nghệ hiện có tại các nhà máy trong nước. Để đáp ứng yêu cầu an toàn, điện áp sinh ra trong quá trình bắn phải nằm trong giới hạn cho phép của các chi tiết có nhiệm vụ phát hỏa như ốn nổ tia lửa điện, mồi lửa điện,… tránh nguy cơ kích nổ sớm cho ngòi. Trên cơ sở đó, nghiên cứu đề xuất phương án chế tạo hạt áp điện phù hợp cho ngòi V-15, đảm bảo khả năng công nghệ trong sản xuất. Kết quả nghiên cứu không chỉ có ý nghĩa đối với quá trình thiết kế, sản xuất ngòi V-15 mà còn có thể áp dụng cho các loại ngòi áp điện tương tự, góp phần nâng cao năng lực tự chủ trong sản xuất Quốc phòng.

Từ khóa: *Hạt áp điện; PZT; an toàn của ngòi; ngòi nổ; ngòi áp điện.*

1. Đặt vấn đề

Vật liệu PZT (Lead Zirconate Titanate) nổi bật với khả năng chuyển đổi năng lượng cơ học thành điện năng và ngược lại, giúp nó trở thành lựa chọn phổ biến trong chế tạo cảm biến, bộ kích hoạt và ngòi nổ. Nhờ tính chất áp điện cao, PZT có thể tạo ra điện áp cần thiết để kích hoạt ngòi khi đầu đạn chạm mục tiêu. Tuy nhiên, để đảm bảo hoạt động an toàn và ổn định, điện áp phát ra phải được kiểm soát trong phạm vi thích hợp, đủ lớn để đảm bảo kích nổ chính xác nhưng không vượt quá giới hạn an toàn trong quá trình bắn.

Khi bắn, hạt áp điện trong ngòi chịu tác động của lực quán tính trục lớn và lực nén từ các chi tiết khác, dẫn đến sự hình thành điện áp giữa hai cực. Nếu không được kiểm soát hợp lý, hiện tượng này có thể gây kích nổ ngoài ý muốn khi đạn vẫn còn trong nòng. Do đó, việc tính toán và thiết kế các thông số áp điện phải được thực hiện chính xác, đảm bảo rằng điện áp sinh ra nằm trong giới hạn an toàn của ống nổ tia lửa điện. Đồng thời, công nghệ chế tạo phải đáp ứng các tiêu chuẩn kỹ thuật để duy trì độ ổn định của vật liệu, giúp hạt áp điện hoạt động hiệu quả theo đúng yêu cầu thiết kế.

Hiện nay, công nghệ chế tạo vật liệu PZT tại nước ta đã có nhiều sản phẩm sản xuất ổn định, đặc biệt là các sản phẩm Quốc phòng như gốm áp điện dùng cho ngòi nổ VP-7, VP-9… Đây là nền tảng quan trọng để nghiên cứu, điều chỉnh công nghệ và áp dụng cho việc chế tạo các sản phẩm mới chế tạo từ vật liệu PZT, có tính năng tương tự nhưng có thông số khác nhau như mô đun áp điện, điện áp, điện dung,… hay các sản phẩm cụ thể như gốm áp điện cho ngòi V-15, NAĐ13-2...

Đối với ngòi V-15, dựa trên cơ sở các thông số kỹ thuật đã khảo sát từ ngòi của Nga, có thể đề xuất một số phương án chế tạo gốm áp điện. Một trong những hướng tiếp cận là nghiên cứu và cải tiến công nghệ chế tạo hạt áp điện nhằm tạo ra sản phẩm có tính chất tương đương. Ngoài ra,

có thể sử dụng gốm áp điện của các ngòi VP-7, VP-9 hoặc những loại đã được sản xuất ổn định, kết hợp với điều chỉnh thiết kế ngòi để đảm bảo các yêu cầu về an toàn cũng như duy trì tính năng tác dụng của sản phẩm..

2. Tính toán điện áp phát của hạt áp điện khi bắn.

Khi hai tiếp điểm được đặt tiếp xúc trực tiếp với hai bề mặt chịu lực của hạt áp điện, điện áp phát sinh có thể được xác định dựa trên mối quan hệ giữa lực tác động, hằng số áp điện và điện dung của vật liệu. Trong điều kiện này, điện áp được tính theo công thức [1]:

$$u_c = \frac{k_p \lambda . \sigma . s_p}{C_p + C_{iii} + C_B} \quad (1)$$

Trong đó: k_p là hệ số tổn thất từ thẩm; λ là mô đun áp điện (d_{33}); σ là ứng suất tác dụng trong gốm áp điện dưới tác dụng của lực F; S_p là diện tích bề mặt chịu lực của gốm áp điện; C_p, C_{iii}, C_B lần lượt là điện dung riêng của hạt áp điện, điện dung của dây dẫn và điện dung của phụ tải.

Do k_p, λ, S_p và các giá trị điện dung đều là hằng số nên có thể viết: $u_c = K.\sigma$

Như vậy điện áp xuất hiện trên bề mặt chịu lực của hạt áp điện tỷ lệ thuận với ứng suất tác dụng.

Để minh họa rõ hơn, chúng ta sẽ tiến hành tính toán cụ thể các điều kiện an toàn này đối với ngòi nổ V-15.

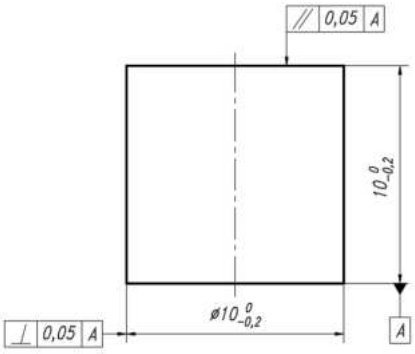
Ngòi nổ V-15 được lắp cho đạn BK-13, đây là loại đạn xuyên lõm ổn định bằng cánh và ít quay, nên ở thời kỳ bắn ta chỉ quan tâm đến lực quán tính trục tác dụng lên chi tiết hạt áp điện.

Lực quán tính trục khi bắn được tính theo công thức sau [2]:

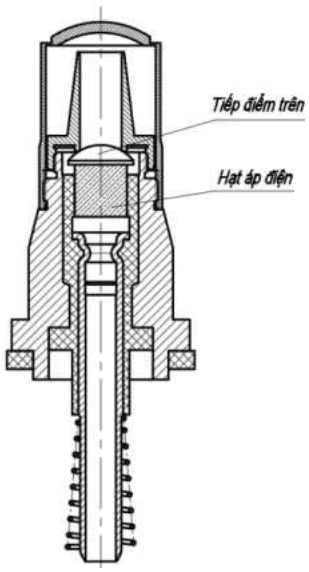
$$S = \frac{m}{M} \frac{\pi}{4} \frac{d^2}{\varphi} P \quad (2)$$

Trong đó: m là khối lượng của chi tiết ngòi (hạt áp điện và tiếp điểm trên); M là khối lượng của toàn bộ đầu đạn; d là cỡ nòng; P là áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy đạn; φ là hệ số công thứ yếu.

Các thông số của hạt áp điện (*Hình 1*) trên ngòi V-15 của Nga (*Hình 2*) đã được khảo sát, đo đạc và trình bày trong *Bảng 1*:



Hình 1. Hạt áp điện ngòi V-15



Hình 2. Phần đầu ngòi V-15

Bảng 1. Thông số của hạt áp điện ngòi V-15

TT	Tham số	Giá trị
1	Khối lượng hạt áp điện, m (g)	4,1
2	Khối lượng tiếp điểm trên, m_1 (g)	2,3
3	Đường kính hạt áp điện, d (mm)	10
4	Mô đun áp điện (d_{33}), λ (C/N)	140.10^{-12}
5	Hệ số tổn thất từ thẩm, k_p	0,40
6	Độ từ thẩm của hạt áp điện, ε_r (Φ/m)	13.10^{-9}

Để xác định điện áp tối đa sinh ra từ hạt áp điện khi bắn, trước tiên cần xác định ứng suất lớn nhất (σ_{max}), xảy ra khi lực quán tính trục cực đại (S_{max}) tác động lên hạt áp điện từ công thức $\sigma_{max} = S_{\max} / S_p$. Giá trị S_{max} được tính dựa trên áp suất cực đại (P_{max}) tác động lên đáy đạn.

Các thông số ban đầu như sau: Khối lượng đầu đạn: 18,2 kg; cỡ đạn 122 mm; hệ số công thứ yếu 1,06. Giải bài toán thuật phóng cho kết quả $P_{max} = 250Mpa$ khi bắn liều tăng cường hay liều phóng đã được sấy đạt 40°C. Từ đó, áp dụng công thức tính điện áp phát sinh, ta xác định được giá trị điện áp khi bắn là 532 V.

Ngòi V-15 sử dụng ống nổ tia lửa điện tiêu chuẩn 94.H12.8002, sản phẩm này được sử dụng phổ biến trong các ngòi áp điện như VP-7, VP-9, có điện áp an toàn là 800V. Ta thấy, điện áp sinh ra khi bắn 532V nhỏ hơn điện áp an toàn 800V. Vậy ngòi V-15 đảm bảo an toàn khi bắn.

3. Đánh giá các phương án chế tạo hạt áp điện đảm bảo yêu cầu an toàn khi bắn

Do ngòi nổ V-15 đang được nghiên cứu, chế tạo tại nước ta nên việc chế tạo gốm áp điện chưa xác định công nghệ ổn định. Sau khi chế thử tại nhà máy Z181/Tổng cục CNQP, xác định được 3 mẫu sản phẩm khả thi, có thông số như trong bảng 2 sau:

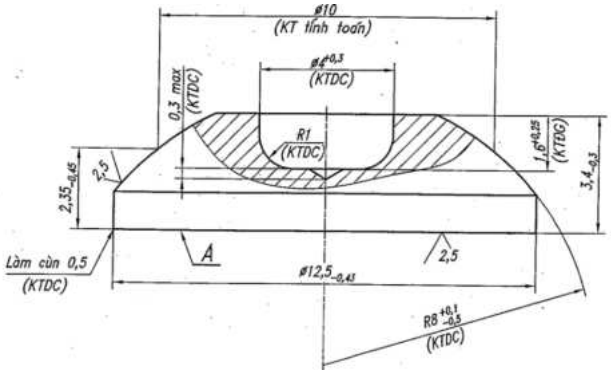
Bảng 2. Điện áp phát khi bắn của hạt áp điện với các phương án chế thử khác nhau

Tham số	Nguyên mẫu ngòi V-15	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3
Khối lượng hạt áp điện, m (g)	4,10	5,60	5,60	5,60
Khối lượng tiếp điểm trên, m_1 (g)	2,30	2,30	2,30	2,30
Đường kính, d (mm)	10,00	10,00	10,00	10,00
Mô đun áp điện (d_{33}), λ (pC/N)	140	440	540	170
Hệ số tổn thất từ thẩm, k_p	0,40	0,53	0,45	0,36
Hiệu điện thế khi bắn	532	1131	1241	**692**

Từ kết quả trên ta thấy, mẫu 3 có thể sử dụng để chế tạo hạt áp điện cho ngòi V-15.

Để thuận lợi trong quá trình chế tạo, ta có thể tận dụng vật liệu và quy trình sản xuất hạt áp điện đã có công nghệ ổn định, được kiểm chứng qua nhiều lô ngòi VP-7, VP-9… đồng thời điều chỉnh các thông số kỹ thuật phù hợp (như cường độ từ nạp, nhiệt độ nung...) để chế tạo sản phẩm đáp ứng yêu cầu.

Mặt khác từ công thức (2), cho thấy có thể giảm điện áp phát khi bắn bằng cách làm giảm khối lượng tiếp điểm trên. Có một số phương án có thể áp dụng như: thay đổi kích thước, biên dạng chi tiết tiếp điểm trên và thay đổi vật liệu chế tạo sản phẩm.



Hình 3. Tiếp điểm trên ngòi VP-7

Căn cứ vào tính năng, tác dụng, kích thước sản phẩm ta thấy, có thể sử dụng chi tiết tiếp điểm trên của VP-7 (*Hình 3*) có khối lượng *m =1,98 gram*, nhẹ hơn so với chi tiết tiếp điểm trên ngòi V-15 (*m=2,3 gram*).

Một phương án thay thế có thể áp dụng là thay đổi vật liệu chế tạo chi tiết tiếp điểm trên. Để tối ưu hóa việc giảm khối lượng chi tiết, ta sẽ thiết kế sản phẩm theo bản vẽ sản phẩm tiếp điểm trên của ngòi VP-7.

Vật liệu được lựa chọn là các hợp kim nhôm có độ bền cao, có khả năng tôi cứng hoặc biến dạng dẻo để tăng độ bền, như hợp kim nhôm 7075-T6, 7475-T3, 7050 hoặc В-96Ц…. Khi sử dụng hợp kim nhôm, khối lượng chi tiết giảm xuống còn *m = 0,685 gram*.

Từ các phương án trên, ta có thể tính toán được điện áp sinh ra khi bắn ngòi V-15 với các phương án như sau:

- Phương án 1: Sử dụng hạt áp điện ngòi VP-7 cho ngòi V-15.

- Phương án 2: Sử dụng hạt áp điện và tiếp điểm trên ngòi VP-7 cho ngòi V-15.

- Phương án 3: Sử dụng hạt áp điện ngòi VP-7 và tiếp điểm trên bằng nhôm được chế tạo theo bản vẽ sản phẩm Tiếp điểm trên ngòi VP-7.

Kết quả tính toán được thể hiện trong Bảng 3.

Bảng 3. Điện áp phát của hạt áp điện khi bắn với các phương án chế tạo khác nhau.

Tham số	Phương án 1	Phương án 2	Phương án 3
Khối lượng hạt áp điện, m (g)	3,1	3,1	3,1
Khối lượng tiếp điểm trên, m_1 (g)	2,3	1,98	0,685
Đường kính, d (mm)	10	10	10
Mô đun áp điện (d_{33}), λ (pC/N)	350	350	350
Hệ số tổn thất từ thẩm, k_p	0,58	0,58	0,58
Hiệu điện thế khi bắn	1103	1038	**773**

Từ kết quả tính toán trên ta thấy, với phương án sử dụng gốm áp điện ngòi VP-7 (PA1) và phương án sử dụng cả gốm áp điện và tiếp điểm trên VP-7 cho ngòi V-15 (PA2) đều cho điện áp sinh ra khi bắn (1103 V và 1038 V) lớn hơn giá trị điện áp giới hạn an toàn của ống nổ tia lửa điện (800V).

Phương án 3 cho giá trị điện áp $U = 773$ *V*, trong giới hạn điện áp an toàn của ống nổ tia lửa điện. Vậy ta có thể áp dụng phương án này để phục vụ chế tạo, thử nghiệm ngòi nổ V-15.

Dựa trên kết quả nghiên cứu và tính toán, phương án chế tạo phù hợp đã được xác định nhằm đảm bảo ngòi nổ hoạt động an toàn khi bắn. Tuy nhiên, để tăng độ tin cậy, nên ưu tiên lựa chọn quy trình sản xuất đã được kiểm chứng qua nhiều lô sản phẩm, điển hình như phương án áp dụng cho VP-7. Bên cạnh đó, cần thay đổi thiết kế, vật liệu và công nghệ chế tạo chi tiết tiếp điểm trên để kiểm soát điện áp phát sinh khi bắn trong phạm vi an toàn của ống nổ tia lửa điện.

4. Kết luận

Bài báo đã phân tích và đánh giá các yếu tố đảm bảo an toàn khi bắn liên quan đến thông số của hạt áp điện, đặc biệt tập trung vào việc tính toán điện áp sinh ra từ gốm áp điện trong quá trình bắn ngòi V-15, qua đó đánh giá khả năng hoạt động an toàn của ngòi nổ.

Nghiên cứu cũng đề xuất một số phương án chế tạo gốm áp điện cho ngòi V-15, đồng thời xác định phương án khả thi để thử nghiệm chế tạo. Để nâng cao độ tin cậy của ngòi, khuyến nghị sử dụng phương án chế tạo đã qua kiểm nghiệm chất lượng từ nhiều lô sản phẩm, như hạt áp điện VP-7. Ngoài ra, việc cải tiến vật liệu cho chi tiết tiếp điểm trên cũng được đề xuất nhằm đảm bảo điện áp sinh ra luôn nằm trong giới hạn an toàn của ống nổ tia lửa điện.

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Đình Thắng. (2002). *Giáo trình vật liệu điện.* Nhà xuất bản giáo dục.

[2] Phạm Đức Hùng. (2015). *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn.* Hà Nội: HVKTQS.

[3] Thân Trọng Huy. (2013). *Nghiên cứu chế tạo và các tính chất của gốm áp điện.* Hà Nội: Viện khoa học vật liệu.

[4] Vũ Văn Lâm. (2008). *Nguyên lý kết cấu tính toán và thiết kế ngòi đạn.* Hà Nội: HVKTQS.

Research on the analysis of parameters of piezoelectric particles and safety conditions for firing of shaped charge warhead detonators

Abstract: *This paper focuses on analyzing the manufacturing methods for piezoelectric elements made from Lead Zirconate Titanate (PZT) to ensure safety during firing while aligning with the existing technological capabilities of domestic factories. To meet safety requirements, the generated voltage during firing must remain within the permissible limits of ignition components such as spark gap detonators and electric primers, preventing premature detonation. Based on this, the study proposes a suitable manufacturing approach for the piezoelectric element in the V-15 fuze, ensuring feasibility in production. The research findings not only contribute to the design and manufacturing process of the V-15 fuze but can also be applied to similar piezoelectric fuzes, enhancing self-sufficiency in national defense production.*

Keywords: Piezoelectric particles, Lead Zirconate Titanate (PZT), safety of fuze, fuze, piezoelectric fuze.

Phân tích, tìm hiểu các phương án bảo hiểm trong ngòi đáy dùng cho đạn xuyên

Bùi Thanh Trí[1], Phạm Đức Hùng[1], Bùi Xuân Sơn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email:Giacatdumd@gmail.com; Tel: 0972626791

Tóm tắt

Bài báo tập trung phân tích, tìm hiểu các phương án bảo hiểm trong ngòi đáy dùng cho đạn xuyện, đánh giá ưu nhược điểm của tường cơ cấu. Tiến hành xây dựng phương trình tính toán độ an toàn của cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp. Kết quả khảo sát, đánh giá là cơ sở cho phân tích và đề xuất cho các phương án cải tiến ngòi hoặc thiết kế các ngòi đáy mới.

Từ khóa: *ngòi đạn; mở bảo hiểm; quán tính; ly tâm.*

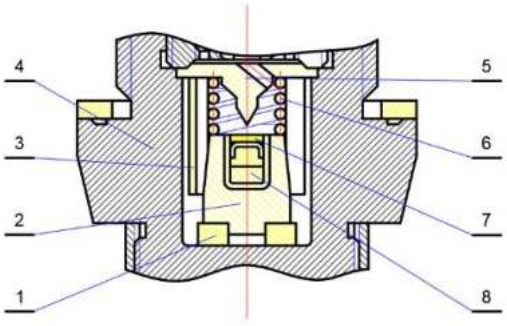
1. Đặt vấn đề

Tất cả các đầu đạn xuyên động năng chỉ dùng ngòi nổ đáy vì 2 lí do: đảm bảo độ bền của phần mũi đạn khi va chạm vào thành thép và ngòi nổ không cần tác dụng tức thì. Do là ngòi đáy, cần gây nổ đầu đạn sau khi xuyên qua thành thép và chủ yếu dùng cho đạn bắn các mục tiêu ở tầm bắn thẳng nên trong kết cấu của ngòi thường gồm các bộ phận sau: cơ cấu chạm nổ quán tính, cơ cấu giữ chậm, bộ phận nổ, bộ phận vạch đường. Khi bắn các chi tiết của ngòi đạn xuyên chịu tác dụng của lực quán tính trục và lực ly tâm rất lớn. Vì vậy các ngòi đáy dùng cho đạn xuyên thường sử dụng cơ cấu bảo hiểm quán tính đơn giản để giảm kích thước ngòi trong đầu đạn để tăng chất lượng phần xuyên.

Hiện tại trong trang bị quân đội nước ta hiện nay chủ yếu được trang bị các loại đạn xuyên và đồng bộ các ngòi hệ I. Đặc điêm ngòi đáy dùng cho đạn xuyên của hệ I là có kích thước bé, lượng thuốc nổ trong đầu đạn ít, sử dụng các cơ cấu bảo hiểm đơn giản, không có cơ cấu ngăn cách kíp nổ, một loại ngòi có thể sử dụng cho nhiều cỡ đạn. Tuy nhiên ngòi có cũng hạn chế là ngòi mở bảo hiểm trong nòng, khi đạn bị hãm trong nòng do nòng bẩn hay đạn chạm phải loa hãm lùi có thể gây nguy hiểm khi sử dụng. Bài báo tập trung tìm hiểu, phân tích các kiểu cơ cấu bảo hiểm điển hình của ngòi đáy dùng cho đạn xuyên hệ I; tiến hành xây dựng phương trình tính toán độ an toàn của cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp.

2. Tìm hiểu một số cơ cấu bảo hiểm trong ngòi đáy dùng cho đạn xuyên

2.1. Cơ cấu bảo hiểm quán tính dạng ống xẻ



Hình 2.1: Cơ cấu bảo hiểm quán tính dạng ống xẻ

Cơ cấu bảo hiểm quán tính dạng ống xẻ thường được dùng cho các ngòi đáy họ МД (МД-8, МД-10,…). Đặc điểm nổi bật của cơ cấu này là cơ cấu bảo hiểm chỉ gồm 1 chi tiết bảo hiểm là ống bảo hiểm xẻ rảnh (3) và kết hợp với lò xo (6) bảo hiểm trên đường bay.

Hoạt đông của cơ cấu: Trong quá trình bảo quản: khối va đập quán tính 2 mang hạt lửa 8 được giữ khỏi lao lên, thúc vào kim hoả nhờ ống xẻ 3. Ống 3 ôm chặt lấy phần trên - có đường kính nhỏ - của khối quán tính 2, còn phía trên tựa vào tán kim hoả 5. Để tránh hiện tượng nảy của khối quán tính trong quá trình mở bảo hiểm người ta dùng vòng chì 1 ép chặt vào phần dưới của khối đó và đệm da cừu. Các chi tiết bảo hiểm khi bay gồm lò xo 6 và miếng đồng 7 đặt trên hạt lửa. *Khi bắn* dưới tác dụng của lực quán tính trục, ống xẻ 3 lún xuống, tựa vào vòng chì 1, ôm chặt lấy khối va đập 2 làm tăng trọng lượng của khối va đập quán tính và nâng cao độ nhạy, độ tin cậy làm việc của ngòi nổ khi đầu đạn va chạm với vật chướng ngại. *Trên đường bay,* khối các chi tiết đã *cố* kết (1,2,3) dưới tác dụng của lực ly tâm và lực trương - tiến động được ép tới thành và đáy lỗ ở thân ngòi; chính điều đó giữ chúng khỏi chuyển dịch tới kim hỏa. Lò xo bảo hiểm khi bay 6 và miếng đồng 7 ngăn ngừa sự chuyển dịch của khối va đập thúc hạt lửa vào kim hoả trong trường hợp đầu đạn bị chạm vào loa hãm lùi.

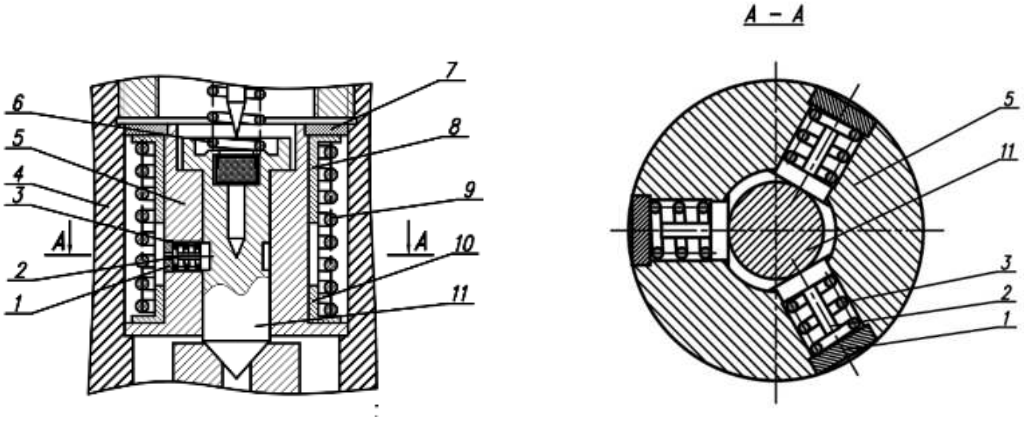
Đánh giá đối với cơ cấu:

- Ưu điểm: Cơ cấu bảo hiểm đơn giản, dễ trong quá trình chế tạo, giúp tối ưu hóa về mặt kích thước ngòi để khi lắp vào đạn ít chiếm chỗ về mặt thể tích, tăng phần thể tích chiến đấu. Về mặt bảo quản và vận chuyển là an toàn.

- Hạn chế: Không có khả năng mở bảo hiểm xa, các cơ cấu bảo hiểm như này thường sẽ mở bảo hiểm sớm trong nòng nên khi gặp sự cộ mặc dù đã có bộ phận giữ chậm để đưa điểm nổ ra khỏi ngoài nòng nhưng vẫn có trường hợp nổ sớm ở trong nòng.

2. Cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp

Cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp thường được dùng cho các ngòi đáy họ ДБР (ДБР, ДБР-2). Đặc điểm nổi bật của cơ cấu này là kết hợp cơ cấu bảo hiểm li tâm và cơ cấu bảo hiểm quán tính, có sử dụng thêm lò xo bảo hiểm trên đường bay.



Hình 2.2: Cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp

Cấu tạo của cơ cấu : Cơ cấu bảo hiểm được lắp trong ống (5) và vòng đỡ (7) dùng để bảo hiểm cho cơ cấu chạm nổ. Cơ cấu bảo hiểm li tâm gồm có 3 chốt hãm li tâm (2), 3 lò xo chốt hãm (3), 3 nắp lò xo (1) được lắp vào trong vòng tiện của khối quán tính (11). Cơ cấu bảo hiểm li tâm đảm bảo nhiệm vụ chính là bảo hiểm cho ngòi, để ngòi không mở bảo hiểm sớm và nhất là trong trường hợp đạn bị kẹt trong nòng gây ra mất an toàn nên sử dụng thêm cơ cấu bảo hiểm

quán tính. Cơ cấu bảo hiểm quán tính gồm ống trên (8), ống dưới (10), và lò xo bảo hiểm (9). Ngoài ra còn có lò xo bảo hiểm khi bay để ngăn không cho kim hỏa đâm vào hạt lửa.

Hoạt động của cơ cấu:

Trong quá trình bảo quản hoặc vận chuyển vì một lí do nào đó xuất hiện lực quán tính trục lớn hơn lực đàn hồi của lò xo bảo hiểm (9), ống quán tính trên (8) hoặc dưới (10) sẽ dịch chuyển tới vị trí ngăn không cho các chốt hãm (2) chuyển dịch ra. Ống (5) và vòng đỡ (7) được cố định với thân ngòi nhờ vỏ trạm nổ.

Khi bắn, dưới tác dụng của lực quán tính trục ống quán tính trên (8) lún xuống nén lò xo (9) chặn giữ chốt ly tâm. Đồng thời, khối va đập quán tính (11) cũng chịu tác dụng của lực quán tính trục chuyển động xuống phía dưới, ép vào hạt ly tâm, tăng lực ma sát giữa các hạt ly tâm và ngòi (vì khi đó các hạt ly tâm có xu hướng chuyển dịch ra ngoài do tác dụng của lực li tâm), ngăn ngừa khả năng văng ra của các chốt hãm ly tâm.

Nếu trường hợp đầu đạn bị kẹt trong nòng sẽ làm xuất hiện lực dọc trục đẩy khối quán tính đi lên. Khi đó ống trên (8) và ống dưới (10) sẽ dịch chuyển về phía trước đến tựa vào vòng đỡ (7) (lúc này lò xo (9) vẫn ở trang thái nén làm cho ống dưới (10) ở tư thế giữ lại các chốt hãm ly tâm không cho nó mở bảo hiểm. Như vậy, khi đạn chuyển động trong nòng, khối va đập quán tính sẽ không được giải phóng trong mọi trường hợp.

Ở cuối thời kì tác dụng sau cùng của khí thuốc, lực quán tính trục bị triệt tiêu lò xo (9) dãn ra nâng ống trên (8) lên phía trên giải phóng các chốt hãm (2). Dưới tác dụng của lực ly tâm, các chốt hãm (2) nén lò xo (1) và văng ra giải phóng khối va đập (11). Lúc này, cơ cấu đã mở bảo hiểm hoàn toàn đưa ngòi vào ở tư thế chờ nổ.

Trên đường bay, lò xo bảo hiểm khi bay ngăn không cho khối va đập (11) chuyển dịch về phía trước để tránh gây nổ đạn sớm trên đường bay do tác dụng của lực nhoi và lực trương – tiến động.

Đánh giá đối với cơ cấu:

- Ưu điểm: Nâng cao được độ an toàn cao hơn so với cơ cấu bảo hiểm quán tính ống xẻ, cơ cấu kiểu hỗn hợp này giúp ngòi không bị nổ trong nòng khi đạn bị hãm trong nòng. Có tầm mở bảo hiểm cách miệng nòng một khoảng lớn.

- Hạn chế: Vì phức tạp hơn nên dẫn đến kích thước ngòi có cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp sẽ lớn hơn, nên các loại ngòi này chỉ dùng cho các loại đạn xuyên cỡ lớn, vì nếu dùng cho các loại đạn cỡ nhỏ sẽ ảnh hưởng uy lực của đạn. Đồng thời với cơ cấu phức tạp hơn thì trong quá trình chế tạo sẽ khó khan và tốn kém hơn so với cơ cấu bảo hiểm quán tính ống xẻ.

3. Xây dựng phương trình tính toán độ an toàn cho cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp

Qua phân tích, tìm hiểu ở mục 2, ta nhận thấy cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp có nhiều ưu điểm và toàn hơn trong quá trình sử dụng. Trong trang bị của quân đội hiên nay, số lượng ngòi cất giữ có sử dụng cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp trong các kho cấp chiến lược rất lớn, vì vây nhóm tác giả tiến hành xây dựng phương trình tính toán độ an toàn cho cơ cấu.

3.1. Tính toán độ an toàn trước khi bắn

Độ an toàn trước khi bắn của cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp được tính theo độ an toàn của cơ cấu li tâm. Vì khi đạn rơi theo phương thẳng đứng, hoặc theo phương ngang ống quán tính có thể dịch chuyển nhưng không sinh ra lực li tâm, hoặc lực li tâm không đủ lớn để làm cho ba chốt hãm li tâm cùng lúc chuyển động, mở bảo hiểm được. Trường hợp nguy hiêm nhất xảy ra là đạn bị lăn

trên mặt phẳng nghiêng, khi đó có thể xuất hiện lực li tâm đủ để làm chuyển dịch các chốt li tâm và giải phóng khối va đập quán tính. Độ an toàn được kiểm tra theo điều kiện [2]:

Đối với trường hợp $\lambda_l > r_0$: $H_{at} \le \dfrac{R_{m\min} d^2}{5,3 g m'(r_0 + a)}$

Đối với trường hợp $\lambda_l < r_0$: $H_{at} \le \dfrac{R_{1\min} d^2}{5,3 g m'(r_0 + a)}$

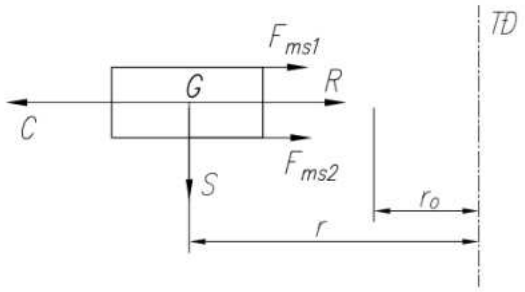
3.2. Tính độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm đối với cơ cấu bảo hiểm ly tâm

** Giả thiết*

- Bỏ qua sự nghiêng của hạt ly tâm.
- Sự giảm độ cứng của lò xo do tác dụng của lực ly tâm được kể đến bằng cách cộng một lượng bằng 1/3 khối lượng lò xo vào khối lượng chi tiết $m' = m + \dfrac{1}{3}.\mu$, Với μ là khối lượng của lò xo chốt hãm.
- Bỏ qua ma sát giữa lò xo và thành lỗ.
- Các hệ số ma sát lấy như nhau.
- Áp lực từ phía chi tiết được giữ tác dụng lên khối tâm của hạt ly tâm.

** Xác định các lực tác dụng lên chi tiết chốt hãm ly tâm*

Gọi x là quảng đường mà chốt hãm li tâm chuyển động từ thời điểm ban đầu đến thời gian xem xét: t (s).



Hình 3.1. Các lực tác dụng lên chốt hãm ly tâm

- *Lực li tâm C:* có phương đi qua trọng tâm chi tiết và vuông góc với trục đạn, chiều đi ra xa trục đạn. Điểm đặt lực là tại trọng tâm của chốt hãm ly tâm.

Độ lớn: $C = m.(r_0 + x).\Omega^2$

- *Lực quán tính trục S:* có phương đi qua trọng tâm chi tiết và song song với trục đạn., có chiều ngược chiều chuyển động của đạn. Điểm đặt lực là tại trọng tâm của chốt hãm ly tâm.

Độ lớn: $S = m'.\dfrac{dv}{dt} = \left(m + \dfrac{\mu}{3}\right).\dfrac{dv}{dt}$

- *Lực cản lò xo R: có* phương đi qua trọng tâm chi tiết và vuông góc với trục đạn, có chiều đi ra xa trục đạn. Điểm đặt lực là tại trọng tâm của chốt hãm ly tâm.

Độ lớn: $R = (\lambda_l + x).C_{lx}$

- *Lực quán tính tiếp tuyến F_k*: có phương vuông góc với mặt phẳng tạo bởi trục đạn và trục cơ cấu, có chiều ngược chiều quay của đạn. Điểm đặt lực là tại trọng tâm của chốt hãm ly tâm.

Độ lớn: $F_k = m.r.\dfrac{d\Omega}{dt}$

- *Lực quán tính côriolit F_c:* Có phương trùng với phương của lực quán tính tiếp tuyến F_k, có chiều ngược chiều quay của đạn. Điểm đặt lực là tại trọng tâm của chốt hãm ly tâm.

Độ lớn: $F_c = 2\left(m + \dfrac{\mu}{3}\right).\Omega.\sin\alpha.\dfrac{dx}{dt}$, với α là góc hợp bởi trục cơ cấu và trục đạn.

- *Lực ma sát*

Khi bắn hạt ly tâm chịu lực quán tính trục, lực quán tính coriolit, lực quán tính tiếp tuyến. Những lực này gây ra phản lực N_1, dẫn đến khi hạt ly tâm chuyển động sẽ có lực ma sát cản trở. f_1 là hệ số ma sát do áp lực N_1, ta có:

$$F_{ms1} = f_1.N_1 = f_1.\sqrt{\left(m'.\frac{dv}{dt}\right)^2 + \left(2.m.\Omega.\sin\alpha + m.\right)\left(r_0 + x\right)^2}$$

Đồng thời khi đạn chuyển động, khối va đạp quán tính cũng chịu lực quán tính trục và lực quán tính tiếp tuyến sẽ tạo ra áp lực N_2 lên hạt ly tâm, tạo ra ma sát gây cản trở chuyển động của hạt ly tâm, f_2 là hệ số ma sát do áp lực N_2, ta có:

$$N_2 = \sqrt{\left(m_{kqt}\frac{dv}{dt}\right)^2 + \left(m_{kqt}r\frac{d\Omega}{dt}\right)^2}\frac{1}{n}$$

Với m_{kqt} là khối lượng của khối va đập quán tính.

n = 3 là số chốt hãm li tâm.

Lực ma sát giữa chốt li tâm và khối va đập quán tính:

$$F_{ms2} = f_2.N_2 = \frac{f_2}{n}\sqrt{\left(m_{kqt}\frac{dv}{dt}\right)^2 + \left(m_{kqt}r\frac{d\Omega}{dt}\right)^2}$$

* *Viết phương trình chuyển động của chốt hãm li tâm*

Áp dụng định luật II Newton, ta có:

$$m'.\frac{d^2x}{dt^2} = C - R - N_1f_1 - N_2f_2 \qquad \text{(I)}$$

* *Xác định điều kiện mở bảo hiểm tin cậy*

Đối với cơ cấu bảo hiểm li tâm quảng đường mở bảo hiểm a có giá trị nhỏ, coi thời điểm $t = t_o$ chốt li tâm bắt đầu chuyển động và chỉ tìm thời điểm bắt đầu mở bảo hiểm t_o.

Để cơ cấu mở bảo hiểm tin cậy thì $0 < t_0 < \tau$ với τ là thời gian đạn chuyển động trong nòng pháo.

Tại thời điểm mở bảo hiểm $t = t_0$, $x = 0, \dfrac{dx}{dt} = 0, \dfrac{d^2x}{dt^2} = 0$ thay vào (I) ta nhận được phương trình:

$$C - R - N_1 f_1 - N_2 f_2 = 0 \qquad \text{(II)}$$

Mà ta có:

$$C = m'\left(r_0 + x\right)K_M^2 v^2 \text{ tại t = t}_o \Rightarrow C = m' r_0 K_M^2 v^2$$

$$R = \left(\lambda_l + x\right)c_{lx} \text{ tại t = t}_o \Rightarrow R = \lambda_l . c_{lx}$$

$$N_1 = \sqrt{\left(m'.\frac{dv}{dt}\right)^2 + \left(2.m.\Omega.\sin\alpha + m.\left(r_0 + x\right)\right)^2} \text{ tại t = t}_o \Rightarrow N_1 = \sqrt{m'^2 + \left(mr_0 K_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt}$$

$$N_2 = \sqrt{\left(m_{kqt}\frac{dv}{dt}\right)^2 + \left(m_{kqt} r \frac{d\Omega}{dt}\right)^2}\,\frac{1}{n} \text{ tại t = t}_o \Rightarrow N_2 = \frac{m_{kqt}}{n}\sqrt{1 + \left(rK_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt}$$

Thay các giá trị trên vào phương trình (II), ta có:

$$m' r_0 K_M^2 v^2 - \lambda_l c_{lx} - f_1\sqrt{m'^2 + \left(mr_0 K_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt} - f_2\frac{m_{kqt}}{n}\sqrt{1 + \left(rK_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt} = 0$$

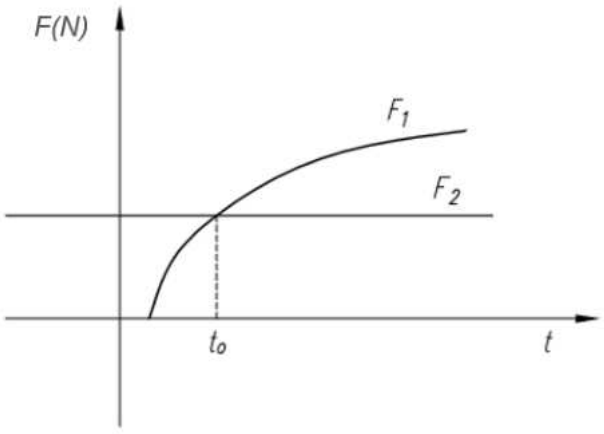
$$\Leftrightarrow F_1 - F_2 = 0$$

$$\Leftrightarrow F_1 = F_2$$

Với $F_1 = m' r_0 K_M^2 v^2 - f_1\sqrt{m'^2 + \left(mr_0 K_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt} - f_2\frac{m_{kqt}}{n}\sqrt{1 + \left(rK_M\right)^2}\,\frac{dv}{dt}$

$F_2 = \lambda_l c_{lx}$

Để tìm giá trị t_o ta vẽ trên cùng một đồ thị 2 hàm số F_1 và F_2, giao của hai đồ thị ta có giá trị của t_o cần tìm.



Hình 3.2: Đồ thị $F_1(t)$ và $F_2(t)$

Cơ cấu mở bảo hiểm trong nòng khi $t_o < \tau$.

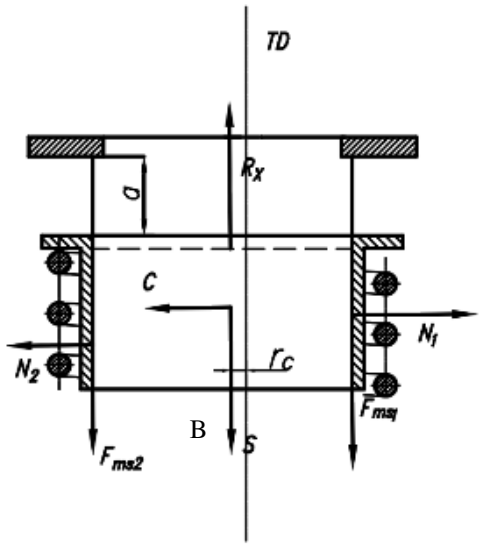
3.3. Tính độ tin cậy của cơ cấu bảo hiểm đối với cơ cấu bảo quán tính

Để đảm bảo độ tin cậy mở bảo hiểm của cơ cấu có chi tiết được nâng lên dưới tác dụng của lò xo. Ta phải có lực đẩy lên của lò xo R_x ở thời điểm mở bảo hiểm (khi chi tiết chuyển dịch một đoạn đường mở bảo hiểm bằng a) thắng tổng các lực cản sự nâng lên của chi tiết đó. Để đơn giản trong quá trình tính toán ta bỏ qua lực trương tiến động vì lực này rất nhỏ.

Xét các lực tác dụng lên ống quán tính trên bao gồm: Lực quán tính trục (S), lực li tâm (C), Lực cản của lò xo R_x,phản lực do ống (5) tác dụng lên N_1, phản lực của chốt li tâm lên ông quán tính N_2, lực ma sát do các phản lực tạo nên F_{ms1}, F_{ms2}.

Gọi: + a là quảng đường mở bảo hiểm của ống trên.

+ x là quảng đường mà ống chuyển động được tại thời điểm xét.
+ λ_l là độ lún của lò xo bảo hiểm ống quán tính trên.
+ m là khối lượng của ống.
+ μ là trọng lượng của lò xo.
+ v là tốc độ đạn tại thời điểm xét.
+ r_c là độ lệch tâm giữa ống quán tính trên và trục đạn
+ r là bán kính trong của ống quán tính
+ Ω là tốc độ quay của đạn.
+ C_{lx} là độ cứng của lò xo bảo hiểm ống quán tính
+ η là bước xoắn rãnh nòng



Hình 3.3: Các lực tác dụng lên ống quán tính trên.

- *Lực quán tính trục S:* có phương đi qua khối tâm chi tiết và song song với trục đạn, có chiều ngược chiều chuyển động của đạn. Điểm đặt lực tại trọng tâm của ống quán tính trên.

Độ lớn: $S = m'\dfrac{dv}{dt} = \left(m + \dfrac{\mu}{3}\right)\dfrac{dv}{dt}$

- *Lực li tâm C:* có phương đi qua trọng tâm chi tiết và vuông góc với trục đạn, có chiều đi ra xa trục đạn. Điểm đặt lực tại trọng tâm của ống quán tính trên.

Độ lớn: $C = m.r_c.\Omega^2$

- *Lực cản lò xo R_x:* có phương song song với trục đạn, có chiều cùng chuyển động của chi tiết. Điểm đặt lực là điểm tiếp xúc của lò xo với ống quán tính trên.

Độ lớn: $R_x = (\lambda_l + x).C_{lx}$

** Viết phương trình chuyển động của ống quán tính trên*

Điều kiện cân bằng tại điểm B

$$\begin{cases} \sum F_y = N_1 - N_2 - C = 0 & (1) \\ \sum F_x = R_X - S - m' \dfrac{d^2x}{dt^2} - N_1 f_1 - N_2 f_2 = 0 & (2) \\ \sum M_B = N_2.l_2 + N_2 f_2.r + C.l_C - N_1.f_1.r - N_1.l_1 = 0 & (3) \end{cases}$$

Trong đó l_1, l_2, l_c lần lượt là cánh tay đòn của lực N_1, N_2, C

Từ (1) và (3) ta có:

$N_1 = N_2 + C$

$$N_2 = C\frac{f_1 r + l_1 - l_c}{l_2 - l_1 + r(f_2 - f_1)}$$

$$N_1 = C\frac{f_2 r + l_2 - l_c}{l_2 - l_1 + r(f_2 - f_1)}$$

Thay N_1, N_2 vào phương trình 2 ta được:

$$m'.\frac{d^2x}{dt^2} = R_X - S - C\left(\frac{l_1 f_1 + l_2 f_2 + r(f_1^2 + f_2^2) - l_c(f_1 + f_2)}{l_2 - l_1 + r(f_2 - f_1)} + 1\right)$$

Đặt $d = \dfrac{l_1 f_1 + l_2 f_2 + r(f_1^2 + f_2^2) - l_c(f_1 + f_2)}{l_2 - l_1 + r(f_2 - f_1)} + 1$

Phương trình chuyển động của ống quán tính khi đi lên là:

$$m'.\frac{d^2x}{dt^2} = R_X - S - C.d$$

Biểu thức toán học của điều kiện mở bảo hiểm tin cậy

Tại thời điểm mở bảo hiểm x = a, tổng hợp các lực tác dụng lên chi tiết theo phương chuyển động vẫn còn dương, tức là:

$$R_X - S - C.d > 0$$

$$<=> R_X > m'.\frac{dv}{dt} + d.m.r_c.K_M^2.V^2$$

Với $K_M^2 = \dfrac{4\pi^2}{\eta^2}$

Hay $R_{\min} > m'.\frac{dv}{dt} + d.m.r_c.K_M^2.V^2. + m'.\frac{d^2x}{dt^2}$

Do quá trình nâng lên của ống quán tính trên thường ở cuối phần tích cực của quỹ đạo (hoặc ở phần bị động), hơn nữa ở đây ta xét điều kiện nâng lên chứ chưa cần xét tới thời điểm bắt đầu nâng lên t_0 do vậy, để đơn giản ta có thể cho $\frac{dv}{dt} = 0$; $V=V_{max}$, đồng thời tính để hệ số dự trự $\gamma_1 = 0,65 \div 0,72$ [2], ta nhận được điều kiện bảo hiểm khi nâng lên là:

$$R_{m\min} > \frac{1}{\gamma_1} d.m.r_c.K_M^2.V_{\max}^2$$

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu cấu tạo, hoạt động các kiểu kết cấu cơ cấu bảo hiểm điểm hình dùng cho ngòi đáy đạn xuyên. Mỗi kiểu loại đều có đánh giá, nhận xét về những đặc điểm kết cấu riêng. Trên cơ sở ưu, nhược điểm của từng cơ cấu, nhóm tác giả đã xác định cơ cấu bảo hiểm hỗn hợp có nhiều ưu việt hơn, phù hợp với yêu cầu chiến kỹ thuật hiện nay là ngòi nổ nên mở bảo hiểm sau thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc đẻ ngăn ngừa khả năng làm việc sớm khi đạn bị hãm trong nòng. Bài báo đã tiến hành xây dưng phương trình tính toán độ an toàn cho cơ cấu bảo hiểm trong quá trình bảo quản vận chuyển, thời gian mở bảo hiểm, độ tin cậy của cơ cấu. Kết quả tính toán có thể dùng để tham khảo để tính toán cho các cơ cấu bảo hiểm tương tự đã được sử dụng trong các ngòi trong trang bị hiện nay hoặc thiết kế, chế tạo lại ngòi theo mẫu hoặc thiết kế ngòi mới.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm (1999), "Ngòi đạn", Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

2. Vũ Văn Lâm (2008), "Nguyên lý kết cấu tính toán và thiết kế ngòi đạn", Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

3. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng (2015), "Thuật phóng trong", Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

4. Học viện Kỹ thuật Quân sự (2022), "Thuật phóng ngoài", Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.

5. Trần Văn Định (2005), "Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân", Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

Analysis and study of insurance options in the bottom fuses used for piercing bullets

Abstract: *The article focuses on analyzing and studying the insurance options in the bottom fuses used for piercing bullets, evaluating the advantages and disadvantages of each mechanism. Conducting the construction of the equation to calculate the safety of the mixed insurance mechanism. The results of the survey and assessment are the basis for analysis and proposals for options to improve the fuses or design new bottom fuses.*

Keywords: *bullet fuses; insurance opening process, inertia, centrifugal.*

Khảo sát quá trình thoát vỏ của đạn xuyên thoát vỏ thoát vỏ ổn định quay 100mm bằng phương pháp số

Bùi Thanh Trí[1], Trần Thế Hùng[1], Đỗ Văn Minh[1], Hoàng Văn Cường[1], Hoàng Hải Sơn[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: Giacatdumd@gmail.com, Contact number: 0972626791

Tóm tắt

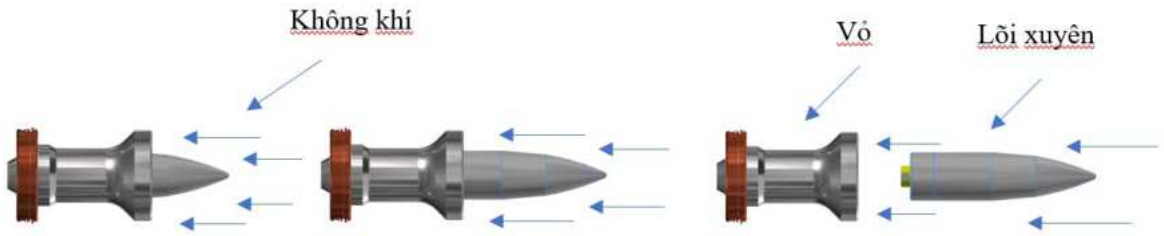
Bài báo nghiên cứu, khảo sát quá trình thoát vỏ của đạn xuyên thoát vỏ 100mm bắn trên pháo tăng, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent trong quá trình thoát vỏ. Từ đó bài báo xác định các đặc tính của đầu đạn trong quá trình thoát vỏ như lực cản chính diện, lực khí động tác dụng lên vỏ đạn và lõi xuyên, phân bố áp suất, trường vận tốc, thiết lập hàm khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên trong quá trình thoát vỏ. Tiến hành khảo sát một số yếu tố ảnh hưởng đến quá trình thoát vỏ của đạn. Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn xuyên thoát vỏ 100 mm trong quá trình thoát vỏ nói riêng và các đầu đạn pháo thoát vỏ nói chung.

Từ khóa: *Đặc trưng khí động; mô hình tính toán; Ansys Fluent.*

1. Mở đầu

Với sự phát triển mạnh mẽ của khoa học kỹ thuật, ngày nay trên chiến trường xuất hiện ngày càng nhiều các phương tiện chiến đấu và kỹ thuật hiện đại. Đặc biệt để dành quyền chủ động, đối phương đã dùng nhiều các phương tiện hoả lực mạnh, có khả năng di động cao và khả năng tự bảo vệ trước hoả lực rất lớn như: Xe tăng, xe bọc thép, pháo tự hành,... Để giải quyết các yêu cầu của chiến tranh hiện đại, chủ yếu tác chiến với chiến xa đối phương, các đơn vị hoả lực của ta cũng được trang bị các loại đạn dược có các công dụng mới, có khả năng phá huỷ các lớp vỏ xe có kết cấu phức tạp, tính bền cao,... Trong đó, đạn xuyên thép bằng động năng nói chung và đạn xuyên thép dưới cỡ dạng thoát vỏ nói riêng có ý nghĩa thực tiễn quan trọng trong tác chiến của quân đội ta.

Đạn xuyên thoát vỏ được thiết kế nhằm mục đích giảm bớt nhưng hạn chế và khả năng xuyên của đạn xuyên vượt tốc. Biện pháp giải quyết là vứt bỏ phần vỏ của đạn sau khi đạn rời nòng, chỉ còn duy nhất phần lõi có tác dụng xuyên bay đến mục tiêu (phần tích cực). Điều này làm khả năng tập trung cho khối lượng lõi sẽ tăng lên, làm tang động nặng trên một diện tích xuyên của đạn. Mặt khác, tiết diện ngang của phần tích cực nhỏ hơn cỡ đạn làm lực cản không khí tác động lên đạn giảm, hình dạng khí động của phần tích cực tốt hơn rất nhiều đạn xuyên vượt tốc, đạn bay được xa. Loại đạn này có ưu thế rõ rệt so với với các loại đạn xuyên khác là: khả năng tập trung năng lượng trên một diện tích xuyên lớn, đạn có hình dạng khí động tốt và khả năng ổn định trên đường bay cao. Đạn xuyên thoát vỏ ổn định quay có phần tích cực có chiều dài khá ngắn so với phần tích cực của đạn xuyên thoát vỏ ổn định cánh. Phần vỏ thoát được liên kết với phần tích cực bằng chốt hoặc bằng đai. Khi đạn rời khỏi nòng, dưới lực cản không khí liên kết này bị cắt đứt và phần tích cực sẽ bay đến mục tiêu.



Hình 1. Quá trình thoát vỏ của đạn xuyên vượt tốc 100 mm

Đối với đầu đạn xuyên thoát vỏ ổn định quay, quá trình thoát vỏ có ảnh hưởng tới sự ổn định của đầu đạn trên đường bay cũng như tới uy lực xuyên của đầu đạn khi va chạm với mục tiêu. Vì vậy việc khảo sát quá trình thoát vỏ đối với đạn xuyên 100mm là cần thiết để đánh đánh giá được uy lực của đạn. Bài báo tiến hành xây dựng mô hình toán học tính toán trong quá trình thoát vỏ, sử dụng phần mềm Ansys Fluent giải bài toán xác định các đặc trưng khí động (tham số khí động đặc trưng) cho đạn ở vận tốc 1.415 m/s, ở góc tấn 0°. Từ đồ xây dựng hàm lực cản khí động của vỏ và lõi xuyên trong quá trình thoát vỏ, đồng thời đánh giá trường phân bố của một số đặc tính khí động trong quá trình của đạn. Tiến hành khảo sát một số các yếu tố ảnh hưởng đến quá trình thoát vỏ của đạn.

2. Mô hình bài toán và phương pháp xác định lực khí động bằng phương pháp mô phỏng số.

2.1. Mô hình toán học quá trình thoát vỏ

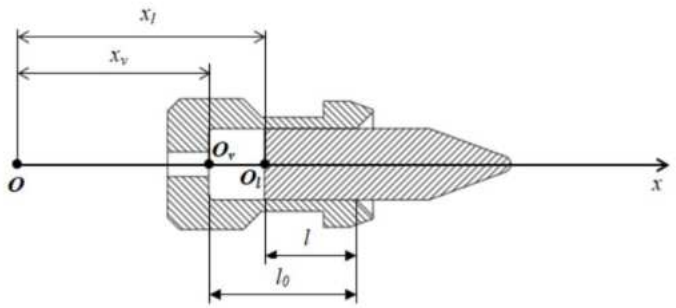
* Các giả thiết cơ bản

Trong khuôn khổ bài báo, sử dụng những giả thiết sau đây để đơn giản hóa mô hình tính toán: bỏ qua chuyển động quay, bỏ qua gia tốc trọng trường, bỏ qua chuyển động ngoáy – đảo của đầu đạn, đạn chỉ chuyển động thẳng, bỏ qua ảnh hưởng thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc, vỏ và lõi xuyên khi ra khỏi nòng có cùng vận tốc. Ngoài ra, bỏ qua lực cắt đứt chốt liên kết, quá trình khảo sát quá trình thoát vỏ chỉ tính đến lực ma sát do lắp chặt giữa vỏ và lõi xuyên, lực ma sát này giảm tuyến tính cùng với sự dịch chuyển tương đối của vỏ và lõi xuyên.

Khi đó, để thuận tiện cho việc viết phương trình chuyển động cho vỏ và lõi xuyên ta chọn hệ trục tọa độ Descartes một chiều như sau:

- Gốc tọa độ O trùng với tâm bề mặt đáy của lõi xuyên tại thời điểm toàn bộ đầu đạn vừa ra khỏi nòng;

- Chiều dương của trục tọa độ trùng với hướng của vectơ vận tốc của đầu đạn khi vừa ra khỏi nòng.



Hình 2. Mô hình toán học biểu diễn quá trình thoát vỏ

Coi chuyển động của vỏ và lõi xuyên là chuyển động của hai chất điểm tương ứng là O_v và O_l. Trong đó, O_v là tâm của đáy trụ rỗng bên trong vỏ, O_l là tâm bề mặt đáy của lõi xuyên

(Hình 2). Dễ thấy rằng, tại thời điểm ban đầu khi đầu đạn vừa ra khỏi nòng thì ba điểm O, O_v, và O_l trùng nhau.

Hệ phương trình mô tả chuyển động tịnh tiến của vỏ đầu đạn [6]:

$$\ddot{x}_v = \frac{-F_{kdv} - F_{ms}}{m_v} \quad (1)$$

$$\dot{x}_v = \frac{-F_{kdv} - F_{ms}}{m_v} t + \dot{x}_{v0} \quad (2)$$

$$x_v = \frac{-F_{kdv} + F_{md}}{2m_v} t^2 + \dot{x}_{v0}.t + x_{l0} \quad (3)$$

Trong đó: F_{kdv} – lực khí động tác dụng lên vỏ; F_{ms} – lực ma sát giữa vỏ và lõi xuyên.

Hệ phương trình mô tả chuyển động của lõi xuyên:

$$\ddot{x}_l = \frac{-F_{kdl} - F_{ms}}{m_l} \quad (4)$$

$$\dot{x}_l = \frac{-F_{kdl} - F_{ms}}{m_l} t + \dot{x}_{l0} \quad (5)$$

$$x_l = \frac{-F_{kdl} + F_{kdl}}{2m_l} t^l + \dot{x}_{l0}.t + x_{l0} \quad (6)$$

Trong đó: F_{kdl} – lực khí động tác dụng lên lõi xuyên; F_{ms} – lực ma sát giữa vỏ và lõi xuyên. Lực ma sát được xác định thông qua công thức:

$$F_{ms} = \frac{F_{ms0}(l_0 - l)}{l_0} = F_{ms0} = (1 - \frac{l}{l_0}) \quad (7)$$

Trong đó: F_{ms0} là lực ma sát giữa vỏ và lõi tại thời điểm ban đầu khi chưa có dịch chuyển tương đối giữa vỏ và lõi xuyên; l_0 – chiều dài phần trụ tiếp xúc ban đầu giữa lõi xuyên và vỏ nhựa; l là dịch chuyển tương đối giữa vỏ và lõi xuyên, được xác định thông qua công thức:

$$l = x_l - x_v \quad (8)$$

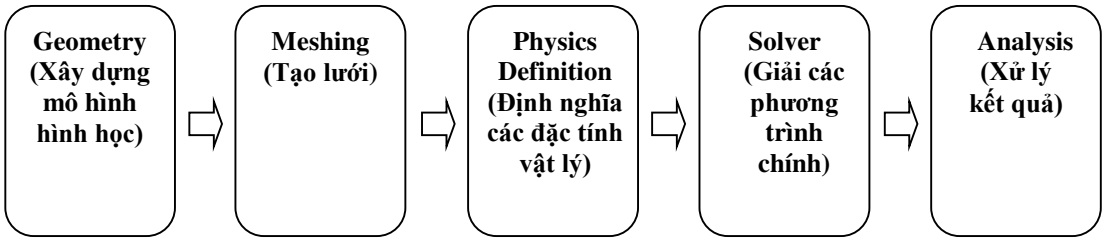
Tại thời điểm ban đầu t = 0: $\dot{x}_{v0} = \dot{x}_{l0} = v_{l0} = v_{v0} = v_0; x_{v0} = x_{l0} = x_0$

Như vậy, để giải hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của vỏ và lõi xuyên thì ta cần phải xác định được giá trị các lực tác dụng lên chúng, cụ thể là lực ma sát Fms và các lực cản khí động F_{kdv} và F_{kdl}.

2.2. Phương pháp xác định lực khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên bằng phần mền Ansys Fleunt

2.2.1. Trình tự xác định lực khí động trong phần mềm Ansys Fluent

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 [3]. Lời giải chấp nhận được khi đạt đến đích hội tụ phù hợp. Việc xây dựng bài toán mô phỏng được tiến hành theo trình tự như sau:



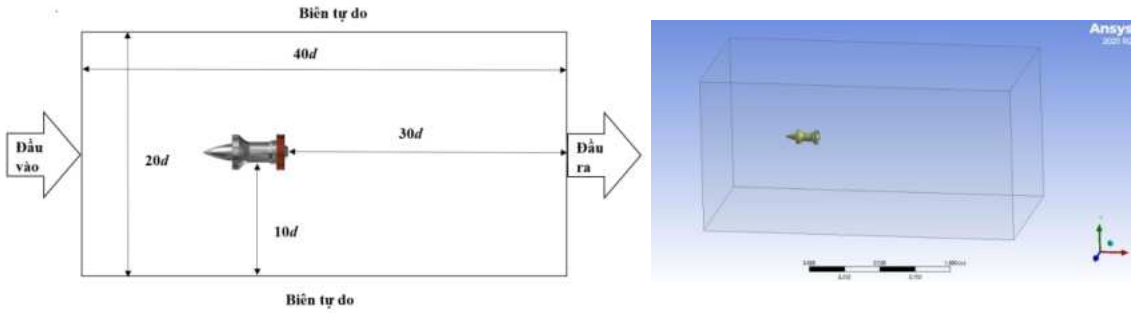
Hình 3. Trình tự giải bài toán mô phỏng

Để xây dựng bài toán mô phỏng xác định các đặc trưng khí động cho đạn bằng phần mềm mô phỏng Ansys Fluent cần xây dựng vùng thể tích tính toán bao quanh đạn. Cụ thể ở đây là dựng bề mặt chảy bao của đạn và các bề mặt biên sao cho phù hợp với các trường hợp tính toán.

Để xây dựng mô hình hình học có thể sử dụng mô-đun phần mềm Ansys là Design Modeler được hỗ trợ sẵn hoặc nhập mô hình được dựng từ phần mềm bên thứ 3. Nghiên cứu này kết hợp sử dụng phần mềm đồ họa 3D AutoDesk Inventor với Ansys Design Modeler để xây dựng mô hình 3D kích thước bao của đạn cũng như xác định vùng thể tích tính toán phù hợp. Kích thước bao của đạn xuyên vượt tốc thoát vỏ 100mm được lấy theo kích thước thiết kế của Viện Công Nghệ, Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng.

Để tối thiểu số lượng lưới và tối giản việc thiết lập biên xa chúng ta lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình hộp chữ nhật. Kích thước bao phải đảm bảo giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần bề mặt của đạn. Theo khuyến cáo [3], kích thước này là khoảng 5 đến 10 lần đường kính thân đạn.

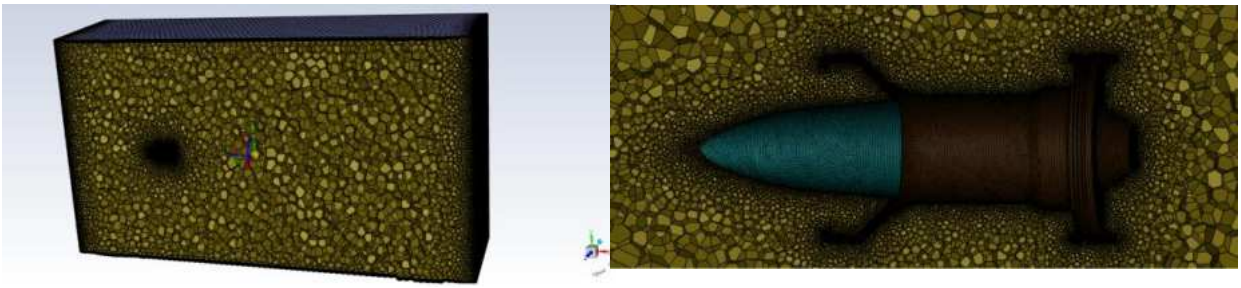
Cụ thể với đạn xuyên thoát vỏ 100 mm, thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như mô tả trên Hình 4 với kích thước dài × rộng × cao = $40d \times 20d \times 20d$ với d là đường kính của đạn. Trong đó khoảng cách từ đáy đạn đến đầu ra là 3 m, bề mặt đạn đến các mặt còn lại là 1 m (Hình 4). 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. Một tiêu chuẩn nữa cần phải tuân thủ khi xác định kích thước vùng thể tích tính toán là tiêu chuẩn về "tỷ lệ chắn" (blockage ratio). Tỷ lệ chắn bằng tỷ số giữa diện tích tiết diện ngang lớn nhất của mô hình và diện tích tiết diện ngang của vùng thể tích tích toán. Theo [7], tỷ lệ chắn phải dưới 3,5% để đảm bảo thành của vùng thể tích tính toán không ảnh hưởng tới kết quả mô phỏng. Với kích thước đầu đạn và kích thước vùng thể tích tính toán trong luận án thì tỷ lệ chắn là 0,8% - đảm bảo yêu cầu.



Hình 4. Vùng thể tích tính toán

Do mô hình đầu đạn có cấu trúc phức tạp, nên phương pháp chia lưới tự động bằng phần mềm *Ansys Fluent (with Meshing)* trên cơ sở cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết được lựa chọn. Lưới tính toán được lựa chọn là lưới polyhera, lưới được

chia dày nhất trên bề mặt đạn sau đó đến phần sát với thân đạn và thưa hơn ở gần biên tự do như Hình 5.



Hình 5. Cấu trúc lưới quanh mô hình tính toán (từ toàn vùng tới lưới trên bề mặt đầu đạn)

Lưới sau khi được chia và kiểm tra chất lượng được đưa vào công cụ Ansys 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 1.

Bảng 1. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong ANSYS Fluent

Các thiết lập chung	
Trình giải	Density-Based *(dùng cho dòng có vận tốc lớn, có tính độ nén của khí)*
Kiểu phân tích	Steady *(Tĩnh)*
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)	Veclocity Inlet: $V_x = V_{đạn}$ = 1415m/s; $V_y = 0$; $V_z = 0$; T = 300 K.
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 ≤ 10-6
Số vòng lặp	1800
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp

2.2.1 Thuật toán và phương pháp nghiên cứu

Trong nghiên cứu đặc tính khí động phục vụ cho thiết kế hình học sơ bộ, 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 và có thể sử dụng trong nghiên cứu [3]. Trong lớp các mô hình ứng suất Reynolds có một phân lớp đơn giản, mô hình ứng suất Reynolds đại số, trong đó có mô hình rối 2 phương trình như mô hình *k- ε* hoặc mô hình *k-ω*, được bổ sung do tính không đẳng hướng của các ứng suất Reynolds. Có rất nhiều mô hình khác nhau song trong phạm vi của bài báo xin trình bày ở đây mô hình dòng chảy rối 2 phương trình. Mô hình chảy rối 2 phương trình có 2 dạng cơ bản là *k-ε* và *k-ω*, trong đó *k* là động năng hỗn loạn và *ε* hoặc *ω* là các tham số đặc trưng của chiều dài quy đổi (gọi chung là *ψ*).

Trong mô hình hỗn loạn hai phương trình, những giá trị ứng suất Reynolds được thay thế bằng hai phương trình chuyển động, với động năng chảy rối *k* và biên độ độ dài *ψ* (có thể là *ε* hoặc *ω*). Các ứng suất Reynolds được biểu thị bằng ($-\overline{\rho u_i'' u_j''}$), *k*, *ψ* và ten-xơ tốc độ biến dạng

dòng trung bình. Thông thường, xấp xỉ theo Boussinesq được áp dụng như sau:

$$-\overline{\rho u_i'' u_j''} = \mu_T \left(2S_{ij} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\rho k \quad (9)$$

Trong đó: μ_T là hệ số độ nhớt chảy rối được tính từ k và ψ. Các phương trình cơ bản cho k và ψ được viết dưới dạng phương trình bảo toàn như sau:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu_T \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + Q_k \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \psi) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \psi u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu_\psi \frac{\partial \psi}{\partial x_j} \right) + Q_\psi \quad (11)$$

Trong đó: Q_k và Q_ψ là các số hạng nguồn cho ρk và $\rho\psi$; μ_k và μ_ψ là độ nhớt tương ứng, thường được tính bằng:

$$\mu_k = \mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \quad (12)$$

$$\mu_\psi = \mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\psi} \quad (13)$$

Trong đó: Các hằng số σ_k và σ_ψ lần lượt là các số Schmidt xấp xỉ của k và ψ. Từ các phương trình ở trên, ta đã thừa nhận giả thiết rằng mô hình khuếch tán gradient phù hợp với k và ψ.

* *Mô hình chảy rối k-ε*

Các số hạng nguồn của mô hình k-ε là [3, 4]:

$$Q_{\rho k} = P - \rho\varepsilon \quad (14)$$

$$Q_{\rho\varepsilon} = c_1 \frac{\varepsilon}{k} P - c_2 \frac{\rho\varepsilon^2}{k} \quad (15)$$

Trong đó: $c_1 = 1{,}44$ và $c_2 = 1{,}92$ là các hằng số; P là dẫn xuất động năng chảy rối, khi áp dụng xấp xỉ Boussinesq, có dạng:

$$P = -\overline{\rho u_i'' u_j''}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \left[\mu_T \left(2S_{ij} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\rho k \right] \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (16)$$

Trong mô hình k-ε, độ nhớt chảy rối được tính từ:

$$\mu_T = c_\mu \frac{\rho k^2}{\varepsilon} \quad (17)$$

Trong đó: $c_\mu = 0{,}09$; $\sigma_k = 1{,}0$ và $\sigma_\varepsilon = 1{,}3$ được coi là không đổi.

* *Mô hình chảy rối k-ω*

Mô hình k-ω do Wilcox [5] xác lập, là cơ sở cho tất cả các mô hình k-ω hiện đại ngày nay. Trong mô hình k-ω, các số hạng nguồn cho ρk và $\rho\omega$ là:

$$Q_{\rho k} = P - \beta^* \rho k\omega \quad (18)$$

$$Q_{\rho\omega} = \alpha \frac{\omega}{k} P - \beta\rho\omega^2 \quad (19)$$

Trong đó: $\alpha = 5/9$; $\beta = 0{,}075$ và $\beta^* = 0{,}09$ là các hằng số. Các số Schmidt có giá trị không đổi $\sigma_k = 2{,}0$ và $\sigma_\omega = 2{,}0$.

Dẫn xuất động năng chảy rối P được mô hình hóa như trong mô hình k-ε bằng phương trình (3). Độ nhớt chảy rối nhận được từ công thức:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \tag{20}$$

Liên hệ chuẩn giữa ε và ω là:

$$\omega = \frac{\varepsilon}{\beta^* k} \tag{21}$$

** Mô hình Shear Stress Transport (SST)*

Mô hình SST (còn được gọi là k-ω SST), là một giải pháp kết hợp các tính năng của cả mô hình k-ε và k-ω. Để thực hiện điều này, mô hình k-ε được biến đổi lại theo k-ω và một hàm trọng số F_1 được thêm vào phương trình kết quả để tạo ra sự chuyển đổi suôn sẻ từ mô hình k-ω gần biên sang mô hình k-ε. Tránh xa lớp biên F_1 nhận 1 khi nó ở mép ngoài của dòng chảy và lấy 0 khi nó tiến sát đến bề mặt của đầu đạn. Hai phương trình mô tả này có dạng sau [5, 6]:

$$\rho\frac{\partial k}{\partial t} + \rho\overline{u}_j\frac{\partial k}{\partial x_j} = \tau_{ij}\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \beta^*\rho k\omega + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{22}$$

$$\rho\frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho\overline{u}_j\frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \alpha\frac{\omega}{k}\tau_{ij}\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \beta\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu + \sigma_\omega\mu_t)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] + 2(1 - F_1)\rho\sigma_{\omega^2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \tag{23}$$

Các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST là những mô hình sử dụng hai phương trình chuyển dịch biểu diễn động năng và sự tản mát động năng dòng rối, được dùng phổ biến trong tính toán kỹ thuật khi mô phỏng số. Tùy thuộc vào từng bài toán khác nhau cần chú ý tới bản chất, đặc trưng dòng chảy để chọn mô hình sao cho phù hợp nhất. Đối với bài toàn khảo sát quá trình thoát vỏ, mô hình k-ω SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa vật cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh và sát với thực tế. Mô hình k-ω SST là phương án hợp nhất những đặc trưng của 2 mô hình k-ε và k-ω (mô hình k-ω mô tả tốt dòng chảy ở gần biên, còn k-ε mô tả các thuộc tính của dòng dịch chuyển xa biên tốt hơn) [5]. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng mô hình chảy rối k-ω SST để đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.

3. Kết quả và thảo luận.

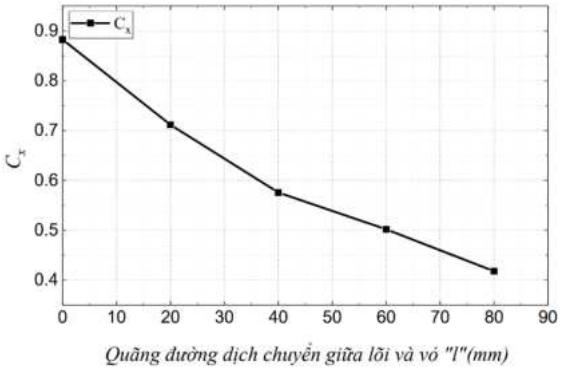
3.1. Lực khí động tác động tác động lên vỏ và lõi xuyên trong quá trình thoát vỏ

Bài báo khảo sát cho 5 trường hợp với các vị trí tương đối của khác nhau giữa vỏ thoát và lõi xuyên được thể hiện qua độ dịch chuyển tương đối giữa vỏ thoát và lõi xuyên là đại lượng l lần lượt là với các giá trị là 0 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm ở cùng vận tốc đầu nòng của đạn v = 1415 m/s. Kết quả khảo sát hệ số lực cản chính diện, lực cản chính diện, lực khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên theo từng trường hợp được chỉ ra trên Bảng 2 và Hình 6, Hình 7. Hệ số lực cản thay đổi trong quá trình thoát vỏ khá mạnh từ 0,8828 xuống 0,4179, đồng thời lực khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên cũng giảm mạnh, đặc biệt là phần lõi xuyên điều này cho thấy khi thoát vỏ lõi xuyên chịu lực cản rất thấp phù hợp với yêu cầu thiết kế ban đầu, giúp đạn có khi chạm mục tiêu có vận tốc lớn.

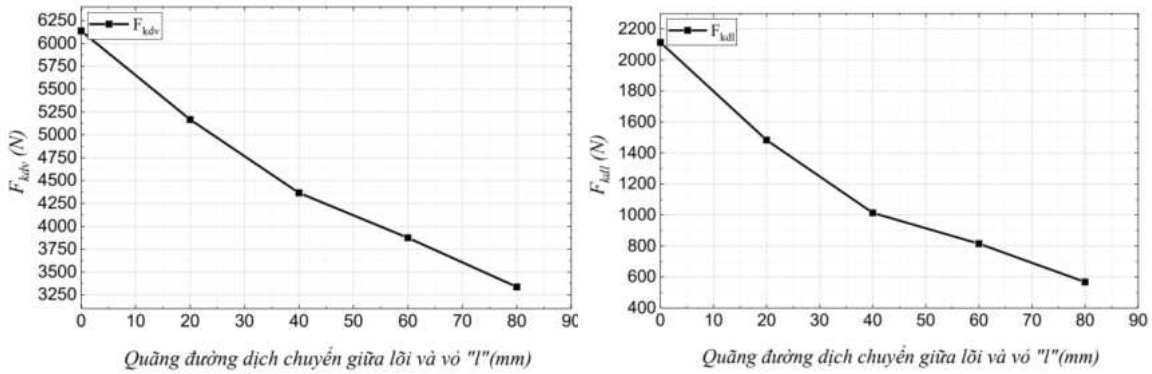
Bảng 2. Tham số khảo sát thay đổi theo quãng đường dịch chuyển giữa lõi và vỏ

l	**Các tham số khảo sát**

(mm)	Hệ số lực cản C_x	Lực khí động tác dụng lên vỏ F_{kdv} (N)	Lực khí động tác dụng lên lõi F_{Kdl} (N)
0	0,8828	6136,69	2112,75
20	0,7117	5167,18	1483,41
40	0,5757	4365,71	1013.63
60	0,5018	3874,18	815,45
80	0,4179	3337,04	567,85



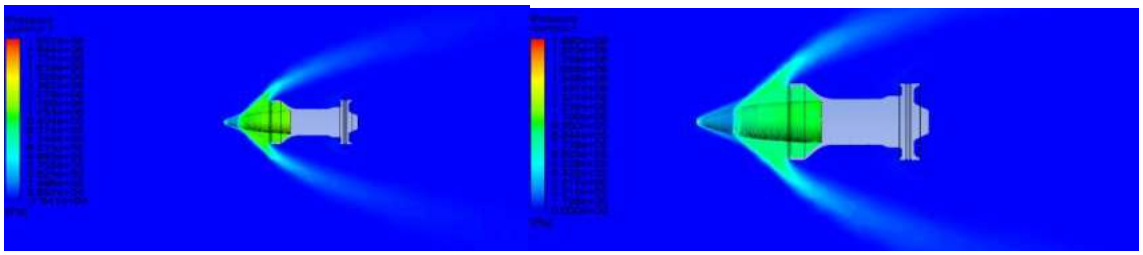
Hình 6. Sự thay đổi hệ số lực cản C_x theo quãng đường dịch chuyển giữu lõi và vỏ



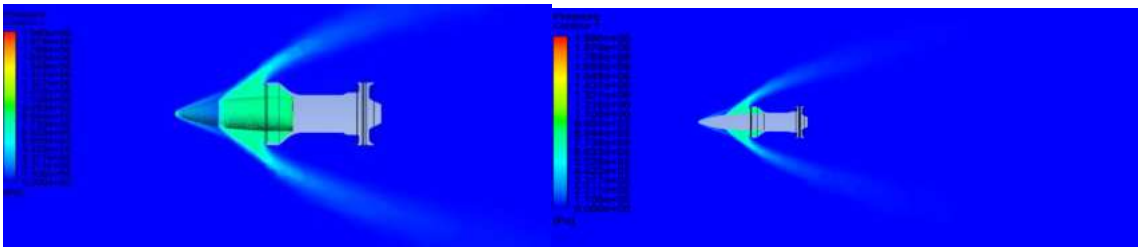
Hình 7. Sự thay đổi lực khí đông tác dụng lên vỏ và lõi theo quãng đường dịch chuyển giữu lõi và vỏ

3.2. Phân bố của một số đặc trưng khí động của đạn xuyên thoát vỏ 100 mm

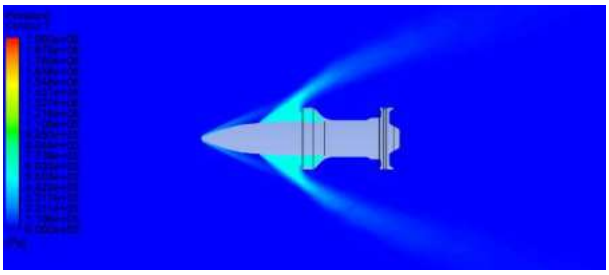
Phân bố áp suất được thể hiện trong Hình 9. Có thể thấy rằng, trong quá trình thoát vỏ, tại mũi đầu đạn áp suất luôn là lớn nhất, sau đó đến phần hốc tạo giữa lõi xuyên và vỏ thoát, áp suất tại chỗ hốc này giúp tạo áp lực lớn đẩy vỏ thoát ra khỏi lõi xuyên. Độ lớn của vùng áp suất này giảm dần theo quãng đường dịch chuyển của vỏ và lõi càng lớn. Tại phần thân thắt của vỏ, và phía sau của vỏ hình thành các vùng xoáy chảy ngược có vận tốc rất thấp có thể coi là vùng lặng. Mũi đạn nhô ra khỏi vùng lặng theo quá trình thoát vỏ và chịu tác động của dòng chảy không khí tạo thành các sóng xung kích. Đồng thời, phía sau đuôi đạn và quanh phần thân thắt của vỏ đạn có sự hình thành của vùng xoáy có vận tốc thấp. Các đặc tính này có vai trò giữ ổn định cho đầu đạn và giúp chúng quay về vị trí ban đầu khi có tác động từ bên ngoài, giúp cho đạn được ổn định trong quá trình thoát vỏ.



a. l = 0 mm *b. l = 20 mm*



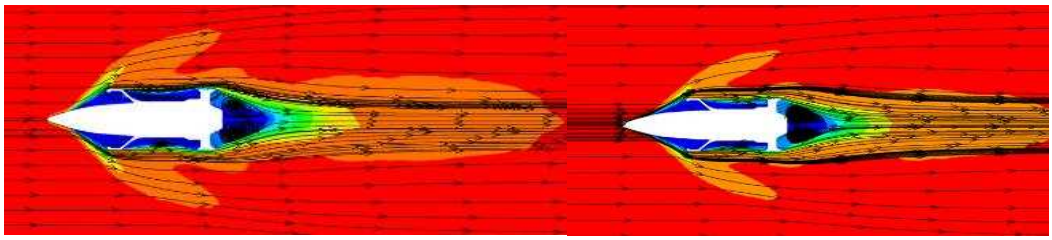
c. l = 40 mm *d. l = 60 mm*



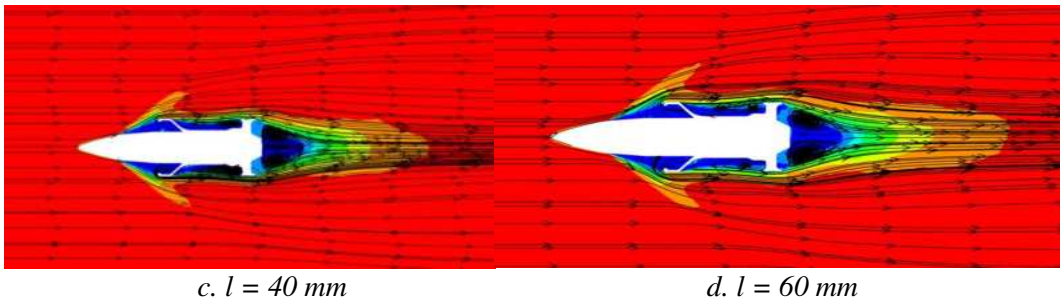
e. l = 80 mm

Hình 9. Phân bố áp suất bề mặt của đạn theo quãng đường dịch chuyển giữa lõi và vỏ

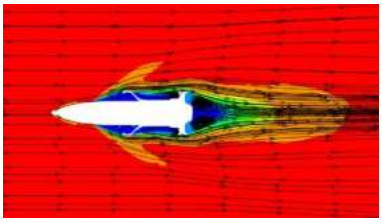
Phân bố vận tốc dạng dòng chảy ở xung quanh đạn được thể hiện trong Hình 10



a. l = 0 mm *b. l = 20 mm*



c. l = 40 mm *d. l = 60 mm*



e. l = 80 mm

Hình 10. Phân bố vận tốc dạng vectơ vùng xung quanh đạn trong quá trình thoát vỏ

3.3. Xác định lực khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên bằng phương pháp nội suy tuyến tính

Lực khí động tác dụng lên lõi xuyên và vỏ phụ thuộc vào tốc độ đầu đạn và độ dịch chuyển tương đối giữa vỏ và lõi xuyên. Nói cách khác các hàm lực cản này là các hàm phụ thuộc vào hai biến. Do đó ta sẽ sử dụng phương pháp nội suy tam song tính (Bilinear interpolation) để xây dựng các hàm lực cản khí động dưới dạng các hàm số liên tục của hai biến này. Hàm nội suy song tuyến tính là kết quả áp dụng nội suy tuyến tính một chiều ba lần. Dựa vào kết quả tính toán trên phần mềm Ansys Flunet ta xác định được giá trị của lực khí động tác dụng lên vỏ hoặc lõi xuyên phụ thuộc vào tốc độ và vị trí tương đối tại bốn điểm $F_{11}(v_1, l_1)$, $F_{12}(v_1, l_2)$, $F_{21}(v_2, l_1)$, $F_{22}(v_2, l_2)$ như trên Hình 11. Ta cần xác định giá trị lực cản khí động F(v, l) bất kỳ với $v_1 < v < v_2$ và $l_1 < l < l_2$. Để làm điều đó ta áp dụng phép nội suy tuyến tính ba lần theo thứ tự như sau [8]:

- Trước tiên ta cố định l_1 và áp dụng nội suy tuyến tính cho các điểm F_{11} và F_{21} để nhận được điểm F_1.

$$F_1 = F_{11} - (F_{21} - F_{11})\frac{v - v_1}{v_2 - v_1} \tag{24}$$

Tiếp theo, ta tính được điểm F_2 bằng cách cố định l_2:

$$F_2 = F_{12} - (F_{22} - F_{12})\frac{v - v_1}{v_2 - v_1} \tag{25}$$

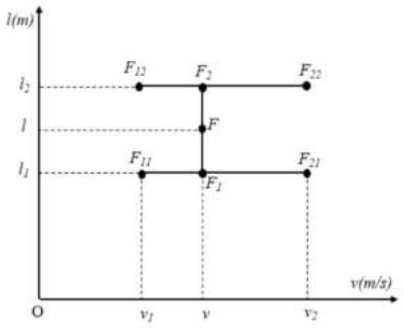
- Sau khi nhận được F_1 và F_2, chúng ta áp dụng nội suy tuyến tính một lần nữa cho chúng bằng cách giữ v cố định:

$$F_{(v,l)} = F_1 + (F_2 - F_1)\frac{l - l_1}{l_2 - l_1} \tag{26}$$

Thay các biểu thức F_1 và F_2 đã tính được vào biểu thức (26) ta được kết quả:

$$\begin{aligned} F_{(v,l)} &= F_{11} + (F_{21} - F_{11})\frac{v - v_1}{v_2 - v_1} + (F_{12} - F_{11})\frac{l - l_1}{l_2 - l_1} + \\ &+ (F_{22} - F_{12} - F_{21} + F_{11})\frac{v - v_1}{v_2 - v_1}.\frac{l - l_1}{l_2 - l_1} \end{aligned} \tag{27}$$

Như vậy, đã xác định được lực cản khí động tác dụng lên vỏ và lên lõi xuyên tại một thời điểm bất kỳ dựa vào tốc độ hiện thời của chúng và hình thái hiện thời của đầu đạn (phụ thuộc vào độ dịch chuyển tương đối giữa vỏ và lõi xuyên được thể hiện qua đại lượng *l*).



Hình 11. Phương pháp nội suy hai chiều song tuyến tính

Tiến hành chạy trên phần mềm Ansys Fluent, ta xác định được các giá trị tại bốn điểm bốn điểm $F_{11}(v_1, l_1)$, $F_{12}(v_1, l_2)$, $F_{21}(v_2, l_1)$, $F_{22}(v_2, l_2)$ cho lõi xuyên và vỏ, kết quả thể hiện ở bảng 3. Từ đó có thể xây dựng đươhc hàm khí động tác dụng lên lõi xuyên và vỏ trong quá trình thoát vỏ ở góc bắn 0^0 trong quá trình thoát vỏ.

Bảng 3.Các tham số khảo sát tại tại bốn điểm

$F_{xy}(v_x, l_y)$	Các tham số khảo sát		
	Hệ số lực cản C_x	**Lực khí động tác dụng lên vỏ F_{kdv} (N)**	**Lực khí động tác dụng lên lõi F_{Kdl} (N)**
F_{11}(1400, 20)	0,7212	6597,44	1444,79
F_{21}(1415, 20)	0,7117	6650,59	1483,41
F_{12}(1400, 40)	0,5845	5296,98	944,31
F_{22}(1415, 20)	0,5756	5379,33	1013,62

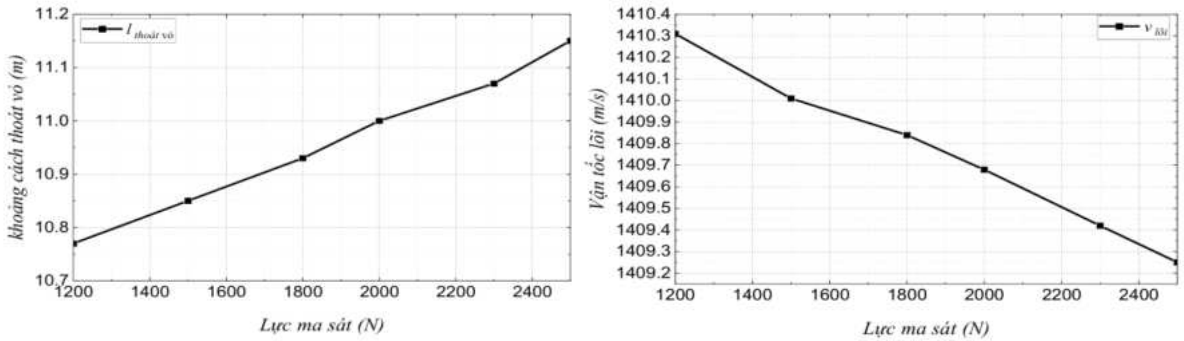
3.4. Khảo sát một số yếu tố ảnh hưởng tới quá trình thoát vỏ của đạn

3.4.1. Ảnh hưởng của lực ma sát tới quá trình thoát vỏ.

Như đã phân tích ở mục 2.1, lực ma sát có ảnh hưởng tới lớn tới quá trình thoát vỏ của đạn: khoảng cách thoát vỏ, thời gian thoát vỏ, vận tốc lõi xuyên khi thoát vỏ. Lực ma sát quá trình thoát vỏ phụ thuộc trực tiếp vào lực ma sát ban đầu F_{ms0}. Trong bài bái khảo sát lực ma sát ban đầu dao động trong khoảng từ [1200-2500] N phụ thuộc vào các hệ số do vật liệu làm đạn, quá trình chế tạo. Chiều dài tiếp xúc ban đầu $l_0 = 91$mm, lực khí động tác dụng lên vỏ vả lõi xuyên được xác định ở mục 2.3. Ta tiến hành giải hệ phương trình thoát vỏ của đạn bằng phương pháp Runge-kuta trên phần mềm Matlab. Kết quả thu được trình bày dưới đây:

Bảng 4. Các tham số khảo sát thoát vỏ theo lực ma sát ban đầu

Khảo sát thoát vỏ					
	Lực ma sát (N)	Vẫn tốc lõi (m/s)	Vận tốc vỏ (m/s)	Khoảng cách thoát vỏ(m)	Thời gian thoát vỏ (s)
v = 1415(m/s)	1200	1410.31	1387.72	10.77	0.00762
	1500	1410.01	1388.01	10.85	0.00768
	1800	1409.84	1388.31	10.93	0.00774
	2000	1409.68	1388.53	11	0.00778
	2300	1409.42	1388.87	11.07	0.00784
	2500	1409.25	1389.06	11.15	0.00789



Hình 12. Ảnh hưởng của lực ma sát ban đầu tới khoảng cách thoát vỏ và vận tốc lõi xuyên

Dễ thấy rằng với cùng giá trị tốc độ đầu nòng, lực ma sát ban đầu thay đổi lớn theo giá trị tăng dần cho phép thì khoảng cách thoát vỏ sẽ tăng dần theo tuyến tính. Ảnh hưởng của lực ma sát ban đầu tới khoảng cách thoát vỏ càng thể hiện rõ ràng ở các giá trị tốc độ đầu nòng nhỏ hơn. Với tốc độ đầu nòng nhỏ hơn thì khoảng cách thoát vỏ tăng khi lực ma sát ban đầu tăng. Ở đây ta có thế thấy do vận tốc đầu nóng lớn nên khoảng cách thoát vỏ hoàn toàn không thay

đổi lớn, bài toán chỉ xét đến quá trình thoát vỏ dẫn đến là sự thay đổi nhỏ giữa vận tốc và khoảng cách thoát vỏ theo tính toán sẽ dẫn đến khoảng cách vỏ rơi hợp với thực tế khi thực nghiệm là từ 100-200 m so với tầm bắn thắng.

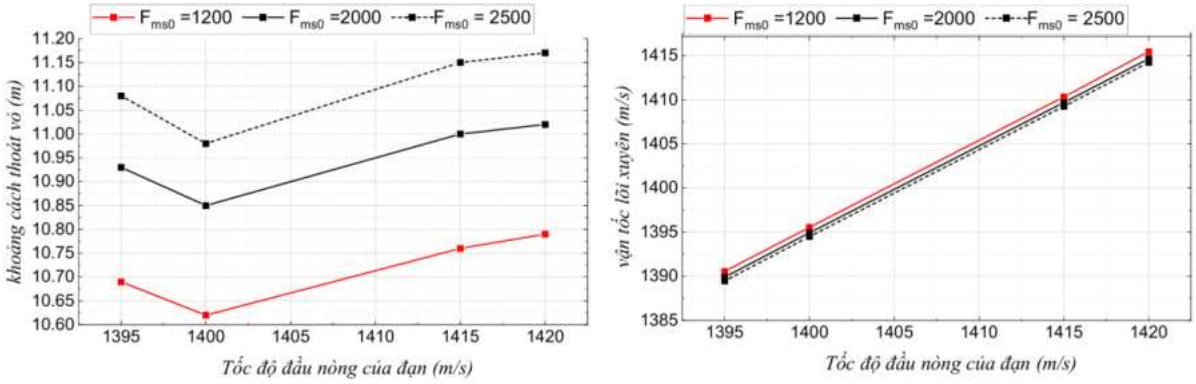
3.4.2. Ảnh hưởng của vận tốc đầu nòng tới quá trình thoát vỏ.

Để thấy được xu hướng ảnh hưởng của tốc độ đầu nòng tới quá trình thoát vỏ, tiến hành khảo sát tại các giá trị tốc độ đầu nòng là 1395 m/s, 1400 m/s, 1415 m/s và 1420 m/s để đánh giá khoảng cách thoát vỏ và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ. Ảnh hưởng của tốc độ đầu nòng tới khoảng cách thoát vỏ được thể hiện trên Hình 13.

Dễ nhận thấy rằng, tốc độ đầu nòng có ảnh hưởng không đáng kể đến khoảng cách thoát vỏ vì tốc độ đầu nòng của đạn xuyên vượt tốc lớn, ảnh hưởng của lực khí động tác dụng lên lõi và vỏ thoát khi vận tốc hơn 4 Mach. Nhưng ta có thể thấy tốc độ đầu nòng lớn thì khoảng cách thoát vỏ thay đổi bất định khoogn theo tuyến tính so với vận tốc nhỏ ở các dạng đạn xuyên thoát vỏ ở đạn súng. Tuy nhiên khi khảo sát giữa tốc độ đầu nòng và lực ma sát ban đầu, có thể nhận thấy rằng, xu hướng liên hệ giữa tốc độ đầu nòng của đầu đạn và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ là gần như tuyến tính và đồng nhất đối với tất cả các giá trị của lực ma sát ban đầu giữa vỏ và lõi xuyên. Tốc độ đầu nòng càng nhỏ thì mức độ tổn thất của lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ hoàn toàn càng lớn và ngược lại.

Bảng 5. Các tham số khảo sát thoát vỏ theo lực ma sát đầu và vận tốc đầu nòng

Lực ma sát ban đầu (N)	Khảo sát thoát vỏ				
	Vận tốc	Vận tốc lõi (m/s)	Vận tốc vỏ (m/s)	Khoảng cách thoát vỏ(m)	Thời gian thoát vỏ(s)
F_{ms0}=1200	1420	1415.45	1392.66	10.79	0.00761
	1415	1410.31	1387.72	10.76	0.00762
	1400	1395.55	1372.89	10.62	0.0076
	1395	1390.54	1368.18	10.69	0.00768
F_{ms0}=2000	1420	1414.64	1393.46	11.01	0.00777
	1415	1409.68	1388.53	11	0.00778
	1400	1394.92	1373.69	10.85	0.00776
	1395	1389.89	1368.98	10.93	0.00785
F_{ms0}=2500	1420	1414.22	1393.98	11.17	0.00788
	1415	1409.25	1389.06	11.15	0.00789
	1400	1394.5	1374.26	10.98	0.0786
	1395	1389.46	1369.54	11.08	0.00796



Hình 13. Ảnh hưởng của lực ma sát ban đầu tới khoảng cách thoát vỏ và vận tốc lõi xuyên

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu, xây dựng mô hình toán học và mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn xuyên thoát vỏ 100 mm trong quá trình thoát vỏ bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent. Phương pháp mô phỏng số cho phép tính toán các đặc trưng khí động của đầu đạn với độ chính xác khá cao. Đã đưa ra được các tham số khí động trong quá trình thoát vỏ và xây dựng hàm khí động tác dụng lên vỏ và lõi xuyên trong quá trình thoát. Tiến hành khảo sát một số yếu tố ảnh hưởng đến quá trình thoát vỏ của đạn như: lực ma sát ban đầu, tốc độ đầu nòng ảnh hưởng tới khoảng cách thoát vỏ hoàn toàn, thời gian thoát vỏ và vận tốc lõi xuyên sau khi thoát vỏ.

Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn xuyên thoát vỏ trong quá trình thoát vỏ. Trên cơ sở khảo sát các yếu tố ảnh hưởng tới quá trình thoát vỏ có thể mở rộng cải tiến các kết cấu của đạn hoặc áp dụng tính toán cho các loại đạn tương tự.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2013), *Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo,* Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.
2. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại (2003), *Giáo trình thuật phóng ngoài,* Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.
3. Ansys.Fluent 2021a: *Theory Guide*, Ansys Inc.
4. D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for CFD*.
5. John F, Wendt (1996), *Compatational Fluid Dynamics*, Verlag Berlin.
6. Nguyễn Quang Tuân, Nguyễn Hải Minh, Bùi Xuân Sơn, "*Nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát tới quá trình thoát vỏ của đạn xuyên kiểu SLAP bắn trên súng ngắn",* Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XIX, (2024).
7. S. Arabaci, M. Pakdemirli, Aerodynamic improvements of buses inspired by Beluga whales, Journal of Applied Fluid Mechanics, 16(12), pp. 2569-2580, 2023.
8. H. Kang, Computational Color Technology, Society of Photo Optical, 2006.

Investigation of the shell escape process of a 100mm armour-piercing discarding-sabot using numerical methods

Abstract: The article studies and surveys the shell escape process of 100mm armour-piercing discarding-sabot fired on tank guns, builds a model to calculate the aerodynamic characteristics of the bullet head using the numerical simulation method on Ansys Fluent software during the shell escape process. From there, the article determines the characteristics of the bullet head during the shell escape process such as frontal resistance, aerodynamic force acting on the shell and core, pressure distribution, velocity field, and establishes the aerodynamic function acting on the shell and core during the shell escape process. Conducts a survey of some factors affecting the shell escape process of the bullet. The results of this study provide a suitable research model in analyzing the aerodynamic characteristics of 100mm armour-piercing discarding-sabot during the shell escape process in particular and artillery shells in general.

Keywords: Aerodynamic characteristics; computational model; Ansys Fluent.

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

Bùi Thanh Trí[1*], Trần Thế Hùng[1], Đỗ Văn Minh[1], Trần Văn Doanh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: Giacatdumd@gmail.com, Contact number: 0972626791

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn pháo bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent. Mô phỏng số được xây dựng và áp dụng cho đầu đạn xuyên thoát vỏ ổn định quay 100mm trước và sau tách vỏ. Ảnh hưởng của lưới, mô hình tính toán tới đặc trưng khí động của đạn trước và sau tách vỏ được khảo sát. Từ đó bài báo xác định các đặc tính của đầu đạn như lực cản, phân bố áp suất, trường vận tốc, so sánh trước và sau tách vỏ. Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn xuyên thoát vỏ 100 mm trên đường bay nói riêng và các đầu đạn pháo thoát vỏ nói chung.

Từ khóa: *Đặc trưng khí động; mô hình tính toán; Ansys Fluent.*

1. Mở đầu

Những thập kỉ gần đây cùng với sự phát triển mạnh mẽ của nền kinh tế, nền công nghiệp và khoa học kỹ thuật của nước ta đã những bước đột phá lớn. Nó kéo theo nền công nghiệp quốc phòng của nước ta có những bước chuyển mình mạnh mẽ. Một trong số đó là Tổng cục Công nghiệp quốc phòng đã nghiên cứu thiết kế, chế tạo lại được các loại đạn pháo mà Liên Xô cũ viện trợ trong thời gian giải phóng đất nước. 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 trong việc xác định tầm bắn hiệu quả của đạn hoặc xác định vận tốc cần thiết để đạt được tầm bắn theo yêu cầu đặt ra [1]. Để tính toán các hệ số lực tác dụng lên viên đạn trong quá trình bay, hiện nay có nhiều phương pháp được sử dụng. Gần đây với sự phát triển mạnh mẽ của khoa học máy tính và các kỹ thuật tính toán cho độ chính xác cao thì phương pháp mô phỏng số là một lựa chọn được nhiều nhà nghiên cứu ưu tiên sử dụng.

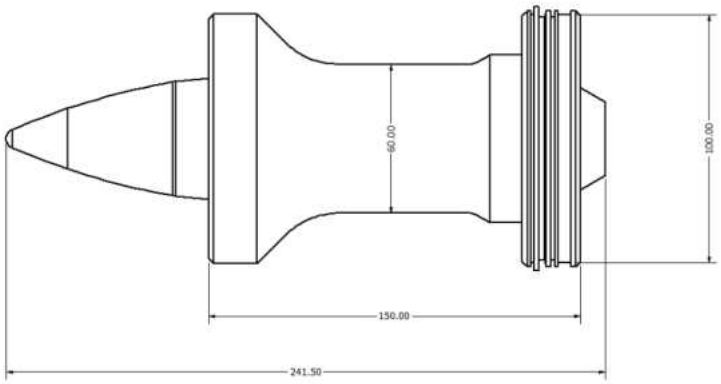
Bài báo sử dụng phần mềm Ansys Fluent giải bài toán xác định các đặc trưng khí động (tham số khí động đặc trưng) cho đạn xuyên thép vượt tốc thoát vỏ ổn định quay 100 mm trước và sau tách vỏ ở vận tốc 1.415 m/s, ở góc tấn 0°. Ứng với mỗi trường hợp trước tách vỏ và sau tách vỏ của đạn, bài báo khảo sát, nghiên cứu ảnh hưởng của lưới, mô hình chảy rối tới các đặc trưng khí động gồm: áp suất, vận tốc, hệ số lực cản. Đồng thời đánh giá trường phân bố của một số đặc tính khí động khi bay của đạn.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

2.1. Mô hình bài toán

Tính toán được thực hiện trên mô hình đạn xuyên thép dưới cỡ 100 mm bắn trên pháo tăng T-54 hoặc trên pháo chống tăng 100 mm với hai trường hợp trước tách vỏ và sau tách vỏ. Đây là loại đạn xuyên thép thoát vỏ (Hình 1), được trang bị cùng với xe tăng T-54 trong biên chế của quân đội ta. Các tham số hình học và thuật phóng của đạn được cho trong Bảng 1. Đạn

có đường kính 100 mm với chiều dài gấp 2,4 lần đường kính. Vỏ thoát bằng thép có dạng thắt giữa. Phía trên thân miệng rộng, loe để cản khí và có 1 đai định tâm trên, phía dưới bên ngoài có một đai dẫn bằng đồng làm liền với vỏ thoát và bên trong có một khoang rỗng. Phần dưới vỏ thoát có 4 lỗ để lắp vít liên kết với lõi xuyên. Trên đường bay, nhờ lực cản của không khí, vỏ sẽ thoát ra khỏi lõi xuyên, đạn ổn định theo nguyên lí con quay. Đạn có vận tốc ban đầu 1.415 m/s (M = 4,06) với tầm bắn hiệu quả 500 ÷ 2.000m. Các đặc tính hình học bên ngoài được sử dụng cho tính toán các đặc trưng khí động của đầu đạn.

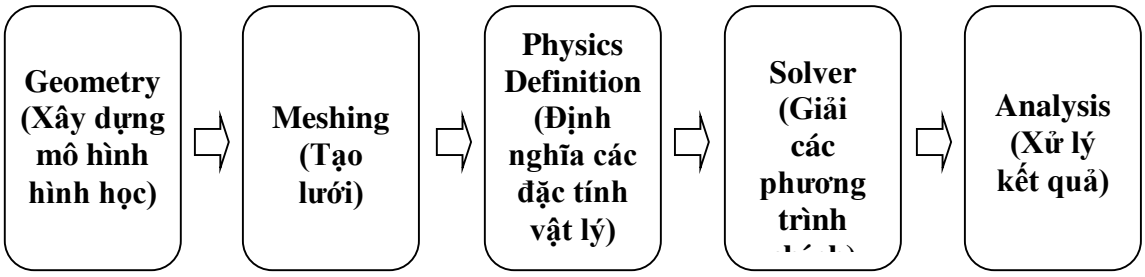


Hình 1. Tham số đầu đạn RPG-75 (Kích thước có đơn vị mm)

Bảng 1. Đặc điểm về hình dạng và thuật phóng đạn xuyên thoát vỏ 100 mm

TT	Đặc tính	Thông số
1	Đường kính đạn (cỡ, d)	Φ100 mm
2	Đường kính lõi xuyên	Φ55 mm
3	Chiều dài đầu đạn (L)	241.5 mm
4	Chiều dài lõi xuyên	222 mm
5	Sơ tốc đạn	1415 m/s
6	Trọng lượng đạn	5.7 kg
7	Trọng lượng lõi xuyên	4.1 kg

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 [3]. Lời giải chấp nhận được khi đạt đến đích hội tụ phù hợp. Việc xây dựng bài toán mô phỏng được tiến hành theo trình tự như sau:



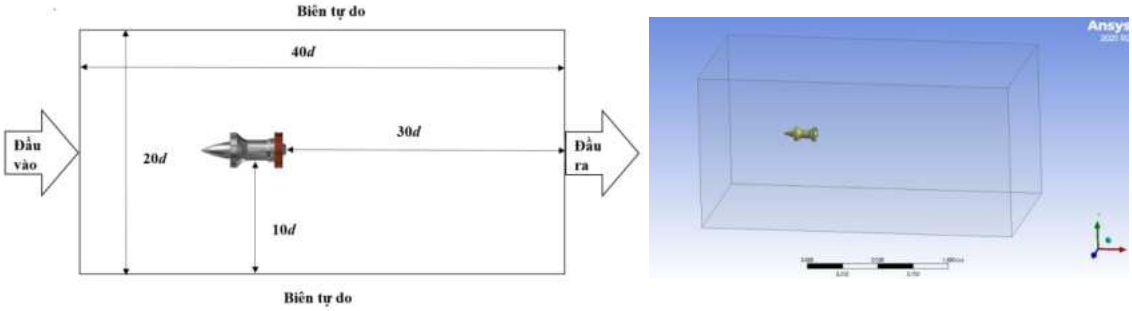
Hình 2. Trình tự giải bài toán mô phỏng

Để xây dựng bài toán mô phỏng xác định các đặc trưng khí động cho đạn bằng phần mềm mô phỏng Ansys Fluent cần xây dựng vùng thể tích tính toán bao quanh đạn. Cụ thể ở đây là dựng bề mặt chảy bao của đạn và các bề mặt biên sao cho phù hợp với các trường hợp tính toán.

Để xây dựng mô hình hình học có thể sử dụng mô-đun phần mềm Ansys là Design Modeler được hỗ trợ sẵn hoặc nhập mô hình được dựng từ phần mềm bên thứ 3. Nghiên cứu này kết hợp sử dụng phần mềm đồ họa 3D AutoDesk Inventor với Ansys Design Modeler để xây dựng mô hình 3D kích thước bao của đạn cũng như xác định vùng thể tích tính toán phù hợp. Kích thước bao của đạn xuyên thoát vỏ 100 mm được lấy theo kích thước theo tài liệu thiết kế của Viện Công nghệ, Tổng cuc Công nghiệp Quốc phòng.

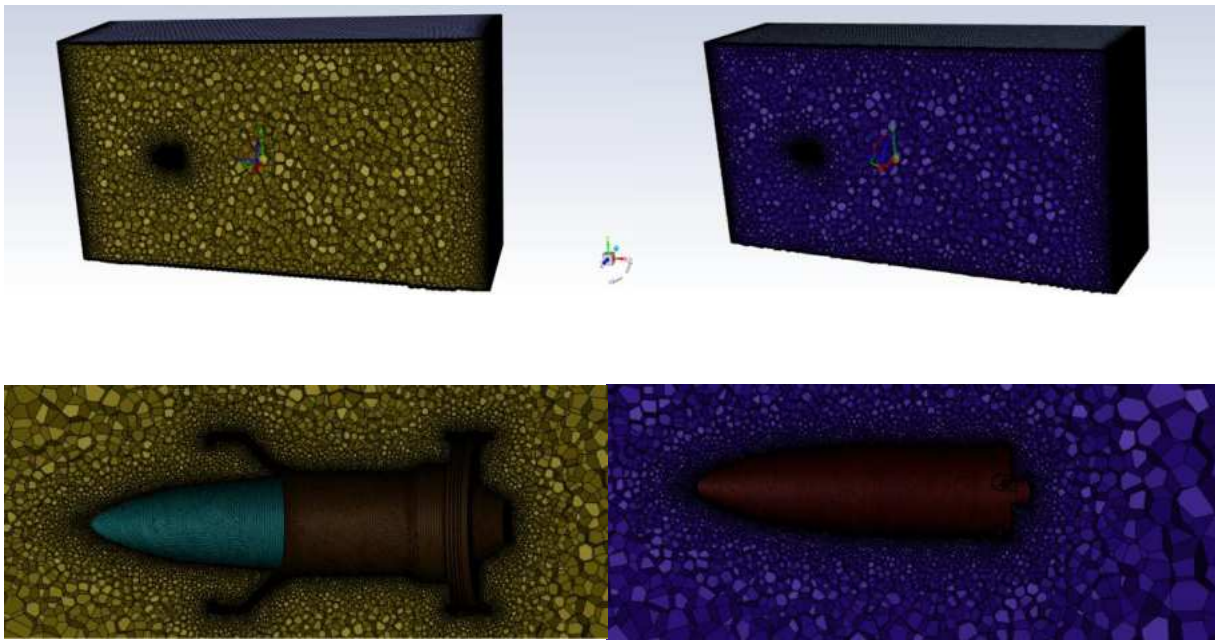
Để tối thiểu số lượng phần tử tính toán và tối giản việc thiết lập biên xa chúng ta lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình hộp chữ nhật. Kích thước bao phải đảm bảo giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần bề mặt của đạn. Theo khuyến cáo [3], kích thước này là khoảng 5 đến 10 lần đường kính thân đạn.

Cụ thể với đạn xuyên thoát vỏ thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như mô tả trên Hình 2 với kích thước dài × rộng × cao = $40d \times 20d \times 20d$ với d là đường kính của đạn. Trong đó khoảng cách từ đáy đạn đến đầu ra là 3 m, bề mặt đạn đến các mặt còn lại là 1 m (Hình 2). 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. Vùng thể tích tính toán

Do mô hình đầu đạn có cấu trúc phức tạp, nên phương pháp chia lưới tự động bằng phần mềm Ansys Fluent with Meshing trên cơ sở cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết được lựa chọn. Lưới tính lựa chọn là lưới polyhera, lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn sau đó đến phần sát với thân đạn và thưa hơn ở gần biên tự do như Hình 3. Ảnh hưởng kích thước lưới lên kết quả mô phỏng sẽ được trình bày trong Mục 3.1.



Hình 3. Cấu trúc lưới quanh mô hình tính toán (từ toàn vùng tới lưới trên bề mặt đầu đạn)

Lưới sau khi được chia và kiểm tra chất lượng được đưa vào công cụ Ansys 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 2.

Bảng 2. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong ANSYS Fluent

Các thiết lập chung	
Trình giải	Density-Based *(dùng cho dòng có vận tốc lớn, có tính độ nén của khí)*
Kiểu phân tích	Steady *(Tĩnh)*
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)	Velocity-inlet: $V_x = V_{đạn}$ = 1415m/s; $V_y = 0$; $V_z = 0$; T = 300 K.
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 ≤ 10-6
Số vòng lặp	2000
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp

2.2. Thuật toán và phương pháp nghiên cứu

Trong nghiên cứu đặc tính khí động phục vụ cho thiết kế hình học sơ bộ, 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 và có thể sử dụng trong nghiên cứu [3]. Trong lớp các mô hình ứng suất Reynolds có một phân lớp đơn giản, mô hình ứng suất Reynolds đại số, trong đó có mô hình rối 2 phương trình như mô hình *k- ε* hoặc mô hình *k-ω*, được bổ sung do tính không đẳng hướng của các ứng suất Reynolds. Có rất nhiều mô hình khác nhau song trong phạm vi của bài báo xin trình bày ở đây mô hình dòng chảy rối 2 phương trình. Mô hình chảy rối 2 phương trình có 2 dạng cơ bản là *k-*

ε và k-ω, trong đó k là động năng hỗn loạn và ε hoặc ω là các tham số đặc trưng của chiều dài quy đổi (gọi chung là ψ).

Trong mô hình hỗn loạn hai phương trình, những giá trị ứng suất Reynolds được thay thế bằng hai phương trình chuyển động, với động năng chảy rối k và biên độ độ dài ψ (có thể là ε hoặc ω). Các ứng suất Reynolds được biểu thị bằng ($-\overline{\rho u_i'' u_j''}$), k, ψ và ten-xơ tốc độ biến dạng dòng trung bình. Thông thường, xấp xỉ theo Boussinesq được áp dụng như sau:

$$-\overline{\rho u_i'' u_j''} = \mu_T \left(2S_{ij} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\rho k \quad (1)$$

Trong đó: μ_T là hệ số độ nhớt chảy rối được tính từ k và ψ. Các phương trình cơ bản cho k và ψ được viết dưới dạng phương trình bảo toàn như sau:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu_T \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + Q_k \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \psi) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \psi u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu_\psi \frac{\partial \psi}{\partial x_j} \right) + Q_\psi \quad (3)$$

Trong đó: Q_k và Q_ψ là các số hạng nguồn cho ρk và $\rho\psi$; μ_k và μ_ψ là độ nhớt tương ứng, thường được tính bằng:

$$\mu_k = \mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \quad (4)$$

$$\mu_\psi = \mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\psi} \quad (5)$$

Trong đó: Các hằng số σ_k và σ_ψ lần lượt là các số Schmidt xấp xỉ của k và ψ. Từ các phương trình ở trên, ta đã thừa nhận giả thiết rằng mô hình khuếch tán gradient phù hợp với k và ψ.

2.2.1. Mô hình chảy rối k-ε

Các số hạng nguồn của mô hình k-ε là [3, 4]:

$$Q_{\rho k} = P - \rho\varepsilon \quad (6)$$

$$Q_{\rho\varepsilon} = c_1 \frac{\varepsilon}{k} P - c_2 \frac{\rho\varepsilon^2}{k} \quad (7)$$

Trong đó: $c_1 = 1{,}44$ và $c_2 = 1{,}92$ là các hằng số; P là dẫn xuất động năng chảy rối, khi áp dụng xấp xỉ Boussinesq, có dạng:

$$P = -\overline{\rho u_i'' u_j''}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \left[\mu_T \left(2S_{ij} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\rho k \right]\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (8)$$

Trong mô hình k-ε, độ nhớt chảy rối được tính từ:

$$\mu_T = c_\mu \frac{\rho k^2}{\varepsilon} \quad (9)$$

Trong đó: $c_\mu = 0{,}09$; $\sigma_k = 1{,}0$ và $\sigma_\varepsilon = 1{,}3$ được coi là không đổi.

2.2.2. Mô hình chảy rối k-ω

Mô hình k-ω do Wilcox [5] xác lập, là cơ sở cho tất cả các mô hình k-ω hiện đại ngày nay. Trong mô hình k-ω, các số hạng nguồn cho ρk và $\rho\omega$ là:

$$Q_{\rho k} = P - \beta^* \rho k\omega \quad (10)$$

$$Q_{\rho\omega} = \alpha \frac{\omega}{k} P - \beta \rho \omega^2 \quad (11)$$

Trong đó: $\alpha = 5/9$; $\beta = 0{,}075$ và $\beta^* = 0{,}09$ là các hằng số. Các số Schmidt có giá trị không đổi $\sigma_k = 2{,}0$ và $\sigma_\omega = 2{,}0$.

Dẫn xuất động năng chảy rối P được mô hình hóa như trong mô hình k-ε bằng phương trình (3). Độ nhớt chảy rối nhận được từ công thức:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \quad (12)$$

Liên hệ chuẩn giữa ε và ω là:

$$\omega = \frac{\varepsilon}{\beta^* k} \quad (13)$$

2.2.3. Mô hình Shear Stress Transport (SST)

Mô hình SST (còn được gọi là k-ω SST), là một giải pháp kết hợp các tính năng của cả mô hình k-ε và k-ω. Để thực hiện điều này, mô hình k-ε được biến đổi lại theo k-ω và một hàm trọng số F_1 được thêm vào phương trình kết quả để tạo ra sự chuyển đổi suôn sẻ từ mô hình k-ω gần biên sang mô hình k-ε. Tránh xa lớp biên F_1 nhận 1 khi nó ở mép ngoài của dòng chảy và lấy 0 khi nó tiến sát đến bề mặt của đầu đạn. Hai phương trình mô tả này có dạng sau [5, 6]:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \overline{u}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (14)$$

$$\rho \frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho \overline{u}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \alpha \frac{\omega}{k} \tau_{ij} \frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega^2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (15)$$

Các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST là những mô hình sử dụng hai phương trình chuyển dịch biểu diễn động năng và sự tản mát động năng dòng rối, được dùng phổ biến trong tính toán kỹ thuật khi mô phỏng số. Tùy thuộc vào từng bài toán khác nhau cần chú ý tới bản chất, đặc trưng dòng chảy để chọn mô hình sao cho phù hợp nhất. Ảnh hưởng của 3 mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán sẽ được trình bày trong mục 3.2.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Ảnh hưởng của lưới lên kết quả bài toán

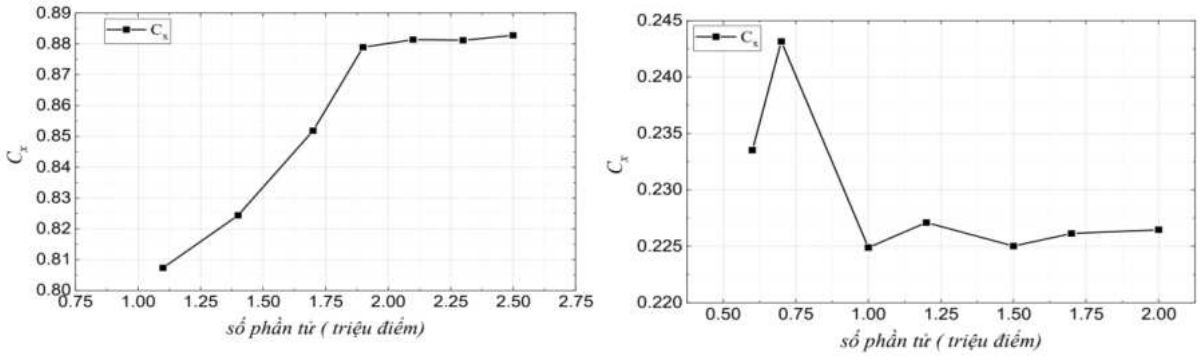
Bài báo khảo sát cho 7 trường hợp với mức độ chia lưới tính toán miền khảo sát khác nhau. Tham số về kích thước lưới được cho trong bảng 3.

Kết quả khảo sát lực cản theo số phần tử lưới được chỉ ra trên Bảng 3 và Hình 4. Hệ số lực cản thay đổi theo lưới tính toán và dao động từ 0,80732 đến 0,88278 (trước thoát vỏ) và từ 0,23352 đến 0,22646 (sau thoát vỏ). Ta thấy rằng trước thoát vỏ, C_x có sự dao động lớn do lúc này đường bao đạn có hình dáng khí động học chưa tốt, có hốc chắn khí tạo nên sóng xung kích và va đập mạnh nên khi tăng chất lượng lưới lên thì kết quả sẽ chính xác hơn. Còn sau thoát vỏ hình dáng khí động tốt hơn nên khoảng dao động về C_x ít hơn nên khi tăng chất lượng lưới sẽ không thay đổi nhiều. Qua bảng kết quả khảo sát số lượng các phần tử lưới ta thấy khí tăng số lượng phần tử lưới thì kết quả sẽ có độ hội tụ dần. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có 2,3 triệu phần tử chó trước thoát vỏ và 1,7 triệu điểm lưới cho sau thoát vỏ là lưới tính toán có chất lượng tốt nhất để đảm bảo kết quả tính toán chính xác, tiết kiệm được dữ liệu và thời gian tính toán.

Trong lưới này, kích thước ô lưới nhỏ nhất trên bề mặt đạn (Surface Mesh) là 0,5 mm, kích thước ô lưới lớn nhất trên bề mặt biên tự do là 50 mm. Để mô phỏng dòng chảy sát đầu đạn và mô phỏng chính xác lớp biên, thực hiện chia 10 lớp lưới nhỏ song song và sát với bề mặt đầu đạn (Inflation), kích thước ô lưới nhỏ này là 0,1 mm và tăng dần theo tỉ lệ Growth Rate là 1,2. Ngoài ra, vùng xung quanh đạn nơi xảy ra các hiện tượng sóng xung kích và nén ép không khí mạnh nên ta tạo thêm vùng "*Local refinement region*" (khu vực tinh chế cục bộ) để bắt tốt các hiện tượng xảy ra trên bề mặt đạn, ta tạo 5 lớp vùng gần sát bề mặt đạn, lưới được chia lưới nhỏ với kích thước ô lưới nhỏ nhất là 3 mm, tăng dần ra từng vùng và tối đa là 10 mm. Lưới thể tích trong vùng tính toán được chọn là loại lưới polyhera có thước tối đa là 60 mm. Chất lượng trực giao tối thiểu của bề mặt lưới là 0,12 (>0,1 theo như khuyến cáo trong hướng dẫn sử dụng *Ansys Fluent* [3]).

Bảng 3. Tham số kích thước lưới ảnh hưởng tới hệ số lực cản

Trường hợp	Đạn trước tách vỏ		Đạn sau tách vỏ	
	Số phần tử lưới (triệu điểm)	Hệ số lực cản C_x	Số phần tử lưới (triệu điểm)	Hệ số lực cản C_x
1	1,1	0.80732	0,6	0,23352
2	1,4	0.82437	0,7	0,24315
3	1,7	0.85183	1	0,22488
4	1,9	0.87895	1,2	0,22709
5	2,1	0.88141	1,5	0,22501
6	2,3	0.88121	1,7	0,22613
7	2,5	0.88278	2	0,22646



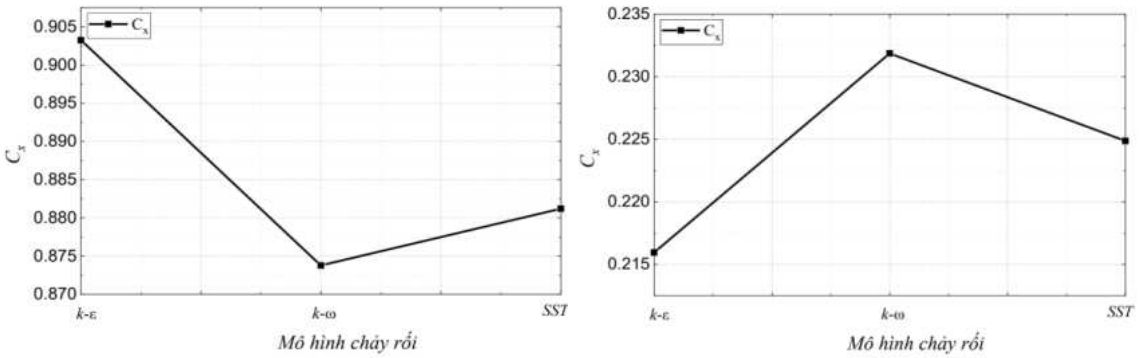
Hình 4. Ảnh hưởng của số phần tử của lưới tính toán đến hệ số lực cản C_x

3.2. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối lên kết quả bài toán

Dòng khí chảy quanh thân đạn là dòng chảy rối do đạn chuyển động nhanh và biên dạng đạn thay đổi có chỗ đột ngột. Vì vậy nghiên cứu, khảo sát ảnh hưởng của mô hình dòng chảy rối lên kết quả tính toán các đặc trưng khí động của đạn xuyên thoát vỏ 100 mm là rất quan trọng. Bài báo khảo sát trên các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST. Tham số về kích thước lưới được cho như mục 3.1.

Kết quả khảo sát lực cản theo mô hình chảy rối chỉ ra trên hình 5. Hệ số lực cản thay đổi không nhiều theo mô hình chảy rối và dao động từ 0,87415 đến 0,90341 trước thoát vỏ và từ 0,21584 đến 0,23267. Kết quả cả hai trường hợp cho mô hình chảy rối k-ω SST tính toán hệ số lực cản có giá trị nằm giữa 2 mô hình k-ε và k-ω. Lý do là để giải bài toán tính lực cản khí động tác dụng lên đạn khi bay, sử dụng bài toán khí động chảy bao quanh vật thể, mô hình k-ω SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa vật cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh và sát với thực tế. Mô hình k-ω SST là phương án hợp nhất những đặc trưng của 2 mô

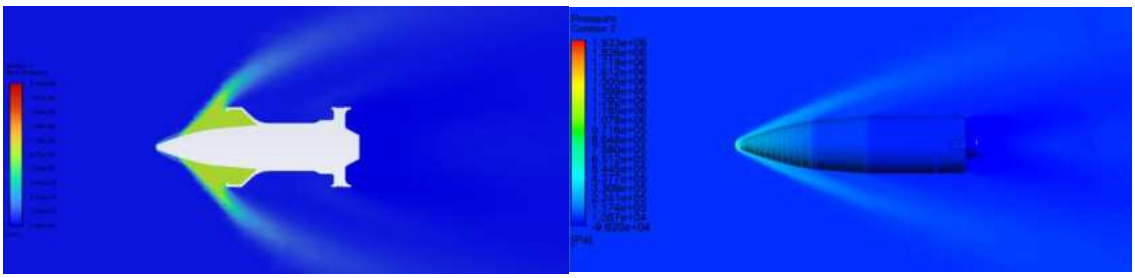
hình k-ε và k-ω (mô hình k-ω mô tả tốt dòng chảy ở gần biên, còn k-ε mô tả các thuộc tính của dòng dịch chuyển xa biên tốt hơn) [5]. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng mô hình chảy rối k-ω SST để đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.



Hình 5. Ảnh hưởng của mô hình vật lý dòng chảy rối đến hệ số lực cản

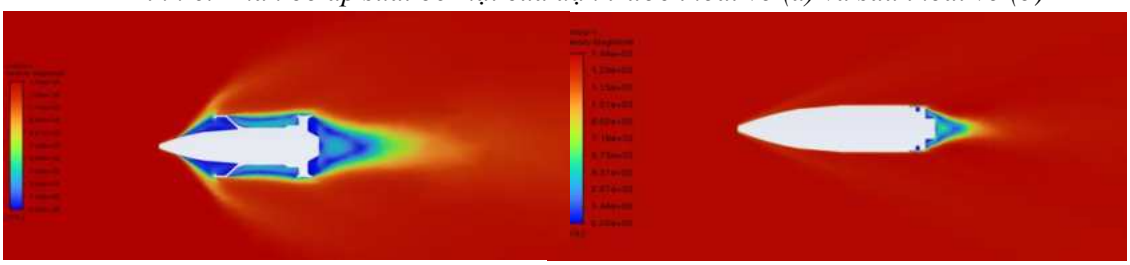
3.3. Phân bố của một số đặc trưng khí động của đạn xuyên vượt tốc thoát vỏ ổn định quay 100mm

Phân bố áp suất, vận tốc được thể hiện trong Hình 6, Hình 7. Có thể thấy rằng, tại mũi đầu đạn áp suất là lớn nhất. Đối với đạn trước tách vỏ, trên khu vực mũi đạn do đạn chuyển động với vận tốc lớn tạo nên sóng xung kích, do không khí vừa có tính đàn hồi vừa có tính nhớt, trong khi đạn là vật gây kích động nén có kích thước lớn nên sóng đầu đạn không phải là hình nón đơn giản mà là mặt hypeboloid tròn xoay. Tại phần trước vỏ (chỗ hốc lõm), phần thắt của vỏ, phía sau của vỏ hình thành các vùng xoáy chảy ngược có vận tốc rất thấp có thể coi là vùng lặng (Hình 8). Một phần đầu của vỏ nhô ra khỏi vùng lặng và chịu tác động của dòng chảy không khí có dạng sóng xung kích. Do áp lực của dòng không khí luôn hướng vuông góc với bề mặt chịu tác động, nên lực tổng hợp do áp lực không khí gây ra cũng vuông góc với mặt tác động và khi lực này đủ lớn để tách vỏ khỏi thân đạn trên đường bay. Đối với đạn sau thoát vỏ nhìn một cách tổng thể, có thể thấy sóng xung kích xuất hiện ở mũi. Cấu trúc sóng xung kích tại mũi tạo thành hình nón phía trước đạn đây là do hình dạng khí động của lõi tốt. Đồng thời, phía sau đuôi đạn có sự hình thành của vùng xoáy có vận tốc thấp.



a. Đạn trước thoát vỏ *b. Đạn sau thoát vỏ*

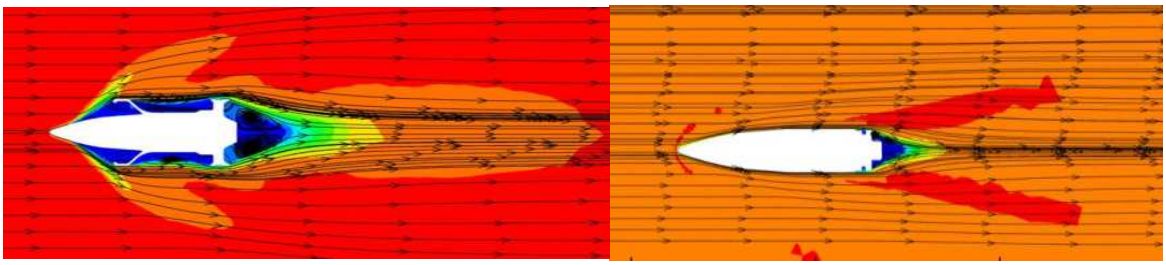
Hình 6. Phân bố áp suất bề mặt của đạn trước thoát vỏ (a) và sau thoát vỏ (b)



a. Đạn trước thoát vỏ *b. Đạn sau thoát vỏ*

Hình 7. Phân bố áp suất bề mặt của đạn trước thoát vỏ (a) và sau thoát vỏ (b)

Phân bố vận tốc dạng dòng chảy ở xung quanh đạn được thể hiện trong Hình 8.



a. Đạn trước thoát vỏ *b. Đạn sau thoát vỏ*

Hình 8. Phân bố vận tốc dạng vectơ vùng xung quanh đạn trước thoát vỏ (a) và sau thoát vỏ (b)

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn xuyên vượt tốc thoát vỏ ổn đinh quay 100 mm bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent.

Phương pháp mô phỏng số cho phép tính toán các đặc trưng khí động của đầu đạn trên đường bay với độ chính xác khá cao. Tuy nhiên, đối với phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent cách chia lưới tính toán có ảnh hưởng rất nhiều đến kết quả tính toán của bài toán. Nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có kích thước 2,3 triệu điểm trước thoát vỏ và 1,7 triệu điểm sau thoát vỏ nhằm đảm bảo kết quả của bài toán.

Khảo sát ảnh hưởng các mô hình chảy rối k-ε, k-ω và k-ω SST lên kết quả tính hệ số lực cản đầu đạn cho thấy mô hình k-ω SST thể hiện tốt đặc tính dòng chảy trong cả lớp gần và lớp xa vật cần khảo sát, cho kết quả hội tụ nhanh, sát với thực tế và đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất.

So sánh phân bố dòng chảy của áp suất, vận tốc của đạn trước và sau tách vỏ cho thấy sự khác nhau lớn về cấu trúc của lớp sóng xung kích trên thân đạn của hai trường hợp, điều này ảnh hưởng lớn đến hệ số lực cản của đầu đạn. Ngoài sự xuất hiện của vùng xoáy sau đuôi đạn thì đạn trước tách vỏ có vùng xoáy khá lớn tại hốc lõm phía trước vỏ cho thấy ảnh hưởng lớn của phần vỏ đến các đặc trưng khí động của đạn trên đường bay. Kết quả tính toán hệ số lực cản C_x của đạn trước và sau tách vỏ có thể ứng dụng để giải bài toán xác định khả năng tách vỏ tin cậy cho đầu đạn.

Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn xuyên thép vượt tốc thoát vỏ ổn định quya cỡ 100 mm nói riêng và các đầu đạn pháo thoát vỏ nói chung.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2013), *Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo,* Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.
2. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại (2003), *Giáo trình thuật phóng ngoài,* Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.
3. Ansys.Fluent 2021a: *Theory Guide*, Ansys Inc.
4. D.C, Wilcox (1998), *Turbulence Modeling for CFD.*
5. John F, Wendt (1996), *Compatational Fluid Dynamics*, Verlag Berlin.

Building a computational model of aerodynamic characteristics for 100mm armour-piercing discarding-sabot using numerical simulation method

Abstract: This article researches and builds a model to calculate aerodynamic characteristics for artillery warheads using numerical simulation methods on Ansys Fluent software. Numerical simulations were built and applied to a 100mm armour-piercing discarding-sabot before and after shell separation. The influence of the mesh and calculation model on the aerodynamic characteristics of bullets before and after shell separation are investigated. From there, the article determines the characteristics of the bullet such as drag, pressure distribution, velocity field, and compares before and after shell separation. The results of this study provide a suitable research model in analyzing the aerodynamic characteristics of 100 mm armour-piercing discarding-sabot in flight in particular and shell-ejecting artillery shells in general.

Keywords: Aerodynamic characteristics; computational.

Nghiên cứu thiết kế, chế tạo bộ điều khiển buồng sấy chân không nhằm đảm bảo chỉ tiêu cách điện cho máy biến áp phân phối điện áp đến 35KV

Nguyễn Đức Anh[1]
[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*
**Email: anh2522@mta.edu.vn; Tel:0983160511*

Tóm tắt

Bài báo này trình bày nội dung nghiên cứu và chế tạo thành công trong việc thiết kế buồng sấy chân không cho MBT. Công nghệ sấy chân không tự động giúp đảm bảo chất lượng theo tiêu chuẩn ISO, tăng các chỉ tiêu kỹ thuật của MBT, đồng thời cho phép tự động hóa các quy trình sấy. Kết quả nghiên cứu đã thiết kế buồng sấy chân không điều khiển bằng PLC đã được ứng dụng tại nhà máy biến áp Miba-Hưng Yên, Buồng sấy này cũng phù hợp với các nhà máy chế tạo biến thế công suất nhỏ và vừa, đáp ứng được các yêu cầu công nghệ với chi phí hợp lý.

Từ khóa:Máy biến thế, máy biến áp, sấy chân không, Điều khiển, PLC;

1. Đặt vấn đề

Bối cảnh và tính cấp thiết: Nhu cầu điện năng tại Việt Nam tăng nhanh do phát triển công nghiệp và mở rộng khu vực điện khí hóa nông thôn, đòi hỏi số lượng lớn các máy biến thế (MBT) có điện áp sơ cấp đến 35 KV với chất lượng cao. Các nhà sản xuất MBT nội địa cần cải tiến công nghệ, mở rộng sản xuất, nâng cao chất lượng và hạ giá thành, trong đó công đoạn sấy là một trong các quy trình cần được cải tiến và đảm bảo chất lượng của MBT. Mặc dù trong nước cũng đã có đề tài nghiên cứu về sấy chân không tuy nhiên vẫn

Trong hệ thống truyền tải điện năng, máy biến áp là thành phần chính, quyết định tính an toàn và độ tin cậy của hệ thống. Việc loại bỏ hơi ẩm trong các vật liệu cách điện đóng vai trò quan trọng, đặc biệt đối với thiết bị hoạt động trong môi trường độ ẩm cao. Ngoài ra, nghiên cứu từ đề tài khoa học cấp bộ năm 20220[12] cũng cho thấy rằng công nghệ sấy chân không giúp tiết kiệm năng lượng và giảm thời gian sấy so với các phương pháp truyền thống.

Cấu tạo chung của mọi máy biến áp gồm 3 thành phần chính: Lõi thép, dây quấn và vỏ máy [1,2].



Hình 1. Cấu tạo chung của máy biến áp

Trong cấu tạo của máy biến áp ở trên các thành phần mang độ ẩm ảnh hưởng đến chất lượng: Giấy quấn, thành phần cách điện như băng kéo, giấy dán… việc làm khô các vật liệu để đạt độ ẩm với mục tiêu làm tăng cách điện giữa các cuộn dây, cuộn dây với vỏ máy…. là hết sức cần thiết.

Các phương pháp truyền thống như sấy nóng bằng dầu hay sấy bằng khí nóng và thoát hơi theo phương pháp thông thường bằng quạt hút gây ra nhiều vấn đề như:

Tiêu hao năng lượng lớn.

Nguy cơ hỏng hóc vật liệu do nhiệt độ quá cao.

Thời gian sấy dài, giảm năng suất lao động.

Sấy không kiệt ẩm, cách điện nhỏ…

Sấy chân không mang lại giải pháp đột phá, khắc phục những vấn đề trên nhờ tối ưu hoá nhiệt độ và áp suất và là giải pháp duy nhất có thể đạt được cách điện theo yêu cầu. Hiện tại trên thị trường cũng có nhiều công ty, doanh nghiệp nghiên cứu sản xuất tuy nhiên không làm chủ được công nghệ khi hỏng hóc sẩy ra cần chuyên gia nước ngoài đến sửa chữa gây tốn kém, không đảm bảo tiến độ giao hàng của nhà máy. Việc nghiên cứu, tích hợp và tạo phần mềm điều khiển buồng sấy chân không ứng dụng trong sấy biến áp là hết sức cần thiết [8].

2. Thiết kế, chế tạo thử nghiệm

2.1. Nguyên lý vận hành

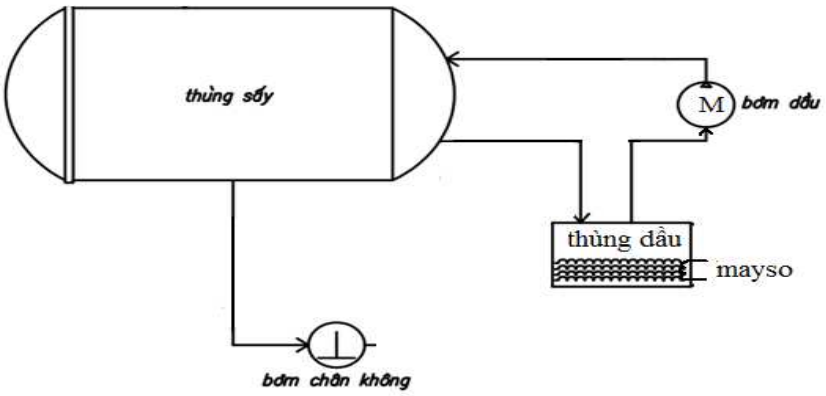
Quy trình sấy chân không được dựa trên nguyên lý nhiệt độ sôi giảm khi áp suất giảm. Trong buồng sấy chân không, nhiệt độ sôi của nước giảm từ 100°C (dưới áp suất khí quyển) xuống vùng 20-60°C. Điều này giúp loại bỏ hơi ẩm nhanh chóng mà không gây ảnh hưởng đến cấu trúc vật liệu.

Dưới đây là bảng tương quan giữa áp suất và nhiệt độ sôi của nước [11].

Bảng 1. Sự tương quan giữa áp suất và nhiệt độ sôi của nước

Áp suất (bar)	1	0.9	0.8	0.7	0.6	0.5	0.4	0.3	0.2
Nhiệt độ (°C)	100	96.7	93.5	90.0	86.0	81.3	75.9	69.1	60.1
Áp suất (bar)	0.1	0.09	0.08	0.07	0.06	0.05	0.04	0.03	0.02
Nhiệt độ (°C)	45.8	43.8	41.5	39.0	36.2	32.9	29.0	24.1	17.5

Với nguyên lý phân tích ở trên, tác giả đưa ra mô hình để thực hiện quá trình sấy như hình 2.



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý làm việc của máy sấy biến áp chân không

Dầu được nung nóng bằng dây mai xo và liên tục được bơm vào buồng sấy với nhiệt độ dầu <120^{0}C. Các ống dẫn tản nhiệt bằng inox truyền nhiệt nâng nhiệt độ buồng sấy từ nhiệt độ môi trường lên nhiệt độ của của dầu, khí nóng sẽ làm biến áp nóng dần và khi nhiệt độ trong lõi biến áp đạt từ 68^{0}C bắt đầu thực hiện qui trình hút chân không với độ chân không đạt được 5-20mBar. Quá trình nâng nhiệt độ lõi biến áp phụ thuộc vào kích thước và số lượng lõi biến áp thông thường khoảng 9h-15h. Lúc này nhiệt độ sôi nước giảm dần về khoảng 20^{0}C và hơi nước, dầu bảo vệ sẽ tự động thoát ra. Quá trình này duy tri liên tục khoảng 3-12h thì kết thúc quá trình sấy.

Môi chất làm nóng lựa chọn dầu chịu nhiệt Mobiltherm 603[5] với các tham số sau:

Tỷ trọng ở 15°C: 0.869 g/cm³

Điểm đông đặc (Pour Point): -12°C

Nhiệt độ làm việc tối đa: 285°C, Nhiệt độ cháy khi có oxy: 224^{0}C

Hệ số dẫn nhiệt: 0.129 W/m·K (ở 100°C)

2.2. Kết cấu hệ thống cơ khí

Trong bài báo này tác giả trình bày về yêu cầu của hệ thống buống sấy chân không bao gồm:

Kích thước buồng sấy: 4mx3.5mx3m, có bảo ôn;

Có hệ thống đưa biến áp từ ngoài vào và lấy ra;

Có 8 cảm biến nhiệt độ: 01 giám sát buồng nung dầu, 01 giám sát nhiệt độ đường ống dầu, 01 giám sát vách lò, 01 giám sát không khí trong lò, 04 giám sát nhiệt độ máy biến áp gồm cuộn dây cao áp, thấp áp, vỏ tôn và lõi tôn;

Có hệ thống hút chân không đạt áp suất chân không cỡ 5-20mBar;

Có 01 cảm biến áp suất chân không để giám sát và tự động bật bơm chân không;

Có 02 cảm biến báo hành trình cửa;

Có 04 xy lanh khí nén để đóng, mở cửa;

Sau khi đưa các yêu cầu, dựa trên các tính toán kết cấu, độ bền, độ kín… nhóm tác giả đã thiết kế chế tạo thành công hệ thống cơ khí như hình 3.



Hình 3a. Buồng sấy biến áp chân không

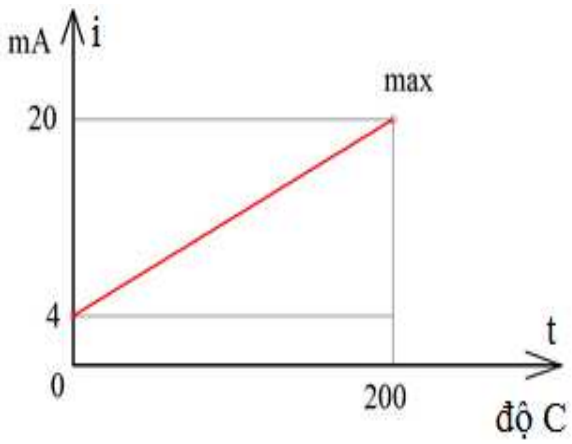


Hình 3b. Kết cấu ống tản nhiệt trong buồng sấy

2.3. Hệ thống điều khiển

Trong hệ thống bộ điều khiển thực hiện các chức năng điều khiển giám sát nhiệt độ tự động cũng như tự động chuyển qui trình làm việc, tác giả lựa chọn bộ điều khiển trên nền PLC DVP 20EX2 của hãng Delta bởi vì PLC có khả năng chống nhiễu tốt, dễ dàng thực hiện các thuật toán mong muốn đồng thời có khả năng mở rộng hệ thống một cách dễ dàng và có thể debug các lỗi nhanh chóng trong quá trình viết chương trình điều khiển[4,7].

Lò nhiệt sử dụng cảm biến Pt100 có bộ khuếch đại, hiệu chỉnh... với thông số đầu ra tương ứng là 4-20mA cho khoảng nhiệt độ đo là 0-200^{0}C và có đồ thị biểu hiện mối tương quan như sau[11]:



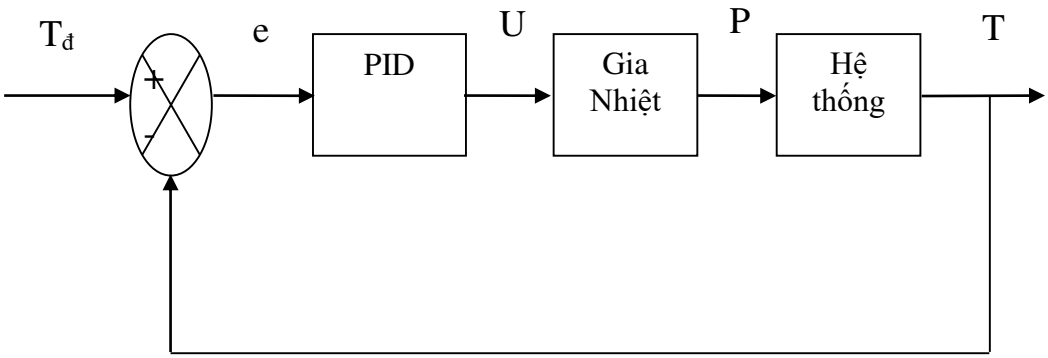
Hình 4. Đồ thị dòng điện đầu ra theo nhiệt độ

Sơ đồ khối kết nối cảm biến với PLC như sau:



Hình 5. Nguyên lý kết nối tín hiệu cảm biến nhiệt

Trong hệ thống sấy chân không gia nhiệt biến áp bằng khí nóng có nhiệt độ trong khoảng 40^0C-115^0C, khí nóng được gia nhiệt thông qua dầu nóng trong hệ thống đường ống tuần hoàn, dầu nóng được gia nhiệt bằng điện trở. Nhiệt độ dầu được duy trì với sai số nhiệt độ cho phép sai số không quá 2^0C so với nhiệt độ đặt. Sơ đồ mô tả hệ thống gia nhiệt cho buồng sấy chân không như sau:



Hình 6. Sơ đồ mô tả hệ thống điều khiển nhiệt độ dầu trong buồng sấy chân không

PID là bộ điều khiển vi tích phân tỉ lệ với ba khâu lần lượt là: khâu tỉ lệ K_p, khâu tích phân K_i, khâu vi phân K_d.

$$U_{đk} = K_p e + K_i \int e\, dt + K_d \frac{de}{dt} \qquad (1)$$

Chú giải:

$T_đ$, T là nhiệt độ đặt và nhiệt độ lò

$e=T_đ-T$ là tín hiệu sai số nhiệt độ

$U_{đk}$ là tín hiệu đầu ra bộ PID ở dạng điện áp

P là công suất của khối gia nhiệt.

Quá trình thực hiện bài toán điều khiển PID bằng PLC đã được thực hiện trong nhiều công bố khoa học, trong khuôn khổ bài báo tác giả không trình bày chi tiết trong bài báo này.

Một số giao diện của bộ điều khiển buồng sấy chân không:

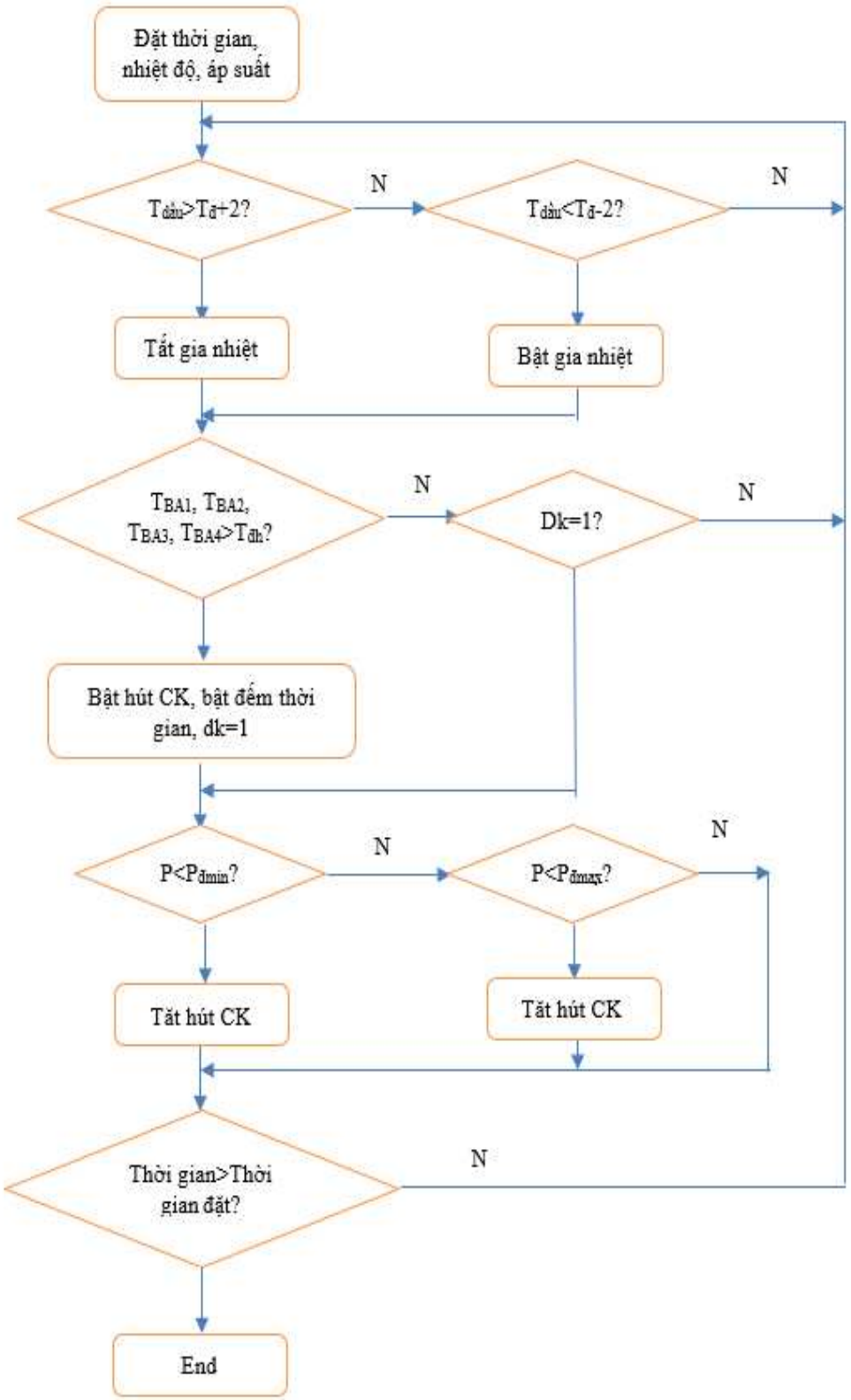


Hình 7: Giao diện cài đặt tham số



Hình 8: Giao diện điều khiển nhiệt, thời gian, áp suất

Thuật toán điều khiển lò sấy chân không như sau:



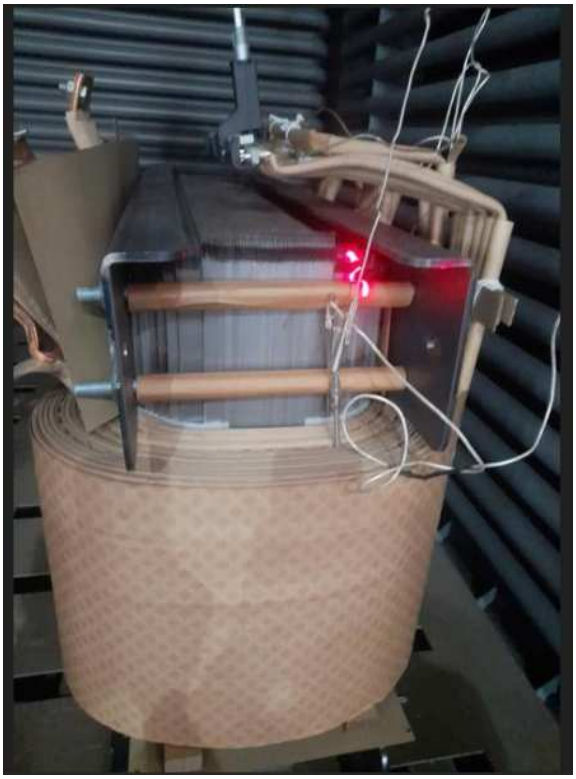
Hình 9. Lưu đồ thuật toán điều khiển buồng sấy chân không

3. Kết quả

Sau khi thiết kế và chế tạo, nhóm thực hiện sấy, chạy thử nghiệm với các tham số như sau:

Phương pháp sấy chân không:
Số lượng máy biến áp: 08
Nhiệt độ không khí: 30°C
Nhiệt độ hút chân không: 70°C
Áp suất dừng hút chân không: 20mbar (20000 Pa)
Thời gian gia nhiệt: 600 phút (10 giờ)
Thời gian hút chân không: 480 phút (8 giờ)
Thời gian xả chân không: 38 phút
Tổng thời gian sấy: 18 giờ 38 phút
Điện áp cách điện đạt được: 40.10^9 Ω

Phương pháp sấy lò thông thường(lò có sẵn của nhà máy biến áp Miba-Hưng Yên):
Nhiệt độ sấy: 110°C
Thời gian gia nhiệt: 900 phút (15 giờ)
Thời gian duy trì nhiệt độ: 96 giờ (4 ngày)
Tổng thời gian sấy: 111 giờ
Điện áp cách điện đạt được: 4.10^9 Ω



Hình 10: MBT 22KV-380V-600 kVA đưa vào sấy



Hình 11a: Kết quả đo cách điện sau khi sấy bằng lò sấy chân không



Hình 11b: Kết quả đo cách điện sau khi sấy máy biến áp bằng lò sấy thường

- Đánh giá hiệu quả kỹ thuật: Chất lượng cách điện: Sấy chân không: Điện áp cách điện đạt 40.10⁹ Ω, cao gấp 10 lần so với sấy lò thông thường (4.10⁹ Ω). Sấy lò thông thường không đạt yêu cầu cách điện khi thời gian sấy dưới 72 giờ.

Tổng thời gian sấy: Sấy chân không: 18 giờ 38 phút, sấy lò thông thường: 111 giờ. Sấy chân không tiết kiệm thời gian hơn 6 lần.

- Đánh giá hiệu quả kinh tế:

Tiết kiệm năng lượng: Sấy chân không sử dụng nhiệt độ thấp hơn (70°C so với 110°C) và thời gian sấy ngắn hơn, dẫn đến giảm tiêu thụ năng lượng đáng kể. Giả sử năng lượng tiêu thụ tỷ lệ thuận với thời gian và nhiệt độ, sấy chân không tiết kiệm năng lượng hơn sấy thông thường khoảng 6 lần.

Năng suất lao động: Sấy chân không xử lý 08 máy trong 18 giờ 38 phút, trong khi sấy lò thông thường mất hơn 4 ngày. Năng suất tăng ít nhất 5 lần khi sử dụng sấy chân không. Điện áp cách điện của sấy chân không cao hơn, đảm bảo tiêu chuẩn nhà máy và giảm tỷ lệ lỗi trong vận hành.

4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu, thiết kế và chế tạo thành công hệ thống buồng sấy chân không cho máy biến áp phân phối. Hệ thống này giúp:

Tăng chất lượng cách điện, nâng cao độ tin cậy của MBT.

Tiết kiệm thời gian và năng lượng, tối ưu hóa chi phí sản xuất.

Tự động hóa quy trình sấy, hỗ trợ sản xuất hàng loạt.

Phương pháp sấy chân không có tiềm năng ứng dụng rộng rãi trong các nhà máy sản xuất máy biến áp, góp phần nâng cao khả năng tự chủ công nghệ trong nước.

Tài liệu tham khảo

1. Pritam B., 2018. *Transformer Drying Technologies and Applications*. IEEE Transactions on Power Delivery, 33(4), IEEE, pp. 1205-1214.
2. Smith, J., Kumar, R., 2020. *Advanced Vacuum Drying Systems for Power Transformers*. Journal of Electrical Engineering, 9(3), Elsevier, pp. 45-58.
3. Gupta, R., 2019. *PLC-Based Automation Systems for Industrial Applications*. Springer, New York, Springer-Verlag, pp. 102-130.
4. Delta Electronics, 2022. *PLC DVP Series Instruction Manual*. Delta Electronics, Taipei, Delta Electronics.
5. ExxonMobil, 2021. *Mobiltherm 603 Technical Data Sheet*. ExxonMobil Corporation, Texas, ExxonMobil.
6. Nguyễn Văn Hùng, 2021. *Ứng dụng công nghệ sấy chân không trong sản xuất máy biến áp*. Tạp chí Khoa học và Công nghệ Việt Nam, 63(5), Hà Nội, Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật, tr. 35-42.
7. Lê Quang Hòa, 2020. *Hệ thống điều khiển PLC trong sản xuất công nghiệp*. Hội thảo Điện - Tự động hóa Việt Nam, TP. Hồ Chí Minh, Nhà xuất bản Khoa học và Công nghệ, tr. 55-67.
8. International Electrotechnical Commission (IEC), 2020. *IEC 60076-11: Power Transformers - Drying Procedures*. Geneva, IEC, pp. 1-25.
9. International Organization for Standardization (ISO), 2015. *ISO 9001:2015 - Quality Management Systems*. Geneva, ISO, pp. 1-30.
10. Omega Engineering, 2021. *RTD Pt100 Sensors: Technical Reference Manual*. Norwalk, Omega Engineering, pp. 1-20.
11. Smith, J.M., Van Ness, H.C., Abbott, M.M., 2021. *Introduction to Chemical Engineering Thermodynamics*. 8th Edition, Boston, McGraw-Hill, pp. 150-180.
12. https://congdoan.most.gov.vn/cchc/tin-tuc/493/19009/nghien-cuu-thiet-ke--che-tao-buong-say-va-nap-dau-chan-khong-nham-dam-bao-chi-tieu-dien-ap-phong-dien-dau-may-bien-ap-phan-phoi-co.aspx

Research on Designing and Manufacturing a Controller for a Vacuum Drying Chamber to Ensure Insulation Standards for Distribution Transformers with Voltage up to 35KV

***Abstract**: This paper presents the successful research and development of a vacuum drying chamber designed for transformers. The automatic vacuum drying technology ensures quality in compliance with ISO standards, enhances technical specifications of transformers, and enables automation of the drying processes. The research resulted in the design of a vacuum drying chamber controlled by a PLC, which has been implemented at the Miba-Hung Yen transformer factory. This drying chamber is also suitable for small and medium-sized transformer manufacturing plants, meeting technological requirements at a reasonable cost.*

Keywords: Transformer, Distribution Transformer, Vacuum Drying, Control, PLC

Xây dựng bộ điều khiển bám theo đối tượng bằng camera cho robot di động 2 bánh vi sai

Lê Bá Chung[1], Nguyễn Đức Duy[1], Nguyễn Việt Tiến[1], Lương Đức Thành[1]

[1]Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: chungbaumanvietnam@gmail.com; Tel: 0968714869

Tóm tắt

Trong nội dung bài báo, nhóm tác giả đã đề xuất các giải pháp thiết kế và xây dựng bộ điều khiển cho mẫu robot di động 2 bánh vi sai bám đối tượng bằng camera. Giải pháp bám đối tượng bằng camera là sự kết hợp giữa thuật toán phát hiện đối tượng YOLOv8 với thuật toán gán đối tượng StrongSORT để xây dựng chương trình di chuyển cho robot bám theo đối tượng. Kết hợp YOLOv8 với StrongSORT giúp robot có thể phát hiện và bám theo đối tượng ngay cả khi đối tượng đó bị che khuất hoặc biến mất trong một vài khung hình. Chương trình phầm mềm điều khiển do nhóm tác giả đề xuất được kiểm chứng trên mô hình robot di động 2 bánh vi sai trên thực tế. Kết quả thử nghiệm chỉ ra robot di chuyển bám theo người tương đối chính xác, không bị giật cục, không để mất đối tượng khi đối tượng di chuyển nhanh.

***Từ khóa**: robot tự hành; phát hiện và bám đối tượng; YOLOv8; StrongSORT.*

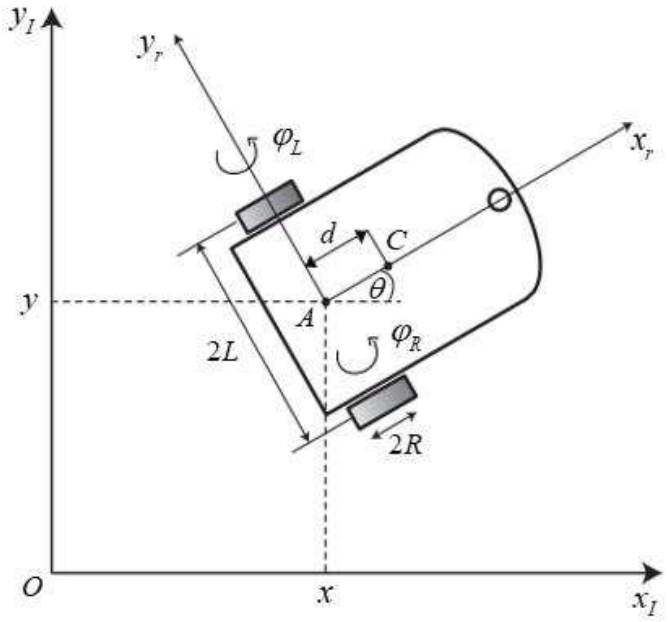
1. Đặt vấn đề

Robot tự hành trong nhà ngày càng được ứng dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực nhờ khả năng tối ưu hóa quy trình và giảm sức lao động. Bám đối tượng là một chức năng tiềm năng có thể phát triển trên robot tự hành. Trên thế giới, các nghiên cứu về phát hiện và bám đối tượng (object detection and tracking) sử dụng camera đã đạt được nhiều thành tựu đáng kể, đặc biệt khi kết hợp với các mô hình trí tuệ nhân tạo (AI). Chẳng hạn, thuật toán **SORT** [1] và **DeepSORT** [2] đã đặt nền móng cho bài toán theo dõi đa đối tượng (Multiple Object Tracking - MOT) dựa trên camera, trong khi **StrongSORT** [3] cải tiến hiệu suất bằng cách tích hợp các mô hình phát hiện tiên tiến như YOLOX [4] và các chiến lược liên kết dữ liệu hiệu quả hơn. Ngoài ra, các mô hình AI như YOLO series [4, 5] hay ByteTrack [6] cũng được ứng dụng rộng rãi để nâng cao khả năng nhận dạng và theo dõi mục tiêu trong các kịch bản thực tế như giám sát, dẫn đường robot, và tự động hóa.

Hiện nay, đã có nhiều mẫu robot di động đã được phát triển với tính năng bám đối tượng tuy nhiên chỉ dừng lại với thuật toán xử lý ảnh đơn giản, chưa thực sự tối ưu trong độ chính xác cũng như tốc độ bám bắt. Để áp dụng thực tế, các thuật toán phát hiện và bám đối tượng cần được tối ưu hóa hơn nữa về độ chính xác và khả năng đáp ứng. Từ việc những vấn đề nêu trên, nhóm tác giả đề xuất hướng nghiên cứu "Xây dựng bộ điều khiển bám đối tượng bằng camera cho robot di động hai bánh vi sai" nhằm kiểm chứng và đánh giá hiệu quả của các thuật toán này trên mô hình robot thực tế.

2. Mô hình động học cho robot di động vi hai bánh vi sai

Mô hình robot di động 2 bánh vi sai (Differentially Driven Wheeled Mobile Robot - DDWMR) có cấu trúc bao gồm 2 bánh chủ động được bố trí trên cùng trục quay như hình 1.



Hình 1. Robot di động hai bánh vi sai

Trong hình trên, robot được gắn hệ toạ độ cục bộ $\{x_r, y_r, z_r\}$ và được đặt trong hệ toạ độ toàn cục $\{x_I, y_I, z_I\}$. Trạng thái của robot trong hệ toạ độ toàn cục được tính theo hệ toạ độ cục bộ như sau:

$$\mathbf{q}^I = \mathbf{R}(\theta)\mathbf{q}^r \tag{1}$$

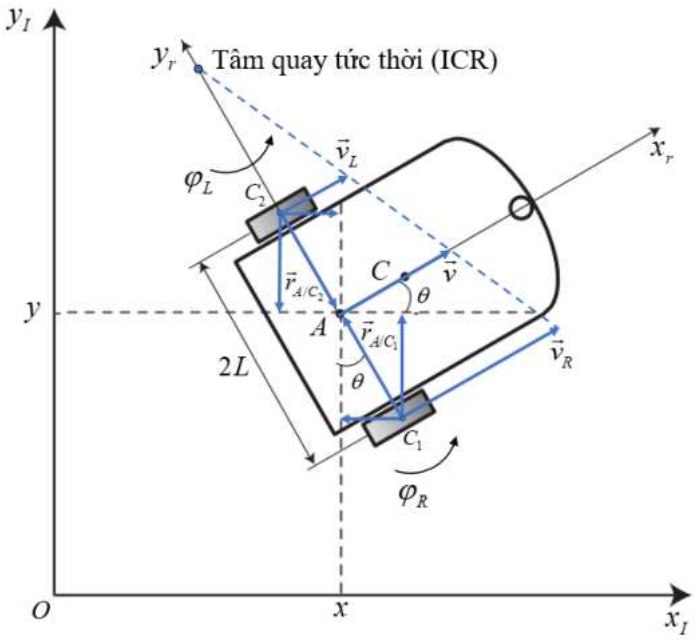
Trong đó:

- $\mathbf{q}^I = \begin{bmatrix} x \\ y \\ \theta \end{bmatrix}$ là trạng thái của robot trong hệ toạ độ toàn cục.

- $\mathbf{q}^r = \begin{bmatrix} x_r \\ y_r \\ \theta_r \end{bmatrix}$ là trạng thái của robot trong hệ toạ độ cục bộ.

- $\mathbf{R}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$ là ma trận quay biến đổi từ hệ toạ độ cục bộ sang hệ toạ độ toàn cục.

Gọi $\mathbf{v}$ và $\boldsymbol{\omega}$ là các véc tơ vận tốc tuyến tính và vận tốc góc của robot trong hệ quy chiếu robot như biểu diễn trên hình 2.



Hình 2. Sơ đồ biểu diễn véc tơ vận tốc tuyến tính $\mathbf{v}$ *của DDWMR và các véc tơ vị trí* $\mathbf{r}_{A/C_1}$ *và* $\mathbf{r}_{A_1/C_2}$ *trong hệ quy chiếu robot*

Mối quan hệ giữa các thành phần vận tốc của DDWMR trong không gian công tác và trong không gian khớp được biểu diễn như sau:

$$\begin{cases} \dot{x} = v\cos\theta \\ \dot{y} = v\,\mathrm{s}in\theta \\ \dot{\theta} = \omega \end{cases} \tag{2}$$

Biểu diễn hệ phương trình (2) dưới dạng ma trận, thu được:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} = \mathbf{R}(\theta) \begin{bmatrix} v \\ 0 \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ 0 \\ \omega \end{bmatrix} \tag{3}$$

Với giả định robot lăn hoàn toàn không trượt, khi đó vận tốc của hai điểm tâm C_1 và C_2 có mối liên hệ với vận tốc góc của bánh xe bên phải và bên trái như sau:

$$\begin{cases} v_{C_1} = R\dot{\varphi}_R \\ v_{C_2} = R\dot{\varphi}_L \end{cases} \tag{4}$$

Vì trung điểm A của trục nối hai bánh xe và các điểm tâm C_1 và C_2 là cùng thuộc vật rắn cứng là thân robot nên vận tốc của trung điểm A được tính theo vận tốc của C_1 và C_2:

$$\mathbf{v}_A = \mathbf{v}_{C_1} + \boldsymbol{\omega}' \ \mathbf{r}_{A/C_1} \tag{5}$$

$$\mathbf{v}_A = \mathbf{v}_{C_2} + \boldsymbol{\omega}' \ \mathbf{r}_{A/C_2} \tag{6}$$

Cộng (5) và (6) ta được:

$$\begin{aligned} 2\mathbf{v}_A &= \mathbf{v}_{C_1} + \mathbf{v}_{C_2} + \boldsymbol{\omega} \times (\mathbf{r}_{A/C_1} + \mathbf{r}_{A/C_2}) \\ &= \mathbf{v}_{C_1} + \mathbf{v}_{C_2} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{0} \end{aligned} \tag{7}$$

Từ công thức (7) suy ra vận tốc tuyến tính của DDWMR trong hệ quy chiếu robot là trung bình cộng của vận tốc hai bánh xe:

$$\mathbf{v}_A = \frac{\mathbf{v}_{C_1} + \mathbf{v}_{C_2}}{2} \Rightarrow \quad v = v_A = \frac{R\dot{\varphi}_R + R\dot{\varphi}_L}{2} \tag{8}$$

Lấy (6) trừ (5), ta thu được:

$$\begin{aligned} &\mathbf{0} = \mathbf{v}_{C_1} - \mathbf{v}_{C_2} + \boldsymbol{\omega} \times (\mathbf{r}_{C_1/A} - \mathbf{r}_{C_2/A}) \\ &\Leftrightarrow \quad \mathbf{v}_{C_1} - \mathbf{v}_{C_2} = -\boldsymbol{\omega} \times (\mathbf{r}_{C_1/A} - \mathbf{r}_{C_2/A}) \\ &\Leftrightarrow \quad (v_{C_1} - v_{C_2})\hat{\mathbf{i}}_r = -\omega\hat{\mathbf{k}}_r \times 2L\hat{\mathbf{j}}_r \\ &\Leftrightarrow \quad (R\dot{\varphi}_R - R\dot{\varphi}_L) = 2L\omega\sin(90^\circ) \end{aligned} \tag{9}$$

Trong đó:

- $\hat{\mathbf{i}}_r, \hat{\mathbf{j}}_r, \hat{\mathbf{k}}_r$ là các véc tơ đơn vị tương ứng trên các trục x, y, z trong hệ quy chiếu gắn với robot.

Từ (9) suy ra vận tốc góc của DDWMR là:

$$\omega = \frac{R\dot{\varphi}_R - R\dot{\varphi}_L}{2L} \tag{10}$$

Từ phương trình (8) và (10), ta rút ra được hệ phương trình 2 ẩn là vận tốc góc bánh trái và bánh phải như sau:

$$\begin{cases} \dot{\varphi}_R + \dot{\varphi}_L = \dfrac{2}{R}v \\ \dot{\varphi}_R - \dot{\varphi}_L = \dfrac{2L}{R}\omega \end{cases} \tag{11}$$

Từ hệ phương trình này, tính được vận tốc 2 bánh theo vận tốc dài và vận tốc góc của robot như sau:

$$\begin{cases} \dot{\varphi}_R = \dfrac{1}{R}v + \dfrac{L}{R}\omega \\ \dot{\varphi}_L = \dfrac{1}{R}v - \dfrac{L}{R}\omega \end{cases} \tag{12}$$

Đây là các phương trình dùng cho việc tổng hợp bộ điều khiển cho robot di động hai bánh vi sai.

3. Thuật toán bám đối tượng dùng xử lý ảnh

Trong lĩnh vực xử lý ảnh và thị giác máy tính, bài toán **Object Tracking** (theo dõi đối tượng) là một nhiệm vụ quan trọng nhằm xác định và theo dõi các đối tượng qua các khung hình (frame) trong video. StrongSORT là một thuật toán tiên tiến thuộc nhóm **Tracking-by-Detection**, được phát triển để cải thiện hiệu suất theo dõi đa đối tượng (Multiple Object Tracking - MOT) so với các phương pháp trước đó như SORT và DeepSORT. StrongSORT được ra đời với mục tiêu giải quyết các hạn chế của DeepSORT, đặc biệt trong các tình huống phức tạp như che khuất (occlusion), chuyển động nhanh, hay mật độ đối tượng cao.

3.1. Thuật toán StrongSORT

StrongSORT kế thừa ý tưởng cốt lõi từ DeepSORT nhưng được nâng cấp với nhiều cải tiến để tăng độ chính xác và khả năng mạnh mẽ (robustness). Quy trình hoạt động của StrongSORT có thể được tóm tắt như sau:

- Phát hiện đối tượng (Object Detection): StrongSORT sử dụng một mô hình phát hiện đối tượng (detector) mạnh mẽ như YOLOX để tạo ra các bounding box (hộp giới hạn) cho các đối tượng trong mỗi frame. Detector này cung cấp đầu vào chính xác hơn so với các mô hình cũ, giúp cải thiện hiệu suất tổng thể.

- Dự đoán vị trí (Motion Prediction): Giống như SORT và DeepSORT, StrongSORT sử dụng **Kalman Filter** để dự đoán vị trí của các đối tượng trong frame tiếp theo dựa trên thông tin chuyển động từ các frame trước. Tuy nhiên, StrongSORT tinh chỉnh mô hình chuyển động để phù hợp hơn với các tình huống thực tế.

- Trích xuất đặc trưng (Feature Extraction): StrongSORT sử dụng một mạng nơ-ron sâu (deep neural network) để trích xuất các đặc trưng hình ảnh (appearance features) từ các bounding box. Đặc trưng này được cải tiến thông qua việc sử dụng **AFLink (Appearance-Free Link)**, một phương pháp liên kết không phụ thuộc hoàn toàn vào đặc trưng hình ảnh, giúp giảm thiểu lỗi khi đối tượng bị che khuất hoặc thay đổi ngoại hình.

- Liên kết dữ liệu (Data Association):

  - StrongSORT kết hợp hai độ đo để liên kết các detection với các track hiện có:
    - **Khoảng cách Mahalanobis**: Đo lường sự khác biệt về vị trí dựa trên dự đoán của Kalman Filter.
    - **Khoảng cách cosine**: Đo lường sự tương đồng về đặc trưng hình ảnh.
  - Thuật toán sử dụng **Hungarian Algorithm** với chiến lược **matching cascade** (đối sánh phân tầng) để tối ưu hóa việc gán ID cho các đối tượng, đồng thời giảm thiểu hiện tượng **ID switching** (đổi ID giữa các đối tượng).

- Quản lý vòng đời track (Track Lifecycle Management): StrongSORT cải thiện cơ chế khởi tạo và xóa track bằng cách sử dụng các chiến lược như **EMA (Exponential Moving Average)** để cập nhật đặc trưng hình ảnh theo thời gian, giúp duy trì tính liên tục của track ngay cả khi đối tượng tạm thời biến mất.

3.2. Ưu điểm của StrongSORT so với các thuật toán khác

So với các thuật toán tracking phổ biến như SORT, DeepSORT, hay ByteTrack, StrongSORT có một số ưu điểm nổi bật:

- Độ chính xác cao hơn: Nhờ tích hợp YOLOX làm detector và cải tiến trong việc trích xuất đặc trưng, StrongSORT đạt hiệu suất cao hơn trong các chỉ số như **MOTA (Multiple Object Tracking Accuracy)** và **IDF1 (Identification F1 Score)** so với DeepSORT và SORT.

- Khả năng xử lý occlusion tốt hơn: SORT chỉ dựa vào IOU (Intersection over Union) để liên kết dữ liệu, dễ bị lỗi khi đối tượng bị che khuất. DeepSORT cải thiện bằng cách thêm đặc trưng hình ảnh, nhưng vẫn gặp khó khăn khi ngoại hình thay đổi mạnh. StrongSORT sử dụng AFLink và EMA để duy trì tính liên tục của track, giảm thiểu lỗi trong các tình huống phức tạp.

- Giảm thiểu ID switching: Hiện tượng đổi ID (ID switching) là một vấn đề lớn trong SORT và DeepSORT, đặc biệt khi các đối tượng giao nhau hoặc di chuyển nhanh. StrongSORT giảm thiểu điều này thông qua chiến lược liên kết dữ liệu tinh vi hơn và cập nhật đặc trưng động.

- Hiệu quả trong môi trường đông đúc: Trong các kịch bản có mật độ đối tượng cao (ví dụ: giám sát đám đông), StrongSORT vượt trội hơn nhờ khả năng kết hợp thông tin chuyển động và hình ảnh một cách hiệu quả, trong khi SORT thường thất bại do chỉ dựa vào IOU.

- Tốc độ xử lý hợp lý: Mặc dù phức tạp hơn SORT, StrongSORT vẫn duy trì khả năng xử lý thời gian thực (real-time) khi kết hợp với các detector nhanh như YOLOX, trong khi DeepSORT có thể chậm hơn do phụ thuộc vào mạng sâu phức tạp hơn để trích xuất đặc trưng.

So sánh cụ thể với SORT và DeepSORT:

- **SORT**: Đơn giản, nhanh, nhưng kém chính xác trong các tình huống phức tạp do chỉ dựa vào IOU và Kalman Filter tuyến tính. StrongSORT vượt trội về độ chính xác và khả năng xử lý occlusion.

- **DeepSORT**: Cải tiến từ SORT bằng cách thêm đặc trưng hình ảnh, nhưng vẫn gặp vấn đề với ID switching và hiệu suất giảm khi detector không đủ mạnh. StrongSORT cải thiện bằng detector tốt hơn (YOLOX), AFLink, và chiến lược quản lý track hiệu quả hơn.

Method	Ref.	HOTA(↑)	IDF1(↑)	MOTA(↑)	AssA(↑)	DetA(↑)	IDs(↓)	FPS(↑)
SORT [3]	ICIP2016	36.1	45.1	42.7	35.9	36.7	4,470	**57.3**
ArTIST [45]	CVPR2021	41.6	51.0	53.6	40.2	43.3	1,531	1.0
Tracktor++ [1]	ICCV2019	42.1	52.7	52.6	42.0	42.3	1,648	1.2
TransCenter [64]	arxiv2021	43.6	49.9	59.1	37.0	51.8	4,597	1.0
ApLift [22]	ICCV2021	46.6	56.5	58.9	45.2	48.2	2,241	0.4
MPNTrack [6]	CVPR2020	46.8	59.1	57.6	47.3	46.6	1,210	6.5
LPC [10]	CVPR2021	49.0	62.5	56.3	52.4	45.8	1,562	0.7
GSDT [59]	ICRA2021	53.6	67.5	67.1	52.7	54.7	3,131	0.9
CSTrack [30]	arxiv2020	54.0	68.6	66.6	54.0	54.2	3,196	4.5
FairMOT [74]	IJCV2021	54.6	67.3	61.8	54.7	54.7	5,243	13.2
CrowdTrack [48]	AVSS2021	55.0	68.2	70.7	52.6	57.7	3,198	9.5
RelationTrack [68]	arxiv2021	56.5	70.5	67.2	56.4	56.8	4,243	4.3
MAATrack [49]	WACVw2022	57.3	71.2	73.9	55.1	59.7	1,331	14.7
SOTMOT [76]	CVPR2021	57.4	71.4	68.6	57.3	57.7	4,209	**224.0**
ReMOT [67]	IVC2021	61.2	73.1	**77.4**	58.7	**63.9**	1,789	0.4
ByteTrack [73]	arxiv2021	61.3	75.2	**77.8**	59.6	**63.4**	1,223	17.5
DeepSORT* [62]	ICIP2017	57.1	69.6	71.8	55.5	59.0	1,418	3.2
StrongSORT	ours	61.5	75.9	72.2	63.2	59.9	1,066	1.5
StrongSORT+	ours	**61.6**	**76.3**	72.2	**63.6**	59.9	**1,045**	1.5
StrongSORT++	ours	**62.6**	**77.0**	73.8	**64.0**	61.3	**770**	1.4

Hình 3. Kết quả so sánh các thuật toán với bộ thử nghiệm MOT20

StrongSORT là một bước tiến đáng kể trong lĩnh vực Object Tracking, mang lại sự cân bằng giữa độ chính xác, khả năng mạnh mẽ và tốc độ xử lý. Với các cải tiến vượt trội so với SORT và DeepSORT, nó đặc biệt phù hợp cho các ứng dụng thực tế như giám sát giao thông, theo dõi người trong đám đông, hay phân tích hành vi trong video. Tuy nhiên, nhược điểm của StrongSORT là yêu cầu tài nguyên tính toán cao hơn do sử dụng các mô hình sâu và detector tiên tiến, điều này có thể là thách thức khi triển khai trên các thiết bị phần cứng hạn chế.

4. Thiết kế và tổng hợp bộ điều khiển

4.1. Cấu trúc phần cứng hệ thống

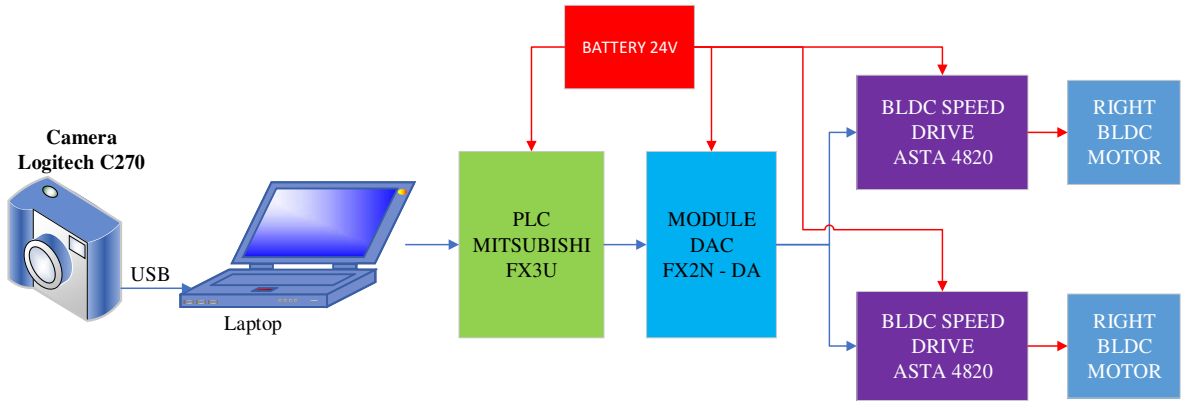
Từ yêu cầu thiết kế đặt ra ban đầu và mô hình robot sử dụng 2 bánh chủ động đã lựa chọn, nhóm tác giả tiến hành tính chọn các phần tử, chế tạo, lắp ráp và thu được mô hình robot như ở hình 4:



Hình 4. Mô hình robot di động 2 bánh chủ động

Phần truyền động của robot được thực hiện bởi 2 động cơ một chiều BLDC có cảm biến Hall được điều khiển bởi các bộ điều khiển BLDC Speed ASTA 4820. Các bộ điều khiển này được kết nối với bộ logic khả trình PLC Mitsubishi FX3u-64MT/DS thông qua mô đun chuyển đổi DAC FX2N-DA. Toàn bộ các thành phần kể trên được cấp nguồn 24 VDC.

Sơ đồ khối hệ thống điều khiển phần cứng của mô hình được hiển thị trên hình 5. Các thuật toán xử lý ảnh và bám đối tượng được thực thi tên máy tính Laptop. Đầu ra của chương trình xử lý ảnh là các sai lệch về vị trí theo các phương X và Y. Từ những giá trị sai lệch này, chương trình phần mềm sẽ tính toán ra được vận tốc đặt tới từng động cơ chấp hành. Các giá trị vận tốc đặt này sẽ được chuyển xuống cho PLC qua chuẩn RS-485 bằng phương thức Modbus RTU để băm xung điều khiển các động cơ chấp hành.



Hình 5. Sơ đồ kết nối hệ thống phần cứng trên robot

Dựa trên sơ đồ kết nối phần cứng trên robot, có thể chia hệ thống điều khiển trên robot thành 2 lớp:

- Hệ thống điều khiển lớp dưới gồm bộ logic khả trình PLC, các drivers có nhiệm vụ điều khiển động cơ (trái, phải);

- Hệ thống điều khiển lớp trên gồm máy tính Laptop kết nối với camera có nhiệm vụ triển khai các thuật toán xử lý ảnh, tính toán và đưa ra giá trị vận tốc 2 bánh, sau đó truyền xuống cho PLC qua chuẩn RS-485.

Sử dụng PLC để điều khiển động cơ chấp hành đã được nhiều tổ chức, cá nhân nghiên cứu và công bố rộng rãi, do đó trong nội dung bài báo, nhóm tác giả tập trung trình bày về kết quả thực thi thuật toán phát hiện và bám đối tượng.

4.2. Lưu đồ thuật toán

Từ yêu cầu đặt ra cho robot cần đi theo con người trong một số nhiệm vụ (vận chuyển, giúp đỡ người tàn tật, …), cần giải quyết 3 bài toán chính là:

- Bài toán phát hiện đối tượng;

- Bài toán theo dõi đối tượng;

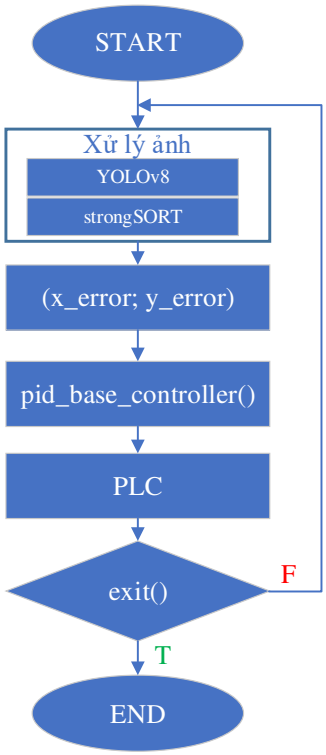
- Tính toán vận tốc đặt cho 4 bánh.

Để phát hiện đối tượng có nhiều kỹ thuật tân tiến đang được sử dụng như: YOLO, SSD, Faster R-CNN …, tuy nhiên khi áp dụng vào bài toán điều khiển robot di chuyển bám theo người thì nhóm tác giả nhận thấy thuật toán YOLO là lựa chọn phù hợp nhờ vào khả năng xử lý thời gian thực của thuật toán.

Để theo dõi đối tượng hiện nay cũng đang sử dụng nhiều kỹ thuật hiện đại như Deep SORT, StrongSORT, ByteTrack…, tuy nhiên qua nghiên cứu xem xét, nhóm tác giả lựa chọn thuật toán StrongSORT để triển khai cho bộ điều khiển bởi vì thuật toán này có tốc độ xử lý vừa phải nhưng có khả năng xử lý tình huống thực tế tốt nhất so với các thuật toán bám đối tượng còn lại.

Ý tưởng dẫn đường cho robot xuất phát từ nhu cầu thực tế, khi mà robot cần đi theo con người trong một số nhiệm vụ (vận chuyển, hướng dẫn người tàn tật …). Để giải quyết bài toán này, cần có camera để thu nhận hình ảnh về, phát hiện đối tượng, sau đó điều khiển robot bám theo đối tượng đó. Robot được tính là bám tốt theo đối tượng khi mà tâm của hình ảnh thu về "tương đối" trùng với tâm của đối tượng cần bám.

Dựa vào những phân tích, tính chọn thuật toán phát hiện và bám đối tượng ở trên, ta có lưu đồ thuật toán tổng quát cho toàn hệ thống điều khiển như trình bày trên hình 6.



Hình 6. Lưu đồ thuật toán phát hiện và bám đối tượng

Bắt đầu vào thuật toán, hình ảnh thu về từ camera sẽ được đưa đến mô đun xử lý ảnh. Tại đây, qua quá trình áp dụng thuật toán phát hiện đối tượng YOLOv8 và thuật toán bám đối tượng StrongSORT sẽ thu được vị trí tâm đối tượng trên khung hình. Từ đó tính ra được độ lệch của tâm đối tượng so với tâm khung hình theo 2 trục X và Y (hình 7). Ở đây, sai lệch theo trục X được tính bằng sai lệch giữa tâm của đối tượng bám và tâm của khung hình (trùng với trục giữa của robot). Sai lệch này dùng để tính toán góc lệch của robot với đối tượng bám. Sai lệch theo trục Y được tính bằng mép dưới của khung đối tượng bám với đường kẻ ngay tương ứng với giá trị pixcel y = 475. Sai lệch y dùng để xác định khoảng cách tương đối của robot với đối tượng, phục vụ cho việc tính toán vận tốc tịnh tiến của robot. Giá trị này có thể tuỳ chỉnh để robot duy trì khoảng cách với đối tượng bám một khoảng cách phù hợp.



Hình 7. Sai lệch trong xử lý ảnh để tính toán vận tốc cho robot

Khi đã có giá trị sai lệch theo trục X và Y, ta tính toán vận tốc truyền xuống 2 động cơ trong hàm *pid_base_control()* rồi truyền giá trị này xuống PLC theo chuẩn giao tiếp RS-485 với phương thức Modbus RTU.

Vận tốc dài và vận tốc góc của robot được tính theo sai lệch theo trục x và trục y trên khung hình ảnh thu được:

$$\begin{cases} v = k_y \cdot \Delta y \\ \omega = k_x \cdot \Delta x \end{cases} \tag{13}$$

Suy ra, vận tốc 2 bánh được tính theo sai lệch của tâm đối tượng như sau:

$$\begin{cases} \dot{\varphi}_R = \dfrac{1}{R} \cdot k_y \cdot \Delta y + \dfrac{L}{R} \cdot k_x \cdot \Delta x \\ \dot{\varphi}_L = \dfrac{1}{R} \cdot k_y \cdot \Delta y - \dfrac{L}{R} \cdot k_x \cdot \Delta x \end{cases} \tag{14}$$

Ở đây k_x, k_y là các hệ số khuếch đại tự chọn thông qua thực nghiệm để đặt giới hạn tốc độ của robot nên ta có thể viết gọn lại hệ phương trình (14) như sau:

$$\begin{cases} \dot{\varphi}_R = K_y \cdot \Delta y + K_x \cdot \Delta x \\ \dot{\varphi}_L = K_y \cdot \Delta y - K_x \cdot \Delta x \end{cases} \tag{15}$$

4. Kết quả thực nghiệm

Chương trình xử lý ảnh được triển khai bằng ngôn ngữ lập trình python 3.8 kết hợp với mô đun YOLOv8 và thuật toán StrongSORT trên máy tính cá nhân cho kết quả:



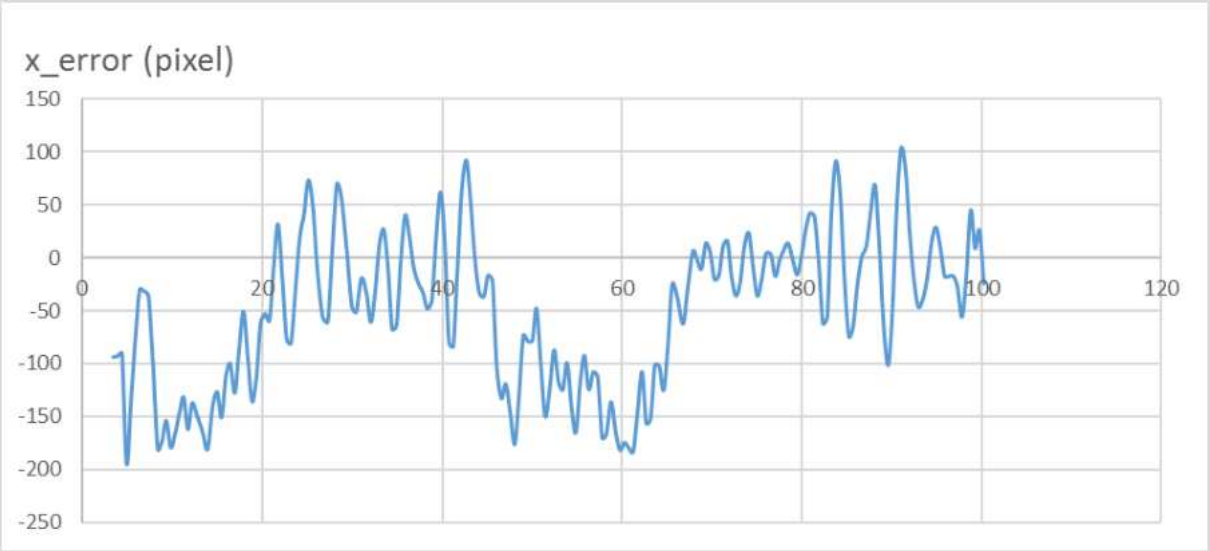
Hình 8. Kết quả nhận diện đối tượng và gán ID cho một đối tượng

Dựa trên hình 8, có thể thấy thuật toán YOLOv8 đã xác định được tâm của đối tượng (toạ độ màu xanh lá) và thuật toán StrongSORT đã gán được ID =1 cho đối tượng mà robot muốn bám theo.

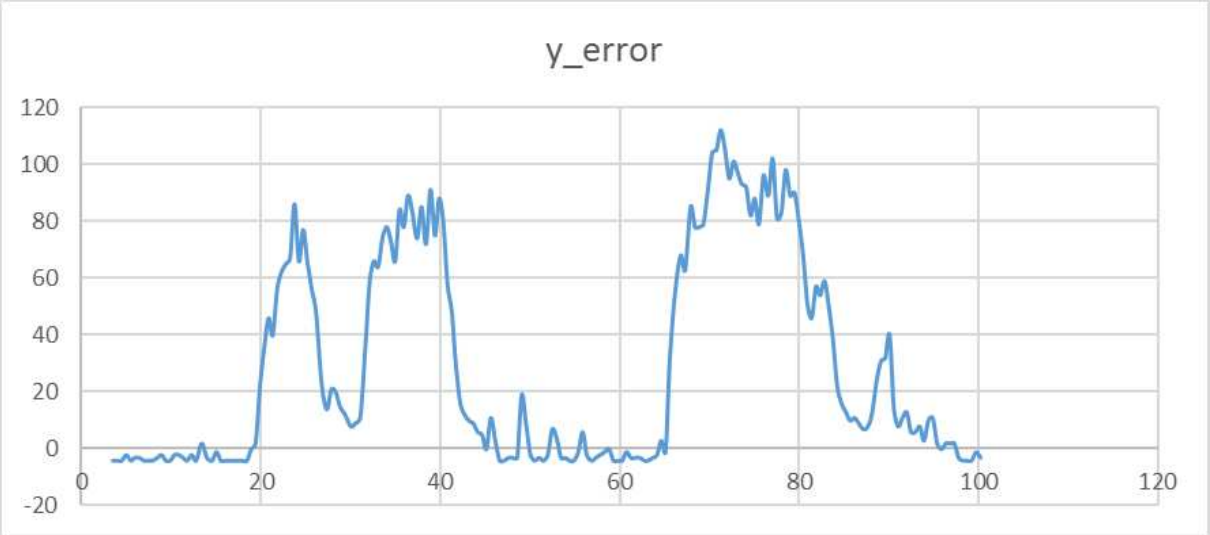
Khi trong khung hình xuất hiện nhiều đối tượng, chương trình phần mềm cho kết quả như trên hình 8. Khi trong một khung hình xuất hiện 2 đối tượng, chương trình đã phát hiện ra và gán cho mỗi đối tượng một ID khác nhau (ID = 1 và ID = 10).



Hình 9. Kết quả nhận diện và gán ID cho nhiều đối tượng



Hình 10. Quá trình bám theo trục x theo thời gian t(s)



Hình 11. Quá trình bám theo trục y

Thử nghiệm điều khiển robot bám đối tượng cho kết quả như trên hình 12. Kết quả thực nghiệm chỉ ra robot bám tốt khi đối tượng di chuyển với tốc độ nhỏ hơn 0.6 m/s. Theo trục Y, robot duy trì khoảng các tương đối tốt, tuy nhiên theo trục X, robot bám góc còn chưa tốt, vẫn còn hiện tượng dao động (lắc) quanh hướng trục chính. Nguyên nhân của hiện tượng trên là do hạn chế về mặt tài nguyên tính toán của máy tính cá nhân, các thông số của bộ PID điều khiển động cơ chưa được chọn tối ưu. Những nhược điểm này sẽ được nhóm tác giả tiến hành khắc phục ở các nghiên cứu tiếp theo.



Hình 12. Robot di chuyển bám theo đối tượng

Trong trường hợp đối tượng bị che khuất khỏi tầm nhìn của camera (< 4s), thuật toán được đề xuất cho kết quả khả quan: robot tái phát hiện lại đúng ID của đối tượng và bám theo. Điều này là cần thiết cho bài toán bám đối tượng trên thực tế.

5. Kết luận

Kết hợp thuật toán phát hiện đối tượng YOLOv8 và thuật toán bám đối tượng StrongSORT có thể được dùng để xây dựng bộ điều khiển cho robot di động bám đối tượng sử dụng camera, nhằm phục vụ các nhu cầu thực tế của robot vận chuyển, robot giám sát. Sự kết hợp 2 thuật toán này cho kết quả tương đối khả quan, hạn chế được các nhược điểm của 2 thuật toán này khi được triển khai riêng lẻ: robot bám được theo đối tượng ngay cả khi có nhiễu (đối tượng biến mất tạm thời khỏi khung hình hay bị che khuất), di chuyển êm và không bị rung lắc.

Về hạn chế trong vấn đề nghiên cứu, nhóm tác giả chưa can thiệp sâu vào thuật toán phát hiện đối tượng YOLOv8 và thuật toán bám đối tượng StrongSORT, cũng như bộ điều khiển tầng dưới chưa được tối ưu.

Về phương phướng phát triển tiếp theo, nhóm tác giả sẽ tiếp tục nghiên cứu kỹ hơn về các thuật toán xử lý ảnh nhằm phát hiện và bám đối tượng, đồng thời kết hợp với các cảm biến khác cũng như tối ưu bộ điều khiển tầng dưới để có thể xây dựng mô đun bám đối tượng đạt hiệu quả cao cho robot di động 2 bánh vi sai.

Kết quả nghiên cứu của bài báo có thể được sử dụng để phát triển các mẫu robot chiến trường hỗ trợ người lính trên chiến trường, cũng như robot y tế hỗ trợ người tàn tật, hỗ trợ nhân viên y tế trong việc vận chuyển thuốc men, nhu yếu phẩm...

Lời cảm ơn

Nhóm tác giả chân thành cảm ơn Viện Tự động hóa kỹ thuật quân sự/Viện khoa học và công nghệ quân sự/ Bộ Tổng tham mưu đã tạo điều kiện cho sử dụng trang thiết bị trong quá trình nghiên cứu của nhóm tác giả.

Tài liệu tham khảo

[1] Bewley, A., et al. "Simple Online and Realtime Tracking." 2016 IEEE International Conference on Image Processing (ICIP). DOI: 10.1109/ICIP.2016.7533003.

[2] Wojke, N., et al. "Simple Online and Realtime Tracking with a Deep Association Metric." 2017 IEEE International Conference on Image Processing (ICIP). DOI: 10.1109/ICIP.2017.8296962.

[3] Du, Y., et al. "StrongSORT: Make DeepSORT Great Again." arXiv:2202.13514, 2022.

[4] Ge, Z., et al. "YOLOX: Exceeding YOLO Series in 2021." arXiv:2107.08430, 2021.

[5] Redmon, J., et al. "You Only Look Once: Unified, Real-Time Object Detection." CVPR 2016. DOI: 10.1109/CVPR.2016.91.

[6] Zhang, Y., et al. "ByteTrack: Multi-Object Tracking by Associating Every Detection Box." ECCV 2022. arXiv:2110.06864.

Controller for a camera-guided 2-wheeled mobile robot

Abstract: *The aim of this article is to design solutions and built a control system for a camera-guided 2-wheel mobile robot. The camera navigation solution is a combination of the object detection algorithm YOLOv8 with the object assignment algorithm StrongSORT to build a control program for the robot to move and follow the object. Combining YOLOv8 with StrongSORT helps the robot detect and follow the object even when the object is obscured or disappears in a few frames. The proposed by the authors control program was tested on a real 2-wheel mobile robot model. The test results showed that the robot moves and follows the person relatively accurately, without jerking, and without losing the object when the object moves quickly.*

Keywords: transportation robot; object detection and tracking; YOLOv8; StrongSORT.

Xây dựng mô hình mạng nơ ron nhân tạo tính toán tham số hàn cho robot hàn đường cong và vận tốc thay đổi

Vũ Minh Đức[1], Nguyễn Đức Anh[2]

[1] Hệ quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

** Email: minhducvu20101@gmail.com; Tel: 0912374860*

Tóm tắt

Robot hàn hiện nay đang được sử dụng nhiều thay thế cho nhân công vì trong quá trình hàn người thợ dựa vào sổ tay hay kinh nghiệm để điều chỉnh chế độ hàn. Các phản hồi, điều chỉnh hoàn toàn dựa vào khả năng quan sát mối hàn trong quá trình hàn và trực giác của từng người thợ nên chất lượng và năng suất sẽ không đồng đều. Tuy nhiên, trong mỗi công đoạn hàn Robot chủ yếu thao tác thay tay người thực hiện khâu di chuyển mỏ hàn hàn theo đường hàn lập trình sẵn mà ít thay đổi vận tốc và tham số chế độ hàn. Trong quá trình hàn các đường hàn dạng cong, để tăng năng suất thì tốc độ hàn cần phải cao, tùy biến. Tuy tốc độ hàn cao nhưng vẫn phải đảm bảo chất lượng mối hàn (hình dạng, độ ngấu,…), điều này đòi hỏi phải liên tục thay đổi tham số hàn (dòng điện hàn, điện áp hàn,…) tương ứng với sự thay đổi tốc độ, điều này rất khó thực hiện đối với hàn thủ công hoặc bán tự động. Bài báo đề xuất mô hình mạng Nơ Ron nhân tạo ANN cho quá trình tối ưu cơ bản nhất đó là khi đầu vào tốc độ di chuyển của đầu mỏ hàn (đã được tính toán tối ưu theo đường hàn) thay đổi, đầu ra sẽ là sự thay đổi dòng điện hàn tương ứng để đảm bảo thông số chiều rộng mối hàn ổn định. Các giá trị tham số khác như điện áp, áp suất khí trợ hàn, chiều cao mỏ hàn,… không thay đổi.

Từ khóa: *Mạng Nơ Ron nhân tạo ANN, Welding Robot, Path Planning Optimization*

1. Đặt vấn đề

Trong quá trình hàn MIG, các tham số chính được người thợ chọn hoặc cài đặt theo chương trình cho Robot hàn bao gồm: đường kính dây hàn D, tốc độ ra dây S, chiều cao mỏ hàn T, khí hàn G, dòng điện hàn I, điện áp hàn U. Với các tham số cài đặt này cho quá trình luyện kim hàn sẽ tạo ra mối hàn có kích thước chiều rộng W, chiều cao H, độ ngấu P.

Trong các nghiên cứu về tối ưu quá trình hàn bằng Robot gần đây đã sử dụng nhiều đến trí tuệ nhân tạo AI, mô hình học máy ML để tính toán tối ưu tham số hàn, học và mô phỏng lại quá trình hàn của người thợ. Mô hình ANFIS và ANN được sử dụng trong các nghiên cứu [5,6,7] để tối ưu tham số hàn, nghiên cứu [4] dùng mô hình học máy ML để học các thao tác của người thợ hàn. Nghiên cứu [9] sử dụng kỹ thuật hồi quy để xác định sự ảnh hưởng lẫn nhau giữa các tham số hàn (tốc độ, điện áp, dòng điện, kích thước mối hàn). Nghiên cứu [10,11] sử dụng mô hình học tăng cường để xác định ảnh hưởng giữa tốc độ ra dây hàn và chiều rộng mối hàn.

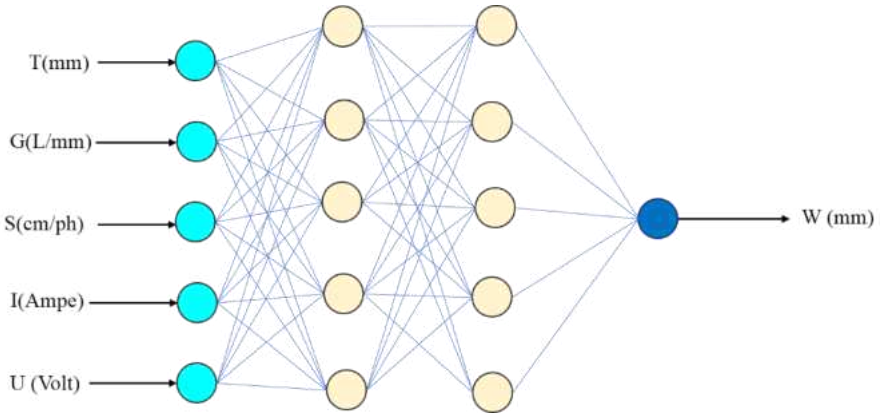
Trong công nghệ hàn thì bài toán quỹ đạo hàn đã được nhiều nghiên cứu đề cập đến [8,2], nhất là đối với các mối hàn phức tạp như mối nối ống, cút ống, khung sườn, thân vỏ. Đối với các mối hàn có độ cong dùng Robot thì bài toán tối ưu quỹ đạo mỏ hàn là cần thiết, ngoài việctăng năng xuất hàn (tăng tốc độ) thì còn phải đảm bảo đường hàn trơn tru và sai số về hình học đường hàn nằm trong giới hạn cho phép (tốc độ thay đổi khi độ cong thay đổi).

Nghiên cứu [2,3] sử dụng thuật toán tối ưu bầy đàn (PSO) để tối ưu quỹ đạo hàn. Nghiên cứu [8] đi sâu vào nghiên cứu các góc cua trên quỹ đạo hàn có độ cong lớn.

Đầu ra của bài toán tối ưu quỹ đạo sẽ là quỹ đạo (vị trí, tốc độ, gia tốc) của mỏ hàn. Quỹ đạo này sẽ được cài đặt vào chương trình của cánh tay Robot hàn. Tuy nhiên để đảm bảo quá trình tạo hồ quang luyện kim tạo ra mối hàn có kích thước ổn định thì các tham số hàn cũng cần thay đổi.

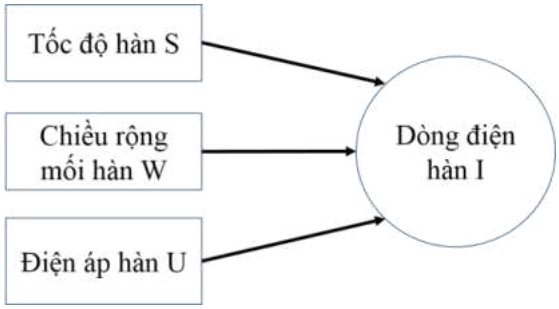
Bài báo đưa ra mô hình cơ bản, tính toán 1 tham số là dòng điện hàn I để đảm bảo kích thước chiều rộng mối hàn W ổn định khi thay đổi vận tốc hàn S trong quá trình hàn.

Mô hình ANN dự đoán kích thước chiều rộng mối hàn W đã được đề cập trước đây [1] với mô hình ANN tính toán kích thước mối hàn



Hình 1. Mô hình mạng ANN tính toán kích thước mối hàn

Mục tiêu chính của mô hình ANN phục vụ cho bài toán tối ưu quỹ đạo là khi vận tốc hàn S thay đổi, muốn giữ nguyên giá trị chiều rộng mối hàn W, cần tính toán dòng điện hàn I phù hợp.



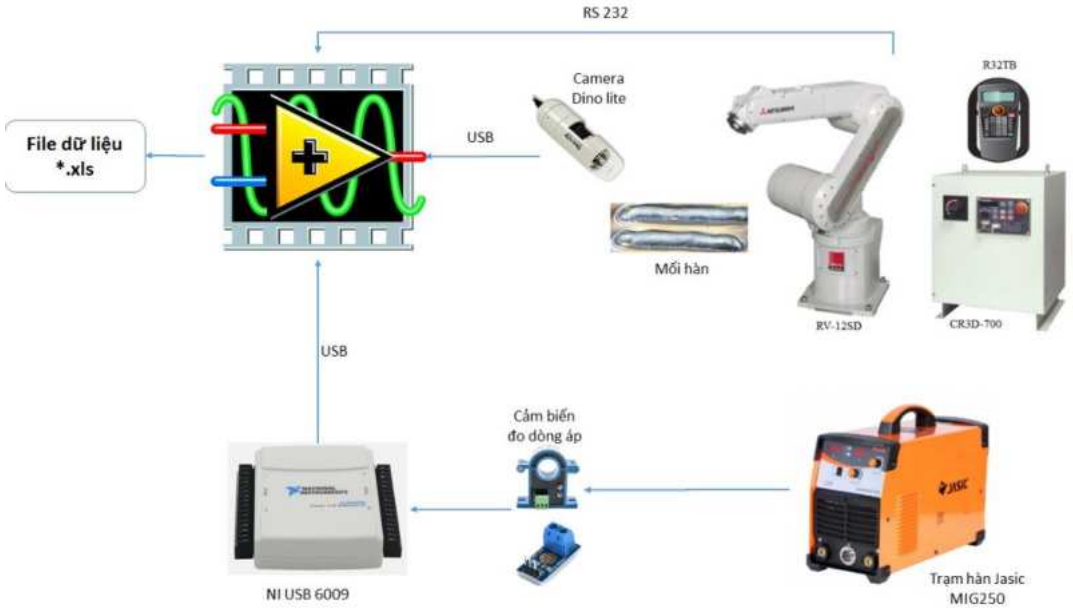
Hình 2. Mô hình tính toán dòng điện hàn khi thay đổi vận tốc hàn

Về mặt thực nghiệm lấy dữ liệu thì cũng không có quy trình công nghệ nào để từ các đầu vào T, G, S, W, U tạo ra đầu ra I. Do đó khi thực nghiệm vẫn là thực hiện quy trình hàn thông thường với các đầu vào T, G, S, I, U cho ra kích thước mối hàn W. Sau đó ta hoán đổi vị trí coi W là dữ liệu đầu vào, I là dữ liệu đầu ra để thiết kế mô hình ANN. Trong quá trình thí nghiệm hàn do không thể biết trước chiều rộng W trước mà phải đo sau khi tạo xong mối hàn nên số lượng thí nghiệm lớn vì sẽ có các mẫu thí nghiệm khác nhau mà giá trị W bị trùng lặp.

2. Hệ thống thu thập dữ liệu bằng thực nghiệm

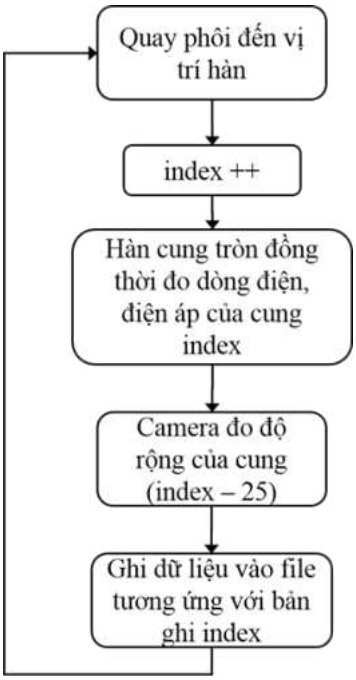
Hệ thống thực nghiệm được xây dựng phải có chức năng hàn tương đương 1 Robot hàn và có thêm chức năng đo lường các giá trị điện áo, dòng điện hàn, camera xử lý hình ảnh

đo kích thước mối hàn. Hình 3 là sơ đồ hệ thống đề xuất cho thực nghiệm với tay máy, trạm hàn, bộ đo thu thập dữ liệu USB 6009, camera Dino Lite, cổng RS232 kết nối với tay máy để đọc tốc độ hàn. Các thiết bị đều được kết nối với máy tính.

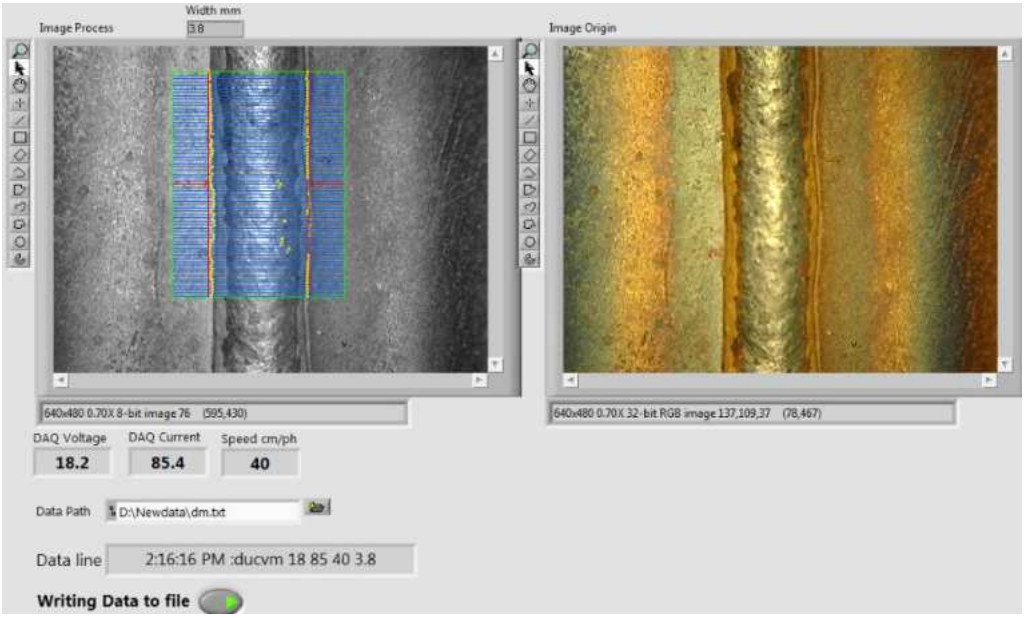


Hình 3. Sơ đồ hệ thống thực nghiệm

Để thực hiện được nhiều thí nghiêm trên cùng 1 lần gá phôi hàn, các mẫu hàn được chia thành các đoạn trên cung tròn mối hàn dài 30mm, mỗi đoạn được hàn với 1 bộ tham số T, G, S, U, I, W. Mẫu phôi là đĩa tròn bán kính 500mm, các đoạn trên cung tròn được đánh số index từ 1 đến 50. Khi đọc dữ liệu sẽ ghi vào bản ghi có đánh số index.



Phần mềm xử lý dữ liệu được lập trình trên nền Labview với giao diện bao gồm các chức năng đo và hiển thị giá trị tham số hàn: dòng điện, điện áp hàn, tốc độ hàn, chiều rộng mối hàn. Các giá trị được ghi vào file .txt theo từng dòng tương ứng với mỗi mối hàn có định dạng: ducvm U I S W. (Trên hình dưới là: ducvm 18 85 40 3,8).



Hình 4. Giao diện xử lý đo tham số hàn

Mục tiêu của bài toán là xác định quan hệ giữa các tham số trong quá trình hàn mối ghép phẳng khe hẹp 0.5mm, độ dày phôi 5mm, mỏ hàn vuông góc với phôi. Theo lý thuyết và tra cứu từ sổ tay thì dải tham số công nghệ hàn như sau: I = 80-150 (85A), U = 12-24V (18,5V), S = 20 – 100cm/ph (40 cm/ph), đường kính dây hàn D = 0.9mm, chiều cao mỏ hàn T = 15mm.

Thực nghiệm lấy dữ liệu tham số hàn để kiểm chứng tác động của các tham số I, U, W (các tham số còn lại là hằng số). Do đó không nhất thiết phải lấy dữ liệu trên dải rộng. Thí nghiệm chọn dải và mức tham số như sau:

- Tốc độ hàn S : 30-50 cm/phút chia làm 5 mức
- Điện áp hàn U : 18-22 V chia làm 3 mức
- Dòng điện hàn I : 80-120 A chia làm 5 mức
- Đường kính dây hàn : 1,2 mm
- Khoảng cách mỏ hàn đến phôi : 10 mm
- Lưu lượng khí bảo vệ CO_2 : 10 l/ph

Khi thực hiện lấy dữ liệu vì các tham số đường kính dây, khoảng cách mỏ hàn đến phôi, lưu lượng khí đều là hằng số nên chỉ quan tâm đến giá trị S, I, U, W. Kết quả được thể hiện trong bảng sau:

Bảng 1. Dữ liệu thực nghiệm hàn

S (Cm/phút)	**I (Ampe)**	**U (Volt)**	**W (mm)**	**S (Cm/phút)**	**I (Ampe)**	**U (Volt)**	**W (mm)**
30.0	80	18	4.2	30.0	110	20	5.3
35.0	80	18	3.9	35.0	110	20	4.9
40.0	80	18	3.6	40.0	110	20	4.6
45.0	80	18	3.4	45.0	110	20	4.3
50.0	80	18	3.2	50.0	110	20	4.1
30.0	90	18	4.4	30.0	120	20	5.6
35.0	90	18	4.1	35.0	120	20	5.1
40.0	90	18	3.8	40.0	120	20	4.8
45.0	90	18	3.6	45.0	120	20	4.5

S (Cm/phút)	I (Ampe)	U (Volt)	W (mm)
50.0	90	18	3.4
30.0	100	18	4.6
35.0	100	18	4.3
40.0	100	18	4.0
45.0	100	18	3.8
50.0	100	18	3.6
30.0	110	18	4.9
35.0	110	18	4.5
40.0	110	18	4.2
45.0	110	18	3.9
50.0	110	18	3.7
30.0	120	18	5.1
35.0	120	18	4.7
40.0	120	18	4.4
45.0	120	18	4.1
50.0	120	18	3.9
30.0	80	20	4.6
35.0	80	20	4.2
40.0	80	20	3.9
45.0	80	20	3.7
50.0	80	20	3.5
30.0	90	20	4.8
35.0	90	20	4.5
40.0	90	20	4.2
45.0	90	20	3.9
50.0	90	20	3.7
30.0	100	20	5.1
35.0	100	20	4.7
40.0	100	20	4.4
45.0	100	20	4.1
50.0	100	20	3.9

S (Cm/phút)	I (Ampe)	U (Volt)	W (mm)
50.0	120	20	4.3
30.0	80	22	5.0
35.0	80	22	4.6
40.0	80	22	4.3
45.0	80	22	4.0
50.0	80	22	3.8
30.0	90	22	5.3
35.0	90	22	4.8
40.0	90	22	4.5
45.0	90	22	4.3
50.0	90	22	4.0
30.0	100	22	5.5
35.0	100	22	5.1
40.0	100	22	4.8
45.0	100	22	4.5
50.0	100	22	4.2
30.0	110	22	5.8
35.0	110	22	5.3
40.0	110	22	5.0
45.0	110	22	4.7
50.0	110	22	4.4
30.0	120	22	6.0
35.0	120	22	5.6
40.0	120	22	5.2
45.0	120	22	4.9
50.0	120	22	4.6

Từ bảng trên rút ra dải kích thước chiều rộng mối hàn là 3,2 – 5,6 mm. Trong nhiều chế độ với các tham số đầu vào khác nhau (S, I, U) vẫn hàn cho ra kết quả cùng 1 giá trị chiều rộng mối hàn. Ví dụ:

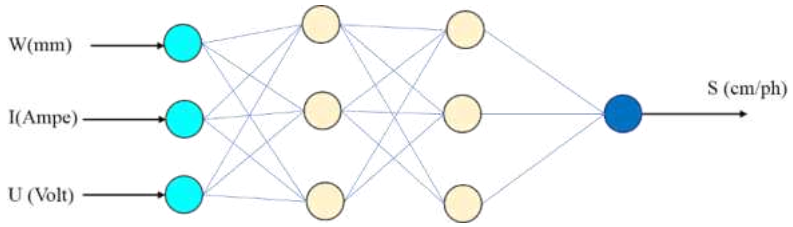
45.0	80	18	3.4
50.0	90	18	3.4
40.0	100	18	4.0
50.0	90	22	4.0

Điều này phản ánh quy luật của hàn MIG là khi vận tốc hàn S (tăng từ 45 lên 50 cm/ph) để đảm bảo chiều rộng mối hàn thì phải tăng dòng điện hàn (tăng từ 80 lên 90 Ampe). Hoặc khi tăng vận tốc hàn (từ 40-50 m/ph) trong khi dòng điện hàn giảm (từ 100 xuống 90 Ampe) thì cần phải tăng điện áp hàn (từ 18 lên 22Volt).

3. Thiết kế mô hình tính toán dòng điện hàn

Bài toán tính toán giá trị dòng điện hàn khi thay đổi tốc độ, điện áp mà vẫn giữ nguyên được kích thước chiều rộng mối hàn được giải quyết thông qua mô hình ANN (3 đầu vào – 1 đầu ra) với dữ liệu thực nghiệm ở Bảng 1.

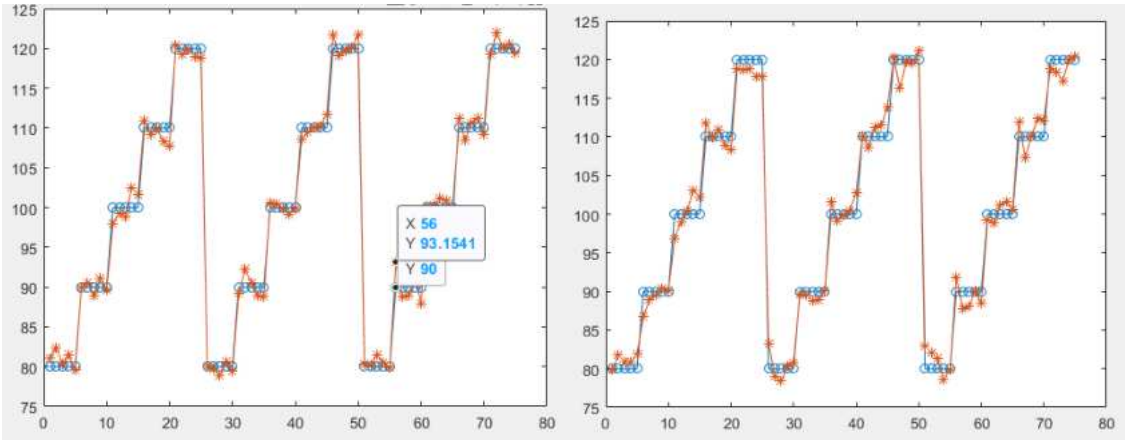
Thực hiện trên mạng ANN được thiết kế có 2 lớp ẩn, mỗi lớp có 3 Nơ ron.



Hình 5. Mạng Nơ ron tính toán dòng điện hàn

Mô hình được xây dựng trên phần mềm Matlab, dữ liệu tham số thực nghiệm được chia thành theo tỉ lệ phần trăm thành 3 bộ dữ liệu Train 70%, Valid 20%, Test 10%, Epoch = 100.

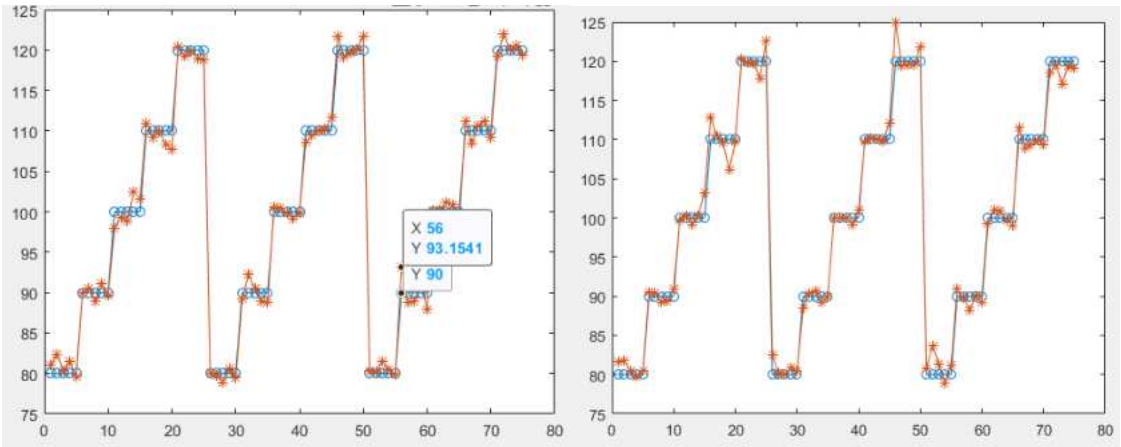
So sánh kết quả tính toán trên mạng ANN được thiết kế lớp ẩn [3 3] và lớp ẩn [3 3 3]:



Hình 6. Độ chính xác với mạng 2 lớp ẩn [3 3] và 3 lớp ẩn [3 3 3]

Từ Hình 6 cho ta thấy trong trường hợp này độ chính xác của mạng với 3 lớp ẩn không tốt bằng mạng có 2 lớp ẩn. Thể hiện rõ nhất là trong các dữ liệu từ 10-20 và 40-50.

So sánh kết quả tính toán trên mạng ANN được thiết kế lớp ẩn [3 3] và lớp ẩn [6 6]:



Hình 7. Độ chính xác với mạng [3 3] và [6 6]

Trên Hình 7 có thể thấy trong đối với mạng [6 6] có cải thiện độ chính xác ở các khoảng dữ liệu từ 30-45. Tuy nhiên với các khoảng dữ liệu từ 15-20 và 45-50 xảy ra hiện tượng nhảy sai số đáng kể.

Như vậy đối với dữ liệu training độ chính xác hồi quy đối với các tập dữ liệu thì mạng có 2 lớp ẩn, mỗi lớp có 3 Nơ ron cho kết quả tốt hơn cả. Tuy nhiên đánh giá trên toàn bộ dữ liệu thì vẫn còn sai số về dòng điện lớn nhất với độ lệch 93 – 90 = 3 (Ampe), tương đương với sai số 3,3%. Sai số này trong thực nghiệm hàn là chấp nhận được.

Kiểm chứng mô hình tính toán theo định tính ảnh hưởng giữa tốc độ S và dòng điện hàn I, chạy thử mô hình với điện áp U = 18V, yêu cầu chiều rộng W = 4,2 mm tốc độ tăng dần từ 30-50 cm/ph, cho ra giá trị dòng điện cần được cấp để hàn tương ứng, có thể thấy rằng dòng điện hàn tăng dần khi giá trị tốc độ tăng :

Bảng 2. Bảng kiểm nghiệm ảnh hưởng của S đến I

S (cm/ph)	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48	50
I (Ampe)	82	87	92	97	103	109	115	120	124	127	130

4. Kết luận

Bào báo đưa ra mô hình tính toán dòng điện hàn khi thay đổi vận tốc hàn trên cơ sở mạng Nơ ron nhân tạo ANN. Mặc dù số lượng mẫu dữ liệu chưa nhiều nhưng kết quả tính toán cho thấy giải pháp sử dụng mạng Nơ ron để tính toán và điều chỉnh dòng diện hàn có độ tin cậy và sai số có thể chấp nhận được.

Nhìn trên dữ liệu thực nghiệm có thể thấy rằng số thí nghiệm nhiều hơn so với sự thay đổi của giá trị đầu ra I (75 lần thí nghiệm so với 5 mức thay đổi tử 80-120 Ampe), đây chính là điều cần cải tiến trong việc chọn phương án quy hoạch thực nghiệm. Nghiên cứu tiếp theo sẽ tập trung vào việc lấy dữ liệu với dải rộng và chia thành nhiều mức để cải thiện sai số và khoảng tính toán dự báo của mô hình ANN.

Tài liệu tham khảo

[1] Minh Duc Vu, Chu Anh My, et al (2023). Prediction of the welding process parameters and the weld bead geometry for robotic welding applications with adaptive neuro-fuzzy model, *The Intenational Conference on Intelligent System & Network.*

[2] Lin, H. I. (2014). A fast and unified method to find a minimum-jerk robot joint trajectory using particle swarm optimization. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, *75*(3-4), 379-392.

[3] Ogbemhe, J., & Mpofu, K. (2015). Towards achieving a fully intelligent robotic arc welding: a review. *Industrial Robot: An International Journal*.

[4] Penttilä, S., Kah, P., Ratava, J., & Eskelinen, H. (2019). Artificial Neural Network Controlled GMAW System: Penetration and Quality Assurance in a Multi-Pass Butt Weld Application. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *105*(7-8), 3369-3385.

[5] Shen, W., Hu, T., Zhang, C., Ye, Y., & Li, Z. (2020). A welding task data model for intelligent process planning of robotic welding. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, *64*, 101934.

[6] Thao, D. T., Kim, I. S., Na, H. H., Jung, S. M., & Shim, J. Y. (2014). Development of mathematical model with a genetic algorithm for automatic GMA welding process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *73*(5-8), 837-847.

[7] Yang, L., Liu, Y., & Peng, J. (2019). An automatic detection and identification method of welded joints based on deep neural network. IEEE Access, 7, 164952-164961.

[8] Zhang, Y., Lv, Yifei, T., Meng, Z., Jingwei, L., Dongbo, L., & Yulin, W. (2018). Research on intelligent welding robot path optimization based on GA and PSO algorithms. *IEEE Access*, *6*, 65397-65404.

[9] X., Xu, L., Jing, H., & Han, Y. (2019). A segmentation planning method based on the change rate of cross-sectional area of single V-groove for robotic multi-pass welding in intersecting pipe-pipe joint. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *101*(1-4), 23-38.

[10] P Jin, Z., Li, H., & Gao, H. (2019). An intelligent weld control strategy based on reinforcement learning approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *100*, 2163-2175.

[11] Basheer, I. A., & Hajmeer, M. (2000). Artificial neural networks: fundamentals, computing, design, and application. *Journal of microbiological methods*, *43*(1), 3-31.

Building an ANN model for adjusting welding parameters in robotic welding process on curving seam paths and variable speeds

Abstract: *Welding robots are currently being widely used to replace human workers because during the welding process, workers rely on manuals or experience to adjust the welding mode. Feedback and adjustments are entirely based on the ability to observe the weld during the welding process and the skills of each worker, this causes quality and productivity will not be consistent. In the welding process, the robot mainly replaces the human hand in moving the welding torch according to the pre-programmed welding path without changing speed and welding mode parameters. In the process of welding curved welds, to increase productivity, the welding speed needs to be high and flexible. Although the welding speed is high, the weld quality (shape, penetration, etc.) must still be guaranteed, which requires continuously changing welding parameters (welding current, welding voltage, etc.) corresponding to speed change, which is difficult to do with manual or semi-automatic welding. The article proposes an ANN artificial neural network model for the most basic optimization process, which is that when the input speed of the welding (pre optimise) changes, the welding current needs changing to ensure stable weld width parametersmean while other parameter values such as voltage, welding aid gas pressure, welding torch height, etc are constants.*

Keywords: Artificial Neuron Network ANN, Welding Robot, Path Planning Optimization.

❑

Nghiên cứu xây dựng mô hình toán tích hợp cho khung máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời

Tạ Đức Hải[1], Phạm Minh Đoàn[2], Phùng Văn Bình[1]

[1]Khoa Hàng không vũ trụ; Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Khoa Cơ khí; Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: Taduchai@lqdtu.edu.vn, Tel:0982930086

Tóm tắt:

Máy in 3D bê tông kích thước lớn là một hệ thống phức tạp đòi hỏi trong quá trình thiết kế cần nghiên cứu tính toán kĩ lưỡng từ nhiều khía cạnh khác nhau như vấn đề về độ bền kết cấu, vấn đề động lực học và điều khiển, vấn đề công nghệ chế tạo. Để giải quyết vấn đề trên, trong bài báo này nhóm tác giả đề xuất phương pháp thiết kế cơ khí máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời. Với cách tiếp cận này, nhiều khía cạnh khác nhau của máy in 3D bê tông sẽ được phân tích đồng thời ngay ở giai đoạn thiết kế, nhằm lựa chọn phương án thiết kế cơ khí hợp lý cho máy in.

Từ khóa: *Kỹ thuật đồng thời; thiết kế cơ khí; máy in 3D bê tông; mô hình toán tích hợp.*

1. Giới thiệu

Công nghệ in 3D bê tông đã mang đến hiệu quả tích cực cho ngành xây dựng ở nhiều nơi trên thế giới thời gian gần đây [1]. Trong số các cấu hình máy in 3D bê tông được phát triển, thì cấu hình cổng trục thường được nhiều hãng công nghệ lựa chọn. Một số ưu điểm nổi bật của cấu hình máy in này là không gian làm việc lớn, kết cấu đơn giản, dễ chế tạo và điều khiển, có khả năng mở rộng để in các kết cấu có kích thước khác nhau [2]. Tuy nhiên, máy in 3D bê tông dạng cổng trục có kết cấu cơ khí kích thước lớn, khối lượng lớn, các trục cần phải phối hợp chuyển động đồng bộ với nhau trong quá trình làm việc, do đó việc tính toán, tối ưu hóa kết cấu cơ khí khung máy là một bài toán quan trọng nhằm giảm chi phí vận hành [3, 4]. Để thực hiện tính toán, hỗ trợ bài toán tối ưu hóa thiết kế khung máy in, nhóm tác giả đã xây dựng các mô-đun tự động tính toán kết cấu bao gồm tính toán chuyển vị, ứng suất, phân tích các dạng dao động riêng. Mô hình tính toán kết cấu sử dụng ngôn thiết kế tham số Ansys APDL (Ansys parametric design language). Các kết quả tính toán sẽ trợ giúp cho người thiết kế phân tích, đánh giá khả năng chịu tải, sai số chuyển động của đối tượng trong quá trình làm việc. Nhờ đó có thể lựa chọn được phương án thiết kế đảm bảo về độ bền, độ chính xác, cũng như giúp giảm khối lượng của máy in. Ưu điểm của cách tiếp cận này là có thể hỗ trợ giải quyết được bài toán tối ưu hóa thiết kế đối với kết cấu phức tạp trong thực tế mà việc xây dựng mô hình toán giải tích là bất khả thi. Cách tiếp cận này đã được trình bày trong công trình [5]. Trong công trình [6], nhóm tác giả tiếp tục đưa ra sự ảnh hưởng của tần số dao động riêng khung máy đến sai số chuyển động đầu in. Trong đó, mô hình tính toán kết cấu được khai thác, biến dạng đàn hồi của khung máy được đưa vào mô hình tính toán. Tuy nhiên, đối với một hệ thống phức tạp có kích thước và khối lớn như máy in 3D bê tông, mô hình tính toán kết cấu chưa thể phản ảnh đầu đủ các yếu tố kỹ thuật của hệ. Thực sự là thiếu sót nếu trong đó không đề cập đến mô hình động lực học của máy. Chính vì thế, bên cạnh mô hình tính toán kết cấu, nhóm tác giả xây dựng mô hình động lực học của hệ dựa trên các định luật vật lý. Mô hình động lực học này cung cấp cho người thiết kế quá trình tính toán động lực của

hệ thống, lực và mô-ment tác động của cơ cấu chấp hành. Các ràng buộc về tham số công nghệ của hệ cũng được tính đến.

Mô hình tính toán kết cấu và động lực học của hệ là cơ sở xây dựng mô hình toán tích hợp. Trong bài báo này, nhóm tác giả tập trung trình bày phương pháp xây dựng mô hình toán tích hợp cho máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời.

2. Xây dựng mô hình toán tích hợp

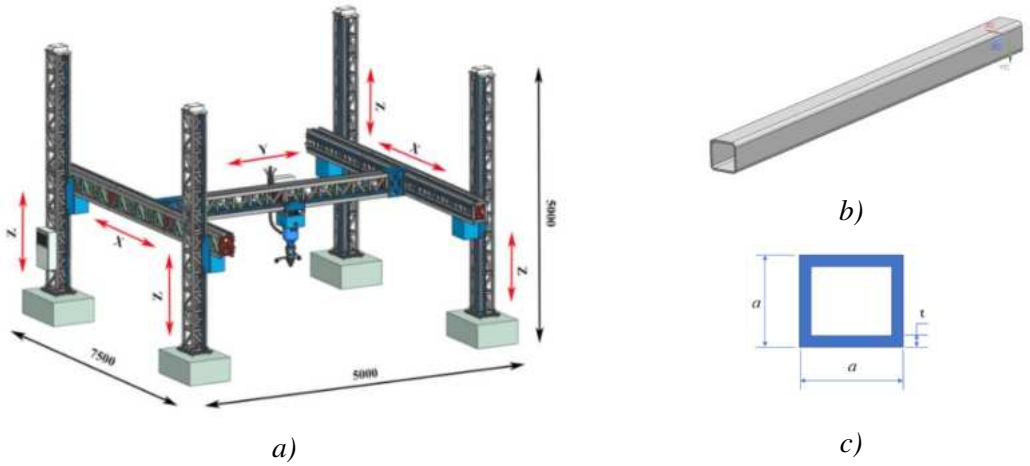
2.1. Mô tả kết cấu máy in 3D bê tông

Kết cấu máy in 3D bê tổng và các yêu cầu kỹ thuật cơ bản của máy in 3D bê tông kích thước lớn được xác định như sau [4]:

- Kích thước kết cấu in lớn nhất có thể đạt 6000×4000×3500 mm.

- Vận tốc chuyển động của đầu in V trong khoảng 0 ÷ 20 m/ph.

- Sai số của đầu in cần đảm bảo trong khoảng ±5 mm theo phương X, Y và ±2 mm theo phương Z.

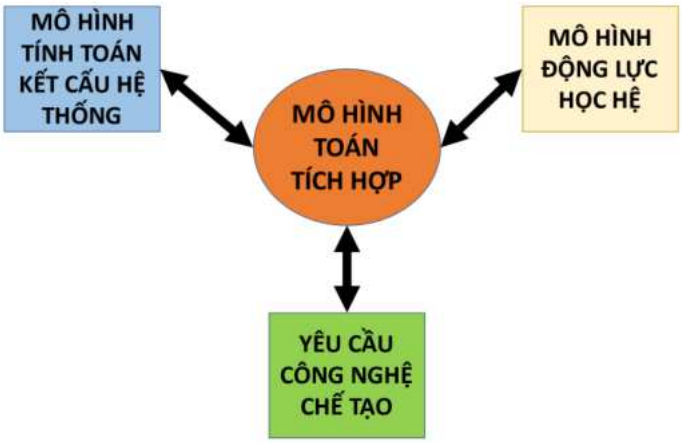


Hình 1.Thiết kế sơ bộ máy in 3D bê tông kích thước lớn
a) Mô hình 3D máy in; b) Mô hình 3D thép hộp; c) Thiết diện mặt cắt thép hộp

Cấu hình cổng trục của khung máy in sẽ được thiết kế theo hệ khung giàn không gian nhằm giảm khối lượng, tăng độ cứng vững của hệ thống. Thiết kế sơ bộ của máy in được thể hiện như trên Hình 1. Đầu in nằm trên trục phương Y, dầm ngang mang đầu in di chuyển theo phương X, hai dầm còn lại di chuyển đồng bộ lên xuống theo phương Z. Các trục X, Y, Z có kết cấu thép hộp tiêu chuẩn kích thước mặt cắt a×a×t mm, đảm bảo chống uốn, chống xoắn và rung động trong quá trình làm việc. Để đảm bảo độ cứng vững của hệ khung máy, các thanh tăng cứng dạng thép hộp được bổ sung. Khối lượng của đầu in xấp xỉ 250 kg. Để dẫn hướng các cơ cấu chuyển động trong quá trình làm việc, dẫn hướng bi dạng vuông sẽ được lựa chọn để tạo nên chuyển động chính xác và ổn định của các trục. Để truyền chuyển động quay của động cơ thành chuyển động tịnh tiến của trục, các bộ truyền bánh răng thanh răng sẽ được sử dụng. Bộ truyền này đảm bảo nhỏ gọn, hiệu suất cao phù hợp với hành trình lớn và môi trường làm việc ngoài trời của máy in 3D bê tông kích thước lớn.

2.2. Mô tả mô hình toán tích hợp

Hình 2 dưới đây mô tả mô hình toán tích hợp của máy in 3D bê tông. Mô hình toán tích hợp được xây dựng dựa trên mô hình tính toán kết cấu khung máy, mô hình động lực học của máy và dữ liệu về các tham số công nghệ chế tạo. Mô hình tính toán kết cấu hệ thống là các mô đun tính toán được xây dựng trên ngôn ngữ Ansys APDL kết nối với phần mềm Matlab. Dựa trên các mô đun này, chuyển vị và tần số dao động riêng của hệ được tự động tính toán và đưa ra. Bên cạnh mô hình tính toán kết cấu của hệ thống là mô hình động lực học của hệ. Mô hình động lực học là công cụ thiết yếu để hiểu và tối ưu hóa hiệu suất của máy, mô hình được xây dựng dựa trên hệ phương trình vi phân mô tả động lực học. Mô tả về mô hình động lực học sẽ được giới thiệu cụ thể trong mục 2.3.2. Các tham số công nghệ trong mô hình toán tích hợp đóng vai trò cốt lõi ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu suất, chất lượng và tối ưu hóa hệ thống. Trong mô hình toán tích hợp mà bài báo đề cập đến các tham số này bao gồm kích thước hình học của thép hộp tiêu chuẩn (thành phần chính để chế tạo khung cơ khí); các tham số của hệ truyền động các trục chính như: thanh răng & bánh răng, tỷ số truyền của hộp giảm tốc, công suất động cơ; ngoài ra còn có thể kể đến các tham số của bộ điều khiển PID (K_P, K_I và K_D). Đây cũng chính là tiền đề để thực hiện các bài toán tối ưu hóa ở các giai đoạn tiếp theo.



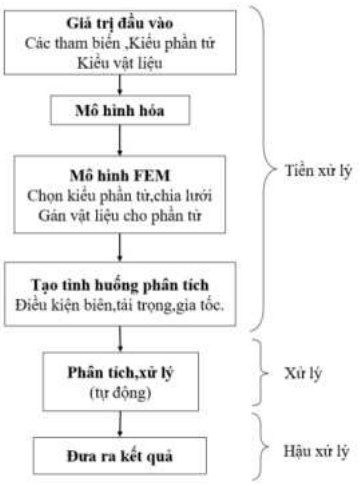
Hình 2. Sơ đồ mô hình toán tích hợp của máy in 3D bê tông kích thước lớn

2.3. Xây dựng mô hình toán tích hợp của máy in 3D bê tông

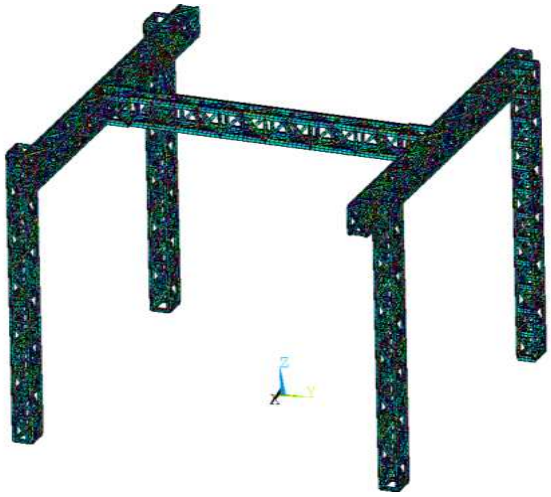
2.3.1. Mô hình tính toán kết cấu của hệ thống

Dựa trên thiết kế sơ bộ tại mục 2.2, nhóm tác giả đưa ra quy trình xây dựng mô hình tính toán kết cấu khung giàn của máy in 3D bê tông. Quá trình tính toán kết cấu trên phần mềm CAE nói chung thường được phân ra thành ba giai đoạn chính là: tiền xử lý, xử lý và hậu xử lý. Giai đoạn tiền xử lý gồm các bước xây dựng mô hình hình học và xây dựng mô hình tính toán phần tử hữu hạn FEM. Giai đoạn xử lý gồm bước thông dịch dữ liệu đầu vào, tạo tình huống phân tích và tính toán kết quả. Giai đoạn hậu xử lý là quá trình truy cập, đọc, ghi, sắp xếp và hiển thị kết quả. Hình 3 dưới đây trình bày quy trình xây dựng mô hình tính toán kết cấu sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn. Ở giai đoạn tiền xử lý mô hình phần tử hữu hạn kết cấu cơ khí của máy in 3D được tạo ra (Hình 4). Phần tử dầm BEAM188 và phần tử khối lượng MASS21 được sử dụng. Vật liệu khung máy in được lựa chọn là vật liệu thép

với mặt cắt hình chữ nhật đặc trưng của thép hộp. Mô hình tính toán này có ưu điểm đó là xây dựng thành công các mô đun tính toán dựa trên ngôn ngữ thiết kế tham số hóa APDL. Các kích thước mặt cắt các thanh thép hộp được tham số hóa đến từng thanh trong mỗi dầm, đảm bảo cho việc thay đổi thông số nhanh chóng và thuận tiện.



Hình 3. Các bước xây dựng mô hình tính toán kết cấu sử dụng PP PTHH



Hình 4. Mô hình phần tử hữu hạn khung máy in 3D bê tông kích thước lớn

2.3.2. Mô hình động lực học máy in 3D bê tông

Giả sử các động cơ của trục Y và Z chuyển động đồng bộ với nhau làm cho khung máy in 3D giữ được chuyển động song phẳng theo các phương X và Z. Lực phát động từ các động cơ trên cùng một trục là như nhau. Khi đó, động lực học máy in 3D bê tông được mô tả như ở hệ phương trình vi phân (1) dưới đây:

$$\begin{cases} \left(m_d + m_Y\right) \times \ddot{x} = 2F_X - F_{msX} \\ m_d \times \ddot{y} = F_Y - F_{msY} \\ (m_d + m_X + m_Y) \times \ddot{z} = 4F_Z - F_{msZ} - (m_d + m_X + m_Y) \times g \end{cases} \quad (1)$$

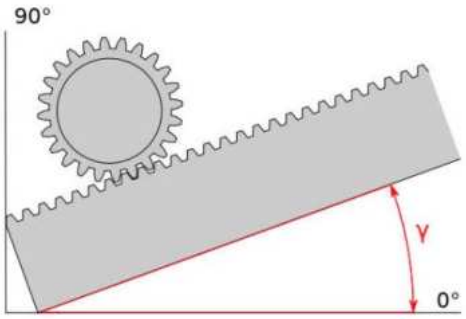
Trong đó, m_d là khối lượng đầu in, m_Y là khối lượng khung Y, với m_X là tổng khối lượng toàn bộ hai dầm trục X; F_X là lực sinh ra từ động cơ dọc trục X, F_Y là lực sinh ra từ động cơ trục Y cụm đầu in, F_Z là lực sinh ra từ động cơ trục Z; g là gia tốc trọng trường; F_{msX}, F_{msY} và F_{msZ} lần lượt là lực ma sát dọc trục X, Y, Z tương ứng, và được tính theo công thức (2), (3) và (4) dưới đây.

$$F_{msX} = f \times (m_Y + m_d) \times g \times \cos\left(\frac{\gamma_X \times \pi}{180}\right) + \mu_X \times (m_Y + m_d) \times g \quad (2)$$

$$F_{msY} = f \times m_d \times g \times \cos\left(\frac{\gamma_Y \times \pi}{180}\right) + \mu_Y \times m_d \times g \quad (3)$$

$$F_{msZ} = f \times (m_X + m_Y + m_d) \times g \times \cos\left(\frac{\gamma_Z \times \pi}{180}\right) \quad (4)$$

Trong đó, f là hệ số ma sát tĩnh trên trục X, Y, Z giữa thanh răng và bánh răng; μ_X, μ_Y lần lượt là hệ số ma sát trượt của thanh dẫn hướng trên trục X và Y tương ứng; γ_X, γ_Y, γ_Z là các góc tạo bởi các thanh răng tương ứng và phương ngang (Hình 5).

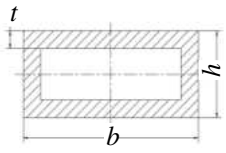


Hình 5. Hệ truyền động thanh răng bánh răng

2.3.3. Các ràng buộc về công nghệ

Trong mô hình toán tích hợp mà nhóm nghiên cứu đề xuất có thể thấy các tham số của thép hộp đóng vai trò là tham số công nghệ ràng buộc. Các tham số thép hộp trong quá trình thiết kế phải được điều chỉnh để đáp ứng các tiêu chí về kĩ thuật mà vẫn đảm bảo các kích thước nằm trong bảng thép hộp tiêu chuẩn (Bảng 1). Rõ ràng với kích thước khác nhau mô hình tính toán kết cấu của khung máy sẽ cho kết quả của chuyển vị và dao động riêng thay đổi. Tiết diện mặt cắt cũng ảnh hưởng đến khối lượng và tác động trực tiếp vào mô hình động lực học máy. Để đảm bảo tối ưu về năng lượng tiêu thụ, một cách sơ bộ nhà thiết kế cố gắng giảm khối lượng các dầm xuống. Tuy nhiên, việc giảm khối lượng dầm lại ảnh hưởng trở lại đến kết quả của chuyển vị và dao động riêng của hệ. Đây là bài toán phức tạp đòi hỏi sự nhượng bộ mà vẫn phải đáp ứng các ràng buộc công nghệ liên quan. Rõ ràng, với sự trợ giúp của mô hình toán tích hợp nhà thiết kế sẽ có cái nhìn kỹ thuật sát hơn với hệ thống thực. Lời giải của bài toán tối ưu trên mô hình toán tích hợp sẽ khác với bài toán tối ưu đơn thuần. Có thể lời giải của bài toán tối ưu trên mô hình toán tích hợp không phải là lời giải của bài toán tối ưu kết cấu hay bài toán tối động lực học nhưng nó thỏa mãn lời giải tốt nhất đến từ cả hai khía cạnh mà vẫn đáp ứng được tiêu chí công nghệ chế tạo.

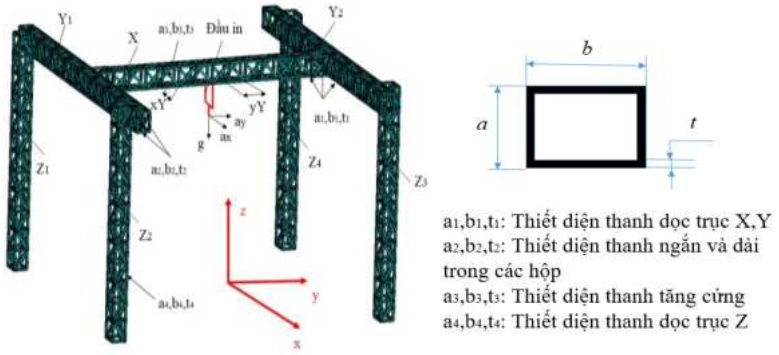
Bảng 1. Kích thước mặt cắt dầm được lựa chọn theo thép hộp tiêu chuẩn b × h × t (mm)

Dải giá trị kích thước của mặt cắt thép hộp tiêu chuẩn (mm)	
Dải độ rộng: **b** = {60; 75; 80; 90; 100; 125; 150; 175; 200; 250; 300} Dải độ cao: **h** = {60; 75; 80; 90 ; 100; 125; 150; 175; 200; 250; 300} Dải độ dày: **t** = {1,8; 2,0; 2,5; 2,8; 3,0; 3,2; 3,5; 3,8; 4,0; 4,5; 5; 6; 9; 12}	

3. Mô phỏng tính toán dựa trên mô hình toán tích hợp

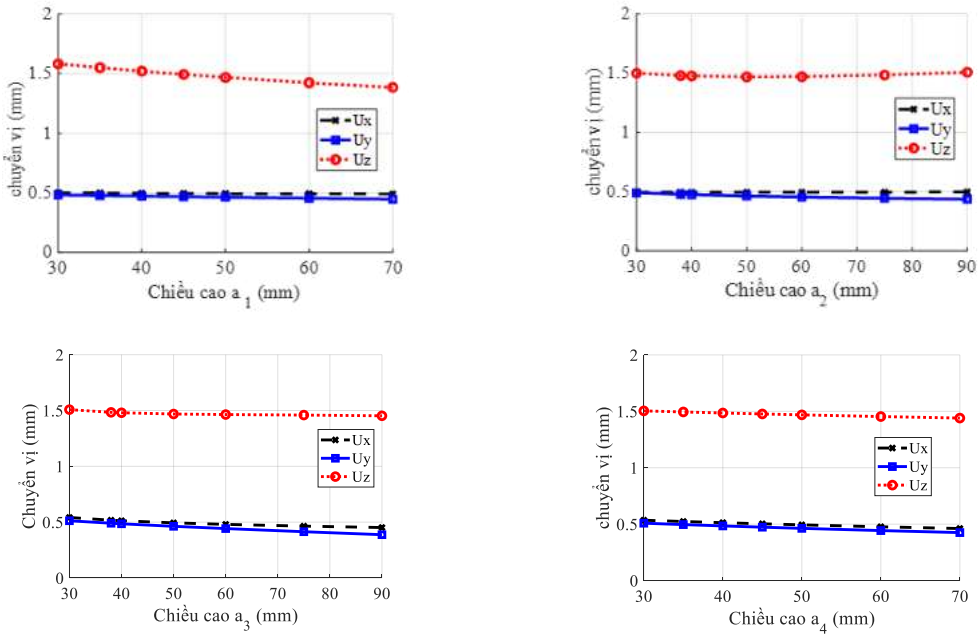
Trong phần này, nhóm tác giả tiến hành mô phỏng tính toán trên mô hình toán tích hợp đã được xây dựng. Các tham số kích thước mặt cắt của các thanh thép hộp được biểu diễn như trên Hình 6. Các thanh dọc trục X, Y có kích thước mặt cắt là $a_1 \times b_1 \times t_1$, các thanh cạnh của khối dầm được lựa chọn là các thanh thép hộp vuông có thiết diện được tham số hóa là $a_2 \times a_2 \times t_2$, các

thanh tăng cứng được sử dụng để đảm bảo độ cứng vững của cơ hệ cũng là các thanh thép hộp vuông có thiết diện mặt cắt là $a_3 \times a_3 \times t_3$, thiết diện của thanh dọc trục Z là $a_4 \times b_4 \times t_4$.



Hình 6. Tham số hóa các thanh trên hệ khung dầm của máy in 3D bê tông

Khảo sát được tiến hành trên mô hình tính toán kết cấu. Hình 7 dưới đây thể hiện sự phụ thuộc của chuyển vị đầu in vào tham số a_1, a_2, a_3, a_4 theo dải giá trị tiêu chuẩn của thép hộp. Khối lượng đầu in là m_0 = 250 kg, vận tốc chuyển động của đầu in V = 20 m/phút, thời gian tăng tốc đến vận tốc lớn nhất Δt = 0,1 s (tương ứng với gia tốc $a_X = a_Y$ = 3,3 m/s^2). Mô hình toán tích hợp cho ra kết quả tính toán phụ thuộc chuyển vị đầu in vào kích thước thép hộp.



Hình 7. Sự phục thuộc các tham số kích thước thép hộp đến chuyển vị đầu in

Do quá trình in 3D bê tông là quá trình bồi đắp vật liệu theo lớp (mặt phẳng ngang), đầu in sẽ chuyển động theo quỹ đạo trên mặt phẳng, khi kết thúc một lớp in chương trình sẽ tự động dịch đầu in lên một khoảng tính toán trước và tiến hành thao tác ở lớp tiếp theo. Căn cứ vào đó, kịch bản mô phỏng động lực học khung máy in 3D được xây dựng như sau:

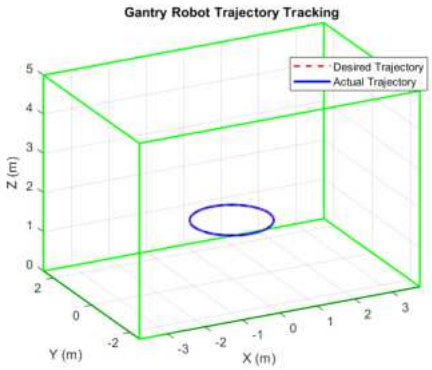
- Đầu in chuyển động theo quỹ đạo hình tròn bán kính $r = 1$ m, quỹ đạo chuyển động của đầu in nằm trên mặt phẳng XOY.

- Kích thước $a_1 \times b_1 \times t_1 = 50 \times 100 \times 3$ mm; $a_2 \times a_2 \times t_2 = 50 \times 50 \times 3$ mm; $a_3 \times a_3 \times t_3 = 50 \times 50 \times 3$ mm; $a_4 \times a_4 \times t_{4s} = 50 \times 50 \times 3$ mm.

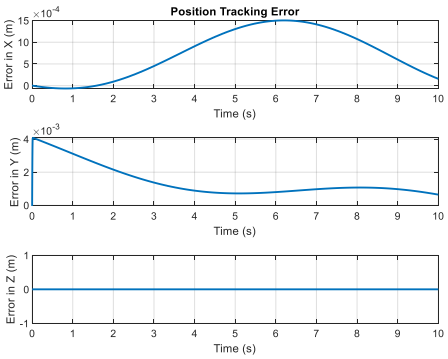
Cố định khung máy in 3D theo Z, để hệ dịch chuyển trong mặt phẳng XOY. Hệ phương trình mô tả quỹ đạo chuyển động của đầu in được mô tả như phương trình (5).

$$\begin{cases} x(t) = r \times \cos(2 \times \pi \times f \times t) \\ y(t) = r \times \sin(2 \times \pi \times f \times t) \\ z(t) = const \end{cases} \quad (5)$$

Hình 8 dưới đây mô tả chuyển động đầu in theo quỹ đạo cho trước trên mặt phẳng XOY. Bộ điều khiển PID được lựa chọn với bộ hệ số K_P, K_I và K_D cho trước. Sai số chuyển động của đầu in theo các phương X, Y, Z được thể hiện như trên Hình 9. Theo phương X, sai số đầu in nhỏ hơn 1,5 mm, theo phương Y sai số chuyển động đầu in nhỏ hơn 4 mm. Sai số theo phương Z bằng 0, đúng với chiến lược chuyển động của máy in 3D bê tông.



Hình 8. Chuyển động của đầu in theo quỹ đạo đề ra



Hình 9. Sai số chuyển động theo các phương X, Y, Z

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đã trình bày phương pháp xây dựng được mô hình toán tích hợp cho khung máy in 3D bê tông kích thước lớn. Mô hình tính toán kết cấu và động lực học của hệ là cơ sở xây dựng mô hình toán tích hợp. Các mô tả về mô hình tính toán kết cấu được trình bày cụ thể. Bên cạnh đó, mô hình động lực của hệ cũng được đề xuất. Kết quả mô phỏng được tính toán trên mô hình toán tích hợp với các tham số công nghệ cho trước. Kết quả nghiên cứu là cơ sở cho bài toán tối ưu hóa thiết kế cơ khí khung máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời.

Tài liệu tham khảo

1. T. D. Ngo, A. Kashani, G. Imbalzano, K. T. Q. Nguyen, and D. Hui, "Additive manufacturing (3D printing): A review of materials, methods, applications and challenges," *Compos. Part B Eng.*, vol. 143, no. December 2017, pp. 172–196, 2018, doi: 10.1016/j.compositesb.2018.02.012.

2. S. C. Paul, G. P. A. G. van Zijl, and I. Gibson, "A review of 3D concrete printing systems and materials properties: current status and future research prospects," *Rapid Prototyp. J.*, vol. 24, no. 4, pp. 784–798, 2018, doi: 10.1108/RPJ-09-2016-0154.

3. Q. Ji, C. Li, D. Zhu, Y. Jin, Y. Lv, and J. He, “Structural design optimization of moving component in CNC machine tool for energy saving,” *J. Clean. Prod.*, vol. 246, p. 118976, 2020, doi: 10.1016/j.jclepro.2019.118976.

4. P. D. T. Phung Van Binh, Hoang Phan Binh, Ta Duc Hai, “Mechanical design and structural optimization of the frame of a large-scale gantry 3D concrete printer,” *J. Sci. Tech.*, vol. 18, no. 1, pp. 38–54, 2023, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v18.n01.582.

5. H. M. D. Van Binh Phung, Quoc Anh Nguyen, Trong Hoang Nguyen, Anh Vang Tran, “Determination of hyper-elastic material parameters and automatic computation for the soft-robotic gripper (in Vietnamese),” *J. Sci. Technol.*, vol. 57, no. 3, pp. 1–11, 2021.

6. Triệu Đức Khôi, Nguyễn Danh Hùng, Tạ Đức Hải, Phùng Văn Bình, “Ảnh hưởng của tần số dao động riêng khung máy tới sai số vị trí đầu máy in 3D bê tông,” *Hội nghị Khoa học thường niên Đại học Thủy lợi*, Hà Nội, 11/2024.

Research on developing an integrated mathematical model for the 3D concrete printer frame based on concurrent engineering

Abstract: *Large-scale 3D concrete printer is a complicated system that requires accurate consideration and calculation during the design process, addressing multiple aspects such as structural durability, dynamics and control, and manufacturing technology. To tackle these challenges, this paper proposes a mechanical design method for 3D concrete printer based on concurrent engineering principles. With this approach, various aspects of the 3D concrete printer are analyzed simultaneously at the design stage to select the most appropriate mechanical design solution for the printer.*

Keywords: Concurrent engineering; mechanical design; concrete 3D printer; integrated mathematical model.

Rigid-flexible coupling dynamic simulation of a 3D concrete printer frame

Duc Khoi Trieu[1*], Van Binh Phung [1], Hai Nam Nguyen [1]

[1]Le Quy Don Technical University

**Email: Trieukhoi95@gmail.com; Tel: 0333598799*

Abstract

This paper investigates the trajectory error of the printhead in a gantry-type 3D concrete printer due to the elastic deformation of the machine frame. The study employs rigid-flexible coupling dynamic simulation, using Ansys APDL© and MSC Adams© for the analysis, and MATLAB© to automate several steps in the process. The focus is on the Y-axis frame, a gantry-type link, treated as an elastic component. First, a finite element model of the Y-axis frame was developed and subjected to vibration analysis using Ansys APDL. Subsequently, the data from this elastic model were used to replace the corresponding rigid component, prior to performing the dynamic analysis in MSC Adams. MATLAB is integrated to automate the modification of motion functions and execute batch mode simulations. The results were then compared with those from an ideal rigid model to assess errors in the X and Y directions, leading to observations and recommendations. The results are intended for direct application in the design and fabrication of large-scale 3D concrete printers for construction applications under practical conditions in Vietnam.

Keywords: 3D concrete printer frame, Rigid-flexible coupling, Co-simulation of Ansys and Adams.

1. Introduction

The 3D concrete printing technology, an important branch of Additive Manufacturing (AM), has been rapidly advancing and gaining significant attention in the construction industry. This technology has demonstrated the potential to significantly improve construction efficiency by reducing material usage, labor, and construction time. Furthermore, it offers flexibility in design, enabling the creation of complex shapes that traditional construction methods struggle to achieve [1]. In Vietnam, 3D concrete printing technology is being explored and developed for applications in construction projects such as affordable housing, precast components, and high-precision structures [2].

Despite its significant potential, 3D concrete printing technology still faces several challenges, particularly regarding the accuracy of the printhead's trajectory. Mechanical factors such as the rigidity of the frame and the influence of free vibrations during operation can result in substantial errors in the printed output, directly affecting the quality of the final product. To my limited knowledge, this critical issue remains largely unresolved in previous studies. Most of current research focuses on optimizing printing materials and control technologies, while the mechanical properties of the frame, an important source of trajectory inaccuracies, have been less extensively explored [3, 4]. In their ongoing research, Phung et al. [5] and Ta et al. [6] have published two papers on the structural design and optimization of large-scale gantry-type 3D concrete printing machines or CNC machines. However, the dynamic simulation of the frame has not yet been addressed. Additionally, a few previous studies on machine frames have shown that stiffness and free vibrations significantly influence the accuracy of the printhead's trajectory. Paul et al. [4] emphasized that the stability of the frame is a critical factor in minimizing errors during printing, while Duballet et al. [7] demonstrated that insufficient rigidity could lead to deformation, adversely affecting the

precision of printed shapes. Furthermore, free vibrations of the frame can alter the printhead's trajectory, leading to considerable errors in the 3D printing results.

This paper investigates the impact of the machine frame's elastic deformation on the accuracy of the printhead's trajectory. The study explores the relationship between the frame's elastic properties, including its stiffness and free vibrations, and the errors that arise during the printhead's movement. Based on the dynamic analysis, this paper provides a scientific basis for proposing technical solutions to minimize trajectory errors, which in turn ensures the printhead's operational precision and improves the quality of 3D concrete printed products.

This study applies the rigid-flexible coupling dynamic simulation method, as discussed in the works of Gang et al. [8] and Luo et al. [9], using Ansys APDL, MSC Adams, and MATLAB. This approach allows for a detailed simulation of the impact of the machine frame's elastic deformation on the accuracy of the printhead's trajectory during the printing process. The results not only provides a theoretical basis for the optimization of the frame design to enhance the trajectory accuracy of the printhead but also contribute to improving the quality and efficiency of 3D concrete printing technology. Enhancing the mechanical properties in the machine frame design will not only increase the durability and precision of the printed products but also improve the effectiveness of this technology in the construction industry, particularly for projects requiring high-quality and large-scale production.

2. Method

The object of study in this paper is a 3D printing machine model with a gantry-type configuration, as illustrated in figure 1. The maximum printable dimensions of the structure are 6050 × 8000 × 5000 mm. The structure is constructed using standard steel square tubes and includes two rails fixed to the working plane. The Y-axis gantry frame moves linearly along these fixed rails, while the Z-axis crossbeam is capable of vertical motion along the two upright axes of the Y-frame. The printhead assembly moves along the Z-axis crossbeam in the X-direction.

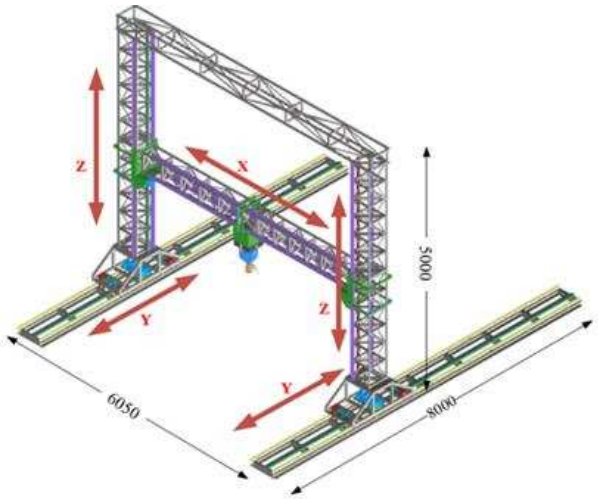


Figure 1. Gantry-type 3D printer frame model

This study investigates the deviation in the printhead trajectory caused by the elastic deformation of the structure through a dynamic simulation of the machine frame with elastic

components. The simulation process, which integrates Ansys APDL, MSC Adams, and MATLAB, is outlined in the block diagram depicted in figure 2.

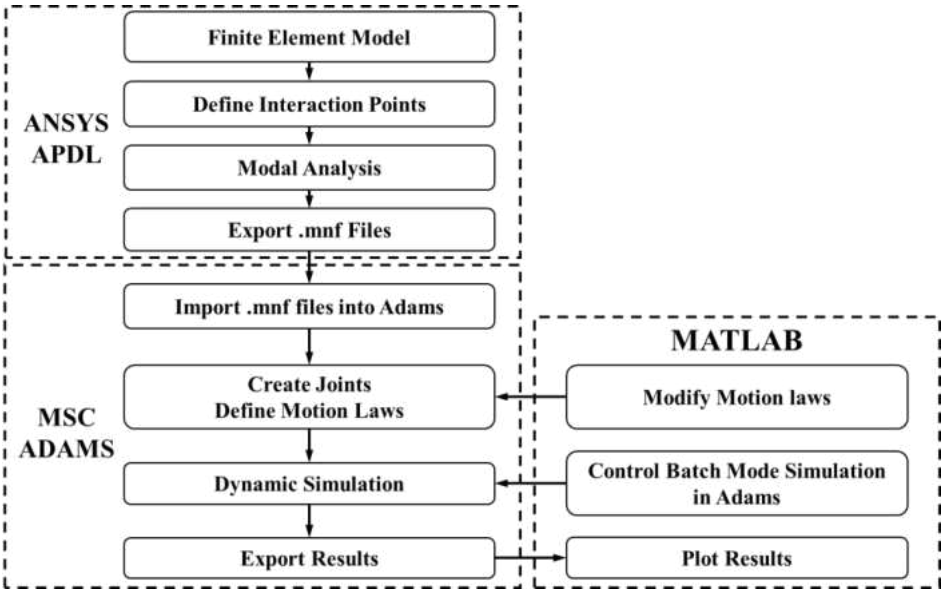


Figure 2. Process of investigating the printhead trajectory through dynamic simulation of the machine frame with elastic components.

In this process, in addition to using Ansys APDL and MSC Adams for dynamic simulation, MATLAB is also integrated to perform tasks such as defining motion functions, controlling the simulation execution in MSC Adams, and automating the processing of complex data. This approach not only significantly reduces simulation time but also enhances the accuracy of the results. Thanks to this flexible integration, the investigation process is simplified, enabling a more comprehensive and detailed evaluation of the effect of structural elastic deformation on the operational trajectory of the printhead in the 3D concrete printing machine.

Initially, the process of modeling the elastic component in Ansys APDL begins by isolating the Y-axis frame from the structure and constructing its finite element model, as shown in Figure 3. Subsequently, the interaction points between the Y-axis frame and the base components are defined, as illustrated in figure 3.

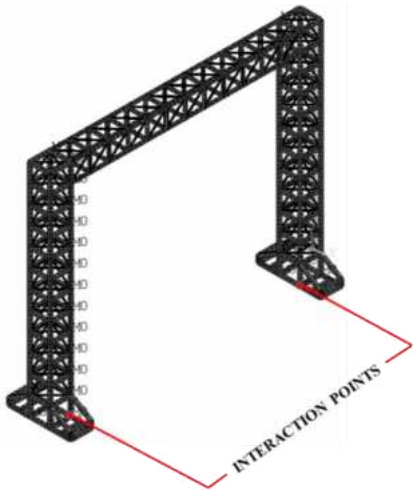
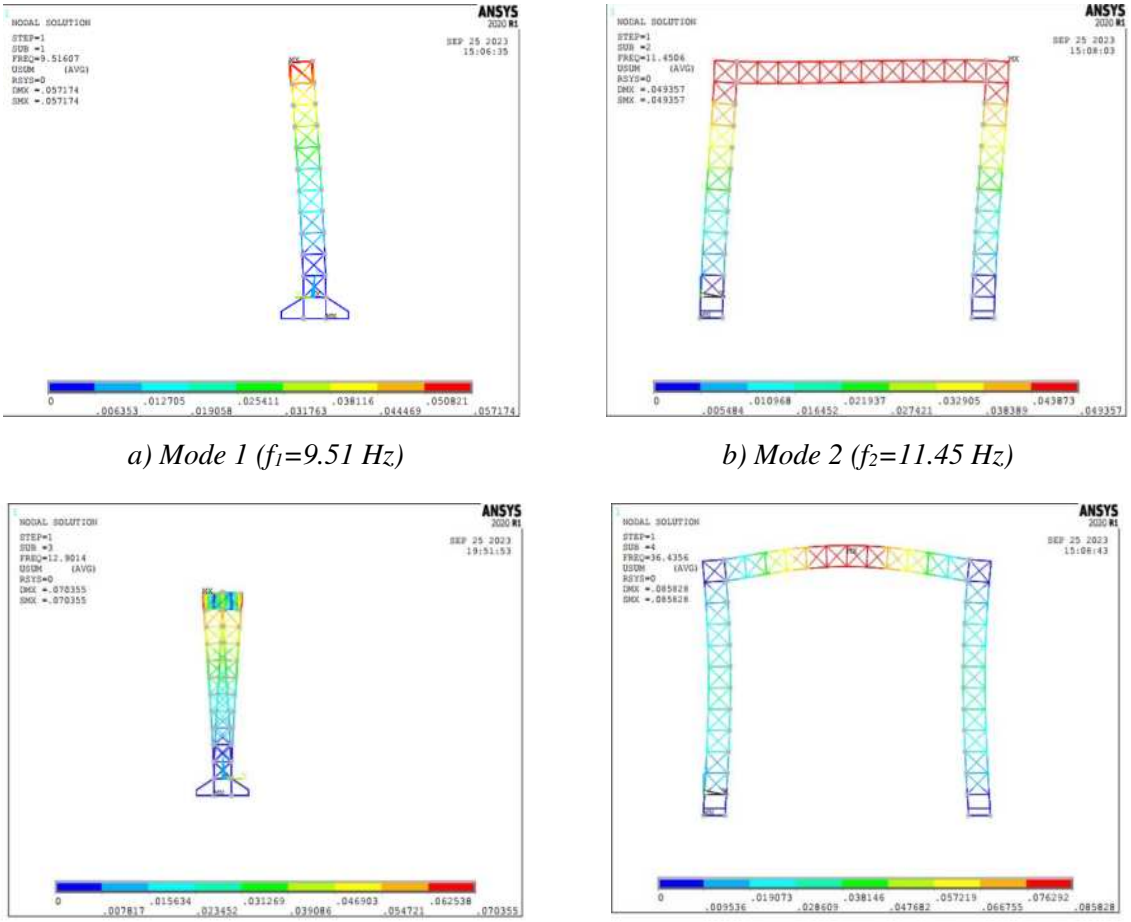


Figure 3. Finite element model of the Y-axis frame includes interaction points



a) Mode 1 (f_1=9.51 Hz) *b) Mode 2 (f_2=11.45 Hz)*

c) Mode 3 (f_3= 12.90 Hz) *d) Mode 4 (f_4=36.4 Hz)*

Figure 4. Natural vibration modes of the Y-axis frame.

The modal analysis process is carried out, and the vibration modes of the Y-axis frame are presented in figure 4. Information regarding the geometry, dynamic characteristics, and interaction points is exported and saved in the Modal Neutral File (.mnf) format.

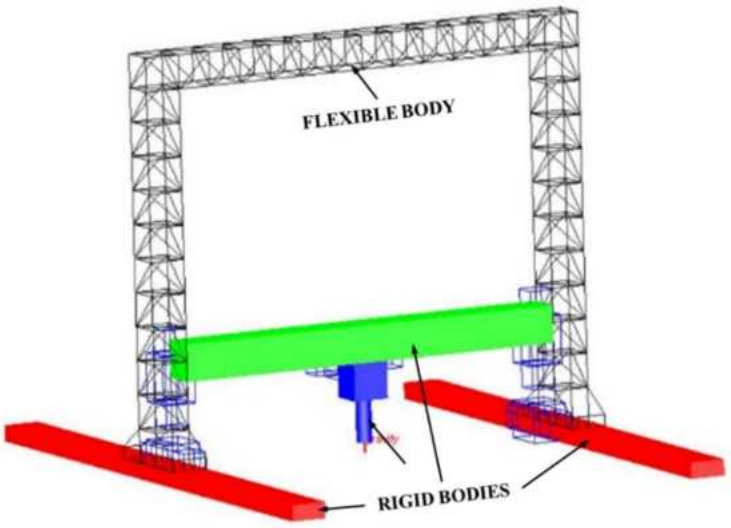


Figure 5. Simulation model of the 3D printer frame with the elastic component after defining the dynamics joints in MSC Adams

Next, within the MSC Adams simulation environment, the elastic component is substituted for the rigid body by using Modal Neutral Files. The joints are established based on the operational description of the printer configuration, and the motion laws are constructed from the results of the inverse kinematics problem to ensure the printhead moves along the predefined trajectory. The model of the 3D printer frame, including the elastic component, after the joints have been set up, is shown in figure 5.

The motion laws are automatically modified, and the dynamic simulation process with the elastic components is also executed in batch mode under the control of MATLAB programs. This approach involves running simulations without using a graphical user interface (GUI). Instead, the simulations are executed using scripts or command-line instructions, allowing for greater automation and efficiency. Finally, the trajectory of the printhead in the model with the elastic component is compared with that of the rigid model to analyze the deviation and identify the cause of the differences. To make the printhead trajectory an elliptical path in the XY plane, the corresponding motion laws q_X, q_Y, q_Z for the X, Y, and Z axes are as follows:

$$\begin{cases} q_X = A \cdot \mathrm{Cos}\left(f \cdot 2\pi \cdot t\right) \\ q_Y = B \cdot \mathrm{Sin}\left(f \cdot 2\pi \cdot t\right) \\ q_Z = Const \end{cases}$$

where A is the radius of the ellipse along the horizontal axis, B is the radius of the ellipse along the vertical axis, f is the oscillation frequency, and t is the time variable.

3. Results and Discussions

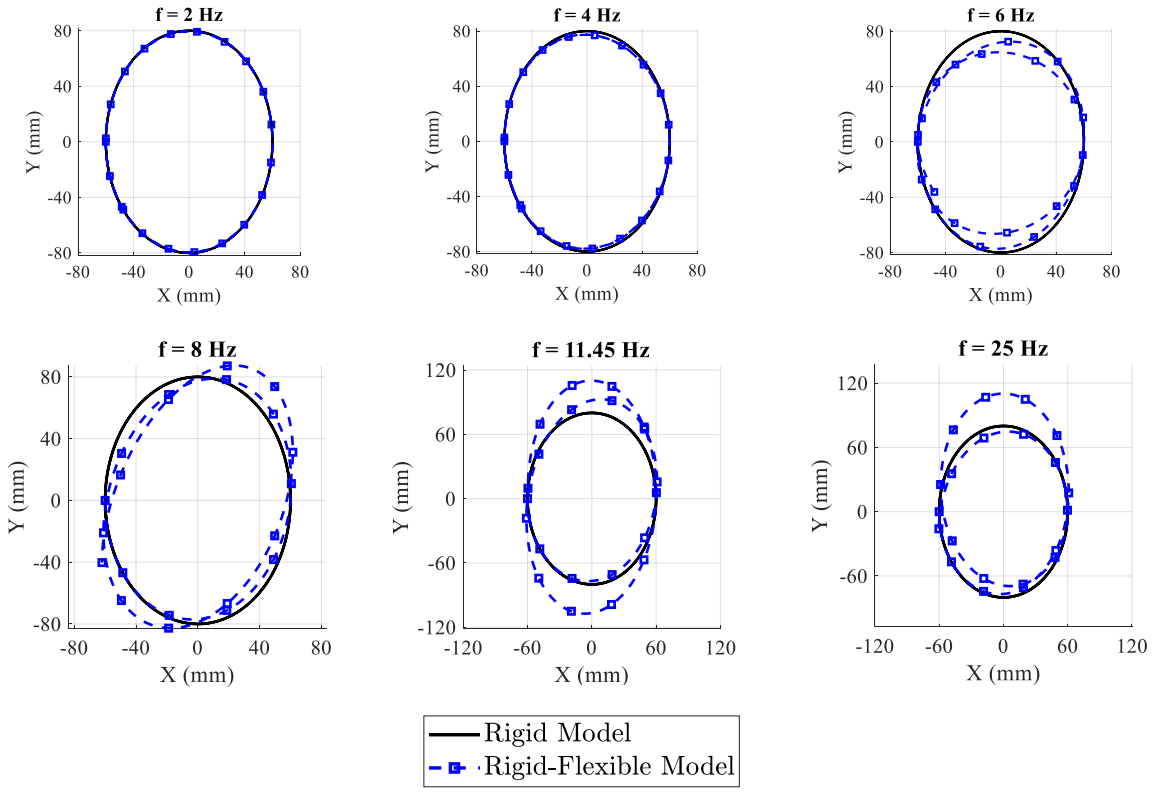


Figure 6. Simulation of printhead trajectories for rigid and elastic models over the motion frequency range

For the investigation with A = 30 mm, B = 50 mm, and f = 2, 4, 6, 8 Hz, the simulation results of the printhead trajectory for both the system with an elastic component and the system with an absolute rigid component are shown in figure 6.

It is observed that when the system consists solely of the rigid component, the printhead trajectory follows an ideal elliptical path without deviation. However, for the system containing the elastic component, as the frequency increases, the average position error of the printhead trajectory also increases significantly. Specifically, the error in the X-direction rises from 0.015 mm to 4.414 mm, while in the Y-direction, it grows from 0.283 mm to 11.518 mm. This behavior is fully consistent with the theory, as the Y-axis frame is affected by resonance phenomena when the motion variation frequency approaches the first natural frequency of the frame (f_1 = 9.51 Hz). An additional investigation was conducted under two conditions: one where the motion variation frequency matched the natural frequency (f = 11.45 Hz) and another where the frequency (f = 25 Hz) was distant from any natural frequencies. The results indicate that the average printhead position error was highest at f = 11.45 Hz (14.720 mm), whereas at f = 25 Hz, it was lower (12.573 mm). These results confirm that the printhead positional deviation is significantly affected by resonance.

A survey is conducted with the same trajectory across a velocity range of 1, 2, 3, and 4 m/s. The simulation results are depicted in Figure 7.

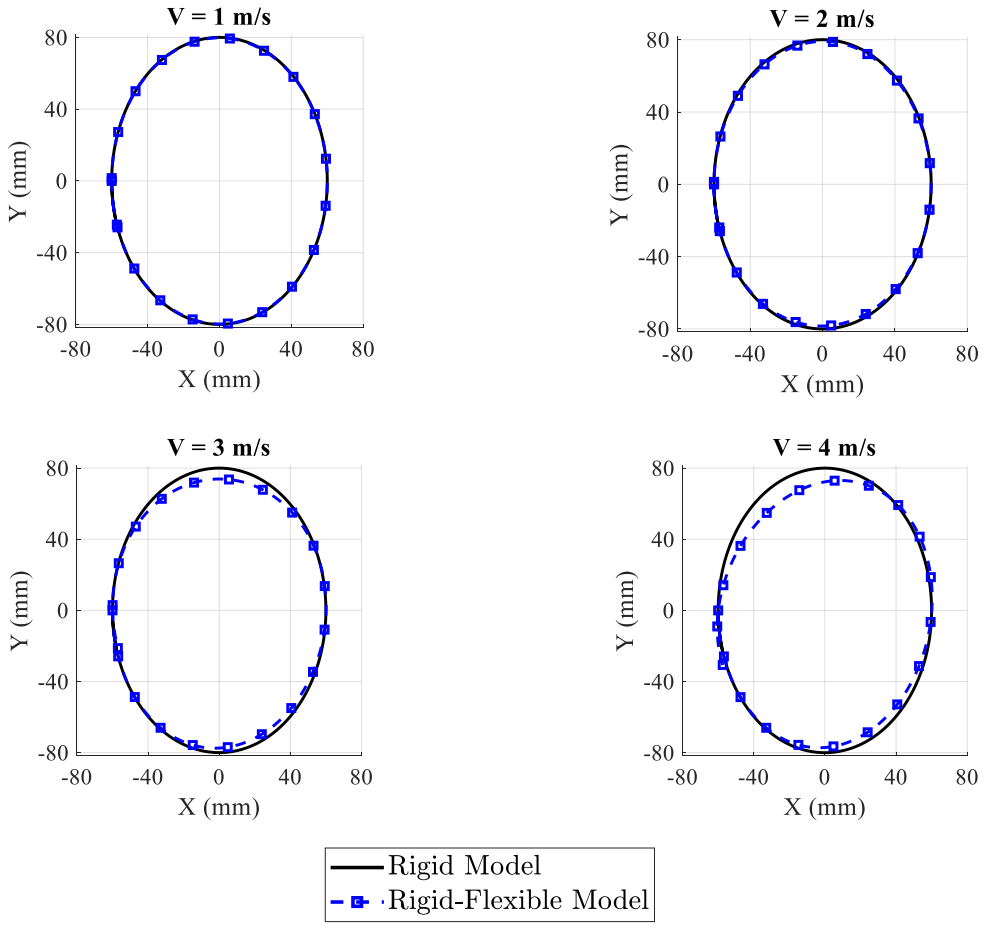


Figure 7. Simulation of printhead trajectories for rigid and elastic models over the velocity range

In the case where the system consists exclusively of the rigid component, no significant deviation from the intended trajectory is observed. In contrast, for the system containing the elastic component, as the velocity rises, the average position error of the printhead trajectory also rises. Specifically, the error in the X-direction escalates from 0.010 mm to 0.295 mm, while in the Y-direction, it increases from 0.169 mm to 5.859 mm. These results align well with theoretical calculations, as the centrifugal acceleration, induced by the change in motion direction, generates a centrifugal force that tends to displace the printhead from its designed path. As the printhead velocity increases, the centrifugal force also increases, leading to a larger trajectory error. The results indicate that the elastic deformation of the Y-axis frame is the primary contributor to the deviations in the printhead's trajectory. Furthermore, the first natural frequency of the Y-axis frame has a particularly significant effect on the trajectory error in both the X and Y directions, with the error in the Y-direction being notably larger than that in the X-direction.

4. Conclusions

The paper presents a new approach for investigating the trajectory deviation of the printhead in a 3D concrete printer by considering the elastic deformation of the frame, using rigid-flexible coupling dynamic simulation. Initially, the finite element model of the Y-axis frame is constructed and subjected to vibration analysis in ANSYS APDL. Next, the data regarding the elastic component are transferred to the MSC Adams simulation environment to build the model for investigation. The motion laws and dynamics simulation are automatically established through a control program in MATLAB. Finally, the printhead trajectory in the study model is compared with that of the rigid model to calculate the trajectory error. The results clearly indicate that as the frequency of motion variation at the joints and the printhead velocity increase, the position error of the printhead also increases. Specifically, when the frequency of motion variation approaches the first natural frequency of the Y-axis frame, the printhead position error becomes significant relative to the machine's required precision. The deviation in the Y-direction is considerably greater than that in the Z-direction. By integrating MATLAB into the dynamics simulation process in MSC Adams, the investigation time is reduced to one-tenth of the time required for manual setup and simulation. The findings of this study provide a foundation for selecting appropriate design parameters and optimizing the structure for the production of large-scale 3D concrete printers in real-world conditions in Vietnam.

Acknowledgment

This work is a product of the project funded by the Military Technical Academy (Project number 24.1.30).

References

1. Ngo, T. D., Kashani, A., Imbalzano, G., Nguyen, K. T., & Hui, D. (2018). Additive manufacturing (3D printing): A review of materials, methods, applications and challenges. *Composites Part B: Engineering, 143*, 172-196.

2. Thực, L. V., Dũng, T. Q., & Thùy, N. T. D. (2018). Công nghệ in bê tông 3D–Định hướng phát triển và áp dụng ở Việt Nam. *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng (TCKHCNXD)-ĐHXDHN, 12*(6), 49-56.
3. De Schutter, G., Lesage, K., Mechtcherine, V., Nerella, V. N., Habert, G., & Agusti-Juan, I. (2018). Vision of 3D printing with concrete—Technical, economic and environmental potentials. *Cement and Concrete Research, 112*, 25-36.
4. Paul, S. C., Van Zijl, G. P., Tan, M. J., & Gibson, I. (2018). A review of 3D concrete printing systems and materials properties: Current status and future research prospects. *Rapid Prototyping Journal, 24*(4), 784-798.
5. Bình, P. V., Bình, H. P., Hải, T. Đ., & Tùng, P. Đ. (2023). Tính toán thiết kế và tối ưu hóa kết cấu khung máy in 3D bê tông kích thước lớn dạng cổng trục. *Journal of Science and Technique, 18*(01).
6. Bình, N. N., Hải, T. Đ., Bình, P. V., & Thông, N. B. (2024). Ứng dụng ANN trong tính toán kết cấu khung máy in 3D bê tông kích thước lớn.
7. Duballet, R., Baverel, O., & Dirrenberger, J. (2017). Classification of building systems for concrete 3D printing. *Automation in Construction, 83*, 247-258.
8. Gang, X., Yan, Z., Fanli, Z., & Liping, C. (2012). *Modelling and Simulation of the Coupled Rigidflexible Multibody Systems in MWorks.* Paper presented at the Proc. 9th International Modelica Conference, Munich, Germany.
9. Luo, H. T., Chen, Z. C., Leng, Y. Q., & Wang, H. G. (2013). Rigid-flexible coupling dynamics simulation of 3-RPS parallel robot based on ADAMS and ANSYS. *Applied Mechanics and Materials, 290*, 91-96.

Mô phỏng động lực học khung máy in 3D bê tông có liên kết cứng - đàn hồi

Tóm tắt: *Bài báo này trình bày khảo sát sai số quỹ đạo của đầu máy in 3D bê tông dạng cổng trục do biến dạng đàn hồi của khung máy bằng phương pháp mô phỏng động lực học có liên kết cứng – đàn hồi (rigid-flexible coupling dynamics simulation). Mô phỏng được thực hiện bằng cách sử dụng các công cụ Ansys APDL, MSC Adams, kết hợp với MATLAB để tự động hóa một số bước trong quá trình phân tích. Nghiên cứu tập trung vào mô hình khung máy in có khung trục Y kích thước lớn, xem xét như một khâu đàn hồi. Đầu tiên, mô hình phần tử hữu hạn của khung trục Y được xây dựng và được phân tích dao động bằng Ansys APDL. Tiếp theo, dữ liệu từ mô hình đàn hồi này được nhập vào MSC Adams để mô phỏng động lực học toàn khung máy. Kết quả mô phỏng được so sánh với mô hình cứng tuyệt đối nhằm đánh giá sai số theo hai phương X và Y, từ đó đưa ra các nhận xét và khuyến nghị. Kết quả nghiên cứu sẽ ứng dụng trực tiếp cho việc thiết kế, chế tạo máy in 3D bê tông kích thước lớn ứng dụng trong ngành xây dựng ở điều kiện Việt Nam.*

Từ khóa: Khung máy in 3D bê tông, liên kết cứng - đàn hồi, mô phỏng kết hợp Ansys - Adams.

NGHIÊN CỨU, XÂY DỰNG CHƯƠNG TRÌNH TỐI ƯU HÓA TUYẾN ĐƯỜNG DI CHUYỂN TRONG KHO HÀNG

Nguyễn Chí Linh[1], Đỗ Thanh Bình[1,*], Trần Anh Vàng[1], Vũ Đức Quyến[1], Nguyễn Lê Hùng[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: linhktq23051990@gmail.com; Tel:0988388236

Tóm tắt

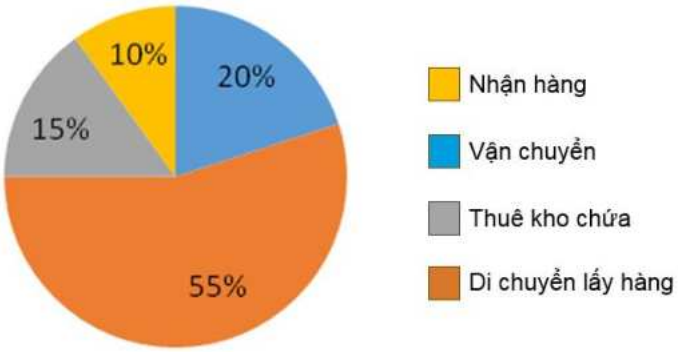
Nghiên cứu này tập trung vào việc xây dựng phần mềm tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong nhà kho, nhằm nâng cao hiệu quả vận hành và giảm thiểu thời gian di chuyển. Phương pháp tiếp cận dựa trên lý thuyết đồ thị, trong đó thuật toán Dijkstra được ứng dụng để xác định đường đi ngắn nhất giữa các điểm nút trong không gian nhà kho hình chữ nhật với các kệ hàng được bố trí song song. Với giả thiết số điểm đến để lấy hàng trong một lần di chuyển không vượt quá 10 điểm, nghiên cứu áp dụng phương pháp liệt kê đầy đủ để tìm ra lộ trình tối ưu toàn cục. Kết quả nghiên cứu là một phần mềm cho phép người dùng nhập các thông số đầu vào bao gồm điểm xuất phát, điểm đích và các điểm cần đi qua để lấy hàng. Phần mềm sẽ tự động tính toán và đề xuất lộ trình di chuyển ngắn nhất một cách chính xác, không có sai số. Giải pháp này đặc biệt phù hợp với các nhà kho có quy mô vừa và nhỏ, nơi việc tối ưu hóa lộ trình di chuyển có ý nghĩa quan trọng trong việc nâng cao hiệu quả vận hành tổng thể.

Từ khóa: *Tối ưu hóa; thuật toán Dijkstra; tuyến đường di chuyển; kho hàng; logistics.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh phát triển nhanh chóng của ngành logistics và quản lý kho hàng, việc tối ưu hóa các hoạt động trong kho đang trở thành một yêu cầu cấp thiết. Đặc biệt, hoạt động di chuyển để lấy hàng chiếm tới 55% tổng chi phí vận hành hàng năm của kho hàng (Hình 1) [1], là hoạt động tốn kém nhất trong quản lý kho. Do đó, việc tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong kho không chỉ đơn thuần là việc cải thiện hiệu suất làm việc mà còn là yếu tố then chốt trong việc giảm thiểu chi phí vận hành.

Tại các kho hàng, nhân viên thường xuyên phải di chuyển để lấy hàng tại nhiều vị trí khác nhau trong một lần di chuyển. Với tỷ trọng chi phí lớn của hoạt động này, việc lựa chọn tuyến đường di chuyển hợp lý sẽ đem lại lợi ích kép: vừa tiết kiệm thời gian, tăng năng suất làm việc, vừa góp phần đáng kể trong việc cắt giảm chi phí vận hành. Tuy nhiên, việc xác định tuyến đường tối ưu không phải là một bài toán đơn giản, đặc biệt khi số lượng điểm cần đi qua tăng lên.



Hình 1. Chi phí vận hành hàng năm của kho hàng

Hiện nay, có nhiều nghiên cứu và giải pháp được đề xuất để giải quyết bài toán tối ưu đường đi trong kho hàng [2-8]. Các giải pháp này thường dựa trên các thuật toán tối ưu hóa như thuật toán di truyền (Genetic algorithm – GA), thuật toán tối ưu bầy đàn (Particle swarm optimization – PSO), hay các thuật toán tìm đường đi ngắn nhất. Các nghiên cứu [6, 7] đã phát triển một thuật toán dựa trên di truyền để quản lý vấn đề phân lô đơn hàng với nhiều loại cấu trúc lô và bố trí kho khác nhau để giảm thiểu tổng quãng đường di chuyển. Zhang và Wang [8] áp dụng thuật toán PSO kết hợp với chiến lược học tập cục bộ, đạt được kết quả tối ưu trong 85% trường hợp thử nghiệm. Tuy nhiên, nhiều giải pháp này chỉ cho kết quả gần đúng hoặc có độ phức tạp tính toán cao khi số lượng điểm cần đi qua lớn.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất một giải pháp dựa trên lý thuyết đồ thị và thuật toán Dijkstra để xây dựng chương trình tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong kho hàng. Với giả thiết số điểm đến không vượt quá 10 điểm trong một lần di chuyển, chương trình có thể đưa ra lộ trình tối ưu toàn cục một cách chính xác. Giải pháp này đặc biệt phù hợp với các kho hàng có quy mô vừa và nhỏ, nơi việc tối ưu hóa lộ trình di chuyển có thể giúp tiết kiệm đáng kể trong tổng chi phí vận hành.

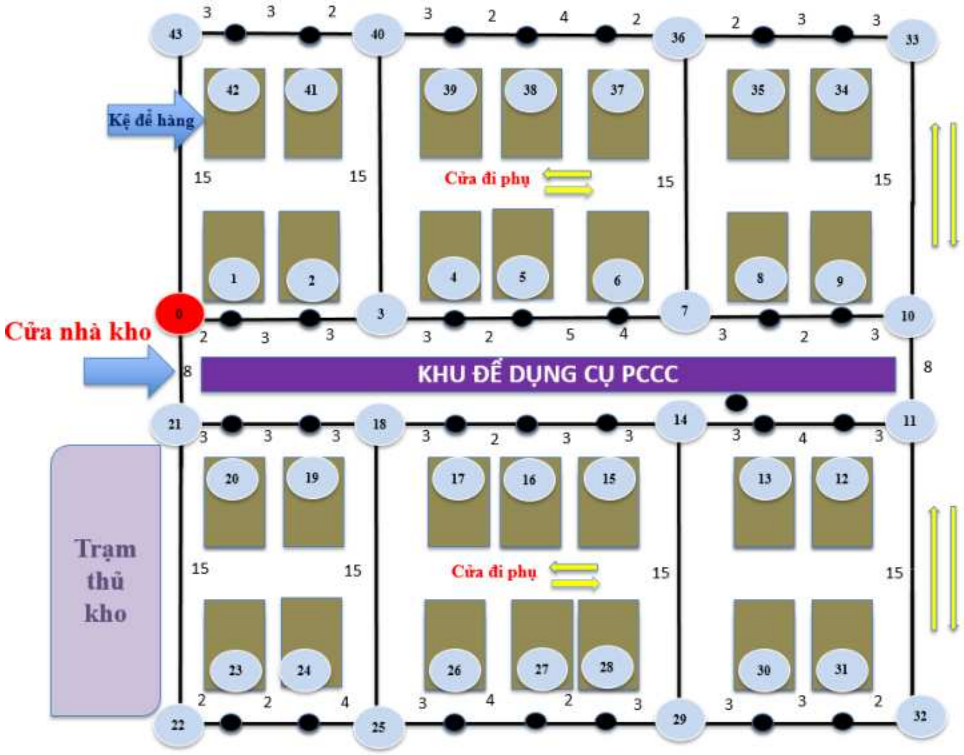
2. Xây dựng mô hình bài toán

Kho có cấu trúc hình chữ nhật với hai hành lang chính chạy theo chiều ngang. Các kệ hàng được bố trí song song, chia thành 4 dãy (mỗi bên 2 dãy). Cửa chính của nhà kho được đặt ở điểm 0. Trạm thủ kho được đặt bên trái kho. Khu vực giữa hai hành lang được sử dụng làm khu để dụng cụ phòng cháy chữa cháy (PCCC).

Mặt bằng kho (Hình 2) được biểu diễn dưới dạng đồ thị với các đặc điểm sau:

Các đỉnh được đánh số từ 0 đến 43, biểu thị các điểm giao nhau của lối đi trong kho. Các cạnh biểu thị các lối đi giữa các điểm, với trọng số là khoảng cách giữa hai điểm tính bằng đơn vị mét. Khoảng cách giữa các kệ hàng là 15 m. Các đoạn đường ngang và dọc có độ dài khác nhau, được thể hiện bằng trọng số trên các cạnh của đồ thị. Tổng số đỉnh trong đồ thị là 44 điểm (0-43).

Đồ thị là đồ thị vô hướng, có trọng số. Các trọng số trên cạnh thể hiện khoảng cách thực tế giữa các điểm. Cấu trúc đồ thị cho phép tìm đường đi ngắn nhất giữa hai điểm bất kỳ. Các lối đi có chiều rộng đồng đều, cho phép di chuyển thuận tiện.



Hình 2. Mặt bằng kho

Cấu trúc đồ thị này cho phép áp dụng thuật toán Dijkstra để tìm đường đi ngắn nhất giữa các điểm, phục vụ cho việc tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong kho.

3. Mô tả thuật toán

Bài toán yêu cầu tìm đường đi ngắn nhất khi di chuyển lấy hàng trong kho khi biết điểm xuất phát, điểm đích và các điểm cần phải đi qua để lấy hàng. Số điểm cần lấy hàng không vượt quá 10 điểm. Phương pháp được sử dụng là liệt kê tất cả các hoán vị của các điểm cần đi qua. Sử dụng thuật toán Dijkstra trong việc tính quãng đường ngắn nhất giữa hai điểm bất kỳ trong đồ thị. Thay vì phải tính toàn bộ ma trận khoảng cách cho tất cả các cặp điểm, Dijkstra giúp tối ưu hóa quá trình tìm đường trong trường hợp chỉ cần xét đến các cặp điểm liên tiếp trong hoán vị. Điều này giảm thiểu chi phí tính toán tổng thể và đảm bảo độ chính xác.

Độ dài quãng đường cần đi trong mỗi phương án là tổng độ dài quãng đường giữa hai điểm liên tiếp trong từng hoán vị. Qua đó có thể lựa chọn lộ trình ngắn nhất trong tất cả các phương án. Phương pháp này đảm bảo kết quả chính xác tuyệt đối.

3.1. Xây dựng ma trận kề

Kho hàng được mô hình hóa dưới dạng đồ thị với các đỉnh đại diện cho các vị trí (0–43) và cạnh đại diện cho quãng đường giữa các vị trí (Hình 2). Khởi tạo ma trận kề (Bảng 1) kích thước 44x44 (tương ứng với 44 đỉnh từ 0–43). Gán giá trị khoảng cách thực tế cho các cặp đỉnh có đường đi trực tiếp. Gán giá trị 1000 m (là khoảng cách rất lớn so với các khoảng cách khác) cho các cặp đỉnh không có đường đi trực tiếp.

Bảng 1. Ma trận kề G

Điểm	**0**	**1**	**2**	**3**	...	**42**	**43**
0	0	2	1000	1000		1000	15
1	2	0	3	1000		1000	1000
2	1000	3	0	3		1000	1000
3	1000	1000	3	0		1000	1000
...					...		
42	1000	1000	1000	1000		0	3
43	15	1000	1000	1000		3	0

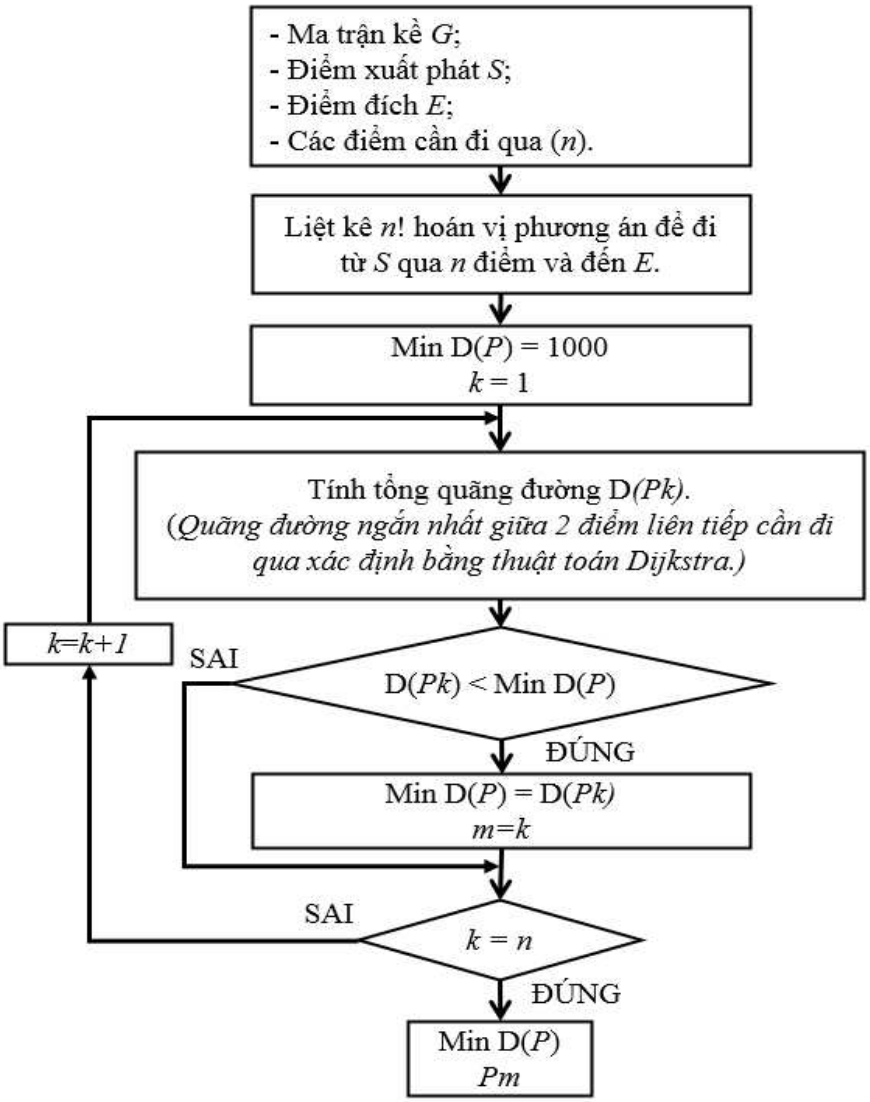
3.2. Thuật toán Dijkstra

Áp dụng thuật toán Dijstra để tìm đường đi ngắn nhất giữa hai điểm mà không có ràng buộc về những điểm cần đi qua. Dữ liệu đầu vào của thuật toán là ma trận kề G (Bảng 1), điểm bắt đầu s và điểm kết thúc t.

Các bước của thuật toán:

1. Khởi tạo mảng khoảng cách $d[v] = 1000$ với mọi đỉnh v, đặt $d[s] = 1000 = 0.$
2. Khởi tạo mảng lưu đỉnh trước đó $previous[v] = 1000$ với $previous[s] = -1.$
3. Khởi tạo tập đỉnh chưa được xét Q chứa tất cả các đỉnh.
4. Lặp:
   - Chọn đỉnh $u \in Q$ có $d[u]$ nhỏ nhất.
   - Xóa u khỏi Q.
   - Với mọi đỉnh v kề với u, nếu $d[v] > d[u] + G[u][v]$:
     - Cập nhật $d[v] = d[u] + G[u][v]$;
     - Gán $previous[v] = \text{u}$.
5. Truy vết đường đi từ t về s thông qua mảng $previous$.

3.3. Tìm phương án tối ưu



Hình 3. Lưu đồ thuật toán

Với n điểm (không tính điểm xuất phát và điểm đích) cần đi qua thì có $n!$ hoán vị được sinh ra để tạo tất cả các thứ tự di chuyển giữa các điểm. Với mỗi một hoán vị $P = \{p_1, p_2, ..., p_n\}$ thì tổng quãng đường được tính bằng công thức (1):

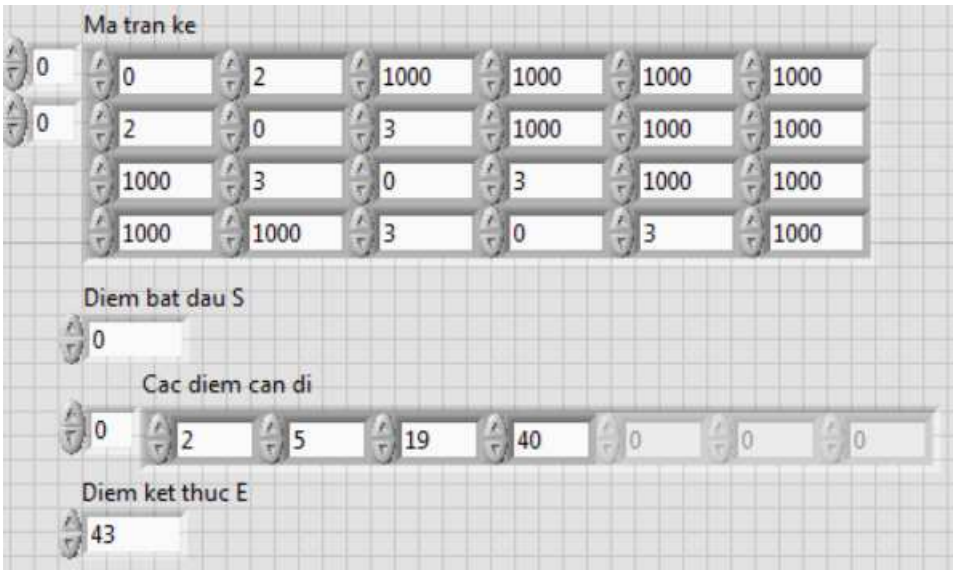
$$D(P) = \sum_{i=1}^{n-1} dist(p_i, p_{i+1}) \quad (1)$$

Trong đó $dist(p_i, p_{i+1})$ là đường đi ngắn nhất giữa p_i và p_{i+1} được tính bằng thuật toán Dijkstra. So sánh tổng quãng đường di chuyển $D(P)$ của từng hoán vị P và lưu lại hoán vị P có $D(P)$ nhỏ nhất.

4. Kết quả và thảo luận

Đã xây dựng thành công một chương trình tự động tính toán đường đi ngắn nhất bằng LabVIEW, với các đặc điểm và kết quả đạt được như sau:

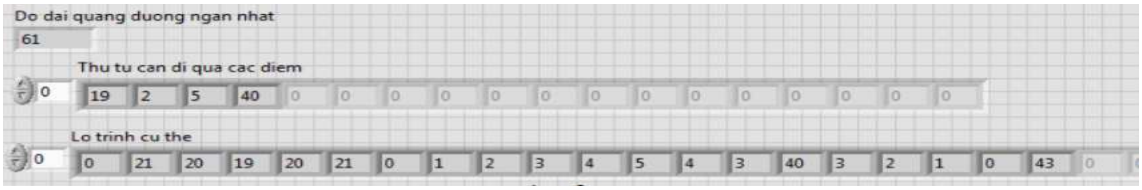
Dữ liệu đầu vào là ma trận kề *G*, điểm xuất phát, các điểm cần đi qua để lấy hàng và điểm kết thúc. Ma trận kề *G* được nhập từ một file Excel, giúp người dùng dễ dàng cấu hình và cập nhật thông tin khoảng cách giữa các điểm trong đồ thị. Điểm xuất phát *S*, các điểm cần đi qua và điểm kết thúc *E* được nhập trực quan thông qua giao diện người dùng của Labview (Hình 4).



Hình 4. Nhập dữ liệu đầu vào cho chương trình

Chương trình cho phép tự động đọc dữ liệu từ file Excel để khởi tạo ma trận kề. Áp dụng thuật toán liệt kê hoán vị để tạo tất cả các lộ trình khả thi từ điểm xuất phát qua các điểm cần đi qua đến điểm kết thúc. Sử dụng thuật toán Dijkstra để tính quãng đường ngắn nhất giữa các cặp điểm liên tiếp trong từng lộ trình. Tính tổng quãng đường cho mỗi lộ trình và chọn ra lộ trình tối ưu với tổng quãng đường ngắn nhất.

Kết quả trả về của chương trình bao gồm: thứ tự các điểm cần đi qua đảm bảo tổng quãng đường ngắn nhất, lộ trình cụ thể để đi qua các điểm đó và độ dài quãng đường ngắn nhất tìm được. Thứ tự các điểm cần đi qua là một hoán vị trong số *n*! phương án được xác định là lộ trình tối ưu. Lộ trình cụ thể bao gồm danh sách chi tiết các điểm cần đi qua theo thứ tự và đường đi cụ thể giữa từng cặp điểm trong lộ trình. Độ dài ngắn nhất của toàn bộ hành trình được tính toán và hiển thị rõ ràng (Hình 5).



Hình 5. Kết quả tìm được

Phương pháp đảm bảo tìm ra lộ trình với tổng quãng đường ngắn nhất khi di chuyển từ điểm xuất phát đến điểm đích, đồng thời đi qua tất cả các điểm cần lấy hàng. Phương pháp này đảm bảo chính xác tuyệt đối, vì mọi hoán vị đều được xét đến. Tuy nhiên, với số điểm lấy hàng cần đi qua là n thì số lượng hoán vị là $n!$. Do đó, thời gian tính toán tăng nhanh theo cấp số nhân khi số lượng điểm tăng. Đảm bảo tính khả thi trong việc lập kế hoạch di chuyển trong kho hoặc môi trường tương tự thì phương pháp phù hợp cho các bài toán có số lượng điểm nhỏ ($n \le 10$) và đồ thị có số đỉnh vừa phải ($V < 50$).

Trong trường hợp kho hàng lớn với nhiều điểm cần đi qua ($n > 10$), nên chuyển sang sử dụng các thuật toán tối ưu hóa lộ trình như thuật toán di truyền, thuật toán bầy kiến... để giảm khối lượng tính toán trong khi vẫn đảm bảo gần đúng lộ trình ngắn nhất.

5. Kết luận

Chương trình tìm lộ trình ngắn nhất để đi lấy hàng trong nhà kho đảm bảo đi qua một số điểm chỉ định đã được xây dựng thành công. Chương trình được triển khai trên phần mềm LabVIEW, với các đặc điểm nổi bật sau:

Dữ liệu đầu vào được nhập trực quan qua giao diện người dùng hoặc thông qua file Excel, cho phép cấu hình linh hoạt và dễ dàng. Kết quả đầu ra là thứ tự các điểm cần đi qua đảm bảo quãng đường là ngắn nhất; lộ trình cụ thể bao gồm chi tiết các điểm cần đi qua và đường đi giữa từng cặp điểm; tổng độ dài quãng đường ngắn nhất.

Chương trình đảm bảo tính chính xác tuyệt đối nhờ tính toán toàn bộ các hoán vị và áp dụng thuật toán Dijkstra cho từng cặp điểm, phù hợp với các ứng dụng thực tế như tối ưu hóa đường đi trong kho hàng nhỏ, hoặc trong các hệ thống giao nhận với số điểm cần đi qua không quá lớn ($n \le 10$).

Chương trình đã đáp ứng tốt yêu cầu bài toán, giúp tự động hóa quá trình tìm kiếm đường đi ngắn nhất với độ chính xác cao. Đây là một công cụ hữu ích cho các ứng dụng tối ưu hóa trong môi trường thực tế như quản lý kho hàng, lập lộ trình giao nhận, hoặc các bài toán tương tự.

Tài liệu tham khảo

1. Tompkins, J. A., White, J. A., Bozer, Y. A., & Tanchoco, J. M. A. (2010). Facilities planning. John Wiley & Sons.
2. Angelevska, B., Jakimovska, K., Vasileva, A., Zelić, A., Ilanković, N., & Živanić, D. (2020). Solving optimization problems in a warehouse with matlab code. Horizons-International Scientific Journal, 7(2), 7-15.
3. Janse van Rensburg, L. (2019). Artificial intelligence for warehouse picking optimization-an NP-hard problem.
4. Wu, Z. H., Chen, H. J., & Yang, J. J. (2020). Optimization of Order-Picking Problems by Intelligent Optimization Algorithm. Mathematical Problems in Engineering, 2020(1), 6352539.

5. AL-Shboul, M. D. A. (2023). Design and control order picking route of a retailer warehouse using simulation to increase labour productivity. Acta Logistica (AL), 10(1).
6. Hsu, C. M., Chen, K. Y., & Chen, M. C. (2005). Batching orders in warehouses by minimizing travel distance with genetic algorithms. Computers in industry, 56(2), 169-178.
7. Pan, J. C. H., Shih, P. H., & Wu, M. H. (2015). Order batching in a pick-and-pass warehousing system with group genetic algorithm. Omega, 57, 238-248.
8. Zhang, Y., Wang, S., & Ji, G. (2015). A comprehensive survey on particle swarm optimization algorithm and its applications. Mathematical problems in engineering, 2015(1), 931256.

RESEARCH AND DEVELOPMENT OF A PROGRAM FOR OPTIMIZING ORDER PICKING ROUTE IN WAREHOUSES

Abstract: *This study focuses on developing software for optimizing order picking route within a warehouse to enhance operational efficiency and minimize travel time. The approach is based on graph theory, where the Dijkstra algorithm is employed to determine the shortest path between nodes in a rectangular warehouse space with parallel shelf arrangements. Assuming that the number of destination points for picking items in a single trip does not exceed 10, the study applies a comprehensive enumeration method to identify the globally optimal route. The outcome of this research is software that allows users to input parameters, including the starting point, the destination point, and the points to visit for picking items. The software automatically calculates and proposes the shortest travel route with precise, error-free results. This solution is particularly suitable for medium- and small-sized warehouses, where route optimization significantly contributes to improving overall operational efficiency*.

Keywords: Optimization; Dijkstra algorithm; order picking route; warehouse; logistics.

❑

Xây dựng mô hình động lực học và khảo sát, đánh giá năng lượng tiêu thụ của xe ô tô dạng Hybrid

Trần Xuân Trung[1], Trịnh Anh Toan, Nguyễn Hữu Nam

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Xuantrungtran85@gmail.com; Tel: 0962670135

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp mô hình hóa ô tô bằng các phương trình vi phân động lực học tương ứng dựa trên các định luật vật lý mô tả chuyển động; xây dựng mô hình toán học hệ thống cơ và điện của xe ô tô dạng Hybrid để xác định giá trị lực, momen đặt lên trục động cơ tại mọi thời điểm bất kỳ trong cả quá trình di chuyển theo một quỹ đạo nhất định, giúp xác định công suất tức thời tương ứng và theo đó là mức năng lượng tiêu thụ cho quãng đường đã đi được. Dựa vào kết quả mô phỏng, cho thấy mức tiêu thụ nhiên liệu trên một tuyến đường cụ thể trong điều kiện không sử dụng năng lượng của thiết bị lưu trữ năng lượng lớn hơn 1,8 lần so với mức tiêu thụ nhiên liệu khi có sử dụng năng lượng của thiết bị lưu trữ năng lượng.

Từ khóa: *Hybrid; động lực học; momen; năng lượng tiêu thụ.*

1. Đặt vấn đề

Ngày nay, tình trạng ô nhiễm không khí do các phương tiện cơ giới gây ra ngày càng trầm trọng trên toàn cầu, nên yêu cầu tiêu chuẩn khí thải đối với các phương tiện này ngày càng khắt khe. Bên cạnh đó, vấn đề cạn kiệt trữ lượng nguồn nguyên liệu hóa thạch của thế giới ngày càng nghiêm trọng, dẫn đến việc giá nhiên liệu có xu hướng biến động khó dự đoán, nguy cơ mất an ninh năng lượng hiện hữu. Chính vì lẽ đó, ngành công nghiệp sản xuất ô tô của các quốc gia đang phải đối diện với bài toán lớn, có tính sống còn - là phải nhanh chóng chuyển dịch sang hướng sản xuất phương tiện thân thiện môi trường, dần từ bỏ động cơ đốt trong truyền thống, thay thế bằng xe chạy hoàn toàn bằng điện và xe kết hợp động cơ đốt trong và điện.

Tuy nhiên, cơ sở hạ tầng cho xe điện còn tồn tại rất nhiều khó khăn, như: thiếu các bãi đậu xe có lắp đặt trạm sạc xe điện để phục vụ người dùng. Mạng lưới trạm sạc liên thông giữa các tỉnh, thành phố chưa được xây dựng nhiều. Điều này dẫn đến tâm lý "ngại" sử dụng xe điện với những khách hàng thường có nhu cầu di chuyển đường xa. Bên cạnh đó, các quy định tiêu chuẩn cho hệ thống trạm sạc cũng chưa được thống nhất, ảnh hưởng đến hiệu quả quá trình quy hoạch và xây dựng trạm. Bên cạnh đó, nguy cơ quá tải điện cũng có thể xảy ra. Ví dụ như ở đất nước chúng ta, theo Fitch Ratings Việt Nam là quốc gia có nền kinh tế đang phát triển và nhu cầu sử dụng điện đang tăng với tốc độ trung bình 9%/năm. Nếu các trạm thu phí xe điện đi vào hoạt động 100% thì có lẽ nguy cơ quá tải điện sẽ tăng lên 3-32% với một số đường dẫn truyền điện. Chính vì lẽ đó, giải pháp được đưa ra là ưu tiên phát triển xe kết hợp động cơ đốt trong và điện (xe lai), có nghĩa là vừa có động cơ đốt trong truyền thống, vừa có động cơ điện. Động cơ đốt trong làm việc trong chế độ tối ưu có thể giảm đáng kể nguyên liệu, từ đó giảm khí thải ra môi trường.

Ngoài ra, hiệu suất làm việc của động cơ đốt trong thấp cũng là nguyên nhân không nhỏ để các nhà sản xuất dần từ bỏ động cơ đốt trong. Hiệu suất của động cơ đốt trong thường dao động từ 20 - 50% [1]. Đối với mỗi động cơ sẽ có một đường cong tải tối ưu phụ thuộc vào

tốc độ quay của nó. Khi lái xe trên đường cao tốc, ô tô chỉ hoạt động tại một điểm trên đường cong này và đây không hẳn là điểm đạt hiệu suất tối đa của động cơ đốt trong, vì có những hạn chế về số tỷ truyền và phạm vi hoạt động của hộp số. Ngoài ra, cần lưu ý rằng, để đạt được động lực chuyển động cần thiết, động cơ đốt trong phải có công suất thiết kế lớn hơn đáng kể so với công suất làm việc thực tế. Để lái xe ở vận tốc trung bình 110 km/h, một chiếc ô tô cần công suất khoảng 20 kW, trong khi hầu hết các động cơ đốt trong đều tạo ra công suất 110 mã lực hoặc 81 kW [1]. Như vậy, động cơ ở chế độ vận hành bình thường bị thiếu tải từ 4 lần trở lên, và không đạt được hiệu suất định mức.

Xe Hybrid thể hiện khả năng tiết kiệm nhiên liệu vượt trội so với các dòng xe ô tô truyền thống sử dụng nhiên liệu hoá thạch. Điều này đặc biệt có ý nghĩa không chỉ trong các hoạt động dân sự mà còn trong quân sự, khi nhiên liệu cung cấp cho các phương tiện chiến đấu chạy bằng động cơ đốt trong khó có thể đảm bảo đầy đủ kịp thời, trong khi sử dụng các dòng xe thuần điện thì việc bảo đảm các trạm sạc và duy trì hoạt động của các trạm sạc đó phải cần hệ thống truyền tải điện hoặc các trạm phát chạy bằng máy nổ sử dụng năng lượng hóa thạch, điều này là khó đáp ứng khi tác chiến tại những khu vực rừng núi, bị chia cắt. Do đó, sử dụng các ô tô dạng Hybrid cũng có thể là một giải pháp thay thế cần được quan tâm nghiêm túc. Việc nghiên cứu cải tạo một phương tiện cơ giới chạy bằng động cơ đốt trong truyền thống đã có sẵn thành một xe dạng Hybrid có thể là hướng nghiên cứu không mới hoàn toàn, nhưng sẽ là cơ bản, có ý nghĩa quan trọng để từng bước giải quyết bài toán về thiếu hụt nguồn năng lượng hóa thạch, ô nhiễm môi trường… [1-3]

2. Mô hình động lực học của ô tô truyền thống và hybrid

2.1. Mô hình động lực học của ô tô truyền thống

Một ô tô truyền thống có thể được mô hình hóa bởi các phương trình vi phân động lực học tương ứng dựa trên các định luật vật lý mô tả chuyển động của nó. Công suất và mô men đặt lên trục động cơ là những đại lượng đặc trưng cho động lực học, còn vận tốc và gia tốc được gọi là các thông số chuyển động của xe [4].

Hình chiếu của tổng véc tơ các lực tác dụng lên ô tô đang chuyển động $m\vec{a} = \vec{F}_T + \vec{P} + \vec{F}_A + \vec{F}_R + \vec{R}_{12} + \vec{R}_{34}$ lên các trục Ox và Oz được mô tả bằng các biểu thức:

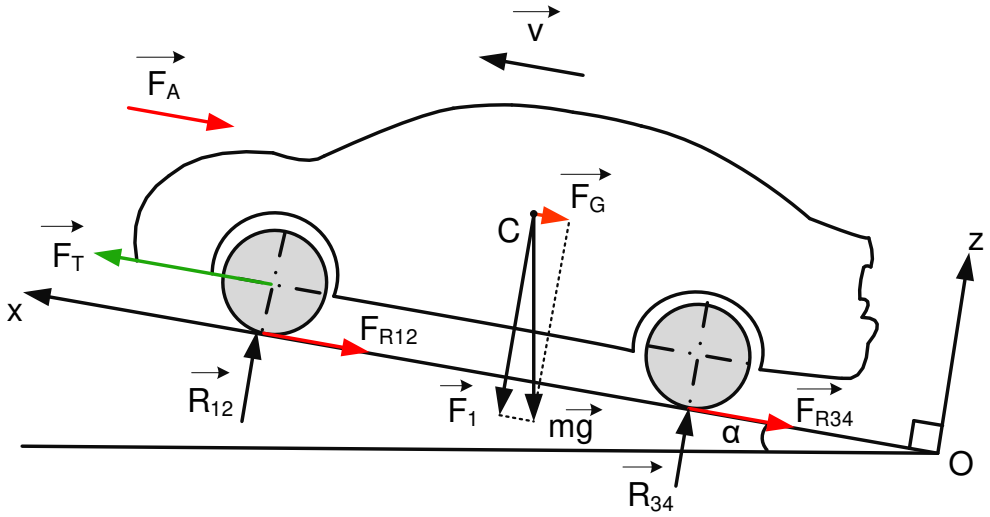
$$\frac{ma_t}{\cos\alpha} = F_T - F_G - F_A - F_{R12} - F_{R34}; \tag{1}$$

$$F_1 = R_{12} + R_{34}, \tag{2}$$

trong đó F_T - lực kéo; F_G - hình chiếu của trọng lực theo phương ngang; F_A - lực cản không khí; F_{R12}, F_{R34} - lực ma sát lăn của các bánh xe; R_{12}, R_{34} - các phản lực tác dụng lên các bánh xe; α - góc nghiêng của mặt đường.

Từ phương trình (1) thu được lực kéo cần thiết:

$$F_T = \frac{ma_t}{\cos\alpha} + F_G + F_A + F_{R12} + F_{R34}. \tag{3}$$



Hình 1. Mô hình động lực học của ô tô

Bằng cách nhân lực kéo với vận tốc, ta xác định được công suất động cơ:

$$P = F_T v\,. \tag{4}$$

Mô men xoắn trên trục của động cơ kéo, không tính đến hiệu suất của hộp số, được tính theo bán kính bánh xe R_{bx} và tỷ số truyền của hộp số *i*:

$$M = \frac{P}{iv} R_{bx}\,. \tag{5}$$

Để phân tích chính xác, cũng cần tính đến rằng, trong thực tế khi chuyển động, ô tô luôn chịu sự tác dụng của các lực theo phương ngang, đó có thể là: lực thành phần của trọng lực; lực của gió; lực ngẫu nhiên nào đó khi đi qua chỗ mấp mô của mặt đường…. Dưới tác dụng của những lực này, xuất hiện hiện tượng "bẻ lái". Nguyên nhân là do vectơ vận tốc của bánh xe so với mặt phẳng quay của nó bị lệch một góc σ_{ps}, góc lệch này có thể có độ lớn từ 7-8^o [4], điều này dẫn đến tăng hệ số ma sát giữa lốp và mặt đường.

Công thức tổng quát của lực ma sát lăn:

$$F_R = F_{R12} + F_{R34} = \sum_{i=1}^{n} F_{ki} = \sum_{i=1}^{n} f_i R_i = f_k mg\cos\alpha \tag{6}$$

Trong đó f_i - tổng hệ số ma sát lăn khi ô tô chuyển động, $f_k = f_0\left[1+(0.0216v)^2\right]$, trong đó f_0 - hệ số cản lăn tại các bánh xe khi chuyển động với tốc độ thấp trên đường nhựa, $f_0 = 0{,}015 - 0{,}020$; v - vận tốc của ô tô, n – số lượng bánh xe [4].

Lực cản không khí (F_A) là lực cản khí động học tác dụng lên xe khi chuyển động về phía trước, được tính bằng công thức sau:

$$F_A = \frac{1}{2} c_x \rho A v^2, \tag{7}$$

Trong đó: c_x - hệ số lực cản không khí, phụ thuộc và hình dáng của xe, c_x nhận giá trị

0,15÷0,7; ρ- khối lượng riêng của không khí (kg/m^3), $\rho = 1,225$(kg/m^3); A- diện tích mặt trước của ô tô (m^2), được xác định bởi công thức:

$$A = \alpha_l RC, \tag{8}$$

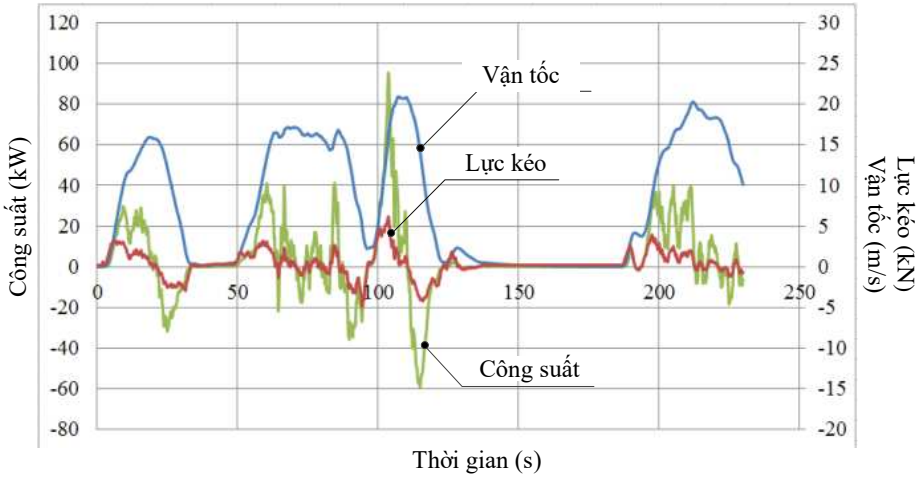
Trong đó α_l - hệ số lấp đầy diện tích.

Để xác định công suất và mô men đặt lên trục động cơ của xe và những thay đổi của nó dọc theo toàn bộ quỹ đạo, cần phải xây dựng một mô hình cơ học của xe ô tô trong môi trường Matlab Simulink với việc sử dụng các công thức (3), (4), (6), (7), (8). Các thông số của xe ô tô sedan Ford Focus 2 sử dụng trong mô hình Matlab được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Các thông số kỹ thuật của xe ô tô

Thông số	Giá trị	Đơn vị đo
Khối lượng xe (m)	1348	kg
Hệ số cản lăn tại các bánh xe (f_0)	0,015-0,02	-
Khối lượng riêng của không khí (ρ_B)	1,225	kg/m^3
Hệ số lực cản không khí (c_x)	0,3	-
Chiều rộng lớn nhất của xe (R)	1,7	m
Chiều cao lớn nhất (C)	1,47	m
Hệ số lấp đầy diện tích (α_l)	0,78 -0,80	-

Công suất cần thiết của động cơ được tính bằng tích của lực kéo và vận tốc của ô tô theo công thức (4). Trên Hình 2 mô tả công suất của ô tô đang chuyển động, các điểm cực đại của công suất ứng với thời điểm xe tăng tốc. Khi phanh, đồ thị lực và công suất ở phần âm (nằm dưới trục hoành), biểu thị các khoảng thời điểm xe giảm tốc độ, động năng chuyển thành năng lượng điện để sạc siêu tụ điện và có thể được tái sử dụng trong quá trình tăng tốc.

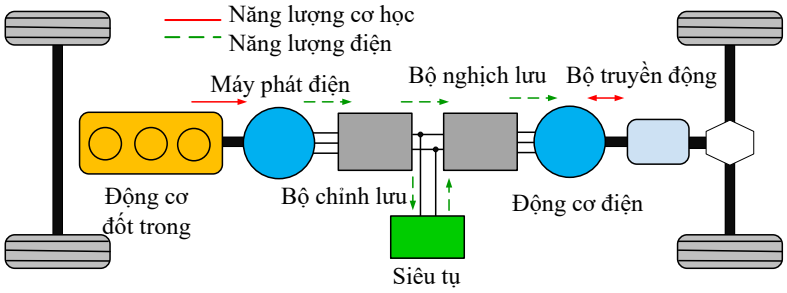


Hình 2. Đồ thị công suất, lực kéo và vận tốc

2.2. Mô hình xe Hybrid dạng nối tiếp

Hybrid nối tiếp - Series Hybrid (Hình 3) là loại sử dụng động cơ điện dẫn động trực tiếp tới bánh xe. Động cơ đốt trong chỉ có nhiệm vụ chạy máy phát điện. Pin hoặc siêu tụ điện đóng vai trò như là bộ phận tích trữ điện, được sạc từ máy phát điện cũng như trong quá trình

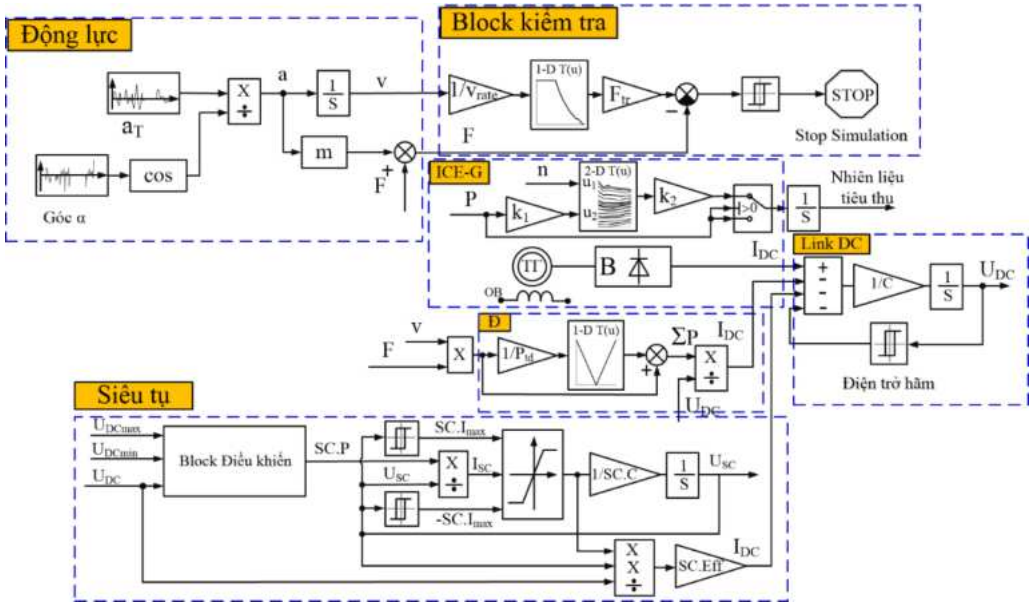
hãm tái sinh (phanh). Năng lượng điện có thể được cung cấp cho động cơ kéo từ cả pin và máy phát điện, điều này cho phép sử dụng động cơ đốt trong công suất thấp vì nó chỉ phải cung cấp công suất trung bình cần thiết cho chuyển động. Phần công suất còn lại để đạt đến cực đại sẽ được cung cấp bởi pin.



Hình 3. Sơ đồ Hybrid nối tiếp

Như vậy, vai trò của bộ phận tích trữ năng lượng trong xe Hybrid là rất quan trọng, nó quyết định mức công suất cung cấp đến động cơ điện kéo, và tương ứng là mức tiêu thụ năng lượng của xe. Trong mục này, nhóm tác giả xây dựng một mô hình xe Hybrid trên phần mềm Matlab để thực hiện việc nghiên cứu hai cấu hình truyền động của xe Hybrid khi có và không có bộ tích trữ năng lượng điện, từ đó so sánh mức tiêu thụ năng lượng của chúng. Sơ đồ chức năng của mô hình xe Hybrid dạng nối tiếp được thể hiện trong Hình 4, bao gồm một số khối chức năng sau:

Khối động lực, lấy đầu vào là quỹ đạo chuyển động, được biểu diễn dưới dạng gia tốc và góc nghiêng của đường đi theo thời gian. Thông tin này được sử dụng để tính toán vận tốc hiện tại của xe và lực kéo cần thiết cho hệ truyền động. Vận tốc được đưa vào khối Block kiểm tra, để kiểm tra truyền động điện kéo. Dựa vào vận tốc này, lực kéo cực đại được xác định theo mối quan hệ chức năng, từ đó xác định đặc tính cơ giới hạn. Nếu lực kéo tối đa mà bộ truyền động điện có thể tạo ra nhỏ hơn lực cần thiết để xe có thể di chuyển dọc theo quỹ đạo, thì quá trình mô phỏng sẽ dừng lại vì mô hình không thể tìm ra quỹ đạo đã cho.

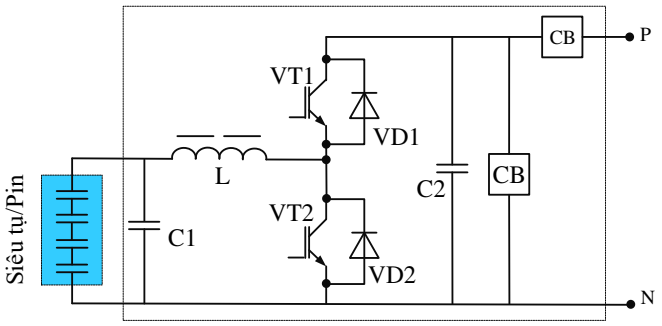


Hình 4. Sơ đồ chức năng của mô hình xe Hybrid

Khối Động cơ đốt trong – máy phát (ICE-G) chứa mô hình tổ máy phát điện - động cơ đốt trong. Tùy thuộc vào công suất và vận tốc quay nhất định của động cơ đốt trong, mức tiêu thụ nhiên liệu cụ thể tức thời được xác định theo các đặc tính thu được từ thực nghiệm. Sau khi thực hiện tích phân theo thời gian, sẽ thu được lượng nhiên liệu cần thiết cho cả một chu trình chuyển động nhất định của xe.

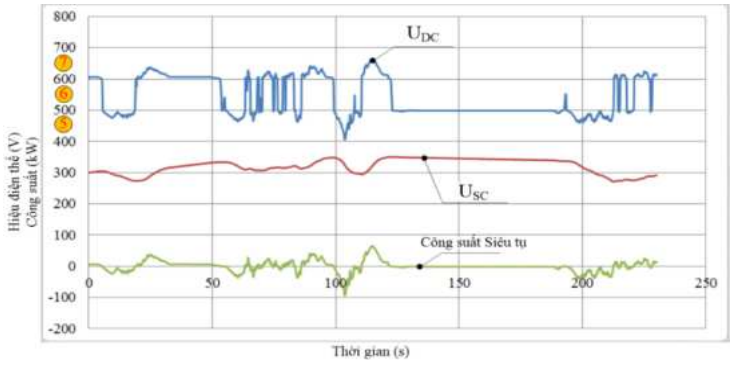
Trong khối Động cơ (Đ), bằng cách nhân lực kéo và vận tốc chuyển động, sẽ thu được công suất của bộ truyền động kéo, có tính đến lượng tổn hao trong quá trình truyền động. Khối chứa DC link, có thể nhận hoặc truyền năng lượng từ/đến các bộ phận khác nhau của cơ cấu truyền động. Ở trong khối này, có sử dụng một điện trở hãm, có chức năng hạn chế điện áp trong DC link khi xuất hiện hiện tượng dư thừa công suất, trong khi thiết bị tích trữ năng lượng không thể hấp thụ hết.

Khối thiết bị tích trữ năng lượng dạng siêu tụ và bộ chuyển đổi, bao gồm khối điều khiển siêu tụ và bộ hạn chế dòng điện. Khối điều khiển siêu tụ thực hiện thuật toán cân bằng công suất. Khi điện áp DC tăng lên, bộ chuyển đổi bắt đầu thực hiện sạc siêu tụ với dòng điện không đổi. Giá trị đặt của dòng điện một chiều có thể thay đổi được tùy thuộc vào mô-đun bán dẫn được sử dụng trong bộ chuyển đổi và dòng điện bão hòa của cuộn cảm trong bộ chuyển đổi. Siêu tụ điện được đấu nối thông qua bộ chuyển đổi DC-DC hai chiều theo sơ đồ trong Hình 5.



Hình 5. Sơ đồ chức năng bộ chuyển đổi nguồn của thiết bị tích trữ

Hoạt động của siêu tụ chia thành 3 vùng chính (Hình 6), tương ứng với điện áp của hệ thống. Vùng 5 là vùng khi xe tăng tốc, công suất của động cơ đốt trong không đủ để cung cấp cho sự tiêu thụ của động cơ điện. Lúc này, hệ thống siêu tụ sẽ truyền năng lượng cho hệ thống, cố gắng giữ điện áp ở mức 500V. Sau khi tăng tốc xong, công suất hệ thống ICE-máy phát điện dư thừa, điện áp của hệ thống tăng nhanh (vùng 6 và vùng 7). Tại vùng 7 hệ thống tích trữ của siêu tụ sẽ giữ điện áp ở mức 600V bằng cách sạc vào siêu tụ.

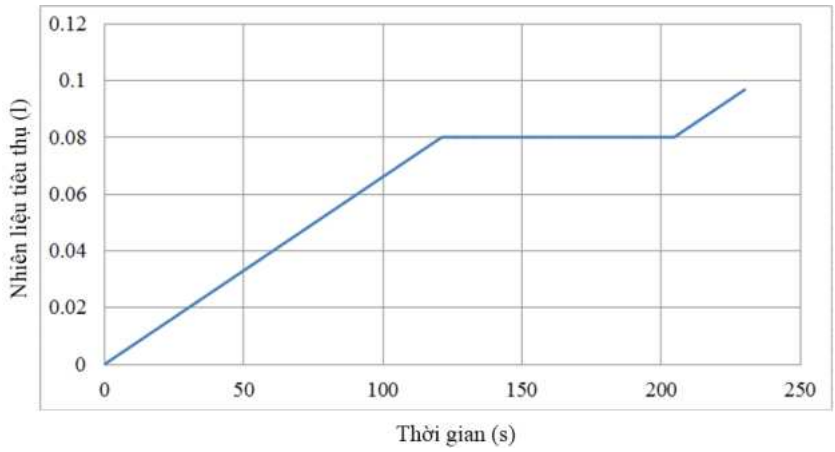


Hình 6. Đồ thị năng lượng tích trữ, điện áp, công suất của siêu tụ

3. Khảo sát mức tiêu thụ nhiên liệu của xe Hybrid trong một số điều kiện khác nhau

3.1. Mức tiêu thụ nhiên liệu của xe Hybrid trong điều kiện sử dụng năng lượng của hệ thống tích trữ

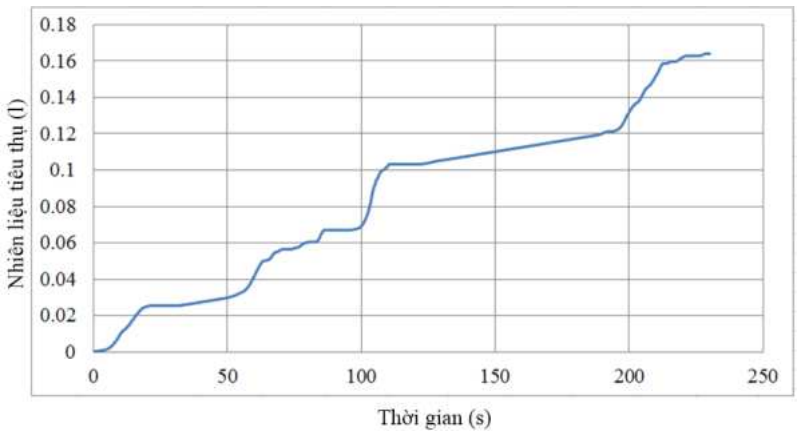
Như đã đề cập, trong xe Hybrid, động cơ đốt trong có thể hoạt động trong chế độ bình thường như một nguồn cung cấp điện cho thiết bị tích trữ (pin/tụ). Đổi lại, thiết bị tích trữ sẽ bù đắp cho việc thiếu điện hoặc tích trữ năng lượng dư thừa từ động cơ đốt trong. Khi thiết bị tích trữ được sạc đầy, động cơ đốt trong có thể được ngắt khỏi hệ thống, trở về chế độ không hoạt động, như là một cách để không tiếp tục sử dụng, tiêu tốn thêm nhiên liệu hoá thạch (xăng, dầu…). Bằng việc xây dựng mô hình xe Hybrid trên phần mềm Matlab trên cơ sở sơ đồ chức năng của nó (Hình 4), ta có thể thực hiện mô phỏng để xác định được lượng nhiên liệu tiêu hao của một chiếc xe Hybrid vận hành bình thường trong một quãng đường cụ thể (Hình 7).



Hình 7. Mức tiêu thụ nhiên liệu trong trường hợp sử dụng năng lượng của hệ thống tích trữ

Biểu đồ nhiên liệu tiêu thụ chia thành ba giai đoạn: Giai đoạn 1: từ 0s đến 120s khi trong chế độ hoạt động bình thường, Động cơ đốt trong hoạt động, theo đó nhiên liệu tiêu thụ tăng tuyến tính; Giai đoạn 2: từ 120s đến 205s, khi động cơ đốt trong ngắt, vì siêu tụ đã được sạc với giá trị tối đa; Giai đoạn 3: Khi điện áp siêu tụ giảm xuống U = 300V, động cơ đốt trong được bật lại. Lượng nhiên liệu tiêu thụ tiếp tục tăng.

3.2. Mức tiêu thụ nhiên liệu của xe Hybrid trong điều kiện không sử dụng năng lượng của hệ thống tích trữ

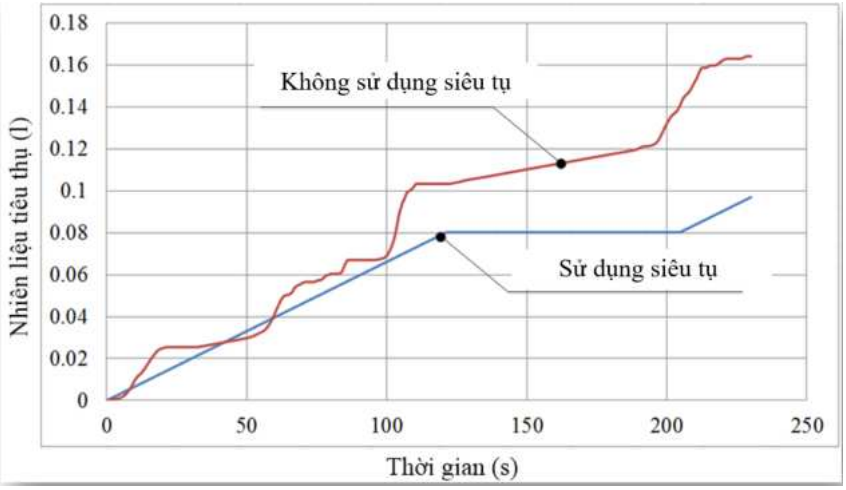


Hình 8. Mức tiêu thụ nhiên liệu trong trường hợp không sử dụng năng lượng của hệ thống tích trữ

Để đánh giá vai trò của hệ thống tích trữ (pin/siêu tụ) ảnh hưởng đến mức tiêu thụ nhiên liệu của xe Hybrid, tiến hành thực hiện mô phỏng trong trường hợp không có thiết bị tích trữ năng lượng (siêu tụ điện). Lúc này, năng lượng điện cung cấp cho động cơ điện kéo chỉ do động cơ đốt trong đảm nhiệm. Dòng năng lượng từ động cơ đốt trong được truyền qua máy phát điện đến các bánh dẫn động và tạo nên chuyển động của xe. Đồ thị biểu diễn lượng tiêu thụ nhiên liệu theo thời gian khi không có siêu tụ được trình bày trong Hình 8.

Nhìn vào đồ thị, ta có thể thấy rằng, khi tăng tốc, động cơ đốt trong cần nhiều năng lượng hơn và mức tiêu hao nhiên liệu tăng lên. Khi phanh và đứng yên, mức tiêu hao nhiên liệu không thay đổi.

3.3. So sánh kết quả giữa hai trường hợp



Hình 9. So sánh mức tiêu thụ nhiên liệu trong hai trường hợp sử dụng và không sử dụng năng lượng của hệ thống tích trữ

So sánh kết quả mô phỏng cho thấy mức tiêu thụ nhiên liệu trên một tuyến đường cụ thể trong điều kiện sử dụng năng lượng của siêu tụ thấp hơn 1,8 lần so với mức tiêu thụ nhiên liệu khi không có siêu tụ. Điều này khẳng định vai trò quan trọng của thiết bị tích trữ năng lượng trong xe Hybrid, khi thực hiện bù một lượng lớn công suất cho động cơ kéo để thực hiện chuyển động của xe ô tô. Động cơ đốt trong chỉ đóng vai trò như là một nguồn cung cấp điện cho thiết bị tích trữ. Do vậy, nhiên liệu tiêu thụ của động cơ đốt trong cũng vì thế mà giảm đi đáng kể.

4. Kết luận

Để tăng hiệu suất vận hành, cần giảm tiêu hao nhiên liệu bằng cách đưa động cơ đốt trong về chế độ vận hành tối ưu và tái sử dụng động năng do động cơ kéo tạo ra trong quá trình giảm tốc độ (phanh). Trong ô tô truyền thống, khi phanh, ma sát được sinh ra, tạo nhiệt làm nóng đĩa phanh (tang trống), và tỏa nhiệt ra môi trường. Xe Hybrid có thể chuyển đổi một phần động năng (khi phanh) thành điện năng bằng cách sạc vào pin hoặc siêu tụ điện để tái sử dụng. Bài báo này đi sâu phân tích vai trò quan trọng của bộ phận tích trữ năng lượng (pin, siêu tụ…) trong xe Hybrid có cấu trúc dạng nối tiếp trong việc quyết định mức công suất cung cấp đến động cơ điện kéo bằng cách xây dựng các mô hình trên phần mềm mô phỏng. Kết quả khảo sát chỉ ra rằng, mức tiêu thụ nhiên liệu trong cùng một điều kiện thử nghiệm khi ô tô sử

dụng năng lượng của siêu tụ thấp hơn 1,8 lần so với mức tiêu thụ nhiên liệu khi không có siêu tụ.

Tài liệu tham khảo

Анучин Алексей Сергеевич *разработка цифровых систем эффективного управления комплектов тягового электрооборудования гибридных электрических транспортных средств*. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук – 2018.

А. С. Анучин; М. Ф. Козаченко; М. М. Лашкевич; В. Н. Остриров; А. М. Русаков, 2015. *Состояние и перспективы развития электротранмиссия для электрического и гибридного транспорта на 2015г*. Сборник докладов научно – технической конференции «Актуальные вопросы и перспективы развития электромашиностроение». 3 декабря 2015 года, С. 43-50.

. Алямкин Д. И., Анучин А. С., Козаченко В. Ф., Лашкевич М. М., Остриров В. Н. *Направления развития и оптимизации систем электроприводов городского гибридного и электрического транспорта* // Электротехника журнал 2015. № 1, С. 5–8.

Тарасик В. П. *Теория движения автомобиля*/— СПб. БХВ-Петербург, 2006. — 478 с.: ил.

Nguyễn Hoàng Mai. Nghiên cứu xây dựng giải thuật xác định quĩ đạo phối hợp công suất tối ưu

6. Egor Kulik, Xuan Trung Tran, Alecksey Anuchin, Yuriy Vagapov. *GPS-track data processing for the optimization of the powertrain for hybrid electric vehicles* - 2017 IEEE 58th International Scientific Conference on Power and Electrical Engineering of Riga Technical University (RTUCON), p.5, 2017, (DOI: 10.1109/RTUCON.2017.8124845).

7. Trần Xuân Trung, Nguyễn Hữu Nam, Phùng Văn Bình, Vũ Hải Hà. *Phương pháp tối ưu hóa các thông số của ô tô dựa trên phân tích quỹ đạo chuyển động*. Tạp chí Khoa học và công nghệ, Trường Đại học Công nghiệp Hà Nội - 12/2021.

BUILDING DYNAMIC MODELS AND SURVEYING EVALUATING ENERGY CONSUMPTION OF HYBRID CARS

Abstract: *The paper presents a method of modeling cars by corresponding dynamic differential equations based on physical laws describing motion; building a mathematical model of the mechanical and electrical systems of a hybrid car to determine the force and torque values applied to the engine shaft at any given time during the entire movement along a certain trajectory, helping to determine the corresponding instantaneous power and thus the energy consumption for the distance traveled. Based on the simulation results, it shows that the fuel consumption on a specific route under the condition of not using the energy of the energy storage device is 1.8 times larger than the fuel consumption when using the energy of the energy storage device.*

Keywords: Hybrid; dynamics; torque; energy consumption..

❑

THIẾT KẾ BỘ ĐỊNH HƯỚNG ÁNH SÁNG MẶT TRỜI HỖ TRỢ DẪN ĐƯỜNG CHO MÁY BAY KHÔNG NGƯỜI LÁI

Lê Hồng Phương

Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: lephuong89@gmail.com; Tel: 0964908689

Tóm tắt

Hoạt động của các máy bay quân sự không người lái phụ thuộc rất nhiều vào tín hiệu điều khiển, tín hiệu định vị và rất dễ dàng bị đối phương chế áp khi phát hiện. Ở một số khu vực nhất định, nhược điểm này có thể được khắc phục bằng các giải pháp xử lý ảnh nhận dạng môi trường; tuy nhiên đối với những địa hình đồng nhất hoặc rộng lớn, ít vật mốc thì điều này là bất khả thi. Một cách tiếp cận khả thi khác là sử dụng bộ định hướng ánh sáng mặt trời để định hướng, hỗ trợ các máy bay không người lái rời khỏi vùng chế áp. Bài báo này đưa ra thiết kế bộ định hướng ánh sáng mặt trời dựa trên nền tảng arduino. Kết quả nghiên cứu có được ứng dụng để hỗ trợ dẫn đường cho một số phương tiện không người lái khi cần thiết.

Từ khóa: *định hướng mặt trời; dẫn đường; UAV; drone.*

1. Mở đầu

Máy bay không người lái (UAV) đang là xu hướng công nghệ nổi bật trên thế giới trong những năm gần đây và được sử dụng phổ biến trong nhiều lĩnh vực. Đặc biệt, trong lĩnh vực quân sự, UAV đã trở thành một bộ phận quan trọng phục vụ hoạt động trinh sát, thu thập tin tức tình báo, cảnh báo sớm và tấn công. Theo nhận định của giới bình luận quân sự quốc tế, UAV đã được nâng tầm và trở thành vũ khí "thống trị chiến trường" trong các cuộc xung đột gần đây trên thế giới. Mặc dù mang lại nhiều hiệu quả đáng kinh ngạc nhưng việc sử dụng UAV hiện nay gặp không ít khó khăn, trong đó nguy cơ tiềm ẩn lớn nhất là bị chế áp điện tử, khiến một số UAV trở nên vô dụng, hoặc phản tác dụng khi bị chiếm quyền điều khiển [1].

Nguyên nhân bị chế áp xuất phát từ việc hoạt động của các phương tiện không người lái phụ thuộc quá nhiều vào tín hiệu vô tuyến (có thể từ bộ điều khiển hoặc từ tín hiệu định vị vệ tinh...). Do đó, các phương tiện không người lái thường sẽ tích hợp thêm một số giải pháp định hướng khác. Hiện nay các nghiên cứu thường tập trung vào các giải pháp xử lý ảnh hoặc xây dựng bản đồ số dựa trên số liệu từ encoder, IMU, laser, camera... Tuy nhiên những giải pháp này chỉ hiệu quả khi hoạt động tại các khu vực có địa hình phức tạp như trong đô thị và rất hạn chế khi hoạt động tại những khu vực rộng lớn, ít vật mốc hoặc vật mốc không rõ ràng như sa mạc hay trên biển [1].

Trong khi đó, ánh sáng mặt trời có thể coi như nguồn định hướng tự nhiên và không chịu ảnh hưởng của sóng vô tuyến. Những hạn chế như sai số định vị hay ảnh hưởng của điều kiện thời tiết, môi trường... có thể được khắc phục thông qua chiến thuật sử dụng trang thiết bị (VD: trinh sát trong điều kiện ban ngày, thời tiết đẹp...). Hiện nay đã có một số nghiên cứu nhất định về định hướng ánh sáng mặt trời nhưng chủ yếu phục vụ mục đích dân sinh và chưa có nghiên cứu nào được ứng dụng vào mục đích dẫn đường cho UAV.

Mục tiêu nghiên cứu của bài báo tập trung vào việc xây dựng thiết kế bộ định hướng ánh sáng mặt trời sử dụng các module cảm biến tia UV.

2. Thiết kế bộ định hướng ánh sáng mặt trời

2.1. Lựa chọn giải pháp

Trước khi lựa đưa ra chọn thích hợp, ta xem xét một số giải pháp thiết kế bộ định hướng ánh sáng mặt trời phổ biến, gồm: Hệ thống định hướng sử dụng cảm biến ánh sáng, Hệ thống định hướng bằng động cơ và bộ điều khiển và Hệ thống định hướng sử dụng hệ thống camera và thị giác máy tính [2]. Dưới đây là bảng so sánh:

Bảng 1. Bảng so sánh các giải pháp định hướng

	Hệ thống định hướng sử dụng cảm biến ánh sáng	**Hệ thống định hướng bằng động cơ và bộ điều khiển**	**Hệ thống định hướng sử dụng hệ thống camera**
Nguyên lý	Cảm biến ánh sáng được đặt ở nhiều điểm khác nhau trên tấm pin hoặc cấu trúc theo dõi. Các cảm biến này đo cường độ ánh sáng chiếu vào và cung cấp tín hiệu điều khiển cho bộ điều khiển, từ đó xác định hướng của nguồn sáng mạnh nhất.	Hệ thống sử dụng động cơ DC hoặc servo để điều khiển bộ định hướng. Các cảm biến ánh sáng sẽ đo mức độ sáng ở các hướng khác nhau và gửi tín hiệu đến bộ điều khiển. Bộ điều khiển sẽ điều chỉnh động cơ để quay cảm biến hướng về mặt trời.	Camera sẽ ghi lại hình ảnh bầu trời và sử dụng phần mềm nhận dạng hình ảnh để phân tích vị trí của mặt trời trong không gian. Số lượng camera phụ thuộc vào trường nhìn, đảm bảo bao phủ 360^0.
Ưu điểm	Thiết kế đơn giản, gọn nhẹ Tiết kiệm năng lượng Dễ dàng triển khai Thời gian đáp ứng nhanh	Thiết kế đơn giản, dễ cài đặt. Độ chính xác cao	Độ chính xác cao. Ngoài khả năng định hướng mặt trời, có thể nhận diện nhiều yếu tố khác
Nhược điểm	Phụ thuộc điều kiện môi trường (mây, ánh sáng...) Độ chính xác phụ thuộc vào số lượng cảm biến và thuật toán sử dụng.	Phụ thuộc điều kiện môi trường (mây, ánh sáng...) Trọng lượng và tiêu thụ năng lượng cao. Thời gian đáp ứng có thể bị hạn chế khi UAV chuyển hướng.	Phụ thuộc điều kiện môi trường (mây, ánh sáng...) Trọng lượng và tiêu thụ năng lượng rất lớn. Hệ thống phức tạp, chi phí đầu tư cao.

Có thể thấy, với mục đích định hướng ánh sáng mặt trời để hỗ trợ dẫn đường cho UAV thì phương án sử dụng Hệ thống định hướng sử dụng cảm biến ánh sáng có ưu thế vượt trội so với 2 phương án còn lại, nhất là thời gian đáp ứng ổn định và ít ảnh hưởng đến động lực học của UAV. Ngoài ra, để tránh bị nhiễu bởi các nguồn sáng khác, phương án được lựa chọn sẽ là sử dụng Hệ thống định hướng sử dụng cảm biến tia UV.

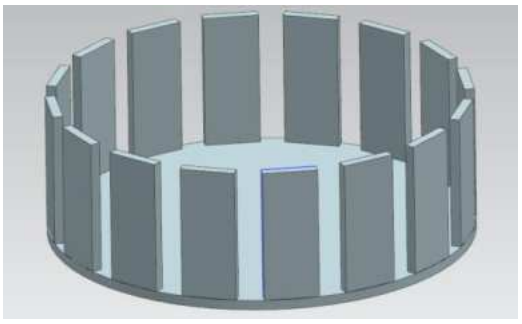
2.2. Thiết kế phần cứng

a) Cấu trúc chung

Bộ định hướng bao gồm các thành phần chính sau:

- Board nền PCB: Cắm các cảm biến, kết nối với IC chuyển mạch kênh và vi điều khiển.

- Các cảm biến tia UV: Nhận tín hiệu tia UV và đưa tới IC chuyển mạch kênh.



Hình 1. Sơ đồ bố trí các cảm biến

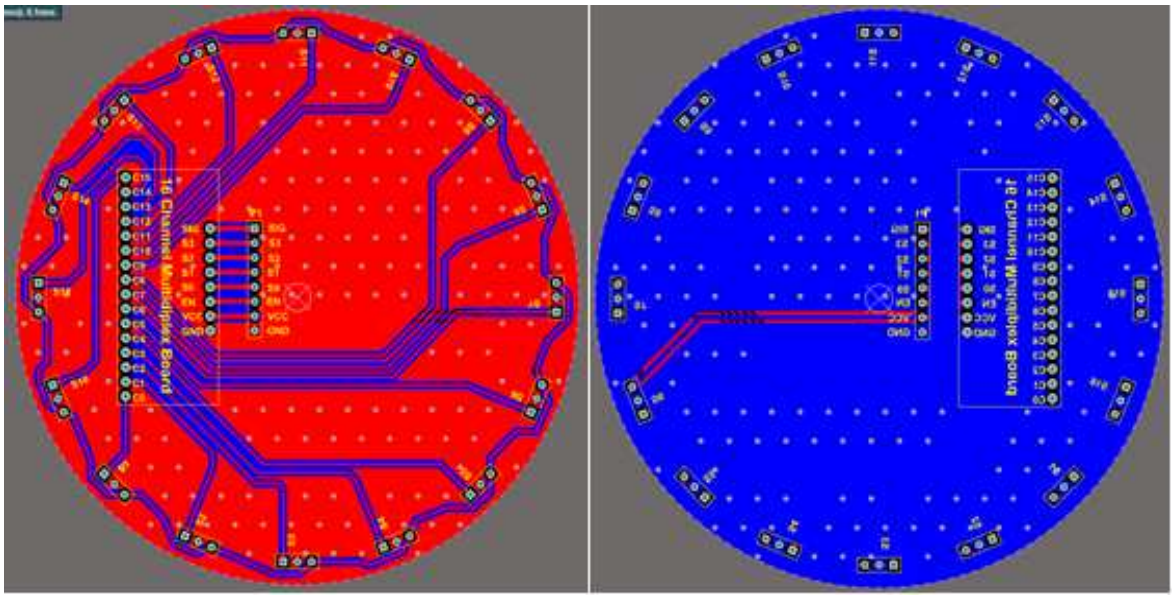
- IC chuyển mạch kênh: Gom tín hiệu từ các cảm biến và chuyển tới vi điều khiển.

- Vi điều khiển: Điều khiển và nhận tín hiệu từ chuyển mạch kênh, tính toán định hướng.

IC chuyển mạch và vi điều khiển được gắn trên board nền, các cảm biến được cắm vuông góc và bố trí theo hình tròn, mặt cảm biến hướng ra ngoài như hình 1.

b) Board nền PCB

Board nền được thiết kế 2 lớp như hình dưới:



Hình 2. Mặt trước và mặt sau của board nền PCB

c) Cảm biến tia UV

Cảm biến tia UV được chọn là GUVA-S12SD, sử dụng module thiết kế sẵn với các tham số chính như sau:

- Kích thước: 11 x 27 mm
- Tiêu thụ điện năng thấp
- Điện áp nguồn 2,5 ~ 5 VDC
- Phạm vi phát hiện rộng: 240 ~ 370 nm
- Góc rộng: 130 độ
- Diode quang loại Schottky
- Số lượng: 16

d) IC chuyển mạch kênh

Sử dụng ADC 16 kênh để gom tín hiệu từ 16 cảm biến và chuyển đến vi điều khiển. Chức năng của các chân tín hiệu như sau:

- C0 ~ C15: Tương ứng với chân tín hiệu (SIG) từ 16 cảm biến.
- SIG: Tín hiệu đầu ra, chuyển tới vi điều khiển.
- S0 ~ S3: Tín hiệu chọn kênh (1/16) từ vi điều khiển.

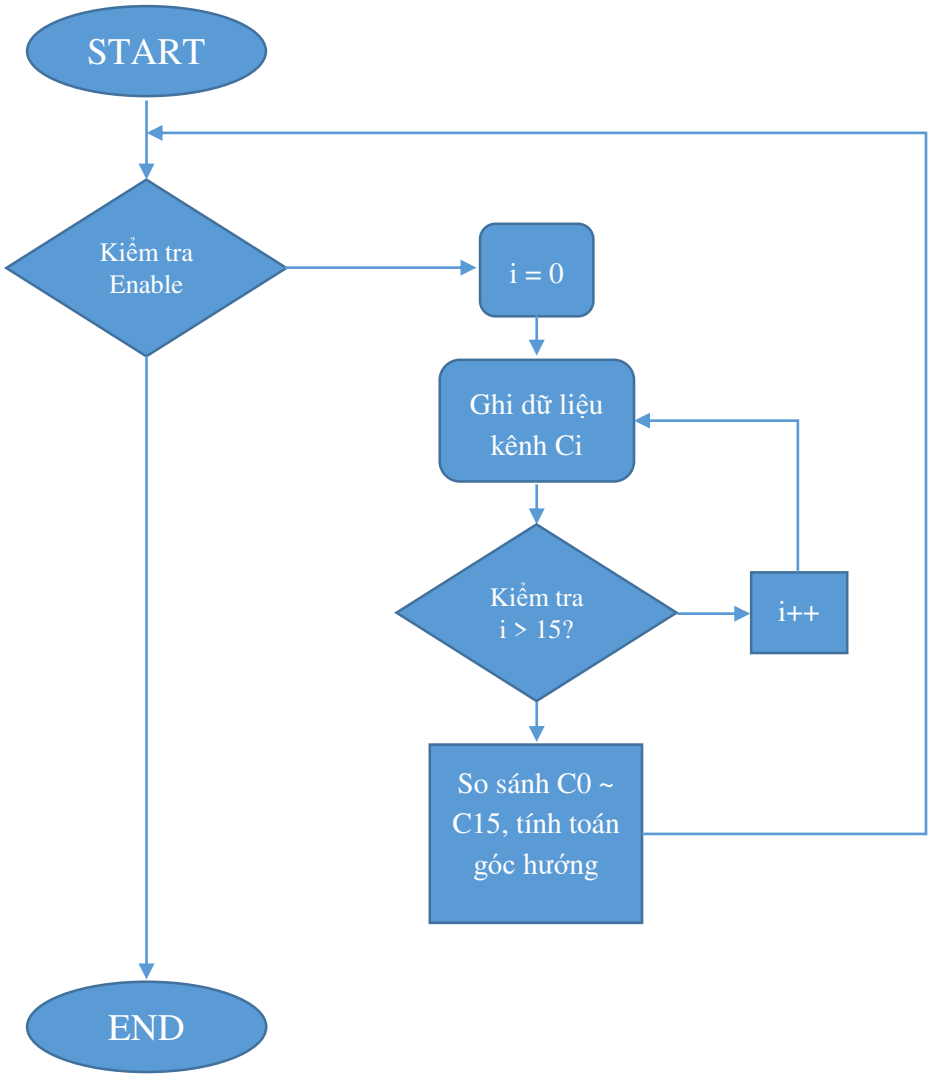
e) Vi điều khiển

Sử dụng board Arduino Uno với vi điều khiển ATmega328P. Đây là một vi điều khiển 8-bit của Atmel, có khả năng thực hiện các tác vụ điều khiển và xử lý tín hiệu cho các ứng dụng điện tử, như đọc cảm biến, điều khiển động cơ, giao tiếp với các thiết bị ngoại vi, v.v.

2.3. Thuật toán

a) Lưu đồ thuật toán của bộ định hướng

Vi điều khiển của bộ định hướng sẽ liên tục đọc và so sánh tín hiệu từ các kênh cảm biến (C0 ~ C15), sau đó so sánh và tính toán ra góc hướng của ánh sáng mặt trời. Lưu đồ thuật toán cụ thể như hình dưới đây:



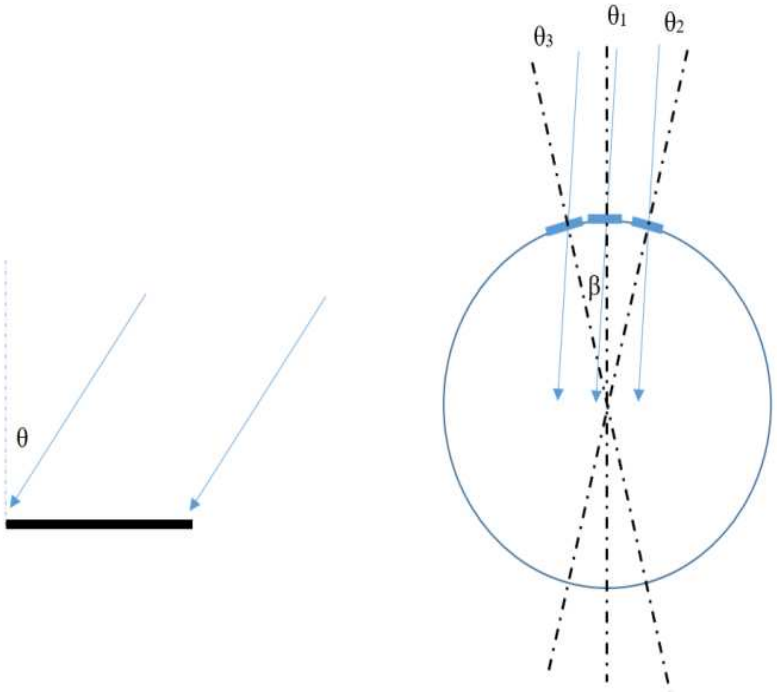
Hình 3. Lưu đồ thuật toán bộ định hướng

Có thể thấy, nếu chỉ sử dụng kênh cảm biến có giá trị lớn nhất thì độ chính xác định hướng chỉ phụ thuộc hoàn toàn vào số lượng cảm biến. Ở đây, với số lượng 16 cảm biến thì sai số rơi vào khoảng $11{,}25^0$. Để nâng cao độ chính xác, ta cần sử dụng kết hợp số liệu từ nhiều cảm biến (sensor fusion).

b) Thuật toán sensor fusion

Sensor Fusion là quá trình kết hợp thông tin từ nhiều cảm biến khác nhau để tạo ra một dữ liệu hoặc đầu ra chính xác hơn và đáng tin cậy hơn. Ở đây, ta sẽ kết hợp số liệu từ cảm biến đạt giá trị lớn nhất và 2 cảm biến liền kề. Thuật toán cụ thể như sau:

Giả sử có một nguồn sáng phát ra một công suất ánh sáng P đồng đều theo mọi hướng. Khi một bề mặt tiếp xúc với ánh sáng này, công suất ánh sáng mà bề mặt nhận được sẽ phụ thuộc vào góc nghiêng của bề mặt đối với hướng ánh sáng.



Hình 4. Các góc giữa tia ánh sáng và cảm biến

*** Công thức tính đầu ra của cảm biến**

Gọi θ là góc giữa hướng ánh sáng và pháp tuyến của bề mặt. Khi ánh sáng chiếu lên bề mặt, công thức tính công suất P_{in} nhận được từ nguồn sáng sẽ là:

$$P_{in} = P.\cos(\theta) = I.A.\cos(\theta)$$

Trong đó:

- P là công suất ánh sáng ban đầu phát ra từ nguồn sáng [W].
- θ là góc giữa hướng chiếu sáng và pháp tuyến bề mặt.
- P_{in} là công suất ánh sáng bề mặt nhận được khi góc chiếu sáng là θ [W].
- I là cường độ chiếu sáng [W/m²].
- A là diện tích bề mặt nhận ánh sáng [m²].

Giả sử $0 < \theta < 90^0$, với cảm biến có độ nhạy $R = I_{out} / P_{in}$, ta có:

$$I_{out} = R.P_{in} = R.I.A.\cos(\theta)$$

*** Kết hợp số liệu từ 3 cảm biến**

Gọi góc giữa 2 cảm biến là β và I_{out} nhận được từ 3 cảm biến là I_{out1}, I_{out2}, I_{out3}

Giả sử $\beta > \theta_3 > \theta_2 > \theta_1$, ta có:

$$\theta_3 = \theta_1 + \beta$$
$$\theta_2 = \beta - \theta_1$$

(Lưu ý θ_1 là góc cần tính toán, xấp xỉ góc hướng của ánh sáng mặt trời)

$$I_{out1} = R \,.\, I \,.\, A \,.\, cos(\theta_1)$$
$$I_{out2} = R \,.\, I \,.\, A \,.\, cos(\theta_2)$$
$$I_{out3} = R \,.\, I \,.\, A \,.\, cos(\theta_3)$$

Từ hệ trên ta suy ra:

$$\frac{I_{out3}}{I_{out1}} = \frac{\cos(\theta_1 + \beta)}{\cos(\theta_1)} = \cos\beta - tg\theta_1.\sin\beta \qquad \Rightarrow tg\theta_1 = \frac{\cos\beta - \frac{I_{out3}}{I_{out1}}}{\sin\beta}$$

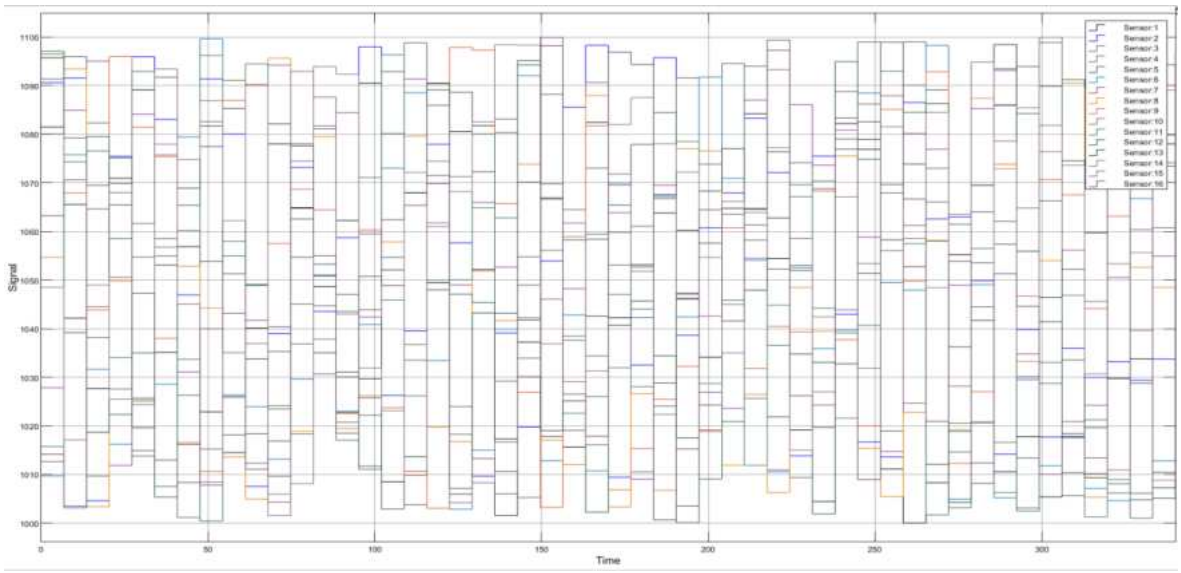
$$\frac{I_{out2}}{I_{out1}} = \frac{\cos(\beta - \theta_1)}{\cos(\theta_1)} = \cos\beta + tg\theta_1.\sin\beta \qquad \Rightarrow tg\theta_1 = \frac{\frac{I_{out2}}{I_{out1}} - \cos\beta}{\sin\beta}$$

Tính giá trị trung bình của $tg(\theta_1)$ theo hai công thức trên, từ đó tính θ_1 là góc cần tìm:

$$tg\theta_1 = \frac{\cos\beta - \frac{I_{out3}}{I_{out1}}}{2.\sin\beta} + \frac{\frac{I_{out2}}{I_{out1}} - \cos\beta}{2.\sin\beta} = \frac{\frac{I_{out2}}{I_{out1}} - \frac{I_{out3}}{I_{out1}}}{2.\sin\beta} = \frac{I_{out2} - I_{out3}}{2.\sin\beta.I_{out1}}$$

3. Kết quả và thảo luận

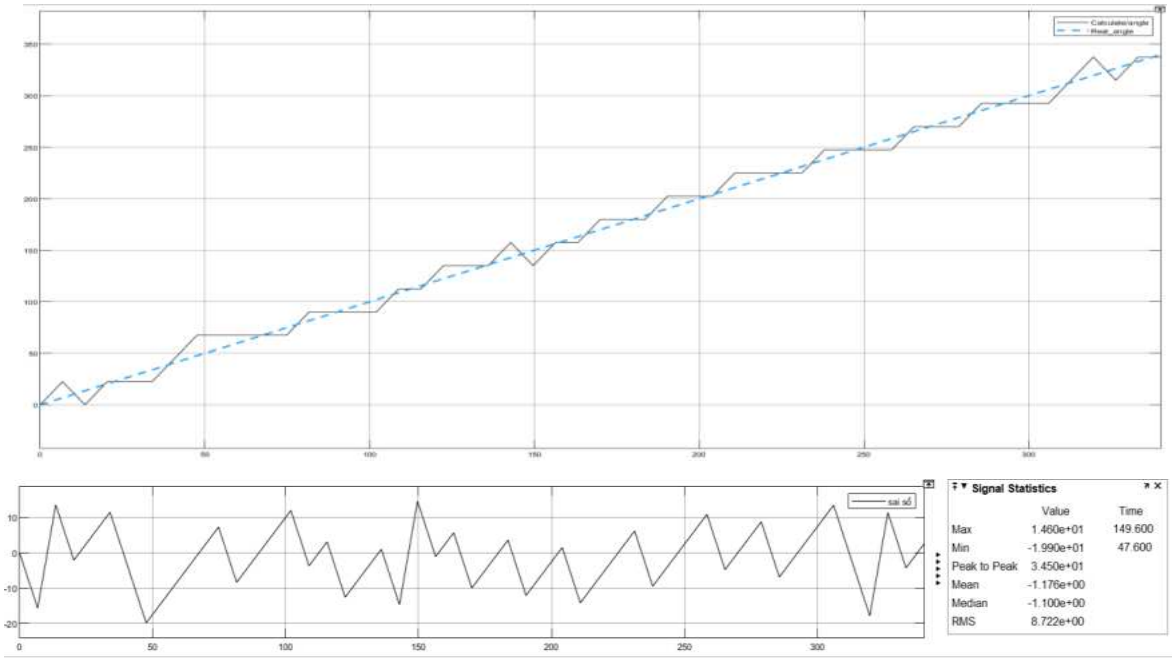
Dưới đây là kết quả mô phỏng với điều kiện tín hiệu vào tác động tới mỗi cảm biến biến động ngẫu nhiên 10% (do môi trường, linh kiện .v.v...)



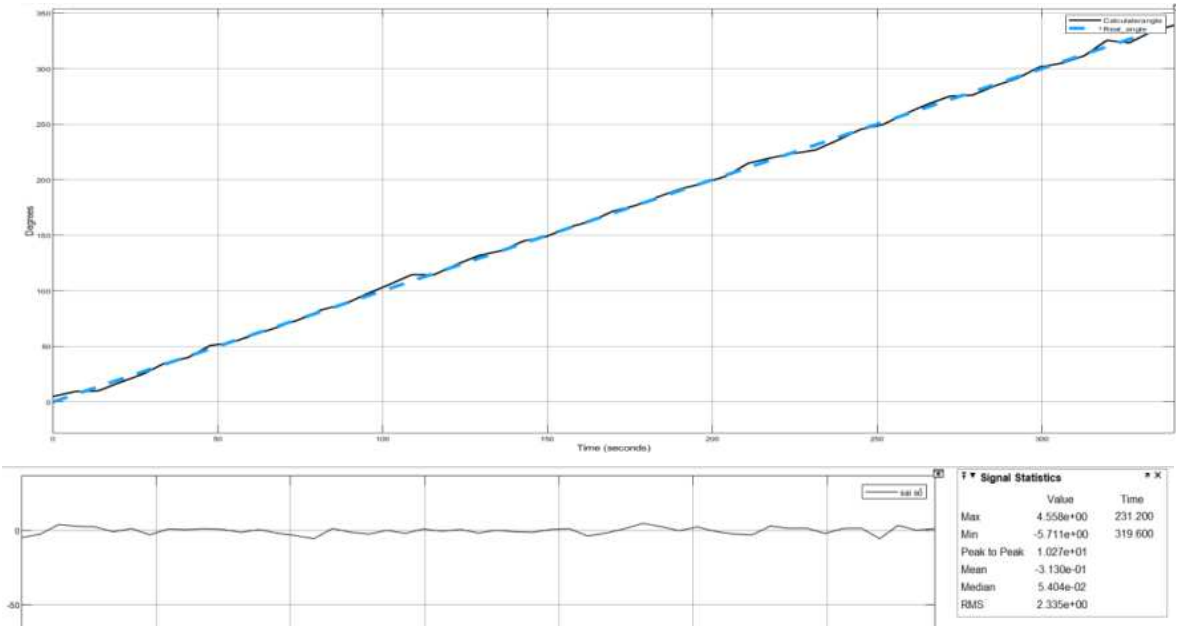
Hình 5. Tín hiệu đầu vào trên các cảm biến tia UV

Để có đánh giá trực quan hơn, ta sẽ tiến hành thử nghiệm bộ định hướng theo hai trường hợp, khi không dùng và khi dùng thuật toán sensor fusion, với góc hướng ánh sáng đầu vào thay đổi lần lượt từ 0^0 đến 360^0.

Theo kết quả thể hiện tại Hình 6 và Hình 7, sai số góc tính toán khi không sử dụng sensor fusion khoảng -20^0 đến 15^0 và khi sử dụng sensor fusion rơi vào khoảng -5^0 đến 5^0, giảm hơn một nửa. Như vậy, với việc sử dụng sensor fusion, kết quả góc tính toán của khối định hướng không sai khác nhiều so với góc đầu vào của tia sáng. Cần nhớ rằng sai số này đã bao gồm 10% biến động ngẫu nhiên của tín hiệu tại các cảm biến do điều kiện chưa xác định (môi trường, linh kiện .v.v...).



Hình 6. Góc định hướng và sai số so với thực tế khi không sử dụng sensor fusion



Hình 7. Góc định hướng và sai số so với thực tế khi có sử dụng sensor fusion

4. Kết luận

Trên đây là kết quả mô phỏng với sai số đầu vào tương đối lớn (10%), tuy nhiên kết quả tính toán của bộ định hướng khá tốt. Sai số lớn nhất của bộ định hướng khoảng -5^0 đến 5^0 đồng nghĩa với việc khi bay 1 km thì các UAV sử dụng bộ định hướng này có thể bị lệch khoảng 100m so với mục tiêu. Sai số này có thể được chấp nhận đối với các UAV trinh sát ảnh; đối với các loại UAV khác (UAV tấn công, UAV hỗ trợ tác chiến .v.v...) thì cần cải thiện thêm. Việc này có thể được thực hiện bằng cách giảm sai số đầu vào (tối ưu hóa lựa chọn, kết nối, tích hợp linh kiện v.v...) hoặc cải thiện thuật toán (sử dụng tham số từ nhiều cảm biến hơn để tính toán). Có thể thấy, việc sử dụng các bộ định hướng ánh sáng mặt trời để hỗ trợ dẫn đường cho UAV là rất khả thi, điều này đặc biệt hữu ích trong các điều kiện hoạt động có tác chiến điện tử.

Tài liệu tham khảo

1. Miroslav Kratky, Vaclav Minarik, Michal Sustr, Jan Ivan. (2020). *Electronic Warfare Methods Combatting UAVs.*
2. Jose A. Carballo, Javier Bonilla, Manuel Berenguel, Jesús Fernández-Reche, Ginés García. (2018). *New approach for solar tracking systems based on computer vision, low cost hardware and deep learning.*
3. Mishra, J., Thakur, R. & Deep. (2019). *Arduino based dual axis smart solar tracker.*
4. Jerin Kuriakose Tharamuttam, Andrew Keong Ng. (2017). *Design and Development of an Automatic Solar Tracker".*
5. Akhil,K. (2019). *Solar Tracking System.*
6. Gajadharane, M. R., Gijare, N.A., & Joshi, M. H. (2019). *Design and development of mechanical Solar Tracking System".*

DESIGN A SOLAR TRACKER TO SUPPORT THE NAVIGATION SYSTEM OF UNMANNED VEHICLES

Abstract: *The operation of military drones depends heavily on control signals, positioning signals and is easily detected and interfered by the enemy. In certain areas, this disadvantage can be overcome by image processing solutions. However, this is impossible for blanket and large terrains with no objects. Another feasible approach is to use a sunlight tracker to orient and support drones in leaving the interfered area. This paper presents the design of a solar tracker based on the arduino platform. The research results can be applied to support unmanned vehicles in navigating when necessary.*

Keywords: navigation, solar tracker, UAV, drone.

Phân tích tĩnh cụm kết cấu thân tên lửa IGLA

Hà Thành Đạt[1], Phạm Hữu Huấn[1], Mai Đức Mạnh[1],
Nguyễn Anh Tuấn[2], Dương Văn Quang[2*]

[1] Lớp Thiết kế chế tạo tên lửa 58, Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: duongvanquang@lqdtu.edu.vn; Tel: 0979682180

Tóm tắt

Bài báo thực hiện tính toán cụm kết cấu thân của tên lửa phòng không tầm thấp IGLA. Trong quá trình tiếp cận mục tiêu, quỹ đạo bay của tên lửa sinh ra quá tải tác động lên cụm thân tên lửa. Lực khí động tác động lên tên lửa được xác định từ điều kiện cân bằng của tên lửa. Các tác động lực đẩy động cơ, áp suất buồng đốt được xác định từ bài toán thuật phóng trong. Thực hiện tính toán ảnh hưởng của tải trọng tổng hợp đến cụm kết cấu thân tên lửa để nghiên cứu độ bền của cụm thân tên lửa./.

Từ khoá: *tên lửa, động cơ tên lửa, nhiên liệu rắn, phần tử hữu hạn, ANSYS*

1. Đặt vấn đề

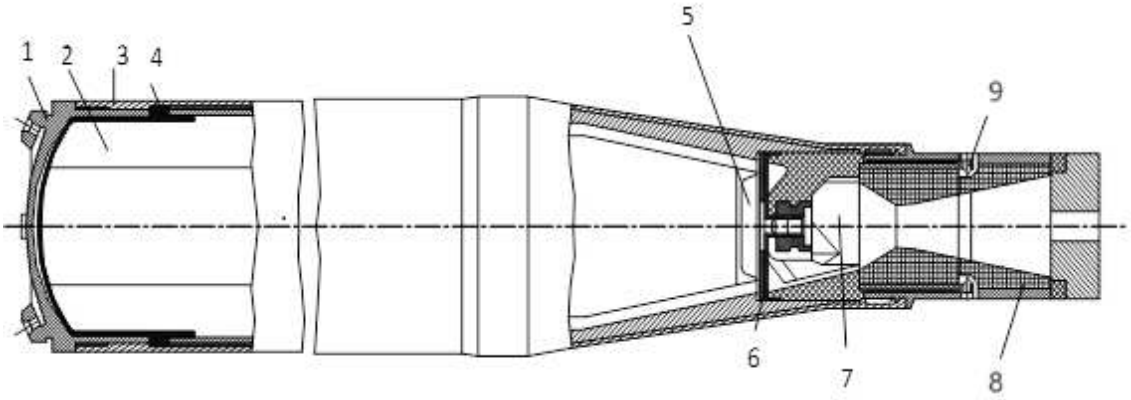
Tên lửa phòng không tầm thấp IGLA là loại tên lửa được trang bị trong quân đội của nhiều nước. Với khả năng cơ động và hiệu quả chiến đấu cao, IGLA đóng vai trò quan trọng để chống lại các mối đe dọa từ các phương tiện chiến đấu hoạt động ở độ cao thấp như máy bay chiến đấu, trực thăng vũ trang, máy bay không người lái.

Bên cạnh khai thác sử dụng thì tự chủ trong thiết kế, chế tạo các loại tên lửa phòng không tầm thấp như IGLA cũng là nhiệm vụ hết sức quan trọng. Nghiên cứu thiết kế chế tạo tên lửa nói chung và tên lửa TLPK tầm thấp nói riêng là hết sức tốn kém đòi hỏi nguồn lực lớn cả về tài chính lẫn thời gian, liên quan đến tất cả các ngành kỹ thuật như cơ khí, điện tử, luyện kim, dẫn đường...[1, 2]. Để nâng cao độ chính xác và giảm thời gian tính toán thiết kế, giảm chi phí thử nghiệm thì các phần mềm mô phỏng như ANSYS, CATIA, NASTRAN, NX… được sử dụng một cách rộng rãi để tính toán mô phỏng, hiệu chỉnh, lựa chọn ra phương án thiết kế hợp lí [3-6].

Trong bài báo này, sử dụng phần mềm ANSYS để xây dựng mô hình tính toán cho động cơ hành trình tên lửa IGLA đồng thời cũng là kết cấu thân của tên lửa. Tải trọng áp suất và nhiệt độ của sản phẩm cháy trong buồng đốt động cơ được tính toán thông qua bài toán thuật phóng trong [7-9]. Các tải trọng quá tải, lực khí động được xác định từ bài toán động lực học bay của tên lửa. Thực hiện khảo sát tính toán độ bền cho cụm kết cấu thân khi chịu tác động đồng thời của nhiều loại tải trọng khác nhau. Kết quả và phương pháp của nghiên cứu có thể được sử dụng trong nhiệm vụ thiết kế, chế tạo tên lửa.

2. Tính áp suất, nhiệt độ khí cháy trong buồng đốt

Động cơ hành trình gồm: buồng đốt, liều phóng, bộ châm lửa, khối loa phụt và bộ châm lửa tác dụng giữ chậm. Đáy trung gian liên kết động cơ hành trình với phần chiến đấu. Để nhận được chế độ làm việc theo yêu cầu liều phóng được bọc lớp chống cháy xung quanh (chỉ cho cháy một số bề mặt xác định).



Hình 1. Động cơ hành trình

1. Đáy; 2. Dây kim loại; 3. Buồng đốt; 4. Thuốc phóng; 5. Bộ châm lửa; 6. Khối loa phụt; 7. Bộ châm lửa; 8. Nắp bịt kín; 9. Lỗ vít

Từ hình dáng kết cấu chung của các thành phần động cơ tên lửa, chúng ta có thể thấy các bộ phận chủ yếu có dạng ống hình trụ. Hệ phương trình truyền nhiệt qua động cơ là hệ phương trình vi phân của dẫn nhiệt ống trụ. Hệ phương trình tính toán nhiệt, áp suất và năng lượng của sản phẩm cháy trong buồng đốt được viết như sau :

$$\begin{cases} \dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}\left[\left(\phi_2 K_{0(k)} F_{th}\sqrt{f_0} + SU - V\right)p - SUf_0\rho_T\right] \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{\rho_T SU}{\omega} \\ \dfrac{dT_k}{dt} = \dfrac{G_{pr}}{\omega}\left[T_1\left(1-K_q\right)-T_K\right]\left(\dfrac{1}{\delta}-\alpha\right)\dfrac{\theta}{R}\cdot p \\ \dfrac{d\dot{E}}{dt} = \dfrac{dU}{dt} + p\dfrac{dW}{dt} + \dfrac{dq_I}{dt} \\ \dfrac{1}{r^2}\dfrac{\partial}{\partial r}\left(r^2\dfrac{\partial T}{\partial r}\right) + \dfrac{\dot{E}_{gen}}{k} = \dfrac{1}{\alpha}\dfrac{\partial T}{\partial t} \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: *p,V, T, E, U* lần lượt là áp suất, thể tích, nhiệt độ, năng lượng cháy.

Thực hiện giải hệ phương trình trên thu được kết quả tính toán nhiệt độ và áp suất trong buồng động cơ hành trình của tên lửa IGLA thu được ở Hình 2 .

3. Tính toán quá tải, lực khí động

3.1. Tính toán quá tải

Các thông số đầu vào tính toán được cho ở bảng 1

Lực cản khí động tổng cộng của tên lửa sẽ cân bằng với lực cản phóng của tên lửa. Công thức tính toán lực cản được đưa ra [10]:

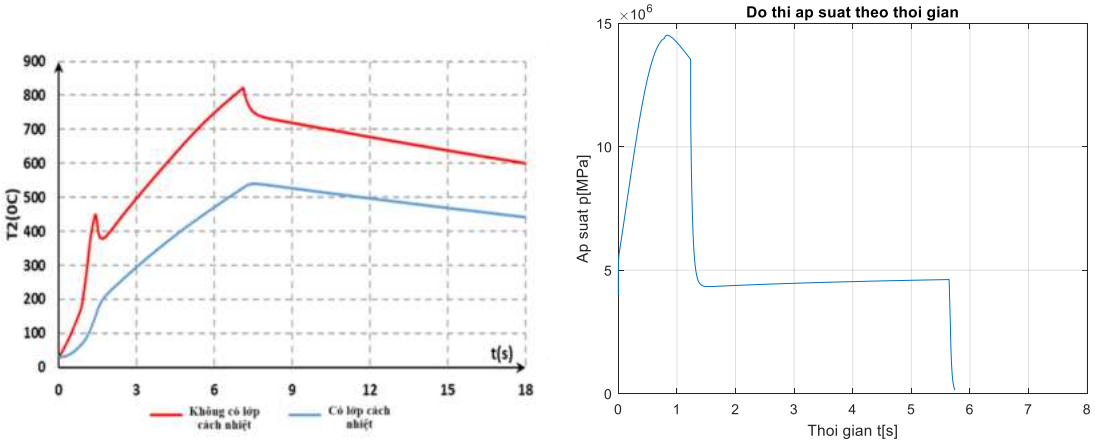
$$D = \rho\frac{{v_M}^2}{2}\times S_{ref}\times C_{D_0} \quad (2)$$

Trong đó C_{D_0} là hệ số lực cản tổng cộng được tính như sau:

$$(C_{D_0})_{body} = (C_{D_0})_{Body,Friction} + (C_{D_0})_{Base} + (C_{D_0})_{Body,Wave} \quad (3)$$

Bảng 1. Thông số tính toán

STT	Tên	Kí hiệu	Số liệu	Đơn vị
1	Vận tốc mục tiêu	v_T	360	m/s
2	Vận tốc tên lửa	v_M	685	m/s
3	Diện tích cánh 1	$S1$	$1,132\times10^{-3}$	m^2
4	Diện tích cánh 2	$S2$	$4,764\times10^{-3}$	m^2
5	Diện tích đặc trưng	S_{ref}	πr^2	m^2
6	Khối lượng tên lửa	m	10,8	kg
7	Chiều dài tên lửa	l	1,574	m
8	Đường kính thân tên lửa	d	0,072	m



Hình 2. Đồ thị nhiệt độ và áp suất trong buồng đốt

Trong đó: $(C_{D_0})_{Body,Friction}$; $(C_{D_0})_{Base}$; $(C_{D_0})_{Body,Wave}$ lần lượt là hệ số lực cản ma sát, hệ số lực cản đáy, hệ số lực cản sóng được tính như sau:

$$(C_{D_0})_{Body,Friction} = 0,053\frac{l}{d}\left(\frac{14,6M}{ql}\right)^{0,2} \quad (4)$$

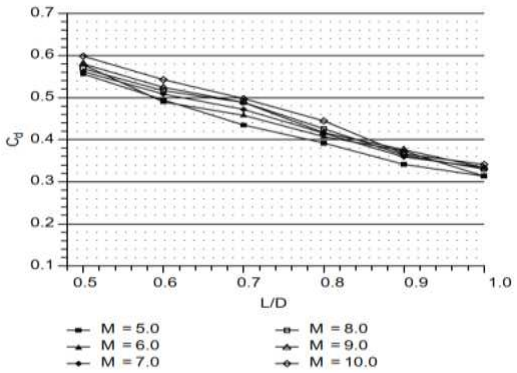
$$(C_{D_0})_{Base} = \left(1-\frac{A}{S_{ref}}\right)\times\frac{0,25}{M} \quad (5)$$

$$(C_{D_0})_{Body,Wave} = K_s\times\left(1,59+\frac{1,83}{M^2}\right)\times\left[\tan^{-1}\left(\frac{0,5\times d}{l_N}\right)\right]^{1,69}, M>0 \quad (6)$$

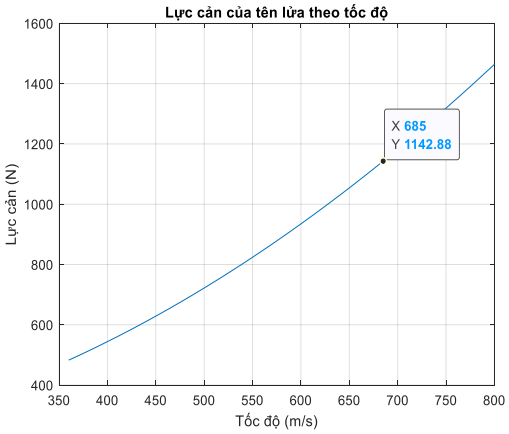
Hệ số suy giảm lực cản do đầu mũi tên lửa cũng ảnh hưởng đáng kể đến tốc độ chuyển động của tên lửa Igla. Hệ số suy giảm lực cản được thể hiện trong đồ thị Hình 3.

Hệ số suy giảm lực cản do ảnh hưởng của mũi nhọn ta có thể thấy ở trường hợp M=5 cho thấy là $\frac{l_N}{d}=1$, $C_d=0,32$. Từ bài toán thuật phóng trong, lực đẩy khi hành trình

T=1142,5143N. Thực hiện tính toán thu được vận tốc của tên lửa dựa trên lực cản tổng cộng thể hiện ở Hình 4.



Hình 3. Đồ thị thể hiện sự suy giảm lực cản do ảnh hưởng của mũi nhọn



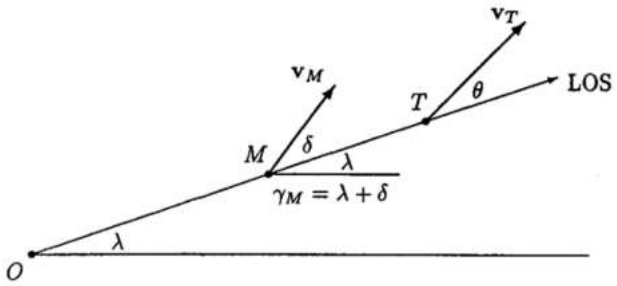
Hình 4. Đồ thị lực cản của tên lửa theo tốc độ

Khi lực đẩy khi hành trình T=1142,5143N, ta tính được vận tốc tên lửa bằng 685m/s.

Trong trường hợp cơ động phẳng, vận tốc của mục tiêu và độ cao không đổi, z = 0 sẽ là mặt phẳng đứng cố định và mục tiêu T bay tới theo hướng độ cao h không đổi. Tên lửa M được dẫn đường từ điểm gốc đánh chặn. Ta có hệ thức sau:

$$\left(\frac{dr_M}{d\lambda}\right)^2 + r_M{}^2 = \frac{(Kh)^2}{\sin^4\lambda} \tag{7}$$

- Bài toán gia tốc: Thực hiện tính toán gia tốc tên lửa theo sơ đồ ở Hình 5 [10, 11].



Hình 5. Sơ đồ vận tốc dẫn hướng LOS

Ở đây, vận tốc được phân làm 2 thành phần $v_\perp$ và v ta có:

$$v = \dot{r}_M = v_M \cos\delta; v_\perp = r_M\dot{\lambda} = v_M \sin\delta \tag{8}$$

Giả thiết v_M không thay đổi, khi đó gia tốc được tính như sau:

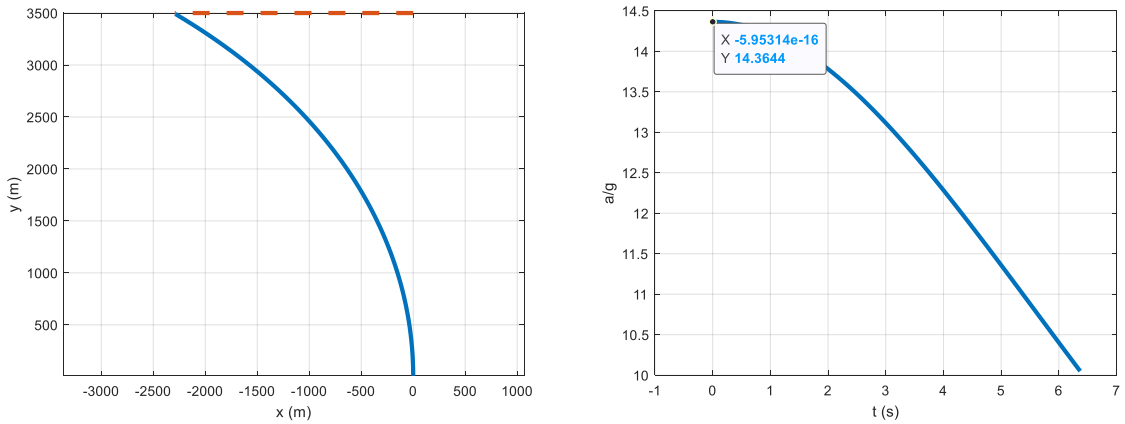
$$a_M = 2v_M\left(\dot{\lambda} + \frac{r_M\ddot{\lambda}}{2\dot{r}_M}\right) \tag{9}$$

Trong trường hợp cơ động phẳng, vận tốc của mục tiêu và độ cao không đổi, z = 0 sẽ là mặt phẳng đứng cố định và mục tiêu T bay tới theo hướng độ cao h không đổi. Đối với tên lửa M được dẫn đường từ điểm gốc đến mục tiêu, ta có phương trình sau:

$$\dot{\lambda} = \frac{v_T \sin\lambda}{r_T} = \frac{v_T}{h}\sin^2\lambda; \ddot{\lambda} = 2\left(\frac{v_T}{h}\right)^2 \sin^3\lambda\cos\lambda \tag{10}$$

Trong đó λ là góc hợp giữa phương dọc trục tên lửa với mặt phẳng ngang. Đại lượng không thứ nguyên của chuyển vị, thời gian và gia tốc được tính như sau:

$$r^*_M - \frac{r_M}{Kh}, x^* - \frac{x_M}{Kh}, y^* = \frac{y_M}{Kh}; t^* - \frac{v_T}{v_M{}^2} a_M; a^*_M \sqcap \frac{Kh}{v_M{}^2} a_M \tag{11}$$



Hình 6. Quỹ đạo tên lửa theo độ cao và khoảng cách giữa tên lửa và mục tiêu và đồ thị tỉ tệ của a_M / g theo thời gian

Từ (7), (8), (9) và (10) ta thu được:

$$a^*_M = 2\sin^2\lambda + \frac{2r^*_M \cos\lambda \sin^3\lambda}{\sqrt{1 - r^*_M \sin^4\lambda}} \tag{12}$$

Trong đó a^*_M, r^*_M là đại lượng không thứ nguyên

Tính toán trường hợp bắn đón ở độ cao 3500m, cự li đến mặt phẳng ngang mục tiêu ở 0m, 50m, 100m, 150m, 200m. Kết quả a/g được thể hiện trong đồ thị Hình 6.

3.2. Tính toán lực khí động

Lực nâng khí động tác động lên thân tên lửa tập trung vào phần mũi tên lửa và 2 cặp cánh. Lực khí động phân bố trên thân tên lửa được tính bằng công thức [10]:

$$F_{Body} = C_{N(body)} \times \frac{\rho v_M{}^2}{2} \times S_{ref} \tag{13}$$

$$(C_N)_{Body} = \sin(2\alpha)\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + 2\left(\frac{l}{d}\right)\sin^2\alpha \approx 2\alpha + 2\alpha^2\left(\frac{l}{d}\right) \tag{14}$$

Lực nâng của 2 cặp cánh bằng công thức

$$F_w = C_{N(w)} \times \frac{\rho v_M^{\ 2}}{2} \times S_{ref} \tag{15}$$

Trong đó:

$$\begin{cases} C_{N(w)} = \dfrac{4}{\sqrt{M^2-1}} \times \dfrac{S_w}{S_{ref}}, M > \left\{1+\left[\dfrac{8}{(\pi A)}\right]^2\right\}^{1/2} \\ C_{N(w)} = \dfrac{\pi A}{2} \times \dfrac{S_w}{S_{ref}}, if: M < \left\{1+\left[\dfrac{8}{(\pi A)}\right]^2\right\}^{1/2} \end{cases} \tag{16}$$

Lực khí động tổng hợp tác động lên tên lửa:

$$F_{body} + F_{w1} + F_{w2} = F_i \tag{17}$$

Lực khí động pháp tuyến toàn thân tên lửa phải cân bằng với lực quán tính nên:

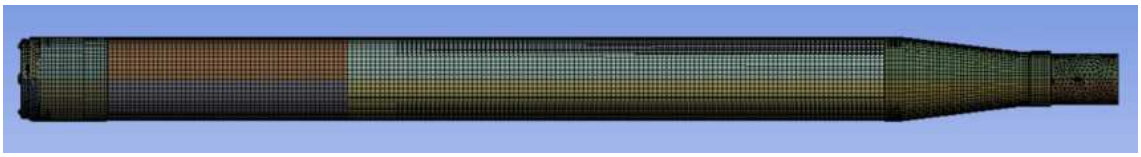
$$F_i = F_a = ma_M \tag{18}$$

Thực hiện tính toán được giá trị các thành phần lực khí động như sau: F_i=1.5203.10^3 N; F_{w1}=180.6 N; F_{w2}=444.26 N; F_{bmui}=197.4 N; F_{bthan}=598.03 N

4. Tính toán độ bền của cụm kết cấu

4.1 Mô hình và chia lưới

Xây dựng mô hình 3D của động cơ hành trình trong phần mềm Inventor, thực hiện mô hình hoá và chia lưới trong phần mềm Ansys như hình 7. Sử dụng giải thuật Coupled Field Static để khảo sát đồng thời bài toán tĩnh – nhiệt trong kết cấu động cơ hành trình của tên lửa.



Hình 7. Mô hình 3D và chia lưới động cơ hành trình

Tải trọng tính toán và điều kiện biên như sau:

+ Gia tốc pháp tuyến: 140550 mm/s^2. Áp suất bên trong ở vị trí không có lớp cách nhiệt là 4,5196 MPa, vị trí có lớp cách nhiệt 14,514 MPa. Nhiệt độ bên trong tại các vị trí không có lớp cách nhiệt là 580 độ C, tại vị trí có lớp cách nhiệt, độ lớn 820 độ C

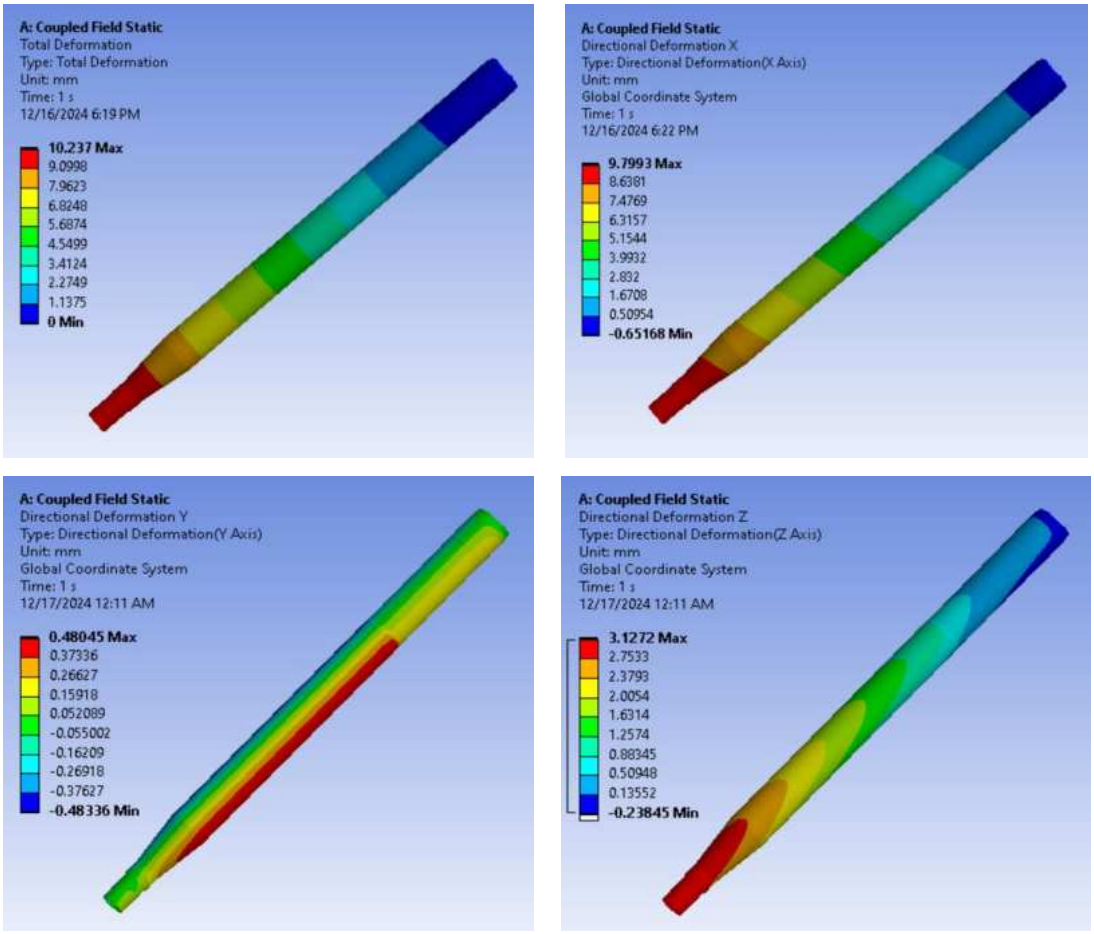
Bảng 2. Kiểm tra tính hội tụ của lưới theo chuyển vị

Kích thước lưới	Số nút	Số phần tử	Chuyển vị lớn nhất bài toán tĩnh - nhiệt	Chuyển vị lớn nhất bài toán dao động
4 mm	330589	166518	10,237	37,998
5 mm	217259	108770	10,237	37,966
6 mm	145992	68186	10,236	37,896
7 mm	120744	60308	10,189	37,644

Để kiểm tra độ hội tụ của lưới, thực hiện chia lưới với các kích thước khác nhau. So sánh kết quả chuyển vị trong bài toán tĩnh và bài toán dao động với các kích thước lưới khác nhau được thể hiện ở bảng 2. Dựa trên các kết quả so sánh cho thấy kết quả chuyển vị trong với các kích thước lưới khác nhau sai khác nhau không nhiều, lưới thoả mãn điều kiện hội tụ trong các trường hợp, chọn kích thước lưới để khảo sát là 5 mm.

4.2. Phân tích tĩnh cụm kết cấu thân tên lửa

Kết quả biến dạng và ứng suất được thể hiện lần lượt ở Hình 8 và 9. Trong đó biến dạng lớn nhất là thành phần theo phương x với 9,7993 mm; biến dạng tổng hợp là 10,237 mm. Thành phần ứng suất pháp lớn nhất là σ_z với độ lớn là 1621 MPa, thành phần ứng suất cắt lớn nhất là τ_{xy} là 1498 MPa. Ứng suất tổng hợp lớn nhất là 1498,5 MPa. Hệ số an toàn của các chi tiết của cụm thân được biểu diễn ở Hình 10, cho thấy đảm bảo độ bền.



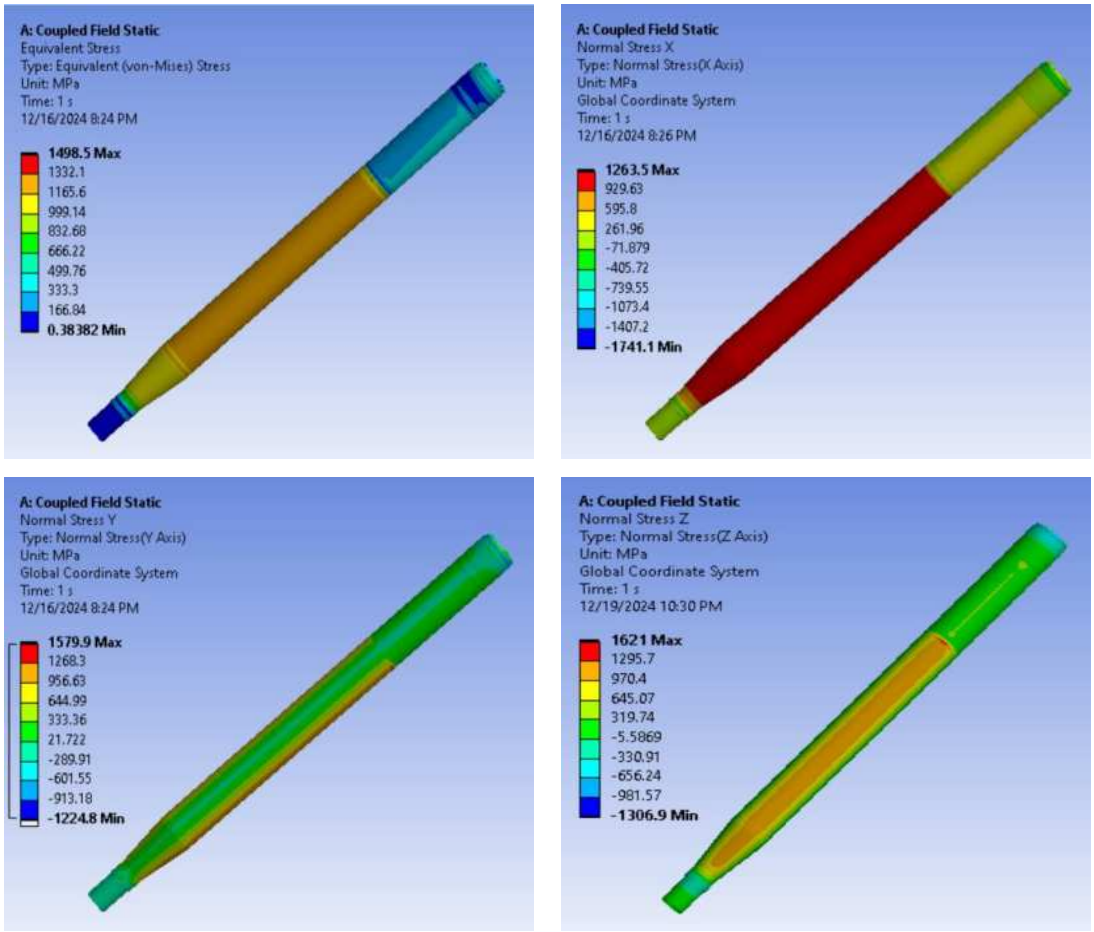
Hình 8. Phân tích biến dạng trong bài toán tĩnh - nhiệt

Từ kết quả khảo sát cho thấy giá trị biến dạng và ứng suất tăng dần từ phần đầu vỏ động cơ đến phần cuối vỏ gần với loa phụt tương ứng với trong thực tế thời gian chịu tác động của nhiệt độ và áp suất khí cháy cũng tăng dần từ phần đầu đến phần cuối vỏ. Do đó phần cuối của vỏ gần với loa phụt cần có lớp phủ bảo vệ nhiệt để đảm bảo động cơ làm việc trong thời gian dài hơn phần đầu.

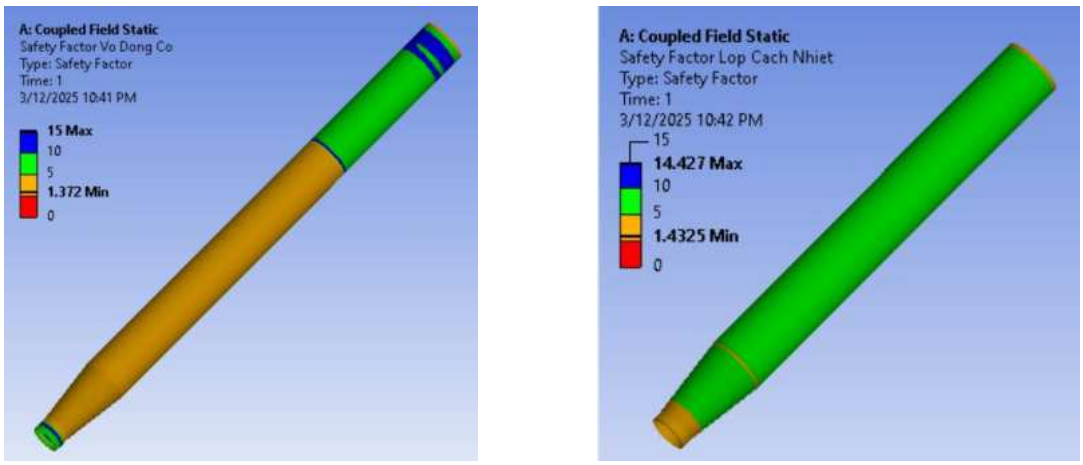
5. Kết luận

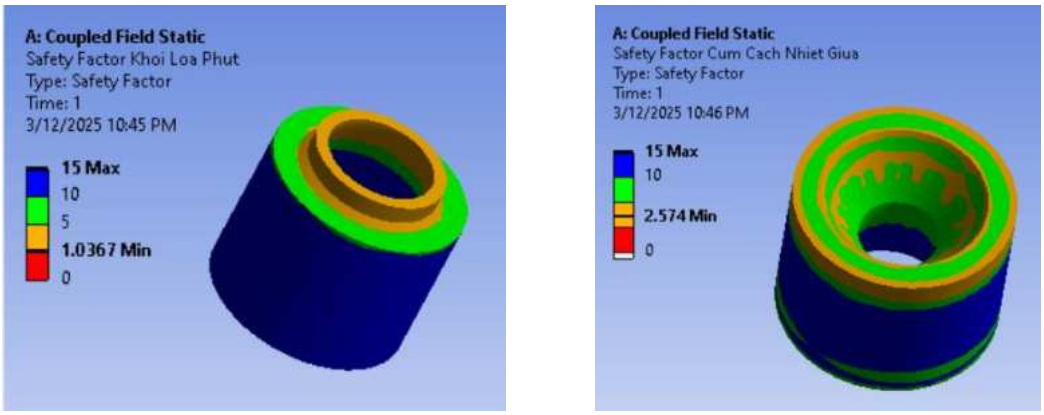
Bài báo đã thực hiện thiết kế tính toán các tải trọng áp suất và nhiệt độ, quá tải, lực khí động tác động lên kết cấu thân tên lửa. Xây dựng mô hình phần tử hữu hạn trong phần mềm

Ansys và thực hiện tính toán độ bền của kết cấu thân tên lửa cũng là động cơ hành trình. Ảnh hưởng của yếu tố nhiệt được xét đến bằng cách sử dụng giải thuật Coupled Field Static. Thực hiện khảo sát trạng thái biến dạng, ứng suất trong thành vỏ động cơ cho thấy được phương án thiết kế đảm bảo độ bền. Từ kết quả khảo sát cho thấy cần có biện pháp bảo vệ nhiệt đối với phần vỏ chịu tác động nhiệt dài hơn. Kết quả và phương pháp của nghiên cứu có thể dùng tham khảo trong nhiệm vụ thiết kế, chế tạo tên lửa.



Hình 9. Ứng suất tổng hợp và ứng suất theo các phương X, Y, Z trong bài toán tĩnh - nhiệt





Hình 10. Hệ số an toàn đối của một số chi tiết

Tài liệu tham khảo

[1] Nguyễn Văn Thàng, Đặng Ngọc Thanh, Đàm Việt Phương, Nguyễn Văn Thắng, (2010). *Vật liệu trong chế tạo tên lửa*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

[2] Phạm Thế Phiệt, (2006). *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển*. Học viện Kỹ thuật quân sự.

[3] Chunguang Wang, Weiping Tian, and Kaining Zhang, (2021). Thermal Structure Strength Analysis of Nozzle of Solid Rocket Motor with the Coupled Algorithm, 2021, pp. 6653824. https://doi.org/10.1155/2021/6653824

[4] Larsson Linda, Suphap Saowanee, (2006), Fluid Structure Interaction in a Rocket Nozzle, Luleå University of Technology Sweden.

[5] R. Harikrishnan and Bhaskara Rao Lokavarapu, (2021). Design and analysis of rocket nozzle, *Materials Today: Proceedings* 38, pp. 3365-3371. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.370

[6] Dương Văn Quang, Nguyễn Anh Tuấn, Phạm Chung, (2019). Tính toán độ bền thân tên lửa sử dụng động cơ nhiên liệu rắn. in *Tuyển tập Công trình Hội nghị khoa học Cơ học Thủy khí toàn quốc lần thứ 22*.pp. 687-695

[7] Trần Xuân Tiến, (2021). Nghiên cứu tính toán xác định chiều dày lớp bảo vệ nhiệt cho kết cấu chịu nhiệt độ cao của khí cụ bay, *Journal of SCIENCE & TECHNOLOGY*, pp. 71-73. https://jst-haui.vn

[8] Vo Van Bien Nguyen Minh Phu, Nguyen Thanh Hai,, (2023). Thermal Protection Solution For Solid Fuel Rocket Engines, *Advanced Engineering Letters*, pp. 96-104. https://doi.org/10.46793/adeletters.2023.2.3.3

[9] Vo Van Bien, Nguyen Minh Phu, and Nguyen Duy Phon, (2024). Studying The Influence Of The Nozzle Profile On The Working Performance Of A Solid-Fuel Rocket Engine, *SCIENCE - TECHNOLOGY*, pp. 54-58. http://doi.org/10.57001/huih5804.2024.196

[10] Fleeman, (2006). *Tactical Missile Design*. Second Edition ed. AIAA.

[11] N. A. Shneydor, (1998). *Missile guidance and pursuit_ kinematics, dynamics and control*. Horwood Publishing Limited.

Static structural analysis of IGLA missile body structure assembly

Abstract: *The paper conducts static analysis of the body structure cluster of the IGLA low-altitude air defense missile. During the process of approaching the target, the flight trajectory of the missile generates overloads affecting the missile body cluster. The aerodynamic force acting on the missile is determined from the missile's equilibrium condition. The effects of engine thrust and combustion chamber pressure are determined from the internal launch algorithm. Calculation of the influence of the total load on the missile body structure cluster is performed to perform static analysis of the missile body cluster.*

Keywords: missile body structure, aerodynamic force, finite element.

❑

Nghiên cứu mô phỏng ứng suất biến dạng của vỏ trụ chịu tác động của tải trọng nổ tĩnh dưới nước

Phan Văn Hùng[1], Phạm Thành Đồng[2*], Đỗ Quang Khải[3], Vũ Quốc Trụ[2]
[1]Viện KTHQ/Quân chủng Hải Quân
[2]Học viện Kỹ thuật Quân sự
[3]Đại học Hàng Hải Việt Nam
**Email: pham.thanh-dong@lqdtu.edu.vn, Tel: 0943835239*

Tóm tắt

Bài báo trình bày cách tiếp cận mô phỏng số kết hợp phương pháp tính toán lý thuyết để xác định giá trị ứng suất biến dạng của một dạng vỏ trụ chịu tác động của tải trọng nổ tĩnh dưới nước ở một số điều kiện cụ thể. Các kết quả của bài báo là cơ sở đánh giá và định hướng thiết kế vỏ trụ một cách chính xác, đồng thời giúp cải thiện độ bền kết cấu, nâng cao tính an toàn và hiệu quả của thiết kế trong các điều kiện làm việc phức tạp dưới nước.

Từ khóa: *Mô phỏng; ứng suất, biến dạng; tải trọng nổ; phương tiện ngầm.*

1. Giới thiệu chung

Nghiên cứu ứng suất và biến dạng của vỏ tàu (vỏ trụ) khi chịu tác động của tải trọng nổ dưới nước (Underwater Explosion - UNDEX) là một lĩnh vực quan trọng trong ngành cơ khí tàu thủy và kỹ thuật quốc phòng. Hiện tượng nổ dưới nước gây ra sóng áp suất lớn tác động lên cấu trúc vỏ tàu, có thể dẫn đến biến dạng, nứt gãy hoặc thậm chí làm hư hỏng nghiêm trọng tàu chiến hoặc các phương tiện ngầm (PTN). Tải trọng nổ dưới nước có tính chất phức tạp, sóng áp suất ban đầu (Shock wave) xuất hiện ngay sau vụ nổ, có cường độ cao, thời gian ngắn và lan truyền nhanh trong môi trường nước. Tiếp sau đó hiện tượng bong bóng khí (Bubble pulsation) sinh ra từ vụ nổ co giãn và tạo ra các đợt áp suất dao động. Tải trọng nổ dưới nước có cường độ mạnh, yếu phụ thuộc vào loại vật liệu nổ, khối lượng thuốc nổ, khoảng cách từ tâm vụ nổ đến vỏ tàu và các điều kiện môi trường nước (độ sâu, nhiệt độ, mật độ).

Trên thế giới, ở giai đoạn đầu khi kỹ thuật tính toán trên máy tính chưa phát triển, việc nghiên cứu bài toán ứng xử của vật liệu khi chịu tác động của tải trọng nổ dưới nước thường sử dụng các công thức thực nghiệm, các lý thuyết giải tích [1,2,3] và các mô hình phân tích lý thuyết khá là phổ biến [4,5]. Với sự phát triển mạnh mẽ của khoa học tính toán, hướng nghiên cứu sử dụng phương pháp mô phỏng số để phân tích tính toán hiện tượng nổ dưới nước đang ngày càng được nhiều các tác giả trên thế giới sử dụng. Bogdan Szturomski và cộng sự [6] trình bày các thông số áp suất sóng nổ tác động lên kết cấu thân tàu phá mìn. Bogdan Szturomski sử dụng chương trình phần mềm CAE (Computer Aided Engineering) dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn (FEM/ FiniteElementMethod), vụ nổ đưới biển gây ra bởi loại mìn Hải quân, quy đổi tương đương với lượng nổ TNT. Tuy nhiên kết quả tính toán còn tương đối hạn chế, chưa đánh giá được tác động của vụ nổ đến thân vỏ tàu. Công trình [7] của nhóm tác giả Igor Korobiichuk phân tích động lực học của chuyển động tịnh tiến của thân PTN bị ảnh hưởng bởi chấn động âm trong môi trường nước lý tưởng, từ đó đánh giá các tính chất vật lý của môi trường và tính chất đàn hồi của thân PTN có tính đến độ nhớt của môi trường thực. Nhằm tăng khả năng chịu tải sóng xung kích từ vụ nổ dưới nước cho kết cấu thân vỏ tàu, công trình [8] của tác giả Nicholas Bradbeer đề xuất việc áp dụng một số kiểu kết cấu đơn giản hóa nhất định trên

tàu chiến qua việc nghiên cứu so sánh với một số kết cấu tàu Hải quân điển hình. Từ đó đưa ra các khuyến cáo về bố trí lắp đặt các trang thiết bị trên tàu. Trong công trình [9] của nhóm tác giả Rouhollah Amirabadi, Reza Ghazangian đã giới thiệu các hiện tượng nổ dưới nước và các lý thuyết mô tả sự lan truyền thủy động lực học chất lỏng, sóng xung kích từ vụ nổ và sự tương tác của nó với các cấu trúc nổi và chìm. Tác giả ứng dụng lời giải số dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) để nghiên cứu về ứng xử của PTN dưới tác động của vụ nổ dưới nước sử dụng phần mềm ABAQUS. Cũng sử dụng phần mềm ABAQUS, công trình [10] tập trung tổng quát hóa các lý thuyết nghiên cứu về các vụ nổ dưới nước, sự hình thành bọt khí và sóng áp suất, mở rộng kiến thức về các vụ nổ dưới nước, so sánh các mô hình toán học về sóng áp suất do các tác giả khác nhau phát triển và chỉ ra sự khác biệt giữa chúng. Sử dụng phần mềm ABAQUS/Explicit làm công cụ nghiên cứu còn có các công trình [11,12,13,14]. Các công trình [15,16,17,18] ứng dụng phần mềm ANSYS/AUTODYN để tiến hành nghiên cứu khả sát. Các nghiên cứu trên cho thấy kết quả từ phần mềm AUTODYN rất phù hợp với lời giải từ phương pháp giải tích của Cole [2]. Có thể nói các công trình nghiên cứu trên thế giới về động lực học nổ dưới nước rất đa dạng và phong phú, cả về đối tượng và phương pháp nghiên cứu. Các phương pháp thực nghiệm, phương pháp mô phỏng số, phương pháp phân tích lý thuyết thường được sử dụng kết hợp đồng thời cho mỗi nghiên cứu. Đây được coi là cách tiếp cận toàn diện để giải quyết các thách thức kỹ thuật trong lĩnh vực này. Ở mặt khác, công trình nghiên cứu của tác giả Cole [2] được đánh giá là nghiên cứu đi đầu, đặt nền móng cho các nghiên cứu sau đó trong lĩnh vực động lực học nổ dưới nước và tác động của nó đối với độ bền kết cấu PTN.

Tại Việt Nam, các nghiên cứu chủ yếu tập trung vào lĩnh vực ứng dụng cho an ninh quốc phòng, nghiên cứu cơ chế nổ và sự tác động của nó đối với các công trình ngầm, công sự trên cạn và với các vật cản có hình dạng đơn giản (hình trụ tròn, elip, hình hộp khối...) [19, 20, 21, 22, 23, 24]. Chưa có nhiều các công trình nghiên cứu ứng xử của vật cản (công trình, PTN) chịu tác động của sóng nổ (sóng xung kích) từ vụ nổ dưới nước để làm cơ sở thiết kế hiệu quả công trình hoặc nghiên cứu các biện pháp giảm chấn cho PTN. Về mặt phương pháp nghiên cứu, do phụ thuộc khá nhiều về điều kiện kinh tế, nền tảng khoa học cơ bản, do vậy các phương pháp nghiên cứu về động lực học nổ và tác động của nó đối với vật cản ở Việt Nam chưa đa dạng. Đa số các công trình nghiên cứu trong nước hiện đang sử dụng phương pháp mô phỏng số (chủ đạo là dùng phần mềm Ansys Autodyn) và phương pháp phân tích lý thuyết. Một số ít công trình có thực hiện các thí nghiệm với mô hình thu nhỏ để kiểm chứng kết quả tính toán lý thuyết của mình.

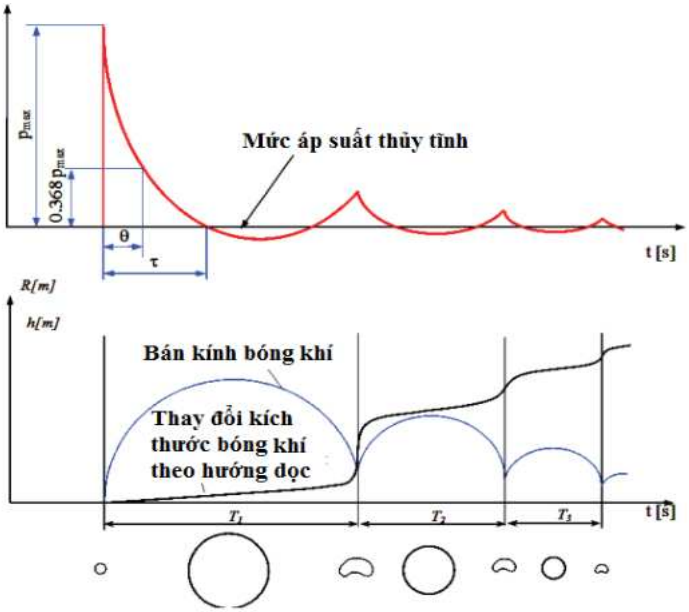
Bài báo này trình bày các nghiên cứu ban đầu của nhóm tác giả trong việc xác định ứng suất biến dạng của vỏ tàu chịu tác động của tải trọng nổ dưới nước, tập trung xác định các tham số năng lượng từ vụ nổ của các khối thuốc nổ khác nhau, đồng thời làm rõ ảnh hưởng của cường độ các loại tải trọng nổ tới vỏ tàu ở các khoảng cách khác nhau trong điều kiện tĩnh. Phương pháp sử dụng trong bài báo mới dừng lại ở sự kết hợp mô phỏng số và phân tích lý thuyết. Mô hình thử nghiệm đang được nhóm tác giả xây dựng và sẽ công bố trong các công trình sau.

2. Xây dựng bài toán

2.1. Xác định các tham số năng lượng sinh ra từ vụ nổ dưới nước

a) Mô hình lý thuyết

Với mục đích nghiên cứu sự ảnh hưởng của thân vỏ PTN khi chuyển động trong vùng nước thuộc phạm vi tác động của một vụ nổ dưới nước, trước hết cần thiết phải xác định được các tham số năng lượng mà vụ nổ sinh ra. Các tham số năng lượng sinh ra trong vụ nổ bao gồm áp suất dư trên mặt sóng xung kích, mật độ sản phẩm nổ, tốc độ chuyển động của sóng xung kích và nhiệt độ tỏa ra khi nổ số lượng xác định khối lượng thuốc nổ.



Hình 1. Bóng khí xung động trong quá trình nổ dưới nước

Theo Robert Cole [7], sự hình thành bóng khí như Hình 1 phụ thuộc rất nhiều vào độ sâu nổ và khối lượng chất gây nổ. Theo đó các bóng khí chỉ hình thành khi nổ ở độ sâu H thỏa mãn biểu thức:

$$H < 1.2 \cdot \sqrt[3]{\mathrm{W}} \tag{1}$$

Ở đây W là khối lượng TNT tương đương tính theo [kg].

Chu kì xung động đầu tiên của bóng khí T_1 theo Robert Cole được xác định thông qua biểu thức:

$$T_1 = 0.3\frac{\sqrt[3]{\mathrm{W}}}{1+0.1H}, \text{[s]} \tag{2}$$

Chu kì xung động thứ hai T_2 sẽ chiếm khoảng 70-80% giá trị của T_1, chu kỳ xung động thứ ba được xác định bằng khoảng 50 % giá trị của T_1. Bán kính lớn nhất của bóng khí ở chu kỳ xung động đầu tiên bằng:

$$R_{max} = 1.53\sqrt[3]{\frac{\mathrm{W}}{1+0.1H}}, \text{[s]} \tag{3}$$

Tương ứng giá trị áp suất lớn nhất trên mặt sóng cũng được tính theo phương trình thực nghiệm của Robert Cole như sau:

$$p_{max} = K_1 \cdot (\frac{\sqrt[3]{\mathrm{W}}}{R})^{\alpha}, \text{[MPa]} \tag{4}$$

Ở đây R là khoảng cách từ điểm khảo sát đến tâm nổ; K_1 và α là các hệ số thực nghiệm. Với thuốc nổ là TNT thì K_1=52.4, α=1.13 [7].

Vận tốc chuyển động của mặt sóng xung kích sẽ tương đương vận tốc chuyển động của các phân tử nước khi chúng nhận được năng lượng dưới dạng động năng từ vụ nổ. Tại vị trí khảo sát (cách tâm nổ một khoảng R), vận tốc truyền sóng đạt được theo cách tính của Cole là

$$V_{\mathrm{w}} = 0.7 \cdot p_{m\max} \cdot 10^{6} \tag{5}$$

Giá trị áp suất tức thời được xác định thông qua giá trị áp suất lớn nhất:

$$p = p_{m\max} \cdot e^{-(t-t_0)/\theta} \text{ , [MPa], } t>=t_0 \tag{6}$$

Trong đó θ là hằng số thời gian không đổi, là thời gian cần thiết để áp suất mặt sóng xung kích giảm xuống còn $0.368\ p_{m\max}$:

$$\theta = \sqrt[3]{\mathrm{W}} \cdot \left[\frac{\sqrt[3]{\mathrm{W}}}{R} \right]^{(-0.22)} \cdot 9.3 \cdot 10^{-5} \text{ , [s]} \tag{7}$$

Ở khoảng cách rất xa so với tâm nổ, giá trị áp suất tức thời của sóng gần bằng với giá trị áp suất của môi trường xung quanh:

$$p = \rho \cdot c \cdot v \tag{8}$$

Trong đó ρ là mật độ môi trường nước, c là vận tốc âm thanh truyền trong nước, v là vận tốc phần tử nước chuyển động dưới tác động của vụ nổ.

Ngoài tham số áp suất, xung lực của sóng xung kích cũng là yếu tố quan trọng cần được xem xét trong bài toán nghiên cứu ảnh hưởng của tải trọng nổ dưới nước. Xung lực của sóng xung kích là đại lượng tổng hợp của cả áp suất và thời gian và được xác định như sau:

$$I(t,r) = \int_0^t p(t,r)\,dt \qquad \text{[Pa.s]} \tag{9}$$

Đối với vật liệu nổ là TNT, xung lực của sóng xung kích được Cole [7] tính gần đúng theo công thức:

$$I = 5768 \frac{(W)^{0.63}}{r^{0.89}} \qquad \text{[Pa.s]} \tag{10}$$

Công thức trên xác định xung lực của pha sóng xung kích đầu tiên tại vị trí khảo sát (phụ thuộc khoảng cách R tới tâm nổ), bằng thực nghiệm người ta đã dự đoán được rằng xung lực của pha sóng xung kích thứ hai, có độ lớn bằng 1/5 giá trị xung lực của pha sóng thứ nhất.

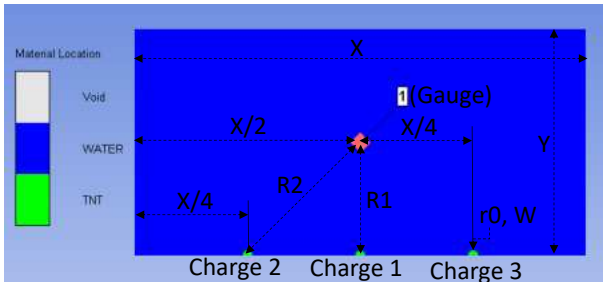
b) Mô hình mô phỏng số

Mô phỏng nổ trong môi trường nước vô hạn có thể quan sát được sự thay đổi kích thước bong bóng khí, sự lan truyền sóng va đập, sự thay đổi vận tốc dòng nước, và sự biến đổi mật độ môi trường quanh vụ nổ theo thời gian. Lý thuyết nổ dưới nước đã chỉ ra rằng bong bóng khí hình thành có dạng cầu, nên để đơn giản và tiết kiệm thời gian mô phỏng, mô hình mô phỏng trong bài báo này được xây dựng dưới dạng mô hình phẳng - hai chiều. Các thông số bài toán cụ thể như sau: khối thuốc nổ TNT cầu bán kính 113 mm, có khối lượng 10 kg

TNT đặt tại tâm khối nước rộng 100 m × dài 50 m. Do kích thước khối nước rất lớn so với kích thước khối thuốc nổ nên có thể coi đây là vụ nổ trong môi trường nước vô hạn (Bảng 1). Mô hình được xây dựng trên các mô đun của phần mềm AUTODYN.

Bảng 1. Các tham số hình học mô hình mô phỏng trong AUTODYN

Ký hiệu	X, mm	Y, mm	R_0, mm	R_1, mm	R_2, mm	W, kg
Giá trị	10,000	5,000	113	2,500	3,535	10



Hình 2. Mô hình mô phỏng 2D trong phần mềm Autodyn

Mô phỏng được tiến hành bằng modul Ansys Autodyn 2D, về cơ bản quá trình mô phỏng được tóm tắt như sau:

- Tạo mô hình mô phỏng dạng 2D;

- Chọn và đưa vào các vật liệu: nước (Water) và thuốc nổ (TNT) từ thư viện vật liệu "Materials";

- Xây dựng mô hình hình học phẳng và chia lưới: Mô hình hình học có dạng "Erler, 2D Multi-material", có kích thước rộng 100 m × dài 50 m, tâm tọa độ trùng với tâm khối nước. Chia lưới mô hình, chèn "Fill" khối thuốc nổ hình cầu có bán kính R_0 =113 mm vào tâm khối nước (gốc tọa độ);

- Thiết lập điều kiện biên "Flow_out" đối với biên trên của khối nước;

- Đặt các điểm đo "Gause" tại các khoảng cách khác nhau từ tâm nổ để đo thông số vụ nổ (R_1, R_2);

- Gán điểm nổ "Detonation" tại tâm khối thuốc nổ (gốc tọa độ), thời điểm kích nổ là thời điểm bắt đầu mô phỏng;

- Chọn điều kiện tương tác "Inteaction" là "Euler/lagrange" dạng "Automatic (polygon free)";

- Đưa vào thông số gia tốc trọng trường từ mục "Control\Gravity", gia tốc theo chiều *y* là -9.81 m/s^2;

- Cài đặt các thông số đầu ra, lưu trữ, hiển thị và tiến hành giải bài toán "Run".

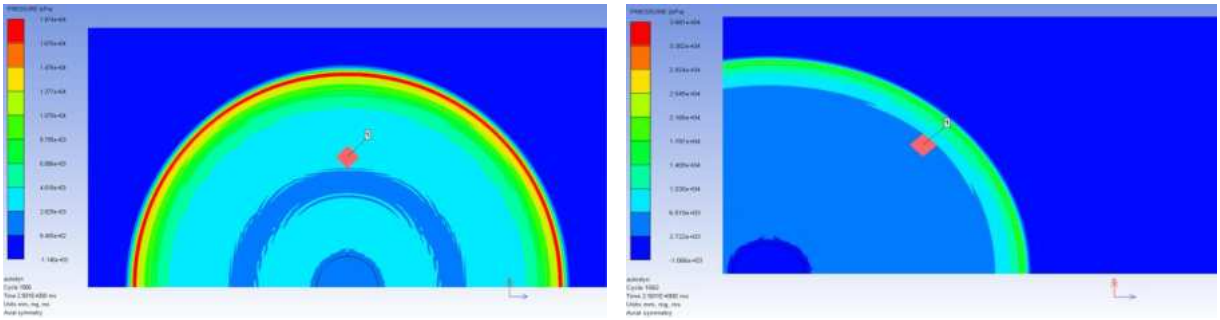
2.2. Kết quả tính toán mô hình lý thuyết và mô phỏng

Nhập các thông số đầu vào gồm các thông số vật liệu nổ (TNT), kích thước hình học khối nổ (hình cầu), tính chất của môi trường nước và khoảng cách đo các tham số năng lượng nổ vào các mô hình tính toán (lý thuyết theo Cole, và mô phỏng Autodyn). Nhóm tác giả thu được các kết quả thể hiện trên Hình 3 và 4.

Quá trình lan truyền sóng xung kích theo thời gian đối với các lần giãn nở của bong bóng khí như thể hiện trên Hình 3. Khi vụ nổ bắt đầu, sóng xung kích lan truyền nhanh chóng ra xung

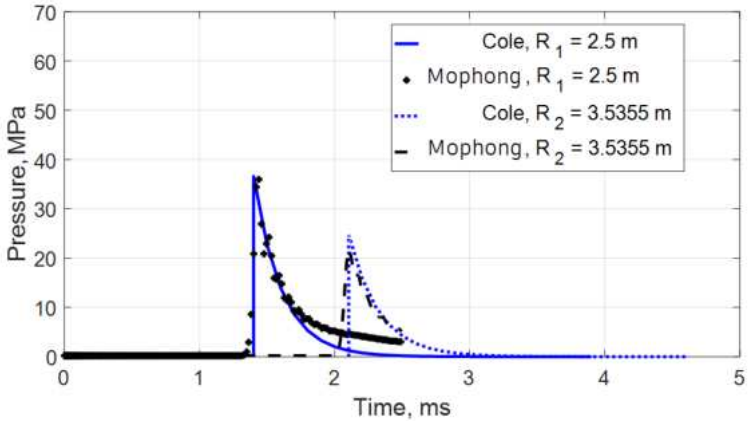
quang dưới dạng một mặt cầu lớn dần, có thể thấy sau mỗi lần giãn nở, áp suất mặt sóng đã bị suy giảm rõ rệt. Khoảng cách truyền càng xa, năng lượng sóng xung kích giảm càng lớn.

Số liệu tính toán áp suất nổ tại các điểm đo cho thấy có sự tương đồng giữa kết quả tính toán từ mô hình công thức thực nghiệm theo Cole và mô hình mô phỏng số. Cụ thể tại điểm đo R_1, sai số giá trị áp suất lớn nhất giữa các mô hình là 1.78%, tại điểm đo R_2, sai số đó là 7.53%. Qua so sánh, có thể thấy mô hình tính toán tham số năng lượng nổ bằng mô hình công thức thực nghiệm theo Cole khá chính xác, không có sự sai lệch nhiều so với mô hình mô phỏng số.



a) Tại điểm đo R_1 *b) Tại điểm đo R_2*

Hình 3. Lan truyền sóng xung kích trong môi trường nước từ tâm nổ ở thời điểm 2.5 ms



Hình 4. Áp suất sóng nổ tại các điểm R_1, R_2 xác định theo mô hình của Cole và mô phỏng số Autodyn

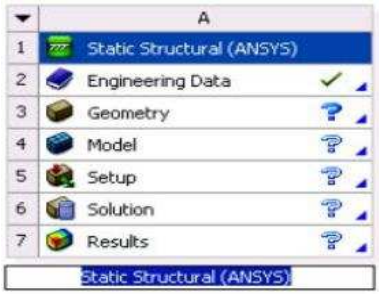
Trong các bài toán thiết kế sơ bộ, để xác định nhanh chóng các giá trị áp suất lớn nhất trên mặt sóng xung kích tại các vị trí khác nhau trong môi trường nước, có thể sử dụng các công thức thực nghiệm của Cole [7] như một công cụ hiệu quả.

3. Nghiên cứu tính toán ứng suất biến dạng của vỏ phương tiện ngầm khi chịu tác động của tải trọng từ vụ nổ dưới nước

Bài toán kiểm bền vỏ tàu dưới tác dụng của sóng xung kích sinh ra từ vụ nổ bom có tính chất không dừng (phụ thuộc vào thời gian) rất cao do sự biến thiên liên tục của các giá trị áp suất trên mặt sóng xung kích. Tuy nhiên với đặc điểm bài toán kiểm bền, người ta luôn khảo sát đối tượng ở các điều kiện làm việc khắc nghiệt nhất, như trong trường hợp này là khi áp suất trên mặt sóng xung kích đạt giá trị lớn nhất. Do vậy để đơn giản mô hình tính toán và tiết kiệm thời gian khảo sát, nhóm nghiên cứu sử dụng mô hình tính toán tĩnh trong điều kiện áp suất sóng xung kích lớn nhất thay vì mô hình không dừng có áp suất biến thiên dao động theo thời gian từ giá trị lớn nhất đến giá trị nhỏ nhất.

Và đối với bài toán cơ học dạng tĩnh tức là phân tích vật thể ở trạng thái đứng yên dưới sự tác động của tải trọng, lực hay mômen lực, phần mềm ANSYS/ Static Structural được nhóm tác giả sử dụng để phân tích và xác đính trạng thái ứng suất, biến dạng của chi tiết...qua đó kiểm tra độ bền của các kết cấu cụ thể, tìm ra ứng suất tại từng vị trí, chỉ ra được các vị trí chịu ứng suất lớn nhất và mô phỏng sự biến dạng của chi tiết. Để phân tích một bài toán kết cấu dạng tĩnh, phải thực hiện các bước sau:

1. Engineering Data: Lựa chọn và thiết lập các thông số vật liệu
2. Geometry: Xây dựng mô hình hình học
3. Model: Thiết lập mô hình phần tử hữu hạn
4. Set up: Đặt các ràng buộc và tải
5. Solution: Phân tích
6. Results: Kết quả phân tích.



Hình 5. Mô đun giải bài toán cơ học tĩnh

3.1. Tính toán áp suất trên mặt SXK theo các khoảng cách tới tâm nổ

Xét vụ nổ trong nước biển ở độ sâu 50 m, khối lượng thuốc nổ tương đương 250 kg TNT. Phương tiện ngầm có mặt trong vùng nước thuộc phạm vi 100 m tính từ tâm nổ, dưới tác dụng của sóng xung kích sinh ra từ vụ nổ, vỏ PTN sẽ có ứng suất và biến dạng khác nhau tùy thuộc vào khoảng cách tới tâm nổ. Bằng các công thức thực nghiệm trình bày ở trên [7], xác định được áp suất lớn nhất trên mặt sóng xung kích theo khoảng cách tới tâm nổ và sự biến thiên của áp suất theo thời gian như thể hiện trên các Hình 6 -10.

3.2. Tính toán ứng suất biến dạng vỏ PTN dưới tác dụng của SXK sinh ra trong vụ nổ

Do tính đối xứng và lặp lại của các kết cấu vỏ PTN nên để giảm thiểu thời gian tính toán khảo sát và không yêu cầu cấu hình máy tính quá cao, mô hình vỏ PTN được lựa chọn khảo sát chỉ là một phần kết cấu của vỏ PTN. Vị trí kết cấu vỏ được chọn khảo sát nằm tại khu vực giao giữa kết cấu thượng tầng (tháp chỉ hủy) với thân PTN. Mô hình 3D của kết cấu vỏ PTN được vẽ trên phần mềm thiết kế Inventor như thể hiện trên Hình 11.

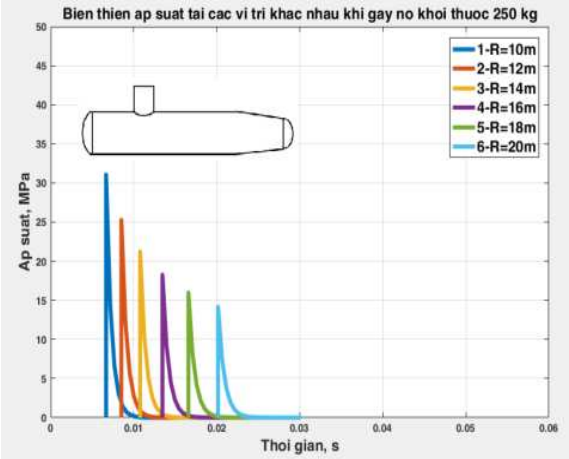
Phần kết cấu vỏ PTN lựa chọn khảo sát bao gồm bề mặt thép mỏng bao bên ngoài, được gia cường bằng các sườn tăng cứng bên trong. Sườn tăng cứng có mặt cắt ngang hình dạng chữ T ngược, có dạng vòng bao ép phía trong lớp vỏ thép bên ngoài. Giữa bề mặt vỏ thép bên ngoài và các sườn tăng cứng liên kết với nhau bằng phương pháp hàn, Hình 12.

Vật liệu tạo nên các kết cấu vỏ PTN được chọn là thép với các tham số tính chất như trên Bảng 2. PTN hoạt động trong vùng chịu ảnh hưởng của sóng xung kích với các áp suất lớn nhất tương ứng là 3 Mpa, 7 Mpa, 14 MPa và 32 MPa (tương ứng với các khoảng cách khác nhau tới tâm nổ thể hiện trong các Hình 6-10 và Bảng 3.

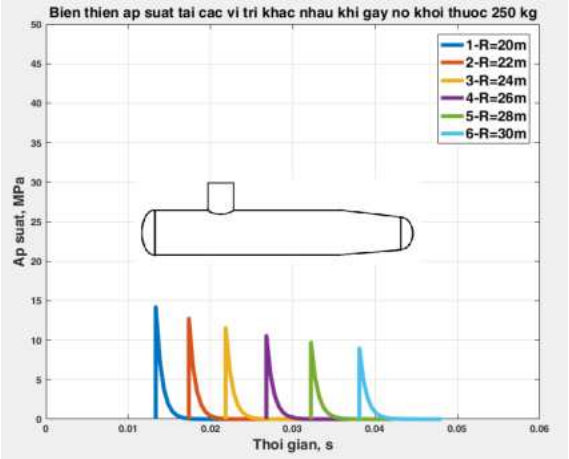
Công tác chia lưới mô hình kết cấu vỏ PTN được thực hiện theo phương pháp phần tử hữu hạn, ở chế độ tự động được tích hợp sẵn trong phần mềm Ansys như thể hiện trên Hình 13. PTN hoạt động ở độ sâu 50m, do vậy phần kết cấu vỏ PTN trong mô hình tính toán cũng

phải chịu tác dụng của lực thủy tĩnh tương ứng độ sâu 50m là 0.5 MPa như chỉ ra trên Hình 14.

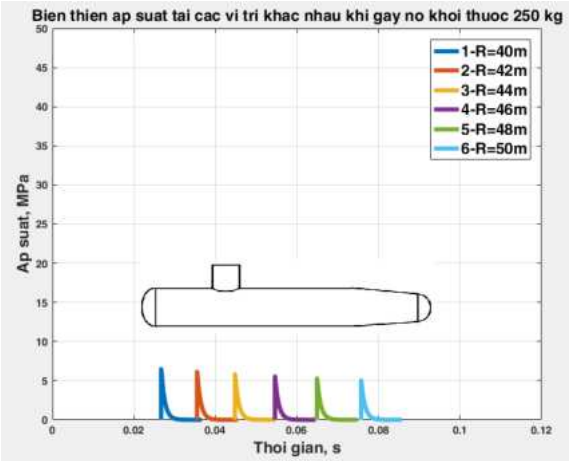
Đại lượng áp suất lớn nhất từ sóng xung kích của vụ nổ tác dụng lên PTN chủ yếu trên bề mặt lớp vỏ ngoài cùng. Hướng tác dụng của áp suất sóng xung kích theo phương vuông góc với bề mặt lớp vỏ ngoài của PTN.



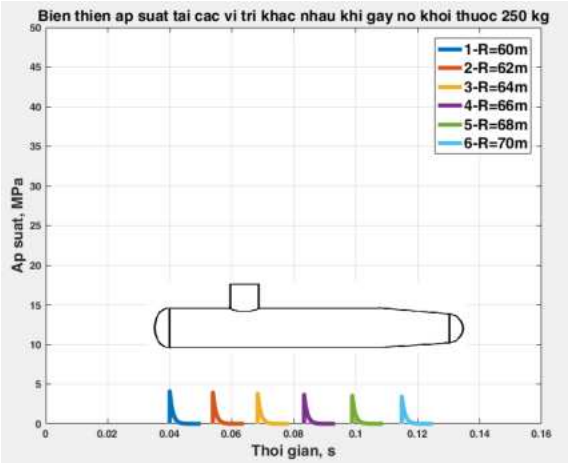
Hình 6. Biến thiên áp suất trên mặt SXK tại khoảng cách tới tâm nổ 10-20 m



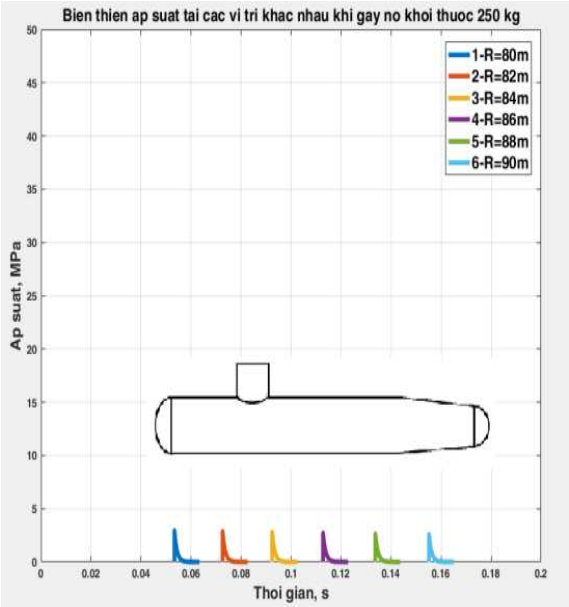
Hình 7. Biến thiên áp suất trên mặt SXK tại khoảng cách tới tâm nổ 20-30 m



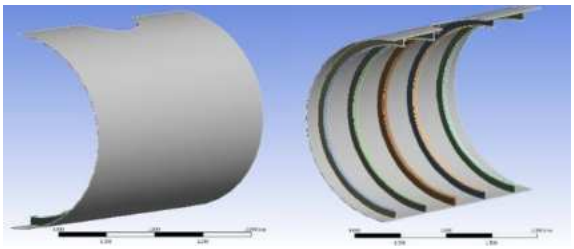
Hình 8. Biến thiên áp suất trên mặt SXK tại khoảng cách tới tâm nổ 40-50 m



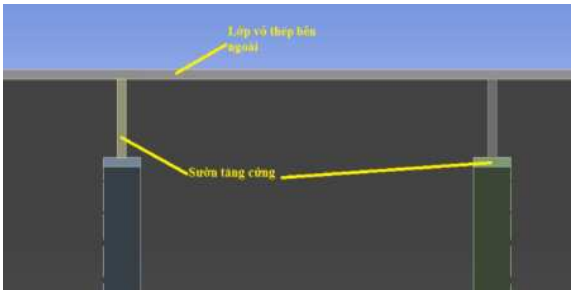
Hình 9. Biến thiên áp suất trên mặt SXK tại khoảng cách tới tâm nổ 60-70 m



Hình 10. Biến thiên áp suất trên mặt SXK tại khoảng cách tới tâm nổ 80-90 m



Hình 11. Mô hình một phần kết cấu vỏ PTN



Hình 12. Kết cấu chính của vỏ PTN

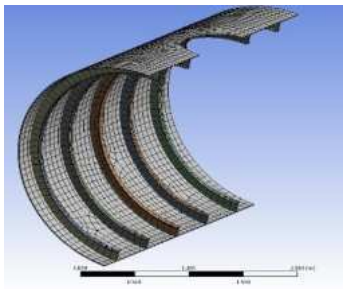
Tùy theo trường hợp khảo sát mà các giá trị áp suất từ sóng xung kích có giá trị tương ứng bằng 3, 7, 14 và 32 MPa như thể hiện trên Bảng 3. Hình 15 mô tả bước đặt tải áp suất từ sóng xung kích lên mô hình khảo sát.

Bảng 2. Các tham số vật liệu thép của vỏ phương tiện ngầm

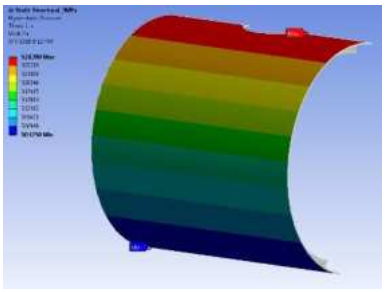
Ứng suất cháy, MPa	329.28
Ứng suất bền, MPa	448.78
Biến dạng phá hủy	0.35
Modun đàn hồi, MPa	205800
Hệ số Possion	0.3

Bảng 3. Khoảng cách tới tâm nổ tương ứng với vùng áp suất lớn nhất tạo từ vụ nổ 250 kg TNT

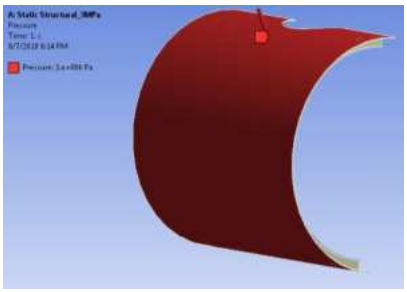
Áp suất nổ lớn nhất, MPa	Dải khoảng cách tương ứng, m
3	60-90
7	40-50
14	20-30
32	10-20



Hình 13. Chia lưới mô hình tính toán



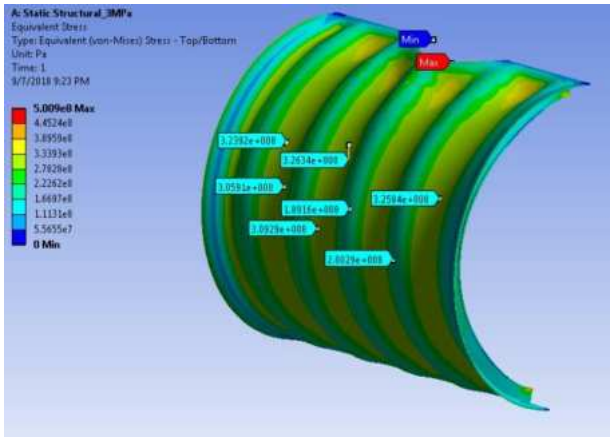
Hình 14. Áp suất thủy tĩnh ở độ sâu 50 m



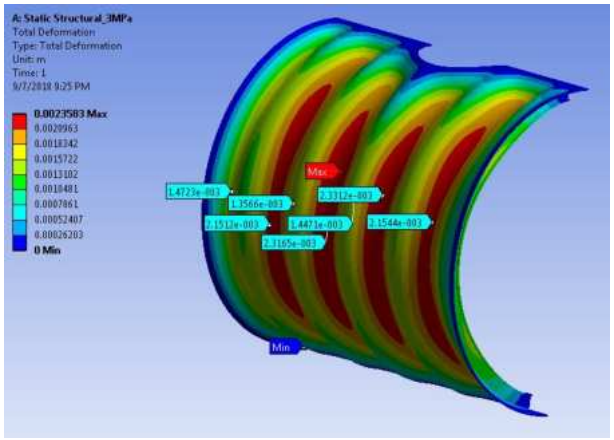
Hình 15. Đặt tải tác dụng của áp suất SXK

Sử dụng trình tự giải bài toán phân tích kết cấu và các bước thiết lập mô hình kiểm bền vỏ PTN đã chỉ ra ở trên, lần lượt đặt tải áp suất cao do sóng xung kích lên mô hình vỏ PTN ta thu được một số hình ảnh kết quả phân tích ứng suất, biến dạng của kết cấu vỏ PTN theo từng trường hợp như sau:

a) Trường hợp áp suất sóng xung kích 3 MPa/ PTN cách tâm nổ 60-90 m



Hình 16. Ứng suất vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 3 MPa/ PTN cách tâm nổ 60-90 m

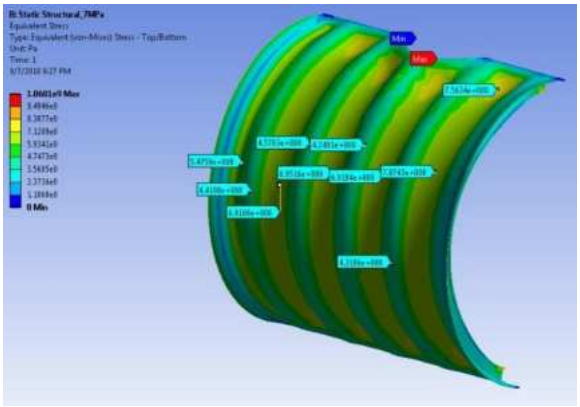


Hình 17. Biến dạng vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 3 MPa/ PTN cách tâm nổ 60-90 m

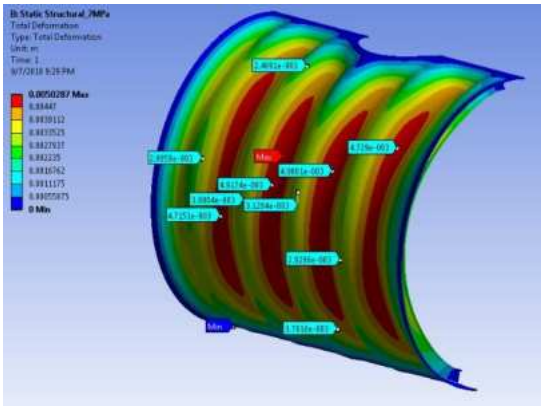
Ứng suất lớn nhất trên mô hình kết cấu vỏ đạt 501 MPa tại vị trí mép tiếp giáp với kết cấu thượng tầng (đài chỉ huy). Tuy nhiên đây là giá trị đặc thù do việc cắt nhỏ mô hình khảo. Các giá trị ứng suất ở hầu hết tất cả các vị trí khác như trên Hình 16 có giá trị lớn nhất chỉ khoảng 325 MPa. Giá trị này nhỏ hơn ứng suất giới han bền của vật liệu thép là 448.78 MPa (Bảng 2), do vậy kết cấu vỏ PTN được cho là đảm bảo điều kiện bền. Chuyển vị lớn nhất của điểm nằm trên vỏ như thể hiện trên Hình 17 đạt giá trị 2.35 mm tại các vị trí trên bề mặt vỏ thép giữa 2 sườn tăng cứng.

b) Trường hợp áp suất sóng xung kích 7 MPa/ PTN cách tâm nổ 40-50 m

Ứng suất lớn nhất đạt được trong trường hợp này là 1068 MPa cũng tại vị trí mép tiếp xúc với kết cấu thượng tầng. Như đã nói ở trên, giá trị này có được là do việc cắt nhỏ mô hình. Khi có điều kiện khảo sát toàn bộ mô hình vỏ tàu các giá trị có thể sẽ thay đổi. Ở các vùng khác của vỏ thép bọc bên ngoài, giá trị ứng suất dao động trong khoảng từ 420 – 756 MPa, Hình 18. Các giá trị trong khoảng này một số sắp xỉ ứng suất giới hạn bền của vật liệu thép, số khác đã vượt qua giới hạn đó, do vậy kết cấu vỏ tầu có thể đã bắt đầu xuất hiện các hư hại nhẹ. Chuyển vị lớn nhất của điểm nằm trên vỏ trường hợp này đạt giá trị xấp xỉ 5 mm như thể hiện trên Hình 19.



Hình 18. Ứng suất vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 7 MPa/ PTN cách tâm nổ 40-50 m



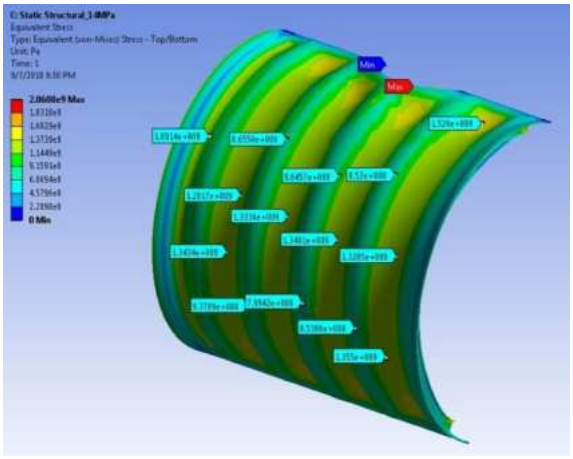
Hình 19. Biến dạng trên vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 7 MPa/ PTN cách tâm nổ 40-50 m

c) Trường hợp áp suất sóng xung kích 14 MPa/ PTN cách tâm nổ 20-30 m

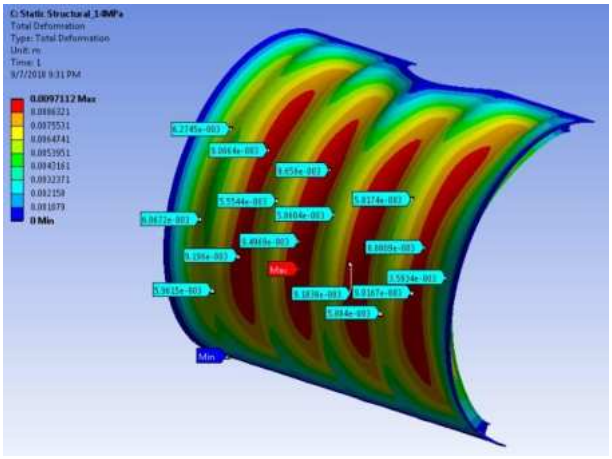
Giá trị áp suất từ sóng xung kích tương đối lớn, gây ra ứng suất trên mô hình kết cấu vỏ PTN khoảng giá trị từ 800 – 1528 MPa, Hình 20. Ứng suất này đã vượt quá ứng suất giới hạn bền của vật liệu thép (Bảng 2) từ 2 đến 3 lần. Với tác động như vậy kết cấu vỏ PTN được cho là bắt đầu biến dạng, và có khả năng xuất hiện nhiều vết nứt, gãy các kết cấu, đặc biệt là ở vùng hàn nối các chi tiết. Đối với các thiết bị bên trong PTN với tác động như vậy có thể gây hư hỏng nặng các hệ thống động cơ, các hệ thống vô tuyến điện tử và hệ thống điều khiển tàu, nguy cơ chìm tàu. Chuyển vị lớn nhất của điểm nằm trên vỏ trong trường hợp này đạt giá trị 9.7 mm tại các khu vực lớp vỏ thép nằm giữa 2 sườn tăng cứng (Hình 21).

d) Trường hợp áp suất sóng xung kích 32 MPa/ PTN cách tâm nổ 10-20 m

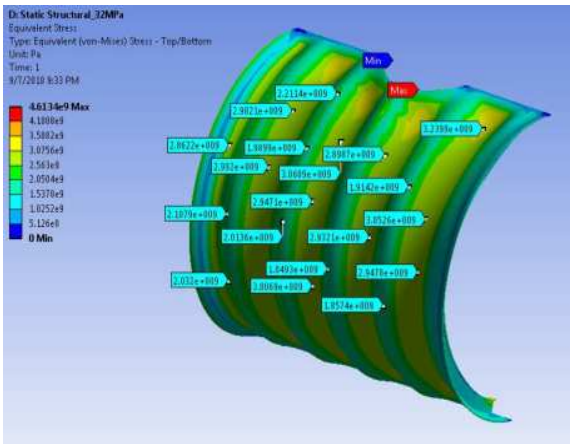
Với áp suất sóng xung kích rất lớn, ứng suất trên kết cấu vỏ PTN đạt giá trị từ 1845 – 3240 MPa (hình 22), gần gấp 10 lần ứng suất giới hạn bền cho phép của vật liệu thép. Trên thực tế với các giá trị như vậy, kết cấu vỏ PTN có thể bị chấn gãy vỡ thành nhiều mảnh nhỏ. Kết cấu được cho là hư hỏng hoàn toàn. Chuyển vị lớn nhất của điểm nằm trên kết cấu vỏ PTN đạt giá trị lớn nhất là 21.76 mm tại vị trí như thể hiện trên Hình 23.



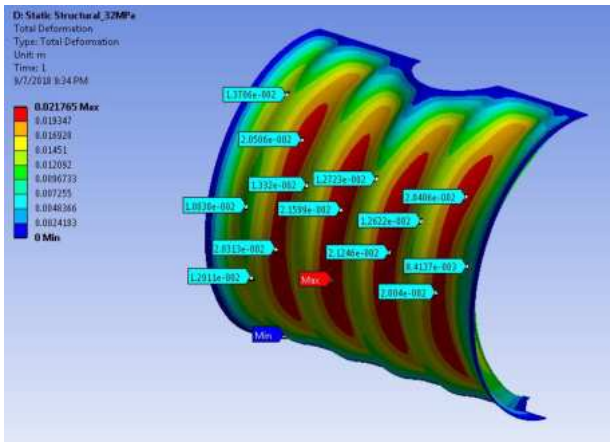
Hình 20. Ứng suất vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 14 MPa/ PTN cách tâm nổ 20-30 m



Hình 21. Biến dạng trên vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 14 MPa/ PTN cách tâm nổ 20-30 m



Hình 22. Ứng suất vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 32 MPa/ PTN cách tâm nổ 10-20 m



Hình 23. Biến dạng trên vỏ tàu ở trường hợp áp suất SXK 32 MPa/ PTN cách tâm nổ 10-20 m

4. Kết luận

Bài báo nghiên cứu xây dựng mô hình vỏ phương tiện ngầm, tính toán xác định các tham số năng lượng từ vụ nổ dưới nước. Quá trình tính toán có sự kết hợp linh hoạt các phương pháp mô phỏng số và lý thuyết thực nghiệm, trong đó số liệu tải trọng nổ dưới nước (áp suất từ vụ nổ) được xác định bằng công thức thực nghiệm, có sự kiểm chứng một số trường hợp với số liệu từ tính toán mô phỏng. Từ đó có cơ sở khảo sát kiểm bền vỏ kết cấu phương tiện ngầm chịu tác động của tải trọng nổ tĩnh dưới nước ở các khoảng cách khác nhau tới tâm nổ. Kết quả nhận được là hình ảnh ứng suất, biến dạng của vỏ kết cấu phương tiện ngầm cho từng trường hợp khảo sát. Kết quả mô phỏng thể hiện trực quan sinh động, đảm bảo yếu tố khoa học, đáng tin cậy.

Tài liệu tham khảo

1. Radosław Kiciński, Bogdan Szturomski (2020). Pressure Wave Caused by Trinitrotoluene (TNT) Underwater Explosion—Short Review. *Appl. Sci*. 2020, 10, 3433; doi:10.3390/app10103433.
2. Robert H-Cole (1948). Underwater-Explosins. *Princeton*, New Jersey.
3. Bogdan Szturomski (2015). The effect of an underwater explosion on a ship. *Scientific Journal of Polish Naval Academy*, 2015 (LVI), 2 (201). DOI: 10.5604/0860889X.1172074.
4. Jeffrey W. Stettler (1995). Damping mechanisms and their effects on the whipping response of a submerged submarine subjected to an underwater explosion. *Massachusetts Institute of Technology*. Jeffrey W. Stettler.
5. Cho-Chung Liang, Wen-Hao Lai, Ching-Yu Hsu (1998). Study of the nonlinear responses of a submersible pressure hull. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 75 (1998) 131–149.
6. Bogdan Szturomski, Andrzej Grządziela, Radosław Kiciński (2014). Analysis of the pressure wave parameters caused by TNT underwater explosion forced on the hull of minehunter. *International ltd. Journal of vibroengineering*. Dec 2014, volume 16, issue 8. Issn 1392-8716.
7. Igor Korobiichuk, Viktorij Mel'nick and Volodimir Karachun (2020). Effect of Acoustic Shock on Submarine. *Appl. Sci*. 2020, 10, 4993; doi:10.3390/app10144993.
8. Nicholas Bradbeer (2013). Implications for Underwater Shock Response of Adopting Simplified Structural Styles in Warships. *A thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy*
9. Rouhollah Amirabadi, Reza Ghazangian (2018). A Comprehensive Study of an Identical Submarine Subjected to Explosion. *International journal of coastal & offshore engineering*. IJCOE Vol.2/No. 1/Spring 2018 (21-34).
10. Elsayed Fathallah, Hui Qi, Lili Tong, Mahmoud Helal (2015). Numerical investigation of the dynamic response of optimized composite elliptical submersible pressure hull subjected to non-contact underwater explosion. *Composite Structures* 121 (2015) 121–133. http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.11.016.
11. Hao Wang, Xi Zhu, Yuan Sheng Cheng, Jun Liu (2014). Experimental and numerical investigation of ship structure subjected to close-in underwater shock wave and following gas bubble pulse. *Marine Structures* 39 (2014) 90-117. http://dx.doi.org/10.1016/j.marstruc.2014.07.003.
12. C.Y. Jen (2009). Coupled acoustic–structural response of optimized ring-stiffened hull for scaled down submerged vehicle subject to underwater explosion. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 52 (2009) 96–110. doi: 10.1016/j.tafmec.2009.08.006

13. Mahmoud Helal, Huinan Huang, Elsayed Fathallah, Defu Wang, Mohamed Mokbel ElShafey and Mohamed A. E. M. Ali (2019). *Appl. Sci*. 2019, 9, 3489; doi:10.3390/app9173489.
14. Neetu Jha, B. S. Kiran Kumar (2014). Under Water Explosion Pressure Prediction and Validation Using ANSYS/AUTODYN. *International Journal of Science and Research* (IJSR), ISSN (Online): 2319-7064, Impact Factor (2012): 3.358. Volume 3 Issue 12, December 2014.
15. Wang, G., Wang, Y., Lu, W., Zhou, W., Chen, M., & Yan, P. (2016). On the determination of the mesh size for numerical simulations of shock wave propagation in near field underwater explosion. *Applied Ocean Research*, 59, 1-9. http://dx.doi.org/10.1016/j.apor.2016.05.011
16. Zhang, A., Wen-shan, Y., & Xiong-liang, Y. (2012). Numerical simulation of underwater contact explosion. *Applied Ocean Research*, *34*, 10-20. doi: 10.1016/j.apor.2011.07.009.
17. Zi-Fei Meng, Xue-Yan Cao, Fu-Ren Ming, A-Man Zhang, and Bin Wang (2019). Study on the Pressure Characteristics of Shock Wave Propagating across Multilayer Structures during Underwater Explosion. *Hindawi, Shock and Vibration*, Volume 2019, Article ID 9026214, 19 pages. https://doi.org/10.1155/2019/9026214.
18. Nguyễn Gia Thắng, Trần Bá Tấn, Nguyễn Trường Thanh (2016). Phương pháp tính toán áp suất sóng nổ dưới nước khi có vật cản. *Tạp chí Nghiên cứu KH&CN quân sự*, Số đặc san Tên lửa.
19. Ngô Ngọc Thủy, Nguyễn Vũ Hùng, Hòang Văn Tuấn (2017). Nghiên cứu ảnh hưởng của góc tới đến kết quả của giá trị áp lực của sóng nổ tác dụng lên công trình bằng phần mềm ansys autodyn 3d. *Tạp chí Xây dựng*, 7/2017.
20. Đàm Trọng Thắng, Vũ Đình Lợi, Tô Đức Thọ (2016). Nghiên cứu áp lực của sóng nổ dưới nước lên chướng ngại có dạng hình elip tròn xoay. *Tạp chí Khoa học Kỹ thuật Mỏ - Địa chất* Số 55 (2016) 89-96.
21. Ngô Ngọc Thủy, Hòang Văn Tuấn, Đoàn Khắc Đạt, Nguyễn Mạnh Hà (2016). Nghiên cứu quá trình nổ trong môi trường không khí bằng phần mềm ansys autodyn. *Tạp chí Xây dựng*, 4/2016.
22. Vũ Đình Lợi, Tô Đức Thọ, Nguyễn Tương Lai, Lê Anh Tuấn, Nguyễn Công Nghị (2015). Nghiên cứu thực nghiệm tác dụng giảm chấn của công trình chịu tải trọng sóng xung kích dưới nước ở quần đảo trường sa. *Tạp chí Khoa học và Công nghệ Biển*; Tập 15, Số 1; 2015: 98-103. DOI: 10.15625/1859-3097/15/1/4925.
23. Ngô Ngọc Thủy (2011). Xác định giá trị áp lực sóng nổ của các vụ nổ đồng thời tác dụng lên nóc công trình. *Tạp chí KHCN Xây dựng* - số 1/2021.
24. Tô Đức Thọ (2016). Nghiên cứu sự lan truyền của sóng nổ trong nước và tương tác của sóng nổ đối với chướng ngại công trình. *LATS Kỹ thuật*, Hà Nội – 2016.

Simulation study on stress and deformation of cylindrical shells under the impact of static underwater explosion loading

Abstract: *The paper presents a numerical simulation approach and theoretical calculations to determine a cylindrical shell's stress and deformation values subjected to static underwater explosion loading under specific conditions. The results of the study provide a basis for accurately evaluating and designing cylindrical shells while enhancing structural durability, safety, and design efficiency in complex underwater working conditions.*

Keywords: Simulation; stress and deformation; explosion loading; underwater vehicle.

Modeling and Reduction of Viscoelasticity Effects on Cylindrical Dielectric Elastomer Actuators

Nguyen Tuan Dung

Faculty of Aerospace Engineeringe, Le Quy Don Technical University

Email: dungnt@lqdtu.edu.vn; Tel: 0385249037

Abstract

Cylindrical dielectric elastomer actuator (CDEA) is known as a self-prestretching structure of dielectric elastomer actuators (DEAs. However, the inherent viscoelastic nonlinearity of CDEAs causes the response of the actuator to exhibit hysteresis characteristic, these features make the modeling and control of CDEA challenging and may limit their motion accuracy in practical application. In this paper, the Prandtl-Ishlinskii (P-I) model is used to describe the viscoelastic hysteresis characteristics of the actuator. Then, a feedforward control system is proposed and the experimental results demonstrated that the proposed method can completely reduction the undesirable energy dissipation caused by viscoelasticity hysteresis. To the best knowledge of the author, this work is the first attempt to comprehensively reduction the nonlinear viscoelastic characteristics of CDEA, it may accelerate the practical application of CDEA in soft robotics and high-precision positioning fields.

Keywords: *Cylindrical dielectric elastomer actuator; Viscoelastic hysteresis; Soft robot*

1. Introduction

CDEA is shown as a smart actuator, which working principle is based on the electromechanical coupling characteristics of dielectric elastic materials (DEs). As shown in Figure 1(a), the dielectric elastomer membrane forms as a sandwich structure consisting of a layer of dielectric elastomer between two compliant electrodes. When a high voltage is applied in the direction of the membrane thickness, the two electrodes gain charge $+Q$ and $-Q$ attract each other, forming an electrostatic force, which makes the DEs membrane shrinks in thickness and expand in the area. Compared to other smart materials, DEs exhibit energy density (3.4 J/g), high efficiency (up to 90%), high strain rate (up to 380%), low cost, low modulus, and excellent environmental compliance [1-3]. Therefore, many DEA configurations have been investigated with multiples structures to generate different actuation, which allows them can mimic natural muscle and makes it have promising potential for the field of soft robots [4-7].

Reference to viscoelastic reduction of the DEAs, previous studies have shown that, dielectric elastomer actuators (DEAs) due to the viscoelasticity of materials caused the energy dissipation characteristics, lead to viscoelastic creep and viscoelastic hysteresis are two nonlinear viscoelastic factors. On the basis of improving actuator stability, many efforts have been made in the literature. Using physics-based models, [8] adopted SLS model, a widely used rheological model, to describe the energy dissipation characteristics caused by viscoelasticity [9], and proposed an open-loop control method to reduction the viscoelastic creep characteristics of the planar DEA. Zou et al [10] proposed a phenomenal model to reduction the creep properties of DEA, and the results show that the creep of DEA can be reduced to 7% and

overshoot is almost completely removed. Adopting a conventional feedback controller [11] was eliminate DEA creep by using PID controller, this method presents a several challenge that how to establish a high accuracy creep characterization model and find a set of optimal controller parameters to improve the effectiveness of the controller. Based on the hyperelastic characteristics of DEA combined with the generalized Kelvin-Voigt model, [12] presented a simple open-loop method to increase the response speed and reduction the viscoelastic creep of dielectric elastomer actuators, but in this study the viscoelastic hysteresis is still not understood. The previous research of smart materials has found that Prandtl–Ishlinskii (P-I) model is an effective model to characterize the asymmetric and rate-dependent properties of the hysteresis loop, and is widely used to describe the complex hysteresis nonlinearity of the smart actuator such as Giant Magnetostrictive actuator (GMA) [13], piezoelectric actuator [14]. As hysteresis research based on dielectric elastic materials, Zou in his works used the P-I model to describe nonlinear hysteresis phenomena with asymmetric and rate-dependent characteristics [15], and it was successfully used in another study to present direct inverse hysteresis compensation controller with a phenomenological hysteresis model [16].

As a contribution, this study investigates the energy dissipation characteristics induced by the viscoelasticity of the CDEA. The P-I model is employed to characterize the nonlinear hysteresis behavior of the actuator. Based on the proposed hysteresis model, a compensation controller is developed to mitigate the viscoelastic hysteresis effect of the CDEA..

2. Method

In this study, the phenomenological approach was adopted as the modeling framework.. First, an experimental platform was established to investigate the viscoelastic creep behavior of CDEA under alternating voltage excitation. Subsequently, the P-I model is employed to formulate the viscoelastic hysteresis model and establish the control compensator.

2.1 Experimental Description

The CDEA is fabricated by winding a pre-stretched dielectric elastomer membrane multiple times around a pre-compressed spring. Its actuation mechanism arises from the interplay between the compressive force generated within the dielectric elastomer (DE) membrane and the restoring force exerted by the spring. A comprehensive explanation of the fabrication process, underlying working principles, actuation mechanisms, and experimental setup has been detailed in our previous work [17].

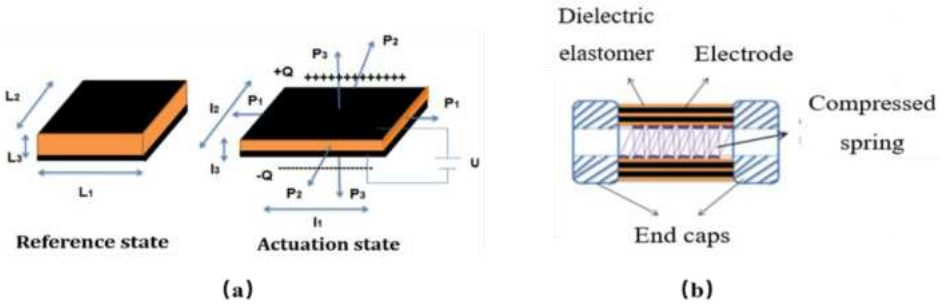


Figure 1. (a) Actuation process of the DEs membrane (b) CDEA

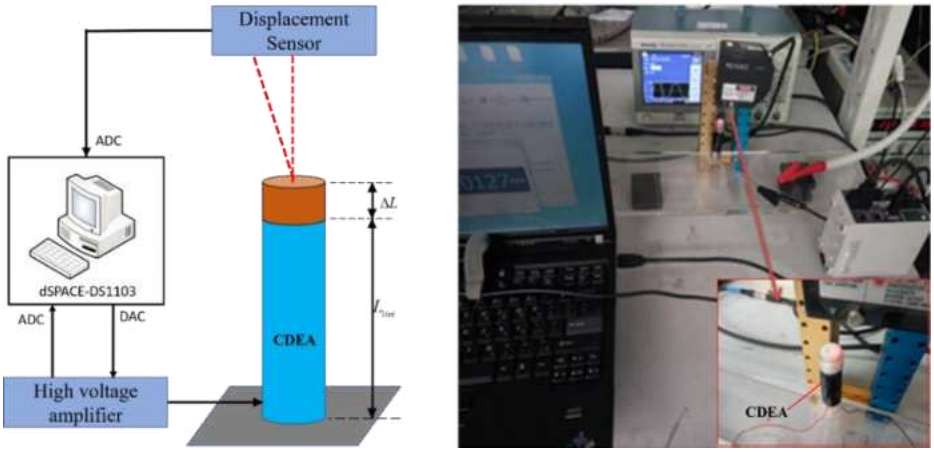


Figure 2. The experimental platform (a) Block diagram (b) Experimental setup

2.2 Viscoelastic hysteresis mathematical model

Based on the hysteresis characteristics of the Preisach model, P-I has been widely used to describe the hysteresis effect because of its analytical inversion. To describe the asymmetric characteristics of most intelligent actuators, without increasing the complexity of the model's mathematical form, and increasing the identification ability of the model, based on the traditional P-I model [15].

Different from other smart actuators, due to the influence of viscoelastic creep, the viscoelastic hysteresis of the CDEA at the initial time be in a non-zero position y_0. Considering the initial output position, and adopting a discrete form of the integration, the hysteresis model of the CDEA can be express as:

$$y(t) = a_1 v + a_2 v^2 + a_3 v^3 + \sum_{i=1}^{n} p_i F_{r_i}[v](t) + y_0 \tag{1}$$

Where $g(v)(t) = \sum_i a_i v^i$ is a polynomial function of the input signal

3. Result

3.1 Experimental results

To understand the dynamic response behavior of CDEA, the input voltage signal used in the experiment is $U = 2.5 + 2.5\sin(2\pi ft - 0.5\pi)$ (kV), and several sinusoidal frequency voltages $(0.2,\ 0.4,\ 1\ Hz)$ are employed to actuate the CDEA. Figure 3 shows the response strain output of the CDEA, from the in-time domain experimental results we can observe that: (1) Figure 3(a) shows that the response amplitude of the CDEA decreases as frequency increases due to the actuator's inability to fully relax within each cycle, limiting its actuation performance. (2) As the excitation frequency rises from $0.2\ Hz$ to $1\ Hz$, the actuator requires more time to stabilize, leading to output displacement drift. Higher frequencies prolong the relaxation process, making creep behavior more complex. (3) Figure 3(b) highlights the nonlinear input-output relationship, where the periodic response differs between loading and unloading phases, demonstrating viscoelastic hysteresis. Figures 3(c) and 3(d) confirm that this hysteresis stabilizes over time, while frequency variations induce asymmetric hysteresis loops.

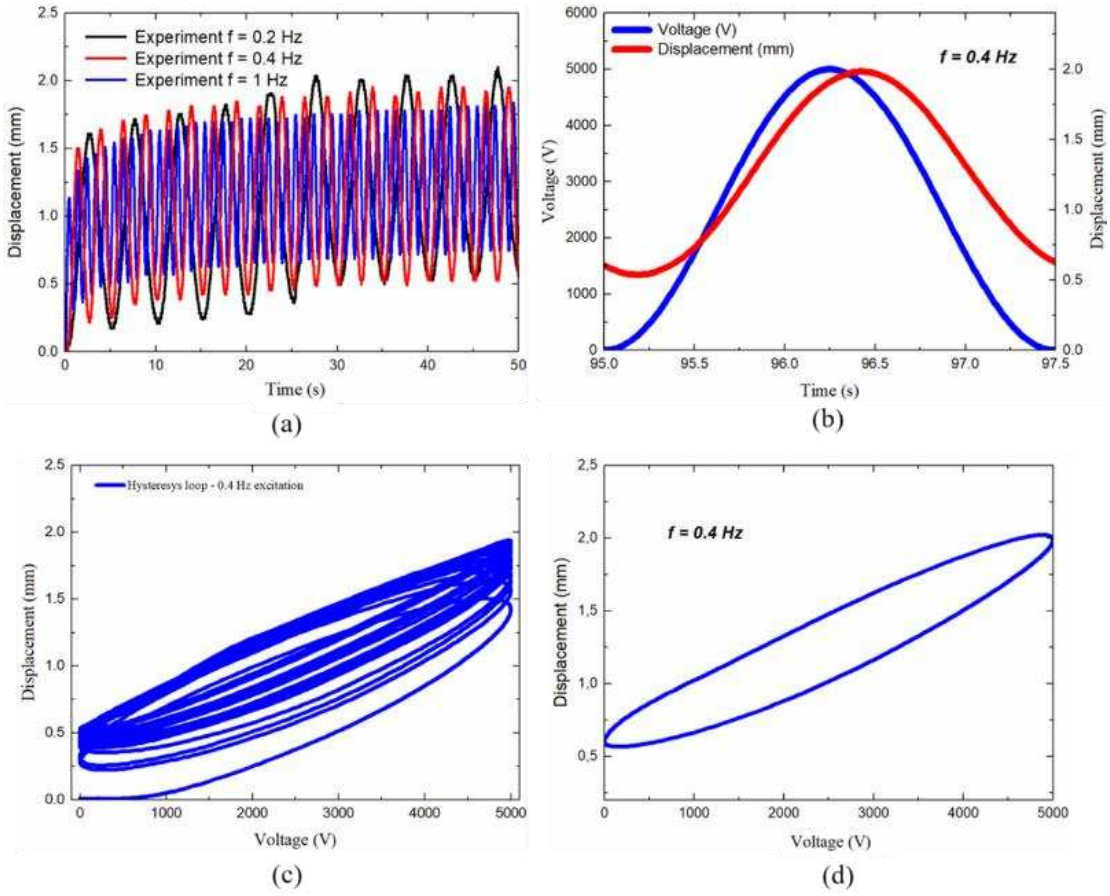


Figure 3. The experimental results of the CDEA (a) Response at different excitation frequencies (b) The phase difference between input and output (c) The hysteresis loop in the entire response process (d) The hysteresis loop in the steady-state

3.2 Viscoelastic hysteresis modeling

As the validation of the viscoelastic hysteresis mathematical model, the response under the excitation frequency $f = 0.2\ Hz$ was used as the prediction objective. In this work, ten play operators are chosen and the nonlinear least squares algorithm with MATLAB *lsqnonlin* function was used to identify the model parameters. Figure 4(a) shows the prediction results of the proposed model, and the identification parameters are listed in Table 1.

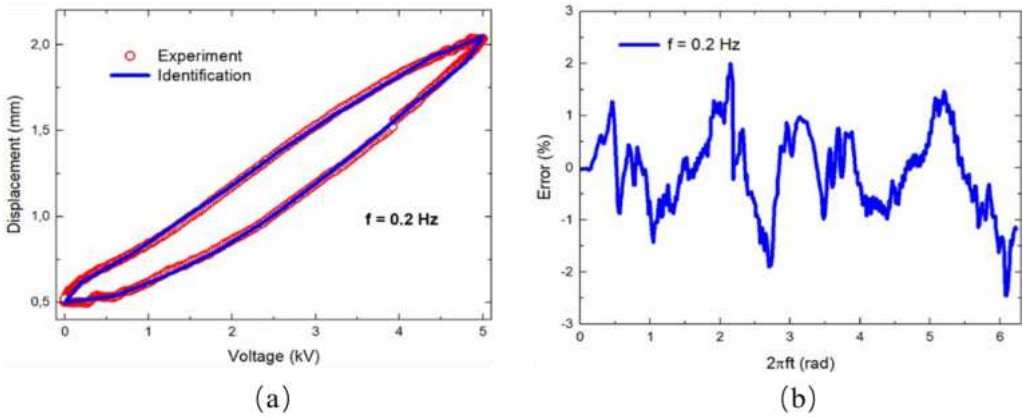


Figure 4. Predictive ability of the P-I model (a) comparative between experimental and simulation results (b) The prediction error

Table 1. Identification results of the P-I model

Parameters	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
r_i	0	0.6	1.2	1.8	2.4	3	3.6	4.2	4.8	5.4
b_i	0.312	0.1243	0.0357	0.0515	0.0496	-0.012	0.0172	-0.059	0.3263	-3
a_i	0.002	0	0.312							

To further verify the validity of the model the prediction errors are defined as follows:

$$error = \frac{\lambda_e - \lambda_s}{\max(\lambda_e) - \min(\lambda_e)} \tag{2}$$

Where λ_p and λ_e represent model prediction results and experimental data of CDEA, $\max(\lambda_e)$ and $\min(\lambda_e)$ determine the maximum and minimum values of experimental data in the consideration domain. As shown in Figure 4(b), the maximum prediction error is 2.5%, which indicates that the model can be high precision describe the nonlinear hysteresis characteristics of CDEA.

To avoid the complex calculation process of the inverse model, direct inverse hysteresis has been shown as an effective method to quickly obtain the hysteresis compensation controller. This method indicates that the inverse hysteresis loop in essence is caused by the hysteresis phenomenon, so the hysteresis model can be used to describe the inverse hysteresis effect. The mathematical form of thhhnhe inverse model is shown as above P-I model, the only difference is the exchange places of the input and output signal, therefore, the inverse hysteresis model can be expressed as:

$$V(t) = a_1 y^3(t) + a_2 y^2(t) + a_3 y(t) + \sum_{i=1}^{n} p_i F_{r_i}[y](t) \tag{3}$$

Based on the inverse hysteresis model obtained, we take the desired output displacement signal as the input value, and the final hysteresis control voltage signal obtained is shown in Figure 5. It can be seen from the obtained results that the control voltage signal is an irregular sinusoidal voltage signal, and the loading and unloading processes in an average are asymmetrical.

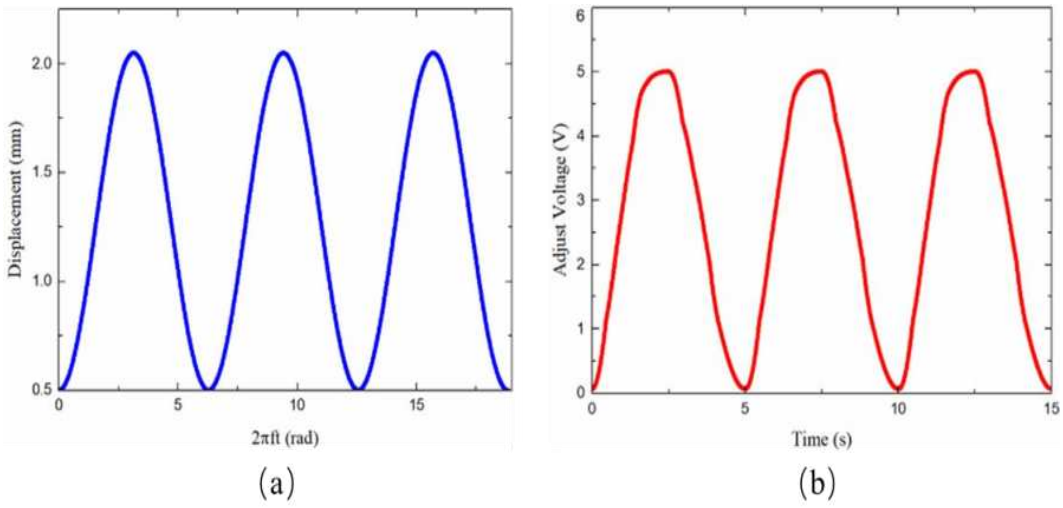


Figure 5. The inverse effect characteristic of the hysteresis compensation method (a) Desired output displacement (b) The adjust voltage

3.3 Reduction of Viscoelastic Hysteresis

In this study, the desired response is considered as a fully sinusoidal response. Under alternating voltage excitation, the response of dielectric elastic cylindrical actuator during unloading is different from that during loading. Guo [18] has mentioned this conclusion in his own research and pointed out that this phenomenon is a property of viscoelastic hysteresis and leads to the asymmetric characteristics of the hysteresis ring. After the viscoelastic control compensation is implemented, in order to further quantitatively analyze the effectiveness of the control compensation method, the maximum compensation error e_m can be defined as follows:

$$e_m = \max \frac{D - D_d}{\max(D_d) - \min(D_d)} \tag{4}$$

Where D and D_d represent the original measured displacement and the output displacement after compensation, respectively.

When the excitation voltage frequency $f = 0.2\ Hz$, considering the response of the CDEA in the last three cycles of the steady state, the viscoelastic control compensation results can be shown in Figure 6. Compared with the expected displacement of the driver before and after the control compensation, the compensation results can be reduced from 24.89% to 4.96%.

Based on the control compensation method proposed in the above part, the same control compensation model is used to verify the driver under different frequency alternating voltage excitation. The corresponding compensation errors detailed in Table 2. These results further validate the reliability of the adopted viscoelastic hysteresis model and the effectiveness of the control compensation method.

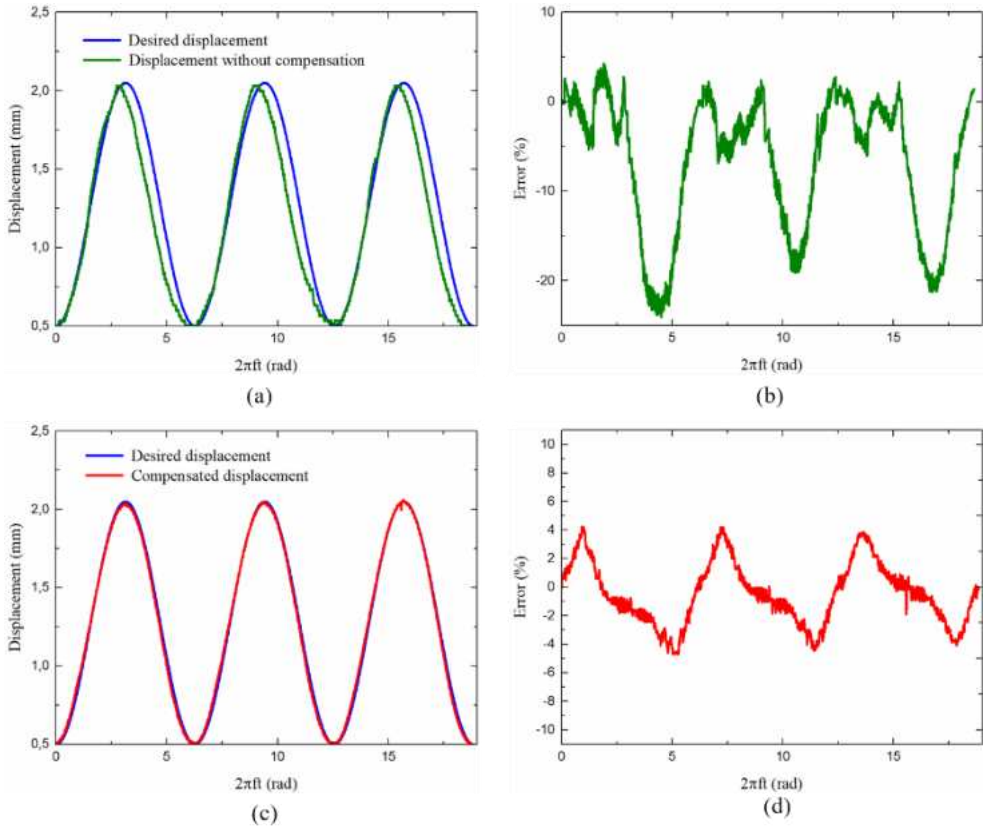


Figure 6. Steady-state response of the CDEA under alternating voltage ($f = 0.2Hz$) excitation

(a) Original response (b) Original error (c) Compensation response (d) Compensation error

Table 2. Viscoelastic hysteresis compensation error under different frequencies

Frequency (Hz)	e_m without compensation (%)	e_m with compensation (%)
0.1	25.12	4.85
0.2	24.89	4.96
0.4	25.43	6.17
1	26.57	7.89

4. Conclusion

This study presents the first comprehensive investigation of the viscoelastic hysteresis characteristics in dielectric elastomer cylindrical actuators. An improved Prandtl-Ishlinskii (P-I) model is utilized to accurately describe their nonlinear hysteresis behavior. The results demonstrate that the P-I model effectively captures both hysteresis and inverse hysteresis properties of the actuators. Based on this model, a viscoelastic hysteresis compensator specifically designed for dielectric elastomer cylindrical actuators is developed. Experimental evaluations confirm that the compensator achieves robust performance across various alternating voltage frequencies, significantly reducing the impact of asymmetric viscoelastic hysteresis. Quantitative analysis of the compensation error indicates a notable reduction, from a maximum of 26.57% to a minimum of 7.89%. These findings validate the effectiveness of the proposed compensator and highlight its potential to advance practical applications of CDEA.

References

[1] Pei, Q., Pelrine, R., Stanford, S., Kornbluh, R., & Rosenthal, M. (2003). Electroelastomer rolls and their application for biomimetic walking robots. *Synthetic Metals*, 135, 129-131.

[2] O'Halloran, A., O'malley, F., & McHugh, P. (2008). A review on dielectric elastomer actuators, technology, applications, and challenges. *Journal of Applied Physics*, 104(7).

[3] Carpi, F., Kornbluh, R., Sommer-Larsen, P., De Rossi, D., & Alici, G. (2010). Guest editorial introduction to the focused section on electroactive polymer mechatronics. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 16(1), 1-8.

[4] Liu, L., Liu, Y., & Leng, J. (2013). Theory progress and applications of dielectric elastomers. *International Journal of Smart and Nano Materials*, 4(3), 199-209.

[5] Bar-Cohen, Y. (2004). EAP as artificial muscles: progress and challenges. *Smart Structures and Materials 2004: Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD)*, 5385, 10-16.

[6] Pelrine, R., Sommer-Larsen, P., Kornbluh, R. D., Heydt, R., Kofod, G., Pei, Q., & Gravesen, P. (2001, July). Applications of dielectric elastomer actuators. In Smart Structures and Materials 2001: *Electroactive Polymer Actuators and Devices* (Vol. 4329, pp. 335-349). SPIE.

[7] Löwe, C., Zhang, X., & Kovacs, G. (2005). Dielectric elastomers in actuator technology. *Advanced engineering materials*, 7(5), 361-367.

[8] Zhang, J., Wang, Y., McCoul, D., Pei, Q., & Chen, H. (2014). Viscoelastic creep elimination in dielectric elastomer actuation by preprogrammed voltage. *Applied Physics Letters*, 105(21).

[9] Chiang Foo, C., Cai, S., Jin Adrian Koh, S., Bauer, S., & Suo, Z. (2012). Model of dissipative dielectric elastomers. *Journal of Applied Physics*, 111(3).

[10] Zou, J., Gu, G. Y., & Zhu, L. M. (2016). Open-loop control of creep and vibration in dielectric elastomer actuators with phenomenological models. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 22(1), 51-58.

[11] Zhang, R., Iravani, P., & Keogh, P. (2017). Closed loop control of force operation in a novel self-sensing dielectric elastomer actuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 264, 123-132.

[12] Poulin, A., & Rosset, S. (2019). An open-loop control scheme to increase the speed and reduce the viscoelastic drift of dielectric elastomer actuators. *Extreme Mechanics Letters*, 27, 20-26.

[13] Zhu, Y., & Li, Y. (2015). A hysteresis nonlinear model of giant magnetostrictive transducer. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 26(16), 2242-2255.

[14] Wang, Q., & Su, C. Y. (2006). Robust adaptive control of a class of nonlinear systems including actuator hysteresis with Prandtl–Ishlinskii presentations. *Automatica*, 42(5), 859-867.

[15] Zou, J., & Gu, G. (2018). Modeling the viscoelastic hysteresis of dielectric elastomer actuators with a modified rate-dependent prandtl–ishlinskii model. *Polymers*, 10(5), 525.

[16] Zou, J., & Gu, G. (2018). High-precision tracking control of a soft dielectric elastomer actuator with inverse viscoelastic hysteresis compensation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, *24*(1), 36-44.

[17] Nguyen, T., Li, J., Sun, L., Zhang, Y., Tran, D., & Xuan, F. (2022). Modeling the viscoelastic creep of the cylindrical dielectric elastomer actuator. *Applied Physics A*, *128*(3), 237.

[18] Gu, G. Y., Gupta, U., Zhu, J., Zhu, L. M., & Zhu, X. (2017). Modeling of viscoelastic electromechanical behavior in a soft dielectric elastomer actuator. *IEEE Transactions on Robotics*, *33*(5), 1263-1271.

Mô hình hóa và giảm thiểu ảnh hưởng của đặc tính đàn nhớt trên cơ cấu chấp hành điện môi đàn hồi hình trụ

Tóm tắt: *Cơ cấu chấp hành điện môi đàn hồi hình trụ (CDEA) được biết đến như một cấu trúc linh hoạt trong các cơ cấu chấp hành điện môi đàn hồi (DEA). Tuy nhiên, tính phi tuyến đàn nhớt vốn có của CDEA khiến phản hồi của cơ cấu chấp hành thể hiện đặc tính trễ, gây khó khăn trong việc mô hình hóa và điều khiển, đồng thời có thể ảnh hưởng đến độ chính xác của chuyển động trong ứng dụng thực tiễn. Trong nghiên cứu này, mô hình Prandtl-Ishlinskii (P-I) được sử dụng để mô tả đặc tính trễ của cơ cấu chấp hành. Sau đó, một hệ thống điều khiển được đề xuất, và kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp này có thể triệt tiêu hoàn toàn sự tiêu hao năng lượng không mong muốn do đặc tính đàn nhớt trễ gây ra. Theo hiểu biết của tác giả, đây là nghiên cứu đầu tiên nhằm giảm bớt đặc tính phi tuyến đàn nhớt của CDEA, mở ra tiềm năng ứng dụng thực tế của cơ cấu chấp hành này trong lĩnh vực robot mềm và định vị có độ chính xác cao.*

Từ khoá: Cơ cấu chấp hành điện môi đàn hồi hình trụ, đặc tính đàn nhớt trễ, Robot mềm.

❑

Nghiên cứu tổng quan và định hướng phát triển hệ thống đẩy FEEP cho vệ tinh cỡ nhỏ phục vụ các ứng dụng quốc gia

Nguyễn Thế Dũng[1], Lê Quang Quyền[1*], Đặng Ngọc Thanh[1] Trịnh Văn Khang[2]

[1]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện KTQS;
[2]Trung tâm Vũ trụ Việt Nam

Email: nguyentd.mta@gmail.com; Tel:0969614588

Tóm tắt

Hệ thống đẩy điện phát xạ trường (Field Emission Electric Propulsion - FEEP) là một công nghệ tiên tiến, đã nhận được sự quan tâm nghiên cứu ở các nước phát triển trong những năm gần đây nhờ khả năng cung cấp lực đẩy chính xác, phù hợp cho các vệ tinh nhỏ. Trước nhu cầu ngày càng cao về tự chủ công nghệ vũ trụ tại Việt Nam, việc ứng dụng FEEP trong các vệ tinh nhỏ phục vụ các nhiệm vụ quốc gia như quan sát Trái Đất, truyền thông, và định vị là một hướng đi chiến lược. Bài báo trình bày nghiên cứu tổng quan về hệ thống đẩy FEEP, bao gồm nguyên lý hoạt động, hiệu suất, các yếu tố kỹ thuật ảnh hưởng, và so sánh với các hệ thống đẩy khác. Các tác giả xây dựng mô hình nguyên lý và phân tích khả năng tạo lực đẩy hệ thống FEEP trong môi trường không gian. Thông qua các phân tích lý thuyết và kết quả tính toán khảo sát, đề xuất phương pháp cải thiện hiệu suất, độ tin cậy và giảm khối lượng của hệ thống đẩy FEEP bằng cách sử dụng công cụ ESPET, đồng thời đề xuất một số hướng phát triển và ứng dụng FEEP tại Việt Nam. Những kết quả này tạo nền tảng cho các nghiên cứu FEEP trong tương lai và hỗ trợ thiết lập các tiêu chuẩn kỹ thuật cho hệ thống đẩy vệ tinh nhỏ.

***Từ khóa**: FEEP; Propulsion; Vệ tinh; Công nghệ Vũ trụ.*

1. Mở đầu

Số lượng vệ tinh nhỏ và vệ tinh cỡ trung đang gia tăng nhanh chóng trên phạm vi toàn cầu nhờ việc triển khai các chòm vệ tinh Trái Đất quỹ đạo thấp (Low Earth Orbit) và quỹ đạo trung bình (Medium Earth Orbit). Bên cạnh các nhà sản xuất vệ tinh lớn truyền thống, có hơn 100 công ty đã thành công trong việc thiết kế và phát triển vệ tinh nhỏ và cỡ trung để phóng vào không gian.

Theo Bryce Tech, năm 2022 chứng kiến sự gia tăng vượt bậc với 2.304 vệ tinh nhỏ được phóng, và thị trường vệ tinh nhỏ toàn cầu đạt giá trị 3 tỷ USD, với tốc độ tăng trưởng kép hàng năm (CAGR) là 15,9%. Thị trường này được dự đoán sẽ đạt 13,2 tỷ USD vào năm 2032, được thúc đẩy bởi nhu cầu ngày càng tăng về vệ tinh nhỏ trong LEO, dịch vụ liên lạc vệ tinh, dữ liệu quan sát Trái Đất và viễn thám, cũng như các tiến bộ công nghệ trong sản xuất và phóng vệ tinh nhỏ, giúp giảm chi phí và tăng hiệu quả. Vệ tinh nhỏ, với chi phí thấp, ngày càng trở thành lựa chọn ưu tiên cho các doanh nghiệp thương mại, tổ chức phi lợi nhuận và cơ sở giáo dục nhằm thực hiện các nhiệm vụ trong không gian.

Một yếu tố công nghệ quan trọng đóng góp vào sự phổ biến của vệ tinh nhỏ là sự phát triển trong hệ thống đẩy dùng để điều khiển tư thế, quỹ đạo vệ tinh. Trong khi các hệ thống đẩy truyền thống như động cơ hóa học có hạn chế về kích thước và hiệu suất, các hệ thống đẩy điện ngày càng trở thành một giải pháp vượt trội với hiệu suất cao và khả năng điều khiển chính xác quỹ đạo [1]. Đặc biệt, các hệ thống đẩy điện siêu nhỏ hiện đang được nghiên cứu để

*Email: le.quang-quyen @lqdtu.edu.vn

cung cấp xung lực riêng (Isp) cao và lực đẩy thấp, phục vụ các nhiệm vụ như điều khiển tư thế, định vị chính xác và duy trì quỹ đạo.

Hệ thống đẩy điện FEEP (Field Emission Electric Propulsion) được xem là một trong những công nghệ đẩy điện siêu nhỏ triển vọng nhất. Trong những năm gần đây, FEEP đã được áp dụng rộng rãi trong các nghiên cứu và dự án vệ tinh nhỏ nhờ khả năng cung cấp lực đẩy chính xác, cho phép điều chỉnh tư thế và duy trì quỹ đạo lâu dài. FEEP sử dụng nhiên liệu ở dạng lỏng, loại bỏ sự cần thiết của các bình khí nén cồng kềnh. Trong hệ thống này, các hạt mang điện được tách và gia tốc thông qua điện trường, từ bề mặt chất lỏng không bay hơi có tính dẫn điện, như chất lỏng ion (Ionic Liquid - IL) hoặc kim loại lỏng (Liquid Metal - LM). Do không phụ thuộc vào quá trình phóng điện, FEEP đạt hiệu suất cao một cách tự nhiên và không bị suy giảm hiệu suất khi thu nhỏ kích thước, điều này vượt trội so với các hệ thống đẩy điện dựa trên plasma.

2. Tổng quan về Hệ thống đẩy điện FEEP

Hệ thống đẩy điện FEEP (Field Emission Electric Propulsion) thuộc loại động cơ điện sử dụng chất đẩy từ nguồn ion kim loại lỏng (Liquid Metal Ion Source – LMIS), được phát triển từ những năm 1990. Hệ thống FEEP đầu tiên, sử dụng nhiên liệu Indium, đã được thử nghiệm thành công trên tàu vũ trụ MIR của Nga vào năm 1991. Kể từ đó, FEEP đã được triển khai trên nhiều vệ tinh, đóng vai trò như một thiết bị điều khiển tàu vũ trụ. Một số vệ tinh sử dụng hệ thống đẩy FEEP được trình bày trong Bảng 1 [2].

Bảng 1. Một số vệ tinh sử dụng hệ thống đẩy điện FEEP với nguồn ion từ kim loại Indium

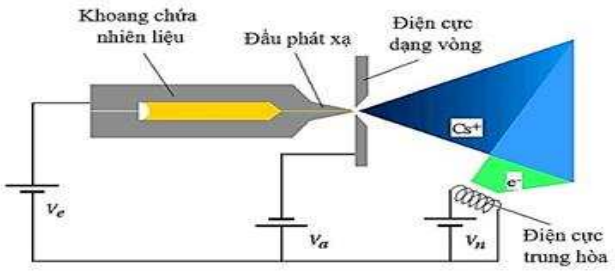
Thí nghiệm	Chức năng	Tàu vũ trụ	Sl	Thời gian
LOGION	Thử nghiệm LMIS trong vi trọng lực	MIR	1	24 giờ (1991)
MIGMAS/A	Đo quang phổ khối lượng	MIR	1	120 giờ (1991-94)
EFE-IE	Kiểm soát thế năng vệ tinh	GEOTAIL	8	600 giờ (1992-)
PCD	Kiểm soát thế năng vệ tinh	EQUATOR-S	8	250 giờ (1998)
ASPOC	Kiểm soát thế năng vệ tinh	CLUSTER	32	Vẫn hoạt động sau va chạm
ASPOC-II	Kiểm soát thế năng vệ tinh	CLUSTER-II	32	6515 giờ (từ năm 2000)
COSIMA	Kiểm soát thế năng vệ tinh	ROSETTA	2	Phóng năm 2004
ASPOC/DSP	Kiểm soát thế năng vệ tinh	DOUBLESTAR	4	4456 giờ (từ năm 2004)

Hệ thống đẩy điện FEEP đang được nghiên cứu và phát triển mạnh mẽ trên thế giới, đặc biệt phù hợp cho các vệ tinh nhỏ và siêu nhỏ nhờ khả năng cung cấp lực đẩy cực thấp với độ chính xác cao. Tuy việc phát triển FEEP gặp nhiều thách thức, nhiều quốc gia đang từng bước đầu tư và phát triển công nghệ FEEP để đáp ứng nhu cầu ngày càng tăng trong thị trường vệ tinh nhỏ và thám hiểm không gian. Họ đã tiến hành nhiều nghiên cứu và thử nghiệm FEEP trong các dự án vệ tinh siêu nhỏ với một số kết quả nghiên cứu ban đầu.

2.1. Cấu tạo và nguyên tắc hoạt động của FEEP

Cấu hình cơ bản của hệ thống đẩy FEEP bao gồm: Bình chứa nhiên liệu, đầu phát xạ và điện cực dạng vòng đặt gần đầu kim. Nhiên liệu được sử dụng cho hệ thống đẩy điện FEEP bao gồm: Chất lỏng ion ở nhiệt độ phòng (ILs-ionic liquids): EMI-TFSI, EMI-BF4, EMI-GaCl4; Kim loại lỏng (LMs-liquid metals): Indium, Gallium, Caesium. Đầu phát xạ được

thiết kế để nhiên liệu được dẫn thụ động từ bình nhiên liệu đến và phủ lên đầu phát xạ gần phía điện cực. Khi áp dụng điện áp cao (vài KV) giữa đầu kim và điện cực, một chùm ion được hình thành. Dưới tác động của sức căng bề mặt của nhiên liệu và lực điện trường, một hình chóp Taylor (Taylor Cone) xuất hiện ở đầu kim. Nếu cường độ điện trường trên chóp Taylor đạt đến mức cần thiết để làm bay hơi kim loại (khoảng 10^{10} V/m) nhiên liệu kim loại sẽ bay hơi, ion hóa và được gia tốc trong điện trường. Các ion kim loại thoát ra qua khe hở của điện cực với vận tốc lên thới 100 km/s. Ở các dòng điện thấp (tương ứng lực đẩy thấp) tỉ lệ ion hóa rất cao, giúp đạt được xung lực riêng (specific impulse) cực lớn [3].



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý cơ bản của hệ thống đẩy điện FEEP



Hình 2. Hệ thống đẩy điện FEEP và đầu phát xạ

Một số dạng đầu phát xạ có thể kể đến như: Dạng làm ướt bên trong (mao quản – capillary), dạng làm ướt bên ngoài và dạng xốp (porous). Trong phạm vi nghiên cứu này, bài báo đề cập đến việc nghiên cứu đầu phát xạ dạng xốp là một kim vonfram xốp dạng côn.

2.2. Các thông số kỹ thuật quan trọng của FEEP

Lực đẩy (Thrust): FEEP cung cấp lực đẩy rất nhỏ, trong khoảng 1-100 micro-Newton (μN). Lực đẩy này rất phù hợp cho các nhiệm vụ đòi hỏi sự ổn định và điều chỉnh chính xác quỹ đạo của vệ tinh.

Xung riêng (Specific Impulse): Xung riêng của FEEP thường đạt từ 5000 đến 10.000 giây, cao hơn nhiều so với các hệ thống đẩy hóa học truyền thống (300-500 giây). Điều này thể hiện hiệu suất nhiên liệu cao, giúp tiết kiệm đáng kể nhiên liệu cho các nhiệm vụ dài hạn.

Tiêu thụ năng lượng: Tiêu thụ năng lượng thấp, từ 10 đến 100 W, phụ thuộc vào yêu cầu lực đẩy. Đòi hỏi nguồn điện áp cao, lên đến 10.000-20.000 V, để ion hóa và gia tốc các hạt kim loại.

Tuổi thọ: FEEP có tuổi thọ dài, thường đạt hàng ngàn giờ hoạt động, nhờ sử dụng kim loại lỏng như indium, giúp giảm thiểu hao mòn và hỏng hóc cơ học.

Khối lượng hệ thống: FEEP có thiết kế nhỏ gọn, với trọng lượng thấp (khoảng vài kg), rất phù hợp cho các vệ tinh cỡ nhỏ hoặc siêu nhỏ.

**** Ưu điểm và hạn chế của FEEP***

Hệ thống đẩy điện FEEP có *độ chính xác cao*, có khả năng cung cấp lực đẩy rất nhỏ (cỡ micro-Newton), phù hợp cho các nhiệm vụ yêu cầu kiểm soát vị trí và quỹ đạo chính xác. Ngoài ra, Hệ thống FEEP có h*iệu suất cao* do sử dụng ion kim loại (có khối lượng nguyên tử cao), và có xung riêng rất cao, giúp tiết kiệm nhiên liệu. Bên cạnh đó, FEEP có *thiết kế nhỏ gọn*, phù hợp cho các vệ tinh nhỏ hoặc các nhiệm vụ không gian cần trọng lượng tối thiểu.

Bên cạnh các ưu điểm ở trên thì hệ thống FEEP cũng có một số hạn chế như: *Yêu cầu điện áp cao*, cần nguồn điện áp cao (lên đến hàng nghìn volt) để hoạt động, đòi hỏi hệ thống điện năng phức tạp. Do lực đẩy nhỏ nên FEEP không phù hợp cho các nhiệm vụ cần lực đẩy lớn như phóng tàu vũ trụ. Ngòai ra, chi phí sản xuất và vận hành hệ thống FEEP cao do các vật liệu như indium và hệ thống điều khiển chính xác làm tăng chi phí sản xuất và vận hành.

**** So sánh hiệu suất của FEEP so với các hệ thống đẩy khác:***

Các động cơ đẩy FEEP có nhiều lợi thế so với các loại động cơ đẩy điện và hóa học khác trên nhiều phương diện.

Khác với các động cơ đẩy hóa học và điện khác, thường sử dụng các bình chứa áp suất cao làm kho lưu trữ nhiên liệu và hệ thống ống dẫn, van để cung cấp nhiên liệu, động cơ đẩy FEEP chỉ cần các bình chứa không áp suất đơn giản làm kho lưu trữ và sử dụng hiện tượng mao dẫn để cung cấp nhiên liệu đến bộ phát xạ. Việc loại bỏ các cấu trúc bình chứa nặng, ống dẫn, v.v. giúp giảm đáng kể tổng khối lượng của hệ thống [4]).

Hệ thống FEEP có xung lực riêng trong khoảng 3000 giây đến 6000 giây, cao hơn nhiều so với các động cơ đẩy hóa học (250 giây - 450 giây) và cũng cao hơn các động cơ đẩy điện khác. Điều này giúp hệ thống trở nên hiệu quả hơn nhiều về mặt khối lượng [5].

Các hệ thống đẩy thu nhỏ khác như động cơ vi xung plasma (μPPT) hoặc động cơ vi hồ quang chân không (VATs) có thể gây nhiễu với máy tính trên tàu trong quá trình hoạt động, do tạo ra các xung điện từ mạnh. Tuy nhiên, động cơ đẩy FEEP chỉ cần sử dụng bộ gia nhiệt DC và nguồn điện DC cao áp để vận hành, do đó tránh được các vấn đề nhiễu điện từ [6].

2.3. Ứng dụng của FEEP trong ngành công nghiệp vũ trụ

Hệ thống đẩy điện FEEP được ứng dụng trong ngành công nghiệp vũ trụ với một số mục đích, nhiệm vụ khác nhau như:

*Kiểm soát vị trí chính xá*c: Được sử dụng trong các vệ tinh khoa học hoặc vệ tinh định vị để duy trì quỹ đạo.

Nhiệm vụ không gian sâu: FEEP có thể cung cấp lực đẩy ổn định cho các nhiệm vụ thăm dò hành tinh hoặc tiểu hành tinh, nơi yêu cầu sự kiểm soát chính xác trong thời gian dài.

Đồng bộ hóa quỹ đạo: Sử dụng để giữ vị trí giữa các vệ tinh trong các hệ thống vệ tinh chòm sao (satellite constellation).

Quan sát trái đất: Các vệ tinh quan sát yêu cầu điều chỉnh vị trí chính xác để duy trì chất lượng ảnh chụp.

Hệ thống đẩy FEEP đại diện cho bước tiến trong công nghệ đẩy ion, đặc biệt trong các nhiệm vụ yêu cầu sự ổn định và chính xác cao. Tuy còn một số hạn chế, tiềm năng ứng dụng của FEEP trong tương lai vẫn rất lớn, nhất là trong các dự án vũ trụ phức tạp và dài hạn.

3. Mô hình toán và phương pháp tính toán

Dựa trên nguyên lý hoạt động, mô hình toán của hệ thống đẩy điện FEEP gồm

- Mô hình hệ thống cấp nhiên liệu là mô hình dòng chảy nhớt bao gồm biểu thức phân tích dòng chảy nhớt thu được từ các phương trình Navier-Stokes và Darcy [7].

- Mô hình hệ thống phát xạ điện tử: mô hình vật lý Taylor Cone điện thủy động [7]

Tính chất quan trọng nhất của hệ thống cấp nhiên liệu cho FEEP là sức cản thủy lực phụ thuộc vào độ nhớt của nhiên liệu, trong khi độ nhớt của nhiên liệu phụ thuộc vào nhiệt độ [7].

Các biểu thức phân tích dòng chảy nhớt áp dụng cho kênh dẫn xốp:

Phương trình Dòng chảy Hagen-Poiseuille:

$$\Delta P = \frac{\mu L}{\mathrm{K}A} Q \tag{1}$$

Sức cản thủy lực được tính toán bằng cách sử dụng biểu thức đưa ra Courtney (2006)

$$R_{hyd} = \frac{\mu}{2\pi \mathrm{K}} \frac{1}{1 - cos\alpha} \left[\frac{tan\alpha}{R_c} - \frac{cos\alpha}{h} \right] \tag{2}$$

Trong đó:

ΔP: Độ biến thiên áp suất; R_{hyd}: Sức cản thủy lực; Q: Tốc độ dòng chảy; A: Diện tích thiết diện; K: Độ thấm của môi trường xốp, $K = \frac{\phi D^2}{32}$; ϕ: độ xốp; D: Đường kính lỗ xốp hiệu dụng

Đặt $C = \frac{1}{\mathrm{K}A}$ thu được:

$$R_{hyd} = C\mu L \tag{3}$$

Độ giảm áp suất bề mặt:

$$\Delta P = \frac{4\gamma}{D} \tag{4}$$

Trong đó: γ: sức căng bề mặt

Lưu lượng của dòng ion:

$$\dot{m} = Q\rho \tag{5}$$

Tốc độ của dòng ion:

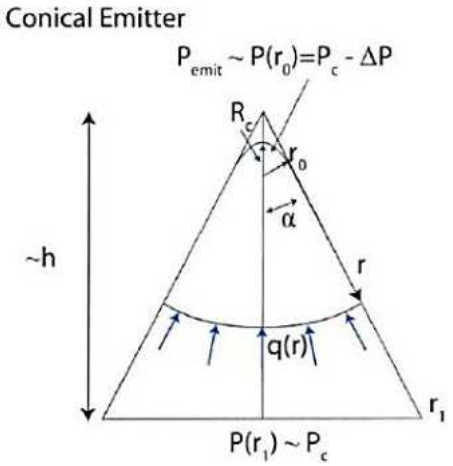
$$Q = \frac{wh}{8\mu L} \gamma D \phi \tag{6}$$

Trong đó: w: độ rộng của kênh; h: chiều cao kênh; L: chiều dài miền

Độ thấm:

$$L(t) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\gamma D}{\mu}} t^{1/2} \tag{7}$$

Trong đó: t - thời gian



Hình 2. Mô hình đầu phát xạ

Trong quá trình hoạt động, một điện trường đủ mạnh tác dụng làm biến dạng bề mặt ngăn cách giữa chất lỏng kim loại và chân không thành một mặt khum lồi. Khi mặt khum là hình bán cầu, phương trình cân bằng giữa lực điện trường và sức căng bề mặt:

$$\frac{1}{2}\varepsilon_0 E^2 = \frac{2\gamma}{R_c} \tag{8}$$

Trong đó: ε_0: độ điện môi chân không; E: cường độ điện trường;

R_c: Bán kính màng cong hình cầu tại đầu của mao quản

Khi điện trường tiếp tục tăng, thời gian cần thiết để điện tích trên bề mặt cong tái phân bố và đạt trạng thái cân bằng:

$$T_{el} = \varepsilon_0 \varepsilon / \Gamma \tag{9}$$

Trong đó: Γ: độ dẫn điện của chất lỏng; ε: hằng số điện môi tương đối

Lực đẩy tạo ra được xác định theo công thức:

$$F = \dot{m} v_{ex} = Q \rho v_{ex} = I_{tot}\sqrt{2V_{acc}(m/q)} \tag{10}$$

Xung lực riêng:

$$I_{sp} = \frac{v_{ex}}{g} = (1/g)\sqrt{2V_{acc}(q/m)} \tag{11}$$

Hiệu suất của hệ thống đẩy:

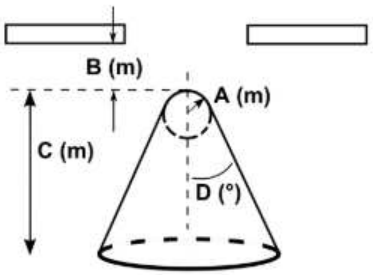
$$\eta = \frac{F^2}{2\dot{m}P} \tag{12}$$

Sử dụng công cụ tính toán là Bộ công cụ Kỹ thuật Đẩy Điện ESPET (Electrospray Engineering Toolkit) được phát triển bởi St. Peter và các cộng sự [7], hỗ trợ thiết kế, mô phỏng và đánh giá hiệu suất của các hệ thống đẩy điện dạng phun điện (Electrospray Propulsion - ESP), Công cụ này nhằm tăng tốc quá trình phát triển các cụm phát phun điện (electrospray thruster arrays), giúp tối ưu hóa thiết kế và hiệu suất của hệ thống đẩy cho các vệ tinh cỡ nhỏ (nanosatellites) và các sứ mệnh không gian dài hạn, và đã được kiểm chứng ở nhiều công trình nghiên cứu. Trong bài báo này, nhóm tác giả tiến hành tính toán, khảo sát khả năng tạo lực đẩy của hệ thống đẩy điện FEEP sử dụng đầu phát xạ dạng côn xốp, nhiên liệu đẩy là chất lỏng ion EMI-TFSI.

4. Kết quả tính toán và thảo luận

Các thông số của mô hình đầu phát xạ và nhiên liệu đẩy được trình bày trong bảng sau [8]:

Bảng 2. Các tham số đầu vào của hệ thống đẩy điện

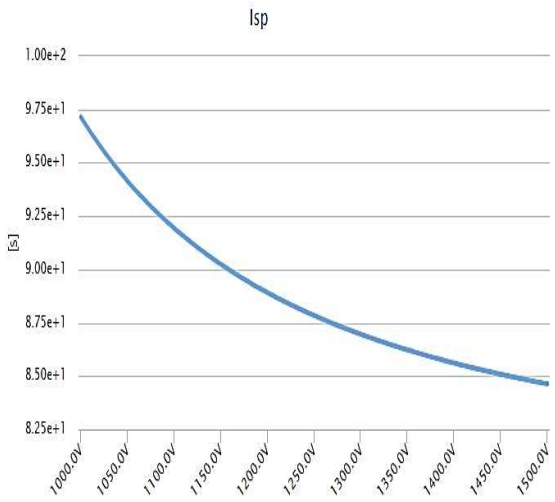
Thông số	Giá trị
Nhiên liệu	EMI-TFSI
Loại nhiên liệu	Chất lỏng ion
Bộ phát xạ	Dạng côn, xốp 
Vật liệu nền	Vonfram
Bán kính cong đầu phát xạ (A)	1×10^{-6} m
Khoảng cách từ đầu phát xạ đến điện cực (B)	3×10^{-3} m
Độ cao của đầu phát xạ (C)	0,5×10-3 m
Nửa góc ở đỉnh hình nón (D)	30˚
Tham số beta trong biểu thức điện áp khởi động	4
Tốc độ dòng chảy	µL/s
Độ xốp	0,3
Đường kính hiệu dụng lỗ rỗng	$4,78\times10^{-7}$ m

Bảng 3. Đặc tính của nhiên liệu EMI-TFSI

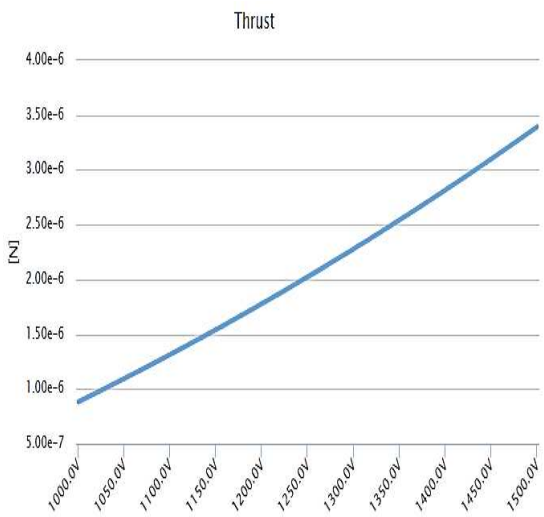
Đặc tính	Giá trị
Khối lượng mol của anion	211,5 g/mol
Khối lượng mol của cation	111,17
Giới hạn anode	2,5 V
Giới hạn catot	-1,8 V
Nhiệt độ phân hủy	728,15 K
Năng lượng phân ly	314,9 KJ/mol
Nhiệt độ nóng chảy	258,15 K

Kết quả tính toán, mô phỏng thu được thể hiện trên các Hình 4÷8.

Kết quả trên Hình 4 cho thấy, khi điện áp tăng lên, giá trị Isp có xu hướng giảm do khi điện áp tăng, lực đẩy ion tăng lên, dẫn đến việc ion bị đẩy ra từ động cơ với tốc độ cao hơn, làm giảm thời gian tương tác giữa ion và điện trường, từ đó làm giảm Isp.

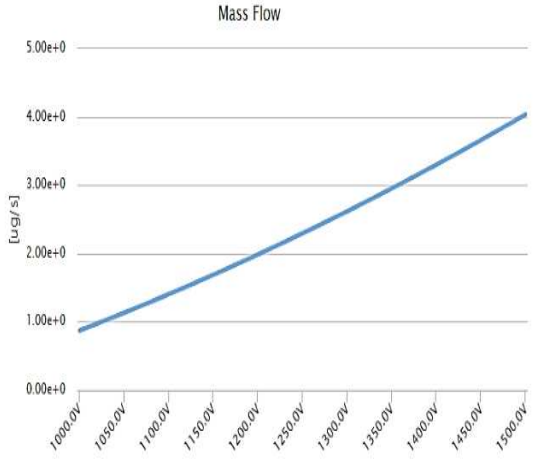


Hình 4. Đồ thị sự phụ thuộc của xung lượng riêng vào điện áp

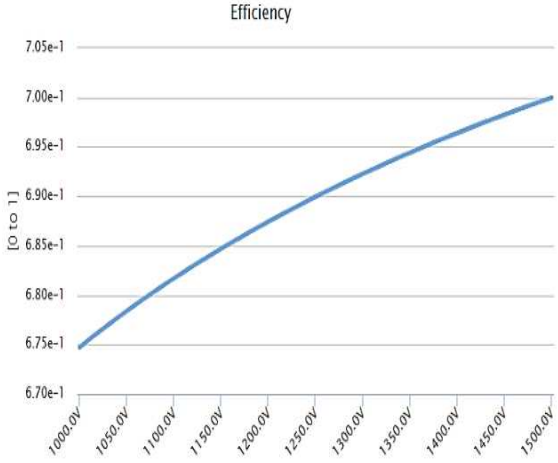


Hình 5. Đồ thị sự phụ thuộc của lực đẩy vào điện áp

Kết quả trên Hình 5 cho thấy, lực đẩy tăng lên khi điện áp tăng. Điều này hoàn toàn phù hợp với nguyên lý hoạt động của các hệ thống đẩy điện, vì khi điện áp tăng, cường độ điện trường tăng lên, làm gia tốc các ion mạnh hơn, dẫn đến lực đẩy lớn hơn.



Hình 6. Đồ thị sự phụ thuộc của lưu lượng vào điện áp



Hình 7. Đồ thị sự phụ thuộc của hiệu suất vào điện áp

Kết quả trên Hình 6 cho thấy, đường cong biểu diễn mối quan hệ giữa lưu lượng và điện áp có xu hướng tăng dần, cho thấy lưu lượng khối lượng tăng lên khi điện áp tăng. Kết quả này phù hợp với thực tế bởi khi điện áp tăng, cường độ điện trường tăng lên, làm gia tốc các ion mạnh hơn, dẫn đến số lượng ion bị đẩy ra khỏi lưới đẩy trong một đơn vị thời gian tăng lên, tức là lưu lượng khối lượng tăng.

Kết quả trên Hình 7 cho thấy, hiệu suất tăng lên khi điện áp tăng. Nghĩa là một phần lớn năng lượng cung cấp được chuyển hóa thành động năng của các ion, làm tăng hiệu suất của quá trình đẩy.

4. Kết luận

Trong bài báo này, nhóm tác giả đã nghiên cứu tổng quan về hệ thống đẩy điện FEEP và sử dụng công cụ tính toán ESPET để tính toán các tham số đặc trưng của hệ thống đẩy điện FEEP. Kết quả tính toán cho thấy: Điện áp là yếu tố quyết định chính đến hiệu suất của hệ

thống. Lực đẩy, lưu lượng khối lượng và dòng điện đều tăng theo đầu vào điện áp. Điều này cho thấy một mối quan hệ cận tuyến tính giữa các thông số này và điện áp trong phạm vi khảo sát. Để điều khiển lực đẩy và các tham số lưu lượng, … theo yêu cầu, chúng ta chỉ cần điều khiển tham số điều khiển là điện áp.

Thông qua phân tích lý thuyết và các tính toán khảo sát, nghiên cứu này đề xuất phát triển hệ thống đẩy FEEP (Field Emission Electric Propulsion) tại Việt Nam với hai mục tiêu:

Một là, tích hợp công nghệ FEEP vào các vệ tinh cỡ nhỏ phục vụ quốc phòng, an ninh và phát triển kinh tế, bao gồm các nhiệm vụ theo dõi biên giới, giám sát lãnh thổ, quan trắc môi trường, thiên tai, biến đổi khí hậu, cũng như hỗ trợ viễn thám.

Hai là, phát triển hệ thống FEEP trong nước để góp phần giảm sự phụ thuộc vào công nghệ nước ngoài, tối ưu chi phí và thúc đẩy đào tạo nguồn nhân lực chất lượng cao trong lĩnh vực công nghệ vệ tinh và động cơ đẩy điện.

Để hiện thực hóa các mục tiêu này, cần có các hướng nghiên cứu nhằm tối ưu hóa cấu trúc hệ thống FEEP, nâng cao hiệu suất và độ bền, phát triển vật liệu tiên tiến cho bộ phát xạ và hệ thống lưu trữ nhiên liệu, triển khai các vệ tinh nhỏ sử dụng FEEP vào quỹ đạo thấp và quỹ đạo đồng bộ mặt trời (SSO). Cần thử nghiệm hệ thống đẩy trên các vệ tinh thử nghiệm trước khi ứng dụng vào các dự án lớn hơn để giúp đánh giá chính xác hiệu suất và độ tin cậy của công nghệ này.

Tài liệu tham khảo

1. *Satellite Executive Briefing magazine*, Vol. 16 No. 9 December 2023.
2. Martin Tajmar, Nembo Buldrini, Angelo Genovese, R. Killinger (2006). *Indium FEEP Micropropulsion Subsystem for LISAPathfinder*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, DOI: 10.2514/6.2006-4826.
3. David Krejci, Alexander Reissner, Tony Schönherr, Quirin Koch, Valentin Hugonnaud, Lou Grimaud, Torsten Vogel, Bernhard Seifert (2024). *Informing FEEP thruster design utilizing the flight heritage from 194 thrusters in LEO and GEO*, AIAA SciTech Forum, Orlando, 2024
4. Bartoli, C., Gonzalez, J., Saccoccia, G., & Marcuccio, S. (1993). *The Field Emission Electric Propulsion (FEEP) Option*. 7.
5. Bharti, M. K., & Chalia, S. (2017). *Literature Study of Field Emission Electric Propulsion Microthruster*. *04*(05), 5.
6. Bock, D., Bethge, M., & Tajmar, M. (2014). Highly miniaturized FEEP thrusters for CubeSat applications. *Proceedings of the 4th Spacecraft Propulsion Conference*, *2967498*
7. St. Peter, B., R. A. Dressler, Y.-H. Chiu, and T. Fedkiw (2020), "Electrospray Propulsion Engineering Toolkit (ESPET)", Aerospace, 7, 7, 91.
8. Martin Tajmar (2011). *Overview of Indium LMIS for the NASA-MMS Mission and its Suitability for an In-FEEP Thruster on LISA*, The 32nd International Electric Propulsion Conference, Wiesbaden, Germany.

A COMPREHENSIVE STUDY AND DEVELOPMENT ORIENTATION OF FEEP PROPULSION SYSTEMS FOR SMALL SATELLITES SERVING NATIONAL APPLICATIONS

Abstract: *The Field Emission Electric Propulsion (FEEP) system is an advanced technology that has garnered research interest in developed countries in recent years due to its capability to provide precise thrust suitable for small satellites. In response to the increasing demand for self-reliance in space technology in Vietnam, the application of FEEP in small satellites for national missions such as Earth observation, communication, and positioning represents a strategic direction. This paper presents a comprehensive overview of the FEEP propulsion system, including its operating principles, performance, influential technical factors, and comparisons with other propulsion systems. The authors have developed a conceptual model and analyzed the thrust generation capabilities of the FEEP system in a space environment. Through theoretical analyses and simulations, the study proposes methods to improve the performance, reliability, and reduce the mass of the FEEP system, while also establishing a framework for the development and application of FEEP in Vietnam. These results provide a foundation for future research and help establish technical standards for small satellite propulsion systems.*

Keywords: FEEP; Propulsion; Satellites; Space Technology.

Nghiên cứu ảnh hưởng của dòng xả đáy tới lực cản và dòng chảy quanh thân sau của mô hình đối xứng trục

Trần Thế Hùng[1], Trần Văn An[2], Phạm Chung[1], Nguyễn Anh Tuấn[1], Nguyễn Trung Dũng[3*]

[1]*Bộ môn TKHT, Khoa Hàng không vũ trụ;*

[2]*Bộ môn Hệ thống thông tin, Viện CNTT&TT;*

[3]*Lớp NCS, Hệ quản lý Học viên sau đại học.*

[*]*Email: trungdungcfd.work@gmail.com; Tel: 0976909915*

Tóm tắt

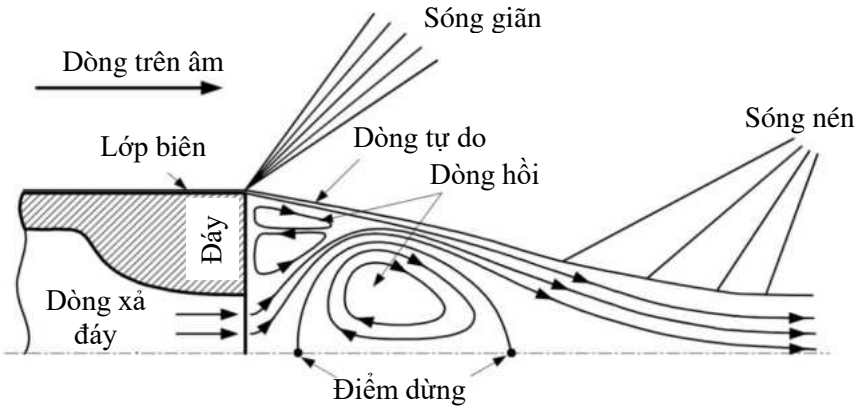
Dòng xả đáy là một giải pháp giảm lực cản đáy cho các phương tiện bay dạng đối xứng trục di chuyển trong không khí như đạn pháo, tên lửa, bom thông minh. Sự tương tác giữa dòng xả đáy và dòng chảy bao tự do hình thành nên các hiện tượng phức tạp quanh thân sau của phương tiện bay. Trong bài báo này, ảnh hưởng của dòng xả đáy tới đặc tính dòng chảy và lực cản của mô hình đối xứng trục được nghiên cứu bằng phương pháp trung bình theo Reynolds với mô hình rối k-ω tổng quát (GEKO). Kết quả tính toán cho thấy, dòng xả đáy giúp giảm đáng kể hệ số cản của mô hình nghiên cứu tới 45,56% và hệ số cản đáy tới 29,27% so với trường hợp không có dòng xả đáy. Và khi lưu lượng khối của dòng xả đáy tăng, vùng chảy hồi bị thu hẹp và dịch ra xa mặt đáy. Nghiên cứu này bổ sung cơ sở cho các ứng dụng của dòng xả đáy trong điều kiện dưới âm và tạo nền tảng cho các nghiên cứu tiếp theo như kết hợp dòng xả đáy với đuôi thuyền để tối ưu giảm lực cản.

Từ khóa: *Dòng xả đáy, lực cản khí động, mô phỏng số, GEKO*

1. Giới thiệu

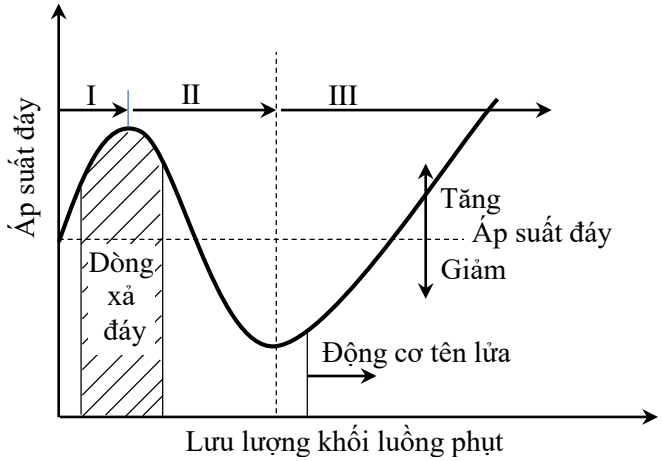
Lực cản khí động tác dụng lên phương tiện bay khi di chuyển trong không khí và làm ảnh hưởng trực tiếp tới hiệu suất vận hành của phương tiện bay. Lực cản khí động bao gồm lực cản áp suất và lực cản ma sát. Với các phương tiện bay dạng tròn xoay có đáy tù, lực cản lên phần đáy được ghi nhận chiếm tới 50% tổng lực cản khí động tác dụng lên thiết bị bay [1]. Do đó các giải pháp giảm lực cản đáy đã rất được quan tâm nghiên cứu trong thời gian qua. Các biện pháp giảm lực cản đáy có thể kể đến như sử dụng đuôi thuyền [2], sử dụng dòng xả đáy, cải tiến hình học thân sau [1-4]. Trong đó dòng xả đáy được quan tâm nghiên cứu bởi khả năng điều khiển dòng chủ động và ứng dụng trong mô hình tên lửa, đạn pháo, tàu ngầm, ngư lôi.

Hình 1 thể hiện sơ đồ mô tả trường dòng chảy quanh và sau vật khi có dòng xả đáy trong điều kiện trên âm của Mathur và Dutton [5]. Do xuất hiện sự tách dòng tại cạnh mép đáy, dẫn tới hình thành một vùng chảy hồi có áp suất âm sau vật. Dòng xả đáy là giải pháp giảm lực cản bằng cách tăng áp suất mặt đáy. Hiệu quả giảm lực cản đạt được khi thay thế một phần diện tích đáy bằng dòng chảy với áp suất dương, đồng thời tăng áp suất phân bố trên bề mặt phần đáy còn lại nhờ đẩy khu vực dòng hồi ra xa đáy.



Hình 1. Sơ đồ trường dòng sau vật khi có dòng xả đáy [5]

Bourdon và Dutton [6] đã chỉ ra rằng theo mức tăng lưu lượng khối của dòng xả, hiệu quả giảm lực cản đáy ban đầu tăng lên, khi đó dòng xả giữ vai trò ngăn cách vùng chảy hồi tiếp cận với mặt đáy. Khi dòng xả đủ động lượng xuyên qua vùng chảy hồi, phân tách và làm xuất hiện vùng chảy hồi thứ cấp, lúc này hiệu quả giảm lực cản bị giới hạn. Cũng đồng quan điểm này, Bournot [7] đã xây dựng biểu đồ mô tả quan hệ giữa lưu lượng khối của dòng xả và áp suất đáy, từ đó phân loại thành 3 chế độ riêng biệt ứng với giá trị của động lượng luồng phụt (Hình 2). Theo đó dòng xả đáy được định nghĩa là giải pháp giảm lực cản đáy nhưng không mang chức năng tạo lực đẩy cho hệ thống đẩy như động cơ tên lửa hoặc máy bay phản lực. Như sơ đồ Hình 2 thể hiện, với mỗi bài toán cụ thể hiệu quả tăng áp suất đáy chỉ đạt được trong một dải lưu lượng xả nhất định.



Hình 2. Quan hệ giữa áp suất đáy và lưu lượng khối luồng phụt [7]

Năm 1985, Sahu và cộng sự thực hiện nghiên cứu về dòng chảy quanh đáy đạn pháo khi có và không có dòng xả đáy [8]. Kết quả nghiên cứu cho thấy dòng xả đáy có thể giảm lực cản đáy từ 40% tới 80%. Tiếp đó các nghiên cứu thực nghiệm trên ống thổi của Mathur và Dutton [5], Bourdon và Dutton [6], Tripathi và cộng sự [9] đã đưa ra các phân tích về sự thay đổi của áp suất đáy phụ thuộc vào số Mach dòng tự do và thông số luồng phụt. Các kết quả đặc trưng về vùng chảy sau đáy cũng được đề cập.

Hầu hết các nghiên cứu ứng dụng dòng xả đáy được hướng đến đối tượng trong điều kiện dòng tự do trên âm như đạn pháo, tên lửa [10], [11]. Các nghiên cứu này tập trung đánh giá sự thay đổi của hệ số cản theo thông số luồng phụt và tính toán ước lượng mức độ tăng lên tầm bắn để đánh giá hiệu quả của dòng xả đáy. Dali sử dụng tính toán CFD cho mô hình 2 chiều đạn pháo 122mm có dòng xả đáy thu được kết quả giảm 20% lực cản và tăng tới 33% tầm bắn [12]. Trong khi Ibrahim mô phỏng số cho mô hình 2 chiều đạn pháo 155mm có dòng xả đáy thu được mức giảm lực cản từ 18% tới 40% [13], mặc dù khi kiểm chứng thu được kết quả thấp hơn 5,4% so với dữ liệu thực nghiệm.

Có rất ít các nghiên cứu về dòng xả đáy trong điều kiện dưới âm. Trong khi thực tế vẫn có tên lửa hoạt động ở dải vận tốc này, vì ở chế độ bay hành trình yếu tố giảm lực cản đáy sẽ cần thiết cho tên lửa hoạt động hiệu quả. Dòng xả đáy cũng có thể được ứng dụng giảm lực cản cho bom lượn, hay bom thông minh. Do đó việc nghiên cứu làm rõ đặc trưng dòng xả đáy trong điều kiện dưới âm là cần thiết.

Trong bài báo này, các phân tích đánh giá hiệu quả giảm lực cản của dòng xả đáy trong điều kiện dòng tự do dưới âm được thực hiện. Nghiên cứu sử dụng mô hình 3D đầy đủ với đáy tù để tiến hành mô phỏng trên phần mềm ANSYS FLUENT với mô hình chảy rối k-ω tổng quát (GEKO). Thực hiện các đánh giá kiểm chứng mô hình, khảo sát bài toán trong trường hợp có và không có dòng xả đáy. Tiếp đó đánh giá ảnh hưởng của thông số dòng xả thông qua phân tích tham số khí động và đặc trưng về khu vực dòng hồi gần đáy mô hình.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình và lưới tính toán

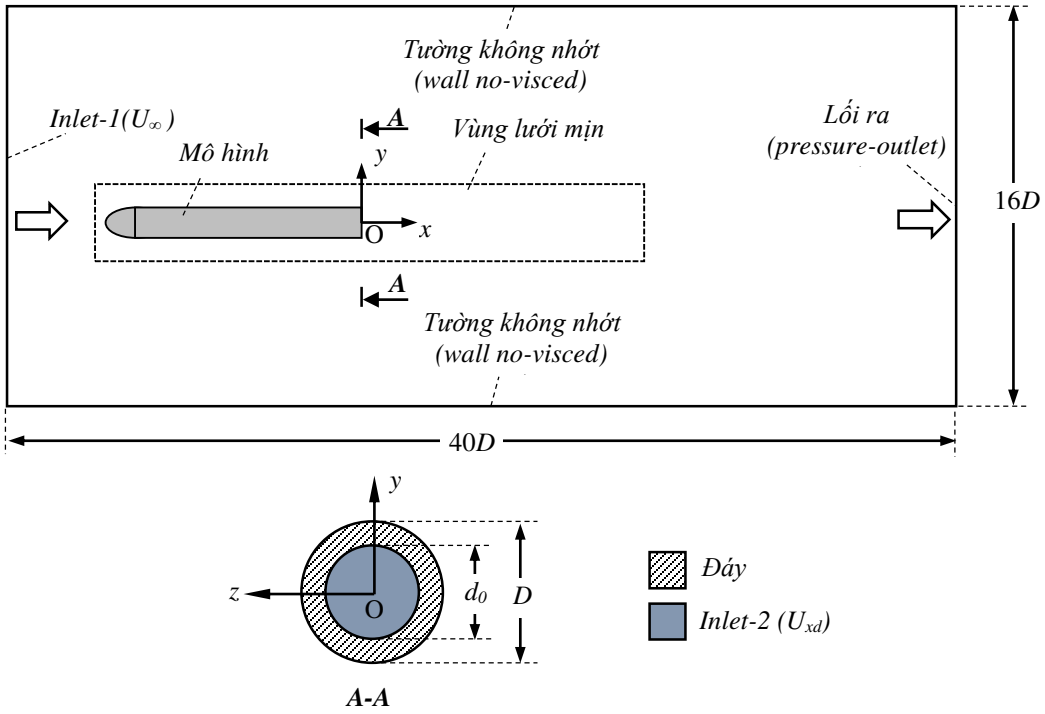
Trong bài báo này sử dụng mô hình 3 chiều dạng tròn xoay có kích thước tỷ lệ gấp 10/3 lần với mô hình thực nghiệm của Tran và cộng sự [14] đã thực hiện (Hình 3a). Mô hình thực nghiệm với phần đuôi côn dài $L_b = 0.7D$, kèm góc vát β thay đổi. Mô hình phục vụ mô phỏng của nghiên cứu này có đường kính $D = 100$ mm với góc $\beta = 0$ (trường hợp đáy tù-Hình 3b).



Hình 3. Mô hình đối xứng trục

Các kích thước cụ thể của mô hình gồm: phần mũi mô hình có dạng một nửa khối elipsoid với chiều dài các trục cơ sở là D và $2D$ phù hợp với dải vận tốc tự do dưới âm; phần thân mô hình có đường kính $D = 100$ mm và chiều dài 737 mm, dòng xả đáy có đường kính $d_0 = 80$mm, chiều dài toàn bộ mô hình $L = 837$mm.

Miền tính toán dạng hình hộp chữ nhật có kích thước 40*D*×16*D*×16*D* theo các phương *Ox*, *Oy* và *Oz*. Hệ trục tọa độ *Oxyz* có gốc đặt tại tâm của tiết diện dòng xả đáy (inlet-2). Mô hình đặt dọc theo đường tâm đối xứng của miền tính theo phương Ox và cách lối vào dòng tự do (inlet-1) một khoảng 3*D*. Vùng lưới mịn bao quanh mô hình có kích thước 20*D*×2,4*D*×2,4*D* được sử dụng để thu được chi tiết các hiện tượng gần đáy. Khoang buồng đốt và kênh xả đáy không được xem xét đến trong mô hình này, do đó dòng xả đáy (inlet-2) được thiết lập là tiết diện tại mép kênh xả nằm trong mặp phẳng đáy mô hình (Hình 4). Sử dụng điều kiện "*velocity-inlet*" cho dòng tự do U_∞ (inlet-1) và dòng xả đáy U_{xd}, điều kiện "*pressure-outlet*" cho lối ra, điều kiện "*wall no-slip*" cho mô hình, và điều kiện tường không nhớt (*wall no-visced*) cho 4 mặt bao còn lại. Tại các lối vào và lối ra thiết lập nhiệt độ 290°K và áp suất dư bằng 0.



Hình 4. Miền tính và các điều kiện biên

Lưới poly-hexcore được sử dụng trong toàn bộ nghiên cứu này có chất lượng trực giao nhỏ nhất là 0,28 (Hình 5). Để đảm bảo kết quả tính toán chính xác với giá trị $y+ < 3$ trong các trường hợp thiết lập chiều cao lớp lưới đầu tiên là 3×10^{-5} m cho trường hợp vận tốc dòng tự do U_∞ = 15 m/s và 5×10^{-6} m cho trường hợp U_∞ = 156 m/s. Kích thước lưới được lựa chọn sau khi thực hiện khảo sát độc lập lưới (xem mục 2.3).

Trong nghiên cứu này, các tính toán đều sử dụng mô hình chảy rối GEKO đã tích hợp trên phần mềm Ansys Fluent. Hệ số C_{MIX} của mô hình GEKO được thiết lập bằng 0,55 theo tham khảo từ nghiên cứu trước đó của nhóm tác giả [15]. Các hệ số còn lại của mô hình GEKO thiết lập ở giá trị mặc định. Chi tiết về mô hình rối GEKO được trình bày ở mục 2.2. Sử dụng bộ giải

"*pressure-based*" với giải thuật đồng bộ vận tốc-áp suất (*velocity-pressure coupled*) phù hợp với điều kiện dưới âm [16].

Khảo sát các trường hợp thay đổi thông số phụt C_q tương ứng với sự thay đổi vận tốc dòng xả đáy $U_{xd} = 0 - 80\,\text{m/s}$, trong khi cố định vận tốc dòng tự do $U_\infty = 156\,\text{m/s}$, và cố định tỷ số đường kính $d_0 / D = 0,8$. Các trường hợp khảo sát được liệt kê ở Bảng 1.

Thông số phụt là tỷ số giữa lưu lượng khối của dòng xả đáy với lưu lượng khối của dòng tự do tương ứng với diện tích mặt cắt ngang theo phương vuông góc với dòng chảy của mô hình [4]. Biểu thức thông số phụt có dạng:

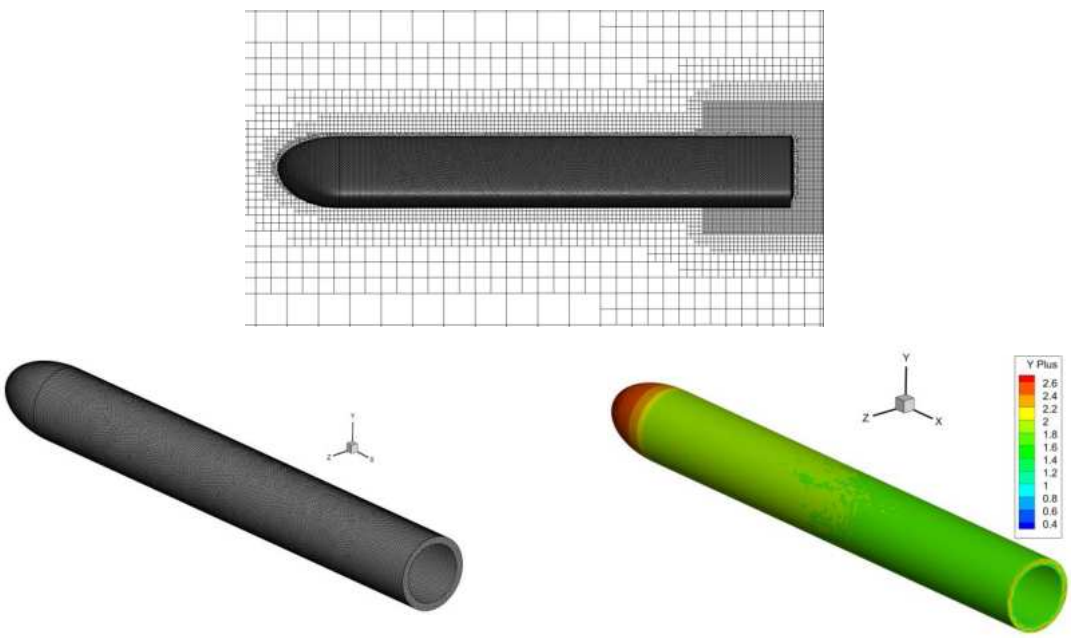
$$C_q = \frac{\dot{m}}{\rho U_\infty A_{ref}} \tag{1}$$

Trong đó: $\dot{m}$ - lưu lượng khối của luồng phụt; U_∞ - vận tốc dòng tự do; A_{ref} - tiết diện mặt cắt theo phương vuông góc với dòng tự do của mô hình, $A_{ref} = \pi D^2 / 4$. Trong trường hợp dòng tự do dưới âm, dòng xả đáy có vận tốc nhỏ hơn dòng tự do, tính nén và sự thay đổi mật độ dòng khí không đáng kể. Khi đó lưu lượng khối xác định theo biểu thức:

$$\dot{m} = \rho A_{xd} U_{xd} = \rho \frac{\pi d_{xd}^2}{4} U_{xd} \tag{2}$$

Thông số phụt sau rút gọn có biểu thức sau:

$$C_q = \frac{U_{xd}}{U_\infty} \cdot \left(\frac{d_0}{D} \right)^2 \tag{3}$$



Hình 5. Lưới poly-hexcore và phân bố y+ cho mô hình có dòng xả đáy

Bảng 1. Thông số các trường hợp khảo sát

Trường hợp	FL-J0	FM-J0	FM-J5	FM-J20	FM-J30	FM-J50	FM-J80
U_∞, m/s	15	156	156	156	156	156	156
U_{xd}, m/s	Không có	Không có	5	20	30	50	80
C_q			0,0205	0,0821	0,1231	0,2051	0,3282

2.2. Mô hình rối k-ω tổng quát (GEKO)

Các mô hình *k-ε* và *k-ω* với nhiều khuyến cáo trong quá trình sử dụng cho thấy sự thiếu linh hoạt trong áp dụng vào các trường hợp cụ thể, gây khó khăn cho người dùng khi cần hiệu chỉnh các tham số mô hình rối để thu được kết quả chính xác cho bài toán cụ thể. Để khắc phục các hạn chế này ANSYS đã phát triển mô hình chảy rối mới là GEKO dựa trên mô hình 2 phương trình *k-ω* mà Wilcox đề xuất [17], trong đó người dùng được phép điều chỉnh 6 tham số bao gồm C_{SEP}, C_{NW}, C_{MIX}, C_{JET}, C_{COR}, và C_{CUR} để chính xác kết quả cho các trường hợp bài toán cụ thể [18]. Chức năng điều chỉnh của các hệ số này được tổng hợp ngắn gọn ở Bảng 2. Hai phương trình bổ sung của mô hình chảy rối GEKO viết cho động năng rối *k* và tỷ lệ tiêu tán *ω* có dạng:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j k)}{\partial x_j} = P_k - C_m \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{4}$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \omega)}{\partial x_j} = C_{\omega 1} F_1 \frac{\omega}{k} P_k - C_{\omega 2} F_2 \rho \omega^2 + \rho F_3 CD + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k}\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] \tag{5}$$

Trong đó

$$\mu_T = \rho \nu_T = \rho \frac{k}{\max(\omega, S / C_{Realize})} \tag{6}$$

$$P_k = -\tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j}; \tag{7}$$

$$CD = \frac{2}{\sigma_\omega} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}; \tag{8}$$

$$\tau_{ij}^{EV} = -\rho \overline{u_i' u_j'} = \mu_t 2 S_{ij} - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \tag{9}$$

$$\tau_{i,j} = \tau_{ij}^{EV} - C_{COR} \frac{1.2 \mu_T}{\max\left(0.3, \sqrt{0.5(S^2 + \Omega^2)}\right)} \left(S_{ik}\Omega_{kj} - \Omega_{ik} S_{kj}\right) \tag{10}$$

ở đó: $S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$; $\Omega_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$; $S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$; $\Omega = \sqrt{2 \Omega_{ij} \Omega_{ij}}$.

Bảng 2. Chức năng điều chỉnh của các hệ số mô hình rối GEKO

Tham số	Đặc tính	Giá trị mặc định	Giá trị điều chỉnh khuyến cáo
C_{SEP}	Điều chỉnh việc dự đoán tách dòng trên lớp biên. Ảnh hưởng lên toàn bộ trường dòng chảy thông qua C_{MIX}. Khi C_{SEP} tăng, sẽ làm giảm độ nhớt rối, tăng độ nhạy với gradient áp suất nghịch, và làm giảm tỷ lệ mở rộng của dòng rối tự do.	1,75	$0,7 \le C_{SEP} \le 2,5$
C_{NW}	Ảnh hưởng tới phần lõi của lớp biên dòng chảy trên tường cứng, không ảnh hưởng tới dòng chảy tự do.	0,5	$-2,0 \le C_{NW} \le 2,0$
C_{MIX}	Ảnh hưởng tới các dòng chảy rối tự do. Không ảnh hưởng tới các lớp biên. Giá trị C_{MIX} mặc định thiết lập theo C_{SEP} theo biểu thức số (11).	0,303	Chưa có
C_{JET}	Là hệ số phụ của C_{MIX} . Ảnh hưởng tới các luồng phụt, và chỉ hiệu quả khi $C_{MIX} \neq 0$.	0,9	$0 \le C_{JET} \le 1,0$
C_{COR}	Dùng cho thành phần phi tuyến giữa ứng suất-biến dạng của dòng thứ cấp phát sinh ở các góc	1,0	$0 \le C_{COR} \le 1,5$
C_{CUR}	Dùng để hiệu chỉnh chuyển động cong, ví dụ các dòng quay do cánh quạt	1,0	$0 \le C_{CUR} \le 1,5$

Giá trị C_{SEP} có thể ảnh hưởng tới toàn bộ trường dòng là do thiết lập mặc định Ansys Fluent cho phép xác định C_{MIX} tự động từ giá trị C_{SEP} theo biểu thức dưới đây:

$$C_{MIX} = 0.35 sign(C_{SEP} - 1) \cdot \sqrt{\left| C_{SEP} - 1 \right|} \qquad (11)$$

2.3. Khảo sát độc lập lưới

Tiến hành khảo sát độc lập lưới cho trường hợp đáy tù với U_∞ = 15 m/s (ký hiệu FL-J0) và trường hợp có luồng phụt U_∞ = 156 m/s, U_{xd} = 30 m/s (ký hiệu FM-J30). Các bước khảo sát độc lập lưới thông qua xác định hệ CGI tham khảo từ công bố của Roache [19], Celik [20] và ví dụ hướng dẫn của NASA [21], với tham số khảo sát được lựa chọn là hệ số cản $f \equiv C_D$. Trong đó h_i (i = 1, 2, 3) là kích thước trung bình của ô lưới trong vùng lưới mịn được xác định trong quá trình chia lưới bằng Fluent Meshing. Các chỉ số i = 1, 2, 3 tương ứng với trường hợp lưới mịn, trung bình và thô, nghĩa là $h_1 < h_2 < h_3$. Hệ số làm mịn lưới toàn cục phải đảm bảo $r = h_3 / h_1 > 1,3$. Hệ số làm mịn lưới từng phần có: $r_{12} = h_2 / h_1$ và $r_{23} = h_3 / h_2$. Theo hướng

dẫn của Celik [20], bậc hội tụ p với hàm phụ thuộc $q(p)$ xác định bằng phương pháp lặp để thỏa mãn điều kiện dưới đây:

$$\begin{cases} p = \left| \ln \left| \varepsilon_{32} / \varepsilon_{21} \right| + q(p) \right| / \ln(r_{21}) \\ q(p) = \ln((r_{21}^p - s) / (r_{32}^p - s)) \end{cases} \quad (12)$$

trong đó sai số tuyệt đối $\varepsilon_{21} = f_2 - f_1 ; \varepsilon_{32} = f_3 - f_2$ với f_i là tham số khảo sát độc lập lưới; và tham số $s = 1 \cdot sign(\varepsilon_{32} / \varepsilon_{21})$. Tham số khảo sát độc lập lưới ứng với kích thước lưới trung bình $h = 0$ gọi là f_{ext} xác định bằng ngoại suy Richarson,và biểu thức có dạng:

$$f_{ext} = \left(r_{21}^p f_1 - f_2 \right) / \left(r_{21}^p - 1 \right) \quad (13)$$

Khi đó sai số ngoại suy tương đối:

$$e_{ext}^{21} = \left| (f_{ext} - f_1) / f_{ext} \right| \quad (14)$$

Hệ số độc lập lưới GCI cho lưới mịn

$$GCI_{21} = \frac{1,25 \cdot e_{21}}{r_{21}^p - 1} \quad (15)$$

ở đó sai số tương đối $e_{21} = \left| (f_1 - f_2) / f_1 \right|$ và $e_{32} = \left| (f_2 - f_3) / f_2 \right|$.

Kết quả khảo sát độc lập lưới được tổng hợp trong Bảng 3.

Bảng 3. Kết quả khảo sát độc lập lưới

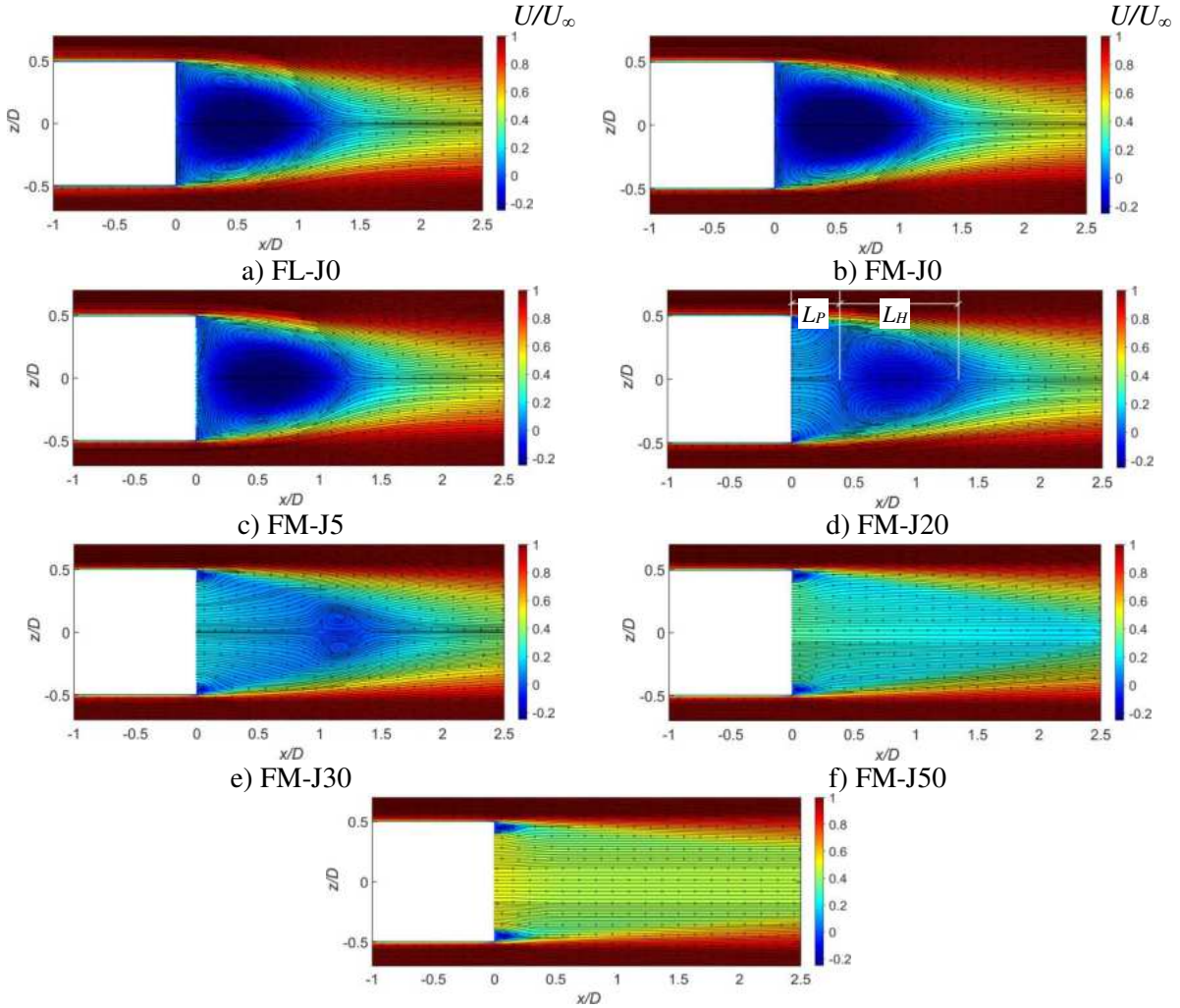
Tham số	**FL-J0**	**FM-J30**
$h_1; h_2; h_3$ (mm)	4,8; 5,5; 6,8	
r_{32}	1,24	
r_{21}	1,15	
f_3	0,3101	0,1308
f_2	0,3072	0,1342
f_1	0,3048	0,1405
p	2,84	12,41
f_{ext}	0,2997	0,1419
e_{21}	0,79%	4,48%
e_{ext}^{21}	1,71%	1,00%
GCI_{21}	2,10%	1,27%

Hệ số độc lập lưới GCI_{12} = 1% cho trường hợp FL-J0 và GCI_{12} = 3,5% cho trường hợp FM-J30. Với kết quả kiểm tra độc lập lưới như đã trình bày, lưới mịn với kích thước trung bình của lưới trong vùng lưới mịn h_1 = 4,8 mm, tương ứng với lưới có 4,1 triệu phần tử được lựa chọn để tiến hành các nghiên cứu tiếp theo khi thay đổi tốc độ dòng xả đáy.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc trưng dòng trung bình

Hình 6 thể hiện kết quả phân bố dòng trung bình U/U_∞ cho các trường hợp khảo sát. Hai trường hợp không có dòng xả đáy là FL-J0 (U_∞ = 15 m/s) và FM-J0 (U_∞ = 156 m/s) có sự tương đồng cao về hình ảnh phân bố đường dòng cho thấy sự tồn tại khu vực dòng hồi có vận tốc âm. Khi lưu lượng dòng xả tăng lên, điểm dừng thứ nhất bị đẩy ra đáy, khoảng cách giữa hai điểm dừng có xu hướng giảm, cho thấy kích thước vùng chảy hồi bị thu hẹp. Quy luật thay đổi khu vực gần đáy hoàn toàn phù hợp với mô tả của Bourdon và Dutton [6] đã nêu ở mục 1. Trường hợp FM-J50 và FM-J80 không tồn tại vùng chảy hồi chính, nhưng các vùng chảy hồi thứ cấp sát đáy thể hiện khá rõ ràng.



a) FL-J0 b) FM-J0

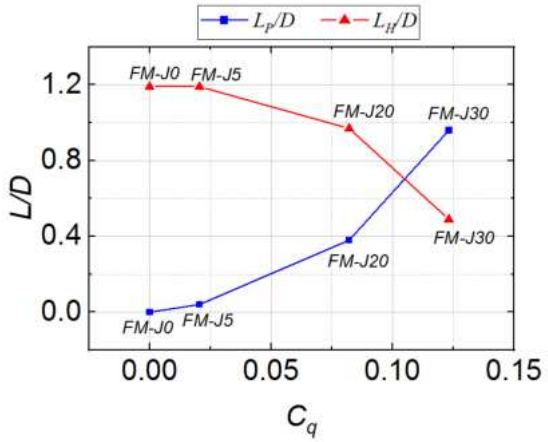
c) FM-J5 d) FM-J20

e) FM-J30 f) FM-J50

g) FM-J80

Hình 6. Đặc trưng vùng chảy hồi sau đáy

Gọi L_P là khoảng cách từ điểm dừng thứ nhất so với đáy, và L_H là khoảng cách hai điểm dừng. Hình 7 thể hiện sự phụ thuộc của các khoảng cách này với thông số phụt. Kết quả thu được đó là khi lưu lượng xả C_q tăng thì L_p tăng cùng với L_H giảm, cho thấy vùng chảy hồi bị đẩy xa đáy và kích thước vùng chảy hồi bị thu hẹp. Kết quả xử lý dữ liệu không thu được giá trị L_P và L_H cho trường hợp FM-J50 và FM-J80 cho thấy vùng chảy hồi chính không được hình thành ở hai trường hợp này.



Hình 7. Đặc trưng của vùng chảy hồi

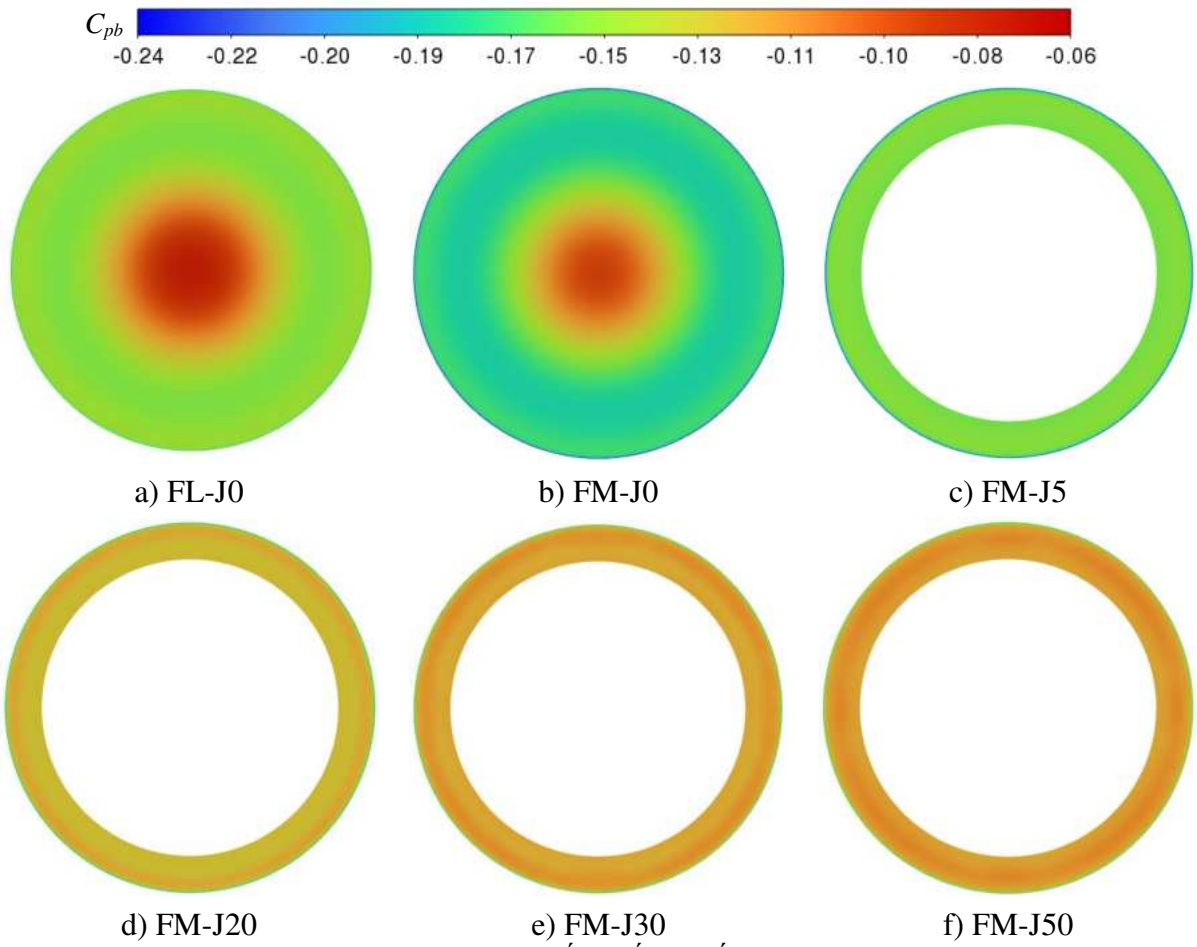
3.2. Phân bố hệ số áp suất trên đáy

Thành phần gây lực cản lên đáy chỉ có thành phần áp lực sinh ra từ áp suất đáy. Để làm rõ ảnh hưởng của thành phần lực cản đáy cần thực hiện khảo sát phân bố áp suất và hệ số cản trên đáy. Hệ số áp suất trên đáy ký hiệu là C_{pb} có công thức xác định:

$$C_{pb} = \frac{p_t - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2} \tag{16}$$

Hình 8 thể hiện phân bố giá trị áp suất trên bề mặt đáy trong các trường hợp. So với trường hợp không có dòng xả đảy (FL-J0, FM-J0) thì các trường hợp còn lại có diện tích chịu lực cản nhỏ hơn đáng kể. Phân bố màu sắc cho thấy áp suất đáy có xu hướng tăng khi lưu lượng xả đáy tăng lên. Sự phân bố áp suất trong các trường hợp FM-J30, FM-J50 không có sự khác biệt đáng kể.

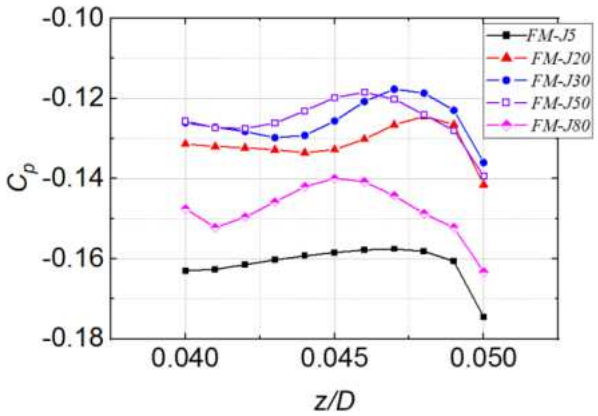
Tiến hành xuất giá trị hệ số áp suất trên một đường hướng kính là giao tuyến của mặt đáy và mặt phẳng đối xứng nằm ngang *Oxz*. Hình 9 biểu diễn kết quả tính toán hệ số C_{pb} trong các trường hợp khác nhau. Quan sát đồ thị thấy rằng, trường hợp FM-J30 có đường phân bố C_{pb} lớn nhất. Điều đó dẫn tới hệ số cản trong trường hợp FM-J30 sẽ là nhỏ nhất. Ở tất cả các trường hợp đều có sự thay đổi rõ rệt giá trị hệ số áp suất tại sát mép mặt đáy.



a) FL-J0 b) FM-J0 c) FM-J5

d) FM-J20 e) FM-J30 f) FM-J50

Hình 8. Phân bố hệ số áp suất trên đáy



Hình 9. Phân bố hệ số áp suất theo phương hướng kính trên đáy

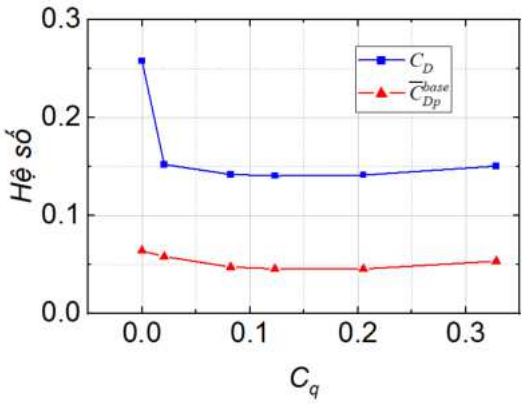
3.3. Ảnh hưởng của thông số phụt

Sự thay đổi thông số phụt làm thay đổi hệ số cản tác dụng lên mô hình. Kết quả hệ số lực cản cho toàn bộ mô hình C_D và $\overline{C}_{Dp}^{base}$ khi lưu lượng dòng xả thay đổi được tổng hợp trong Bảng 4.

Bảng 4. Kết quả thay đổi hệ số cản theo thông số phụt

Hệ số \ Trường hợp	FM-J0	FM-J5	FM-J20	FM-J30	FM-J50	FM-J80
C_q	-	0,0205	0,0821	0,1231	0,2051	0,3282
C_D	0,25813	0,15214	0,14198	0,14052	0,14123	0,15047
Sai số C_D so với FM-J0, %	-	42,06	45,00	45,56	45,29	41,71
$\overline{C}_{Dp}^{base}$	0,06402	0,05801	0,04731	0,04542	0,04528	0,05334
Sai số $\overline{C}_{Dp}^{base}$ so với FM-J0, %	-	9,39	26,10	29,05	29,27	16,68

Hình 10 là đồ thị thể hiện quan hệ giữa hệ số lực cản và thông số phụt. Khi lưu lượng dòng xả đáy C_q thay đổi từ 0 tới 0,3282, so với trường hợp không có dòng xả đáy hệ số cản C_D giảm tới 45,56 % ứng với trường hợp FM-J30 và hệ số cản đáy giảm tới 29,27% ứng với trường hợp FM-J50. Hiệu quả thay đổi áp suất đáy và giảm lực cản của dòng xả đáy thu được từ mô phỏng với dòng dưới âm phù hợp với các nghiên cứu trước đó của Mair[4] và Bourdon [7].



Hình 10. Sự thay đổi hệ số cản theo thông số phụt

4. Kết luận

Mô phỏng số dòng xả đáy bằng phương pháp RANS với mô hình rối GEKO trong điều kiện dòng dưới âm đã thu được kết quả tốt phù hợp với các nghiên cứu trước. Hiệu quả giảm lực cản đáy khi so với trường hợp đáy tù thể hiện rõ ràng dù với dòng có lưu lượng khối nhỏ. C_q thay đổi từ 0 tới 0,3282, so với trường hợp không có dòng xả đáy hệ số cản C_D giảm tới 45,56 % và hệ số cản đáy giảm tới 29,27%. Trường hợp FM-J30 ứng với thông số phụt $C_q = 0{,}1231$ có hệ số cản nhỏ nhất. Khi lưu lượng khối của dòng xả đáy tăng, vùng chảy hồi có khoảng cách so với đáy tăng lên và có kích thước bị thu hẹp dần. Kết quả nghiên cứu này làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo của nhóm tác giả như việc khảo sát hiệu quả giảm lực cản khi sử dụng đuôi thuyền kết hợp với dòng xả đáy. Nâng cao độ chính xác và khả năng phân tích cấu trúc dòng chảy rối cũng được dự định thực hiện với mô phỏng xoáy lớn (LES).

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 107.03-2021.52.

Tài liệu tham khảo

[1] P. R. Viswanath, "Flow management techniques for base and afterbody drag reduction," *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 32, no. 2–3, pp. 79–129, Jan. 1996, doi: 10.1016/0376-0421(95)00003-8.

[2] W. A. Mair, "Reduction of Base Drag by Boat-Tailed Afterbodies in Low-Speed Flow," *Aeronautical Quarterly*, vol. 20, no. 4, pp. 307–320, 1969, doi: 10.1017/S0001925900005126.

[3] G. Buresti, G. V. Iungo, and G. Lombardi, "Methods for the drag reduction of bluff bodies and their application to heavy road-vehicles," 2007.

[4] W. A. Mair, "Drag-Reducing Techniques for Axi-Symmetric Bluff Bodies," in *Aerodynamic Drag Mechanisms of Bluff Bodies and Road Vehicles*, G. Sovran, T. Morel, and W. T. Mason, Eds., Boston, MA: Springer US, 1978, pp. 161–187. doi: 10.1007/978-1-4684-8434-2_7.

[5] T. Mathur and J. C. Dutton, "Velocity and turbulence measurements in a supersonic base flow with mass bleed," *AIAA Journal*, vol. 34, no. 6, pp. 1153–1159, Jun. 1996, doi: 10.2514/3.13206.

[6] C. J. Bourdon and J. C. Dutton, "Visualization of a central bleed jet in an axisymmetric, compressible base flow," *Physics of Fluids*, vol. 15, no. 2, pp. 499–510, Feb. 2003, doi: 10.1063/1.1531995.

[7] H. Bournot, E. Daniel, and R. Cayzac, "Improvements of the base bleed effect using reactive particles," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 45, no. 11, pp. 1052–1065, 2006, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2006.01.018.

[8] J. Sahu, C. J. Nietubicz, and J. L. Steger, "Navier-Stokes computations of projectile base flow with and without mass injection," *AIAA Journal*, vol. 23, no. 9, pp. 1348–1355, Sep. 1985, doi: 10.2514/3.9091.

[9] A. Tripathi, M. Sankar, and S. Verma, "Control of base pressure for a boat-tailed axisymmetric afterbody via base geometry modifications," *Aerosp Sci Technol*, vol. 45, Jun. 2015, doi: 10.1016/j.ast.2015.05.021.

[10] Y.-K. Lee and H.-D. Kim, "Optimization of mass bleed control for base drag reduction of supersonic flight bodies," *Journal of Thermal Science*, vol. 15, no. 3, pp. 206–212, 2006, doi: 10.1007/s11630-006-0206-4.

[11] M. Wang and C. Zhuo, "Numerical Research on Effect of Base Bleed Type on Operation Process of Base Bleed Projectile," *Journal of Applied Fluid Mechanics*, vol. 14, no. 5, pp. 1583–1591, 2021, doi: 10.47176/jafm.14.05.32343.

[12] M. A. Dali, S. Jaramaz, and D. Jerković, "Increasing the Range of Contemporary Artillery Projectiles," *Tehnicki Vjesnik*, vol. 26, Feb. 2019, doi: 10.17559/TV-20171219141541.

[13] A. Ibrahim, M. Aziz, M. Ahmed, and A. Riad, "Numerical Simulations and Drag Prediction for Base Bleed Projectile," vol. 7, pp. 12717–12722, Dec. 2020.

[14] T. H. Tran, H. Q. Dinh, H. Q. Chu, V. Q. Duong, C. Pham, and V. M. Do, "Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 35, no. 2, pp. 563–573, 2021, doi: 10.1007/s12206-021-0115-1.

[15] T. D. Nguyen, D. A. Le, V. M. Do, A. T. Nguyen, and T. H. Tran, "Effect of Splitter Angles on Characteristics of Mixing Layer Flow: A Numerical Study," *Journal of Applied and Computational Mechanics*, p., 2024, doi: 10.22055/jacm.2024.46204.4480.

[16] Ansys Fluent, "ANSYS Fluent Theory Guide," *ANSYS Inc*, vol. R2, 2021.

[17] D. C. Wilcox, *Turbulence modeling for CFD*, 3rd ed. US: DCW Industries, 2006.

[18] F. R. Menter and R. Sechner, "Best Practice: RANS Turbulence Modeling in Ansys CFD," *ANSYS Inc*, 2021.

[19] P. J. Roache, "Perspective: A method for uniform reporting of grid refinement studies," *Journal of Fluids Engineering; (United States)*, vol. 116:3, Dec. 1994, doi: 10.1115/1.2910291.
[20] I. Celik, U. Ghia, P. J. Roache, C. Freitas, H. Coloman, and P. Raad, "Procedure of Estimation and Reporting of Uncertainty Due to Discretization in CFD Applications," *J. Fluids Eng.*, vol. 130, p. 078001, Jul. 2008, doi: 10.1115/1.2960953.
[21] NASA, "Examining Spatial (Grid) Convergence." [Online]. Available: https://www.grc.nasa.gov/www/wind/valid/tutorial/spatconv.html

Investigating the influence of base bleed on drag and flow field around the afterbody of an axisymmetric model

Abstract: *Base bleed is a drag reduction solution for axisymmetric vehicles operating in air, such as projectiles, missiles, and smart bombs. The interaction between the base bleed and the surrounding free-stream flow generates complex phenomena around the afterbody of the vehicles. In this study, the influence of base bleed on the flow characteristics and drag reduction of an axisymmetric model was investigated using the Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) method with the GEKO turbulence model. The results indicate that base bleed significantly reduces the drag coefficient by up to 45.56% and the base drag coefficient by up to 29.27% compared to the no-bleed case. Moreover, as the base bleed mass flow rate increases, the recirculation region narrows and shifts further from the base. This study provides a foundation for applying base bleed in subsonic conditions and lays the groundwork for further research, such as combining base bleed with boat tails to optimize drag reduction.*

Keywords: Base Bleed; Aerodynamic Drag; Numerical Simulation; GEKO.

Đặc điểm giao thoa khí động của cánh hai tầng dạng Busemann có cánh tà trong dòng chảy tốc độ thấp

Nguyễn Thái Dương[1]

[1] *Trung tâm HTQT KHCN Việt - Nhật, Trường Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn*

[*] *Email: duongnt@lqdtu.edu.vn; Tel: 0343384634*

Tóm tắt

Nghiên cứu tập trung làm rõ đặc điểm giao thoa khí động của cánh hai tầng Busemann kết hợp cánh tà trong dòng chảy tốc độ thấp bằng các thực nghiệm và mô phỏng số. Cánh tà có góc lệch 30°, được thiết kế với khoảng cách gập là 0.3c từ đuôi cánh. Ở cấu hình cánh đơn, hiện tượng thất tốc xuất hiện ở cả cánh trên và cánh dưới. Trong cấu hình cánh hai tầng, cánh dưới sinh ra ít lực nâng hơn so với dạng cánh đơn ở góc tấn dưới 15°. Hệ số lực nâng của cánh dưới tăng dần theo góc tấn. Trong khi đó, cánh trên thất tốc tại góc tấn nhỏ hơn so với cấu hình cánh đơn. Hệ số giao thoa lực cản lớn hơn 1.0 với góc tấn từ 0° đến 5°, cho thấy cấu hình cánh hai tầng sinh ra nhiều lực cản hơn so với tổng các cánh đơn riêng biệt. Khi góc tấn tăng lên, hệ số giao thoa lực cản giảm dần. Hệ số giao thoa lực nâng thay đổi trong khoảng 0,65 ~ 0,9 và đạt giá trị nhỏ nhất tại góc tấn 10°.

Từ khóa: *Cánh Busemann; Cánh cản; Hệ số giao thoa lực cản; Hệ số giao thoa lực nâng*

1. Mở đầu

Tiếng nổ siêu thanh là thách thức lớn trong việc phát triển máy bay thương mại siêu thanh thế hệ mới. Đề xuất các mô hình mới kết hợp tối ưu hóa các cấu hình thân cánh của máy bay là hướng nghiên cứu được chú ý. Ý tưởng ứng dụng cánh hai tầng Busemann để phát triển máy bay vận tải siêu thanh của Đại học Tohoku, Nhật Bản nhận được sự quan tâm [1-2]. Cánh hai tầng Busemann, với hình dạng đặc biệt có khoảng cách giữa hai cánh được tính toán nhằm tận dụng sự giao thoa và triệt tiêu sóng xung kích sinh ra bởi cánh trên và cánh dưới tại vận tốc siêu thanh, giúp giảm tiếng ồn và lực cản sinh ra. Kusunose và các cộng sự [2] đã chứng minh được tiềm năng của cánh Busemann khi giảm lực cản sóng tới hơn 80% so với cánh hình kim cương cơ bản (cánh Diamond) tại vận tốc thiết kế. Các nghiên cứu thực nghiệm và mô phỏng số đã được tiến hành, tập trung làm rõ các đặc điểm và giao thoa khí động ở tốc độ siêu thanh [3-4]. Ngoài ra, các mô hình cánh 3D và mô hình thân cánh đã được đề xuất với các kết quả nghiên cứu triển vọng [5-7].

Một trong những phương pháp nhằm tăng hiệu năng khí động của cánh Busemann là sử dụng cánh cản và cánh tà. Các nghiên cứu đã chỉ ra hiệu quả trong việc giải quyết các vấn đề nghẽn dòng và hysteristics (hiện tượng đặc tính khí động khác nhau ở cùng một điểm tốc độ trong quá trình tăng và giảm tốc) khi sử dụng cánh cản và cánh tà [8-10]. Ngoài ra, phương pháp này còn làm tăng hiệu quả khí động ở dòng chảy thấp, đáp ứng các yêu cầu về khí động khi cất, hạ cánh.

Maruyama và các cộng sự [9] đã đề xuất sử dụng cánh cản và cánh tà ở dòng tốc độ thấp, với tổng hệ số lực nâng đạt được là 2.025 ở cấu hình nhất định, đáp ứng yêu cầu cần thiết cho quá trình cất hạ cánh. Kashitani và các cộng sự [10] cũng đã tiến hành thực nghiệm trong hệ thống ống thổi khí động cho mô hình cơ bản với trường dòng chảy được phân tích bằng hệ thống dòng khói. Tuy nhiên, kết quả có sự chênh lệch lớn khi góc tấn tăng do sự không ổn định của dòng chảy và ảnh hưởng của các xoáy lớn. Trong các nghiên cứu trước,

Nguyen và các cộng sự [11-13] đã phân tích đánh giá mô hình cơ bản và mô hình Stagger (căn chỉnh vị trí hai cánh) bằng thực nghiệm và mô phỏng số. Với mô hình cơ bản, sự giao thoa khí động được phân tích định lượng, tập trung vào mô hình cánh đa tầng với sự ảnh hưởng lẫn nhau giữa cánh trên và cánh dưới. Cụ thể, với các góc tấn lớn hơn 5º, cánh trên trong mô hình cánh hai tầng sinh ra ít lực cản và lực nâng hơn so với dạng cánh đơn. Ở góc tấn lớn hơn 20º, cánh trên hầu như không sinh ra lực nâng trong mô hình cánh hai tầng.

Khi kết hợp cánh tà, các nghiên cứu trước chỉ ra cánh tà có góc 30º cải thiện tổng hệ số lực nâng tối đa lên 2,15 tại góc tấn 7º, đáp ứng yêu cầu trong quá trình cất hạ cánh [12-13]. Tuy nhiên, tính chất giao thoa khí động của mô hình cánh Busemann kết hợp cánh tà chưa được phân tích. Các hệ số khí động và tính chất dòng chảy của cấu hình cánh đơn và cánh hai tầng khi kết hợp cánh tà chưa được xem xét cụ thể. Do đó, nghiên cứu chuyên sâu để làm rõ đặc điểm và tính năng cụ thể của cánh hai tầng Busemann khi kết hợp cánh tà cần được thực hiện.

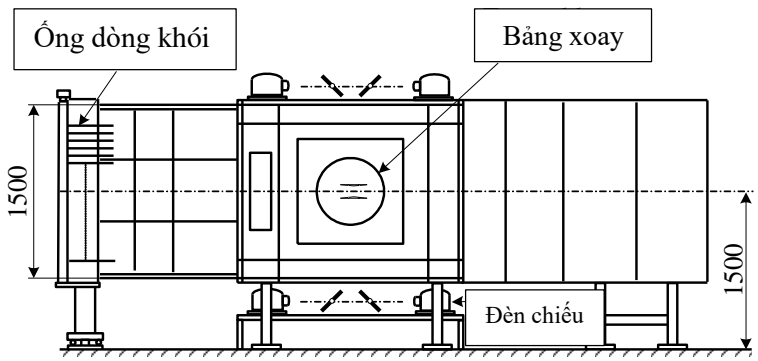
Nghiên cứu này làm rõ đặc điểm giao thoa khí động của cánh hai tầng Busemann có cánh tà trong dòng chảy tốc độ thấp thông qua các thực nghiệm và mô phỏng số. Kết quả cánh hai tầng được phân tích so sánh với kết quả của cánh trên và cánh dưới ở cấu hình cánh đơn. Kết quả mô phỏng được đối chiếu, so sánh với kết quả thực nghiệm.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Hệ thống ống thổi khí động và cân lực

Thực nghiệm sử dụng hệ thống ống thổi khí động tốc độ thấp, với vận tốc dòng chảy tối đa là 26 m/s. Buồng làm việc có kích thước dài × rộng × cao là 2500 mm × 150 mm × 1500 mm. Một bên của buồng làm việc được thiết kế bảng xoay hình tròn để cố định và điều chỉnh góc tấn của mô hình. Vị trí của bảng xoay nằm ở giữa tường của buồng đo, với tâm bảng xoay có độ cao 750 mm từ chân tường buồng đo.

Hình 1 biểu thị tổng quan buồng làm việc trong hệ thống ống thổi khí động sử dụng trong thực nghiệm. Hệ thống cân lực được đặt trên thành bên của buồng làm việc, xuyên qua bảng xoay. Góc tấn của mô hình được điều chỉnh bằng bảng xoay và thiết bị xoay trên cân lực. Hệ thống ống thổi khí động, cân lực và thiết kế được miêu tả cụ thể trong các nghiên cứu trước [11-13].

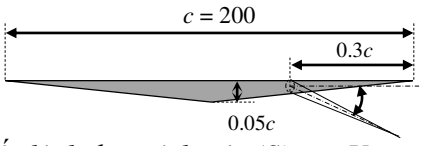


Hình 1. Hệ thống ống thổi khí động (Hình chiếu cạnh – Đơn vị mm) [11].

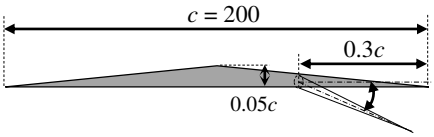
2.2. Mô hình

Hình 2 mô tả các mô hình sử dụng trong thí nghiệm. Hình 2(a) và 2(b) là mô hình dạng cánh đơn kết hợp cánh tà. Hình 2(c) là mô hình cánh hai tầng kết hợp cánh tà. Mô hình được làm bằng acrylic, có độ dài dây cung cánh c = 200 mm, độ dày cánh t = 10 mm (t/c = 0.05). Ở dạng cánh hai tầng, khoảng cách giữa hai cánh là G = 100 mm (G/c = 0.5). Khoảng cách giữa hai cánh này tương ứng với số Mach thiết kế là 1,7 (bằng 1,7 lần tốc độ âm thanh) [1-2]. Mô hình kết hợp cánh tà được thiết kế với khoảng cách gập là 0.3c từ đuôi cánh, góc lệch của cánh tà là δ_f = 30° [8-10,13].

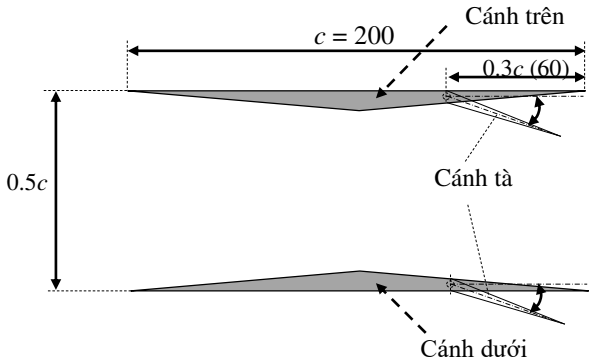
2.3. Phương pháp thực nghiệm



(a) Cấu hình đơn cánh trên (Singer Upper).



(b) Cấu hình đơn cánh dưới (Singer Lower).



(c) Cấu hình cánh hai tầng (Biplane).

Hình 2. Các mô hình thí nghiệm.

Điều kiện thí nghiệm với vận tốc dòng tới là 15 m/s, số Reynolds dựa trên dây cung cánh c =200 (mm) là $Re = 2.1 \times 10^5$. Góc tấn thay đổi trong khoảng từ -10° đến 30°. Cụ thể về điều kiện đo và phương pháp phân tích được miêu tả trong các nghiên cứu trước đây [11-13].

Kết quả hệ số lực nâng và lực cản của cánh hai tầng là tổng của cánh trên và cánh dưới. Cụ thể công thức tính như sau:

$$C_{l\_biplane\_total} = C_{l\_biplane\_upper} + C_{l\_biplane\_lower} \quad (1)$$

$$C_{d\_biplane\_total} = C_{d\_biplane\_upper} + C_{d\_biplane\_lower} \quad (2)$$

Trong đó, $C_{l\_biplane\_total}$ và $C_{d\_biplane\_total}$ là tổng hệ số lực nâng và lực cản của mô hình cánh hai tầng, $C_{l\_biplane\_upper}$ và $C_{d\_biplane\_upper}$ là hệ số lực nâng và lực cản của cánh trên, $C_{l\_biplane\_lower}$ và $C_{d\_biplane\_lower}$ là hệ số lực nâng và lực cản của cánh dưới trong cấu hình cánh hai tầng.

Hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng là tỉ lệ theo tổng hệ số lực nâng và lực cản của mô hình cánh hai tầng và tổng hệ số hệ số lực nâng và lực cản của cánh trên và dưới ở dạng mô hình cánh đơn. Cụ thể công thức tính như sau:

$$I_l = \frac{C_{l\_single\_upper} + C_{l\_single\_lower}}{C_{l\_biplane\_total}} \quad (3)$$

$$I_d = \frac{C_{d\_single\_upper} + C_{d\_single\_lower}}{C_{d\_biplane\_total}} \quad (4)$$

Trong đó, $C_{l\_single\_upper}$ và $C_{d\_single\_upper}$ là hệ số lực nâng và lực cản của cánh trên, $C_{l\_single\_lower}$ và $C_{d\_single\_lower}$ là hệ số lực nâng và lực cản của cánh dưới trong cấu hình cánh đơn.

2.4. Phương pháp mô phỏng

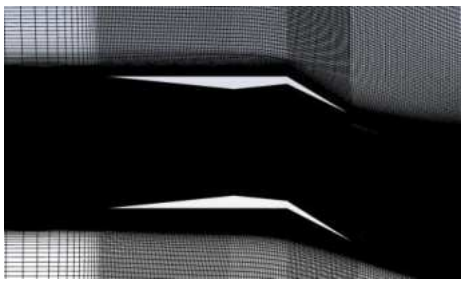
Để so sánh và đánh giá với kết quả thí nghiệm, mô phỏng RANS (phương pháp trung bình theo Reynolds) được tiến hành. Lưới tính toán được tạo ra bằng phần mềm Ansys ICEM-CFD. Hình 3 trình bày lưới xung quanh mô hình cánh đơn và cánh hai tầng. Vùng mô phỏng có kích thước dài × rộng là 45c × 40c giúp thu được toàn bộ các hiện tượng quanh bề mặt cánh khi thay đổi góc tấn. Có 400 phần tử lưới được đặt trên bề mặt cánh, giá trị y+ tại bề mặt cánh được thiết kế khoảng ≈ 1.0, và ranh giới của miền tính toán được điều chỉnh lớn hơn 20 lần dây cung cánh. Độ hội tụ của lưới tính toán được xem xét trong các nghiên cứu trước [11-12].



(a) Cấu hình đơn cánh trên (Singer Upper).



(b) Cấu hình đơn cánh dưới (Singer Lower).



(c) Cấu hình cánh hai tầng (Biplane).

Hình 3. Lưới xung quanh mô hình số (ICEM).

Mô phỏng được tiến hành bằng phần mềm Ansys Fluent (Ansys 2022 R1), với mô hình dòng nhiễu Spalart-Allmaras (S-A), thuật toán Couple tương tự như các nghiên cứu trước [11, 14-15]. Tiêu chí hội tụ cho các đại lượng như dư sai, vận tốc là 10^{-6}. Trong nghiên cứu trước, tính phụ thuộc vào lưới tính toán và độ chính xác trong mô phỏng đã được xem xét

[11]. Các điều kiện biên tính toán được thiết lập tương tự như điều kiện thí nghiệm, với tốc độ dòng tới là 15 m/s. Số Reynolds theo chiều cài dây cung cánh là 2.1×10^5.

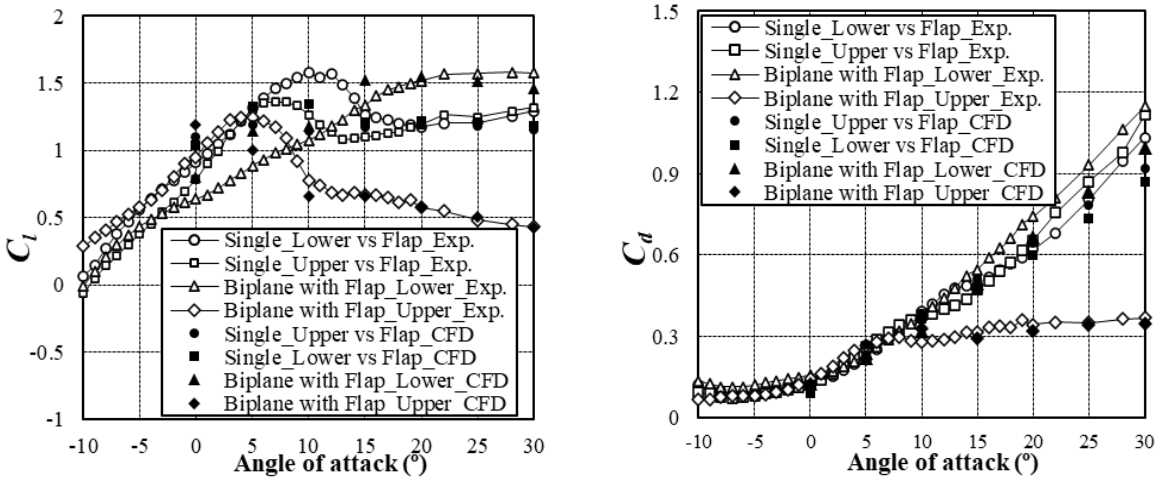
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Hệ số khí động học

Hình 4 biểu thị kết quả các hệ số đặc tính khí động của mô hình cánh đơn và cánh hai tầng khi kết hợp cánh tà.

Hình 4(a) biểu thị kết quả hệ số lực nâng của các mô hình theo góc tấn. Ở cấu hình cánh đơn kết hợp cánh tà, cánh dưới sinh ra nhiều lực nâng và ít lực cản hơn so với cánh trên ở các góc tấn dưới 20°. Cánh trên xuất hiện hiện tượng thất tốc tại góc tấn 8° với hệ số lực nâng tối đa là 1,36. Trong khi đó, cánh dưới có lực nâng tối đa là 1,57 tại góc tấn 12°, cao hơn so với cánh dưới. Ở cấu hình cánh hai tầng kết hợp cánh tà, cánh dưới không xảy hiện tượng thất tốc và hệ số lực nâng tăng dần theo góc tấn. Tuy nhiên, cánh dưới sinh ra ít lực nâng hơn so với dạng cánh đơn ở góc tấn dưới 15°. Cánh trên xảy ra hiên tượng thất tốc tại góc tấn 5, nhanh hơn so với ở dạng cánh đơn.

Hình 4(b) biểu thị kết quả hệ số lực cản của các mô hình theo góc tấn. Ở cấu hình cánh đơn kết hợp cánh tà, do cấu trúc cánh mỏng với độ dày của cánh bằng 5% so với chiều dài dây cung, hệ số lực cản của cánh trên và cánh dưới không có quá nhiều sự chênh lệch. Ở các góc tấn lớn hơn 20°, cánh trên sinh ra nhiều lực cản hơn so với cánh dưới. Ở cấu hình cánh hai tầng kết hợp cánh tà, cánh dưới sinh ra nhiều lực cản hơn so với dạng cánh đơn ở các góc lớn hơn 15, tuy nhiên sự chênh lệch không quá nhiều. Với góc tấn lớn hơn 7°, lực cản sinh ra bởi cánh trên hầu như thay đổi không đáng kể và nhỏ hơn nhiều so với ở dạng cánh đơn.



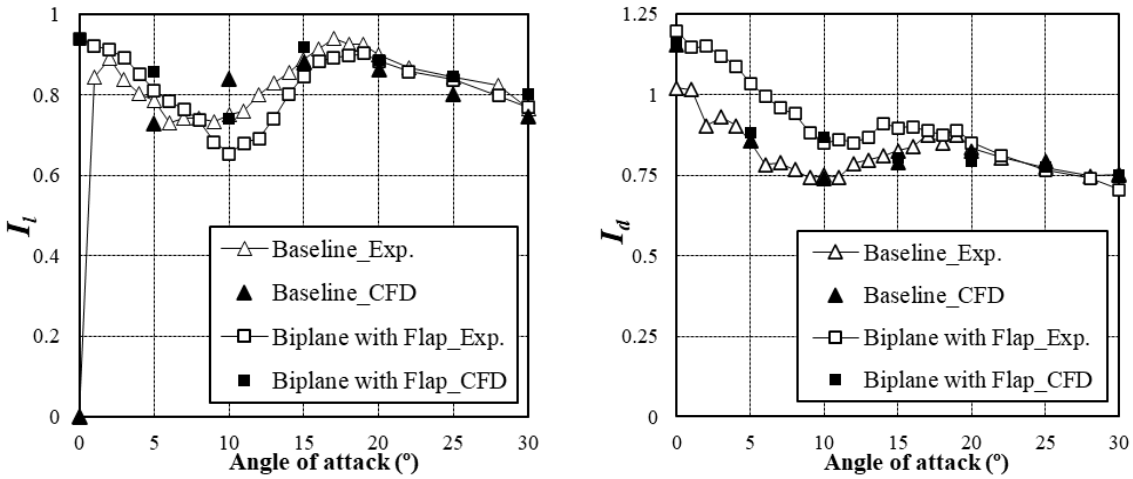
(a) Hệ số lực nâng. *(b) Hệ số lực cản.*

Hình 4. Các hệ số khí động của các mô hình.

3.2. Hệ số giao thoa khí động

Hình 5 biểu thị hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng khi kết hợp cánh tà. Kết quả của cánh hai tầng được tính toán theo công thức (3) và (4). Kết quả hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng của cánh cơ bản ở nghiên cứu trước được đưa vào để đối chiếu so

sánh. Hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng cho thấy sự tương tác giữa hai cánh, làm thay đổi lực nâng và lực cản so với các cánh riêng biệt ở dạng cánh đơn.



(a) Hệ số giao thoa lực nâng. *(b) Hệ số giao thoa lực cản.*

Hình 5. Các hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng Busemann với cánh tà.

Hình 5(a) biểu thị hệ số giao thoa về lực nâng của mô hình theo góc tấn. Hệ số giao thoa lực nâng I_l thay đổi trong khoảng 0,65 ~ 0,9. I_l giảm dần ở góc tấn từ 0° tới 10° và tạo đáy tại 10 với giá trị là 0,65. Từ góc tấn 10° tới 20°, I_l tăng dần. Sau đó, I_l giảm dần với các góc lớn hơn 20°. So sánh với mô hình cơ bản, hệ số giao thoa về lực nâng có nét tương đồng về chiều hướng thay đổi. Tuy nhiên, hệ số giao thoa về lực nâng của cánh cơ bản tạo đáy tại góc tấn 6 với giá trị 0,74, nhanh hơn so với khi kết hợp cánh tà.

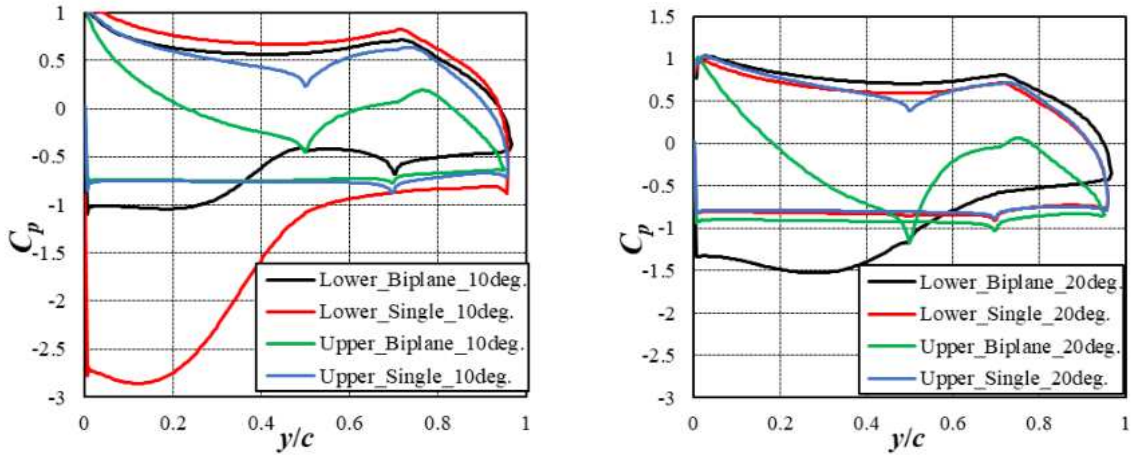
Hình 5(b) biểu thị hệ số giao thoa về lực cản của mô hình theo góc tấn. Với góc tấn nhỏ hơn 5°, hệ số giao thoa khí động về lực cản lớn hơn 1.0 cho thấy dạng cánh hai tầng sinh ra nhiều lực cản hơn so với cánh đơn. Với góc tấn từ 10° ~ 20°, hệ số giao thoa khí động của lực cản thay đổi trong khoảng 0,85 ~ 0,9. So sánh với mô hình cơ bản, hệ số giao thoa về lực cản của mô hình kết hợp cánh tà có nét tương đồng về chiều hướng thay đổi tuy nhiên giá trị lớn hơn, biểu hiện rõ ràng ở các góc tấn nhỏ hơn 20°.

3.3. Trường dòng chảy xung quanh các mô hình

Hình 6 biểu thị hệ số áp suất bề mặt các mô hình. Hình 6(a) biểu thị hệ số áp suất trên bề mặt các mô hình tại góc tấn α =10° và Hình 6(b) biểu thị hệ số áp suất trên bề mặt các mô hình tại góc tấn α =20°. Áp suất bề mặt của các mô hình cánh hai tầng có sự chênh lệch với các mô hình cánh đơn, thể hiện rõ rệt ở các mặt trên của cánh dưới và mặt dưới của cánh trên (tốc độ dòng chảy tăng ở giữa hai cánh).

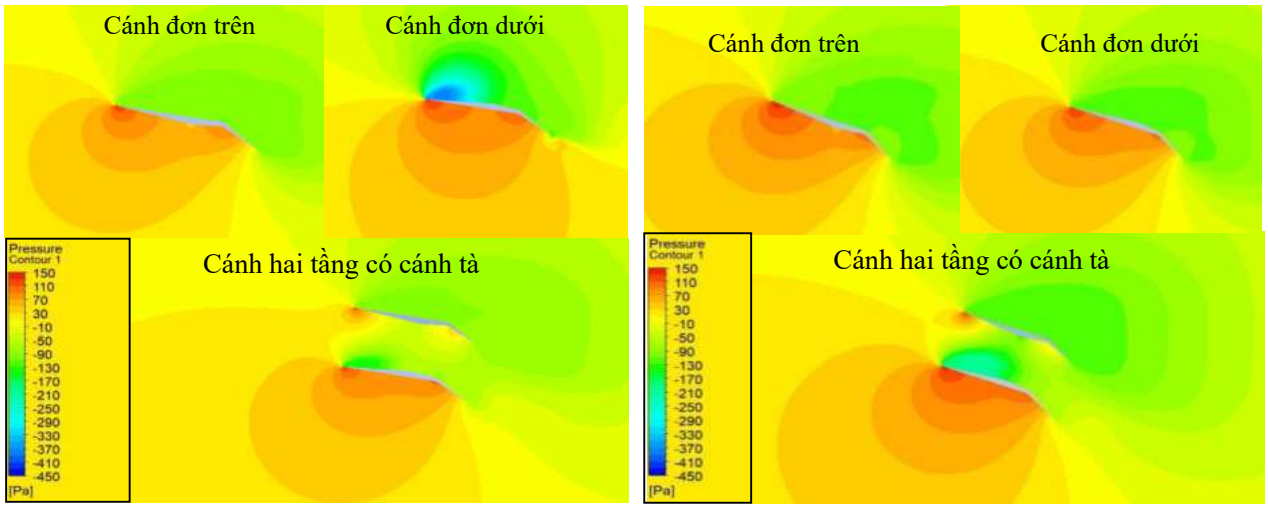
Hình 7 biểu thị hệ số áp suất phân bố xung quanh các mô hình tại góc tấn α =10° và α =20°. Ở dạng cánh hai tầng, vùng áp suất cao bên dưới cánh trên nhỏ hơn so với ở dạng cánh đơn. Điều này giải thích kết quả trong Hình 4, khi cánh trên ở dạng cánh đơn tạo ra lực nâng và lực cản lớn hơn so với cánh trên ở cấu hình cánh hai tầng. Mặt khác, dòng chảy xung

quanh bề mặt trên của cánh dưới ở cấu hình cánh hai tầng không có vùng áp suất thấp ử dạng cánh đơn.



(a) α = 10°. *(b) α = 20°.*

Hình 6. Hệ số áp suất trên bề mặt các mô hình (CFD).



(a) α = 10°. *(b) α = 20°.*

Hình 7. Hệ số áp suất phân bố xung quanh các mô hình (CFD).

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, đặc điểm giao thoa khí động của cánh hai tầng Busemann kết hợp cánh tà trong dòng chảy tốc độ thấp được làm rõ.

Ở cấu hình cánh đơn kết hợp cánh tà, cánh dưới sinh ra nhiều lực nâng và ít lực cản hơn so với cánh trên. Cánh trên xuất hiện hiện tượng thất tốc tại góc tấn 8° với hệ số lực nâng tối đa là 1,36. Trong khi đó, cánh dưới có lực nâng tối đa là 1,57 tại góc tấn 12°, cao hơn so với cánh trên. Ở cấu hình cánh hai tầng kết hợp cánh tà, cánh dưới không xảy hiện tượng thất

tốc và hệ số lực nâng tăng dần theo góc tấn. Tuy nhiên, cánh dưới sinh ra ít lực nâng hơn so với dạng cánh đơn ở góc tấn dưới 15°. Cánh trên có hiên tượng thất tốc tại góc tấn 5°, nhanh hơn so với ở dạng cánh đơn. Với góc tấn lớn hơn 7°, lực cản sinh ra bởi cánh trên hầu như thay đổi không đáng kể.

Hệ số giao thoa khí động của cánh hai tầng cho thấy sự tương tác khí động học giữa hai cánh, khác biệt so với lực nâng và lực cản của các cánh riêng biệt ở dạng cánh đơn. Với góc tấn nhỏ hơn 5°, hệ số giao thoa khí động của lực cản lớn hơn 1.0 cho thấy dạng cánh hai tầng sinh ra nhiều lực cản hơn so với cánh đơn. Hệ số giao thoa lực nâng thay đổi trong khoảng 0,65 ~ 0,9 và thấp nhất tại góc tấn 10°.

Kết quả mô phỏng có sự đồng nhất về giá trị và khuynh hướng thay đổi so với kết quả thực nghiệm.

Lời cảm ơn

Bài báo là sản phẩm của đề tài thường xuyên cấp cơ sở của Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn mã số 24.1.33.

Tài liệu tham khảo

[1] K. Kusunose, K. Matsushima, S. Obayashi, T. Furukawa, N. Kuratani, Y. Goto, D. Maruyama, H. Yamashita, M. Yonezawa (2007) Aerodynamic Design of Supersonic Biplane, Cutting Edge and Related Topics; The 21st century COE Program, in *International COE of Flow Dynamic Lecture Series*, Sendai: Tohoku University Press. ISBN: 9784861630613.

[2] K. Kusunose, K. Matsushima, D. Maruyama (2011) Supersonic biplane - A review, *Progress in Aerospace Sciences* 47, pp. 53-87. https://doi.org/10.1016/j.paerosci.2010.09.003

[3] N. Kuratani, T. Ogawa, H. Yamashita, M. Yonezawa and S. Obayashi (2007) Experimental and Computational Fluid Dynamic Around Supersonic Biplane for Sonic Boom Reduction, *AIAA SciTech 2007*, America, AIAA 2007-3674. https://doi.org/10.2514/6.2007-3674

[4] H. Nagai, S. Oyama, T. Ogawa, N. Kuratani, K. Asai (2008) Experimental Study on Interference Flow of a Supersonic Busemann Biplane using Pressure-Sensitive Paint Technique, *26th International Congress of the Aeronautical Sciences*.

[5] Odaka, Y. and Kusunose, K. (2009) A Fundamental Study for Aerodynamic Characteristics of Supersonic Biplane Wing and Wing-Body Configurations, *J. Jpn. Soc. Aeronaut. Space Sci.* 57, pp. 217–224 (in Japanese). https://doi.org/10.2322/jjsass.57.217

[6] Yamazaki, W., Kusunose, K. (2014) Biplane-Wing/Twin-Body-Fuselage Configuration for Innovative Supersonic Transport, *Journal of Aircraft* 51, No. 6, pp. 1942-1952. https://doi.org/10.2514/1.C032581

[7] Nguyen, T. D., Kashitani, M., Kusunose, K., Taguchi, M., Takita, Y. (2021) Analysis of a Wing-Fuselage Biplane with Trailing-Edge Flaps in Low-Speed Flow, *Journal of Aircraft* 59, No. 2, pp. 350-363. https://doi.org/10.2514/1.C036154

[8] H. Yamashita, S. Obayashi, K. Kusunose (2009) Reduction of Drag Penalty by Means of Plain Flaps in the Boomless Busemann Biplane, *Int. J. Emerging Multidisciplinary Fluid Sci.* 1, pp. 141-164. https://doi.org/10.1260/175683109788707490

[9] D. Maruyama, K. Kusunose, K. Matsushima, K. Nakahashi (2012) Aerodynamic Analysis and Design of Busemann Biplane: Towards Efficient Supersonic Flight, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering* 226, Issue 2, pp. 217-238. https://doi.org/10.1177/09544100114046

[10] Kashitani, M., Nguyen, T. D., Taguchi, M., Kusunose, K. (2022) Aerodynamic Characteristics of Busemann Biplane Installed with High-Lift Device Using Low-Speed Smoke Wind Tunnel, *AIAA SciTech 2022*, America, AIAA 2022-0140. https://doi.org/10.2514/6.2022-0140

[11] Nguyen, T. D., Kashitani, M., Taguchi, M., Kusunose, K. (2022) Effects of Stagger on Low-speed Performance of Busemann Biplane Airfoil, *Aerospace* 9, No. 197, pp. 1-23. https://doi.org/10.3390/aerospace9040197

[12] Nguyen, T. D., Hung, T. T (2025) Investigation of Aerodynamic Characteristics of Busemann Airfoil Incorporating a Flap and Slat in a Low-speed Flow, *Journal of Science and Technique* 20, 1, pp. 53-67. https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v20.n01.895

[13] Nguyen, T. D., Kashitani, M. and Taguchi, M., Kusunose, K. (2022) Analysis of Low-speed Aerodynamic Characteristics of Busemann Biplane Airfoil installed High Lift Devices, *33rd Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences* (33rd ICAS), Sweden, ICAS-0145.

[14] P. R. Spalart, C. L. Rumsey (2007) Effective inflow conditions for turbulence Models in Aerodynamics Calculations, *AIAA Journal* 45, pp. 2544-2553. https://doi.org/10.2514/1.29373

[15] Cai Y., Liu G., Zhu W., Tu Q., Hong G. (2019) Aerodynamic Interference Significance Analysis of Two-Dimensional Front Wing and Rear Wing Airfoils with Stagger and Gap Variations, *J. Aerosp. Eng.* 32, 04019098. https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0001090

Aerodynamic interference characteristics of Busemann airfoil with a flap in a low-speed flow

Abstract: *In this research, the aerodynamic interference characteristics of a Busemann biplane airfoil with flaps in low-speed flow are investigated. For a single configuration, both the upper and lower elements experience stall. However, the lower element exhibits a higher maximum lift coefficient and a later stall onset compared to the upper element. In a biplane configuration, the lower element's lift increases with the angle of attack and does not stall. Nevertheless, at angles of attack below 15°, the lower element generates less lift than the single-element configuration. Additionally, the upper element stalls at a lower angle of attack compared to the single-element configuration. The biplane configuration shows higher drag than the sum of the individual airfoils in single configuration for angles of attack between 0° and 5°. This is evident from the drag interference ratio, which exceeds 1.0 within this range. As the angle of attack increases, the drag interference ratio decreases. The lift interference ratio varies between 0.65 and 0.9, reaching a minimum at angle of attack of 10°.*

Keywords: Busemann Biplane; Flap; Aerodynamic Interference Ratio; Low-speed flow.

❑

Nghiên cứu xác định tiết diện cửa gió của thiết bị thổi cờ đảm bảo cường độ âm trong phạm vi cho phép

Vũ Bá Duy[1*], Phạm Thành Đồng[2], Nguyễn Phú Tuấn[3]
[1]Viện Công nghệ/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng
[2]Học viện Kỹ thuật Quân sự
[3]Học viện Phòng không –Không quân
Email: duyvcn@gmail.com; Tel: 0989771511

Tóm tắt

Bài báo trình bày một phương pháp xác định tiết diện cửa thoát gió với điều kiện giới hạn mức cường độ âm bằng phương pháp tính toán mô phỏng kết hợp với thực nghiệm. Trên cơ sở các mô hình âm thanh dải rộng được tích hợp trong phần mềm Ansys Fluent, nhóm tác giả đã xây dựng mô hình mô phỏng hoạt động luồng khí thổi trong thiết bị thổi gió cột cờ Tổ quốc, đánh giá mức cường độ âm thanh ở các miệng thổi.

Từ khóa: *Mức cường độ âm, thổi gió cột cờ, Ansys Fluent.*

1. Mở đầu

Thổi gió cho cột cờ Tổ quốc (CCTQ) là một nhiệm vụ thường xuyên được thực hiện trong các buổi lễ lớn của đất nước. Mục đích của việc sử dụng thiết bị thổi gió CCTQ nhằm tạo luồng gió cưỡng bức đi qua các cửa thổi gió, giúp lá cờ với kích thước lớn (3m × 2m) có thể tung bay ở những điều kiện thời tiết khác nhau. Luồng gió cưỡng bức càng lớn với vận tốc thổi càng cao thì lá cờ bay càng căng, đẹp. Ở mặt khác, khi thổi với tốc độ gió lớn, độ ồn âm thanh (thể hiện qua mức cường độ âm (MCĐA)) lại rất lớn, thậm chí vượt ngưỡng nghe cho phép đối với môi trường xung quanh. Trong phạm vi bài báo này, nhóm tác giả tập trung nghiên cứu các đặc trưng âm thanh của dòng khí thổi từ thiết bị thổi gió lá cờ. Vị trí đo (khán đài) cường độ âm được bố trí cách vị trí nguồn âm theo phương vuông góc tối thiểu 10 m, MCĐA trên khán đài không vượt quá 80 dB (MCĐA không làm ảnh hưởng đến sức khỏe của con người là không vượt quá 90 dB).

2. Cơ sở lý thuyết

Cường độ âm là đại lượng đặc trưng thể hiện năng lượng của sóng âm truyền qua một đơn vị diện tích được đặt vuông góc với phương truyền âm trong mộ đơn vị thời gian. Cường độ âm tại điểm A, cách nguồn âm O một khoảng R được xác định như sau [1]:

$$I = \frac{\mathrm{W}}{S.\mathrm{t}} = \frac{P}{S} = \frac{P}{4\pi R^2} \tag{1}$$

Trong đó, P là áp suất nguồn âm, W

R là Khoảng cách từ nguồn âm O đến điểm khảo sát A, m

MCĐA tại nguồn điểm A được xác định như sau:

$$L(\mathrm{B}) = \lg\frac{I}{I_0} \quad \text{hoặc} \quad L(\mathrm{dB}) = 10\lg\frac{I}{I_0} \tag{2}$$

Với tần số âm ~ 1000 Hz thì cường độ âm chuẩn quy định ngưỡng nghe thấy $I_0 = 10^{-12}$ (W/m^2). Mức cường độ âm của điểm A và B đặt cách nguồn âm O, khoảng cách lần lượt là R_A, R_B được xác định:

$$L_A = \lg(\frac{1}{I_0}.\frac{P}{4\pi R_A^{\,2}}),\ L_B = \lg(\frac{1}{I_0}.\frac{P}{4\pi R_B^{\,2}}) \quad (3)$$

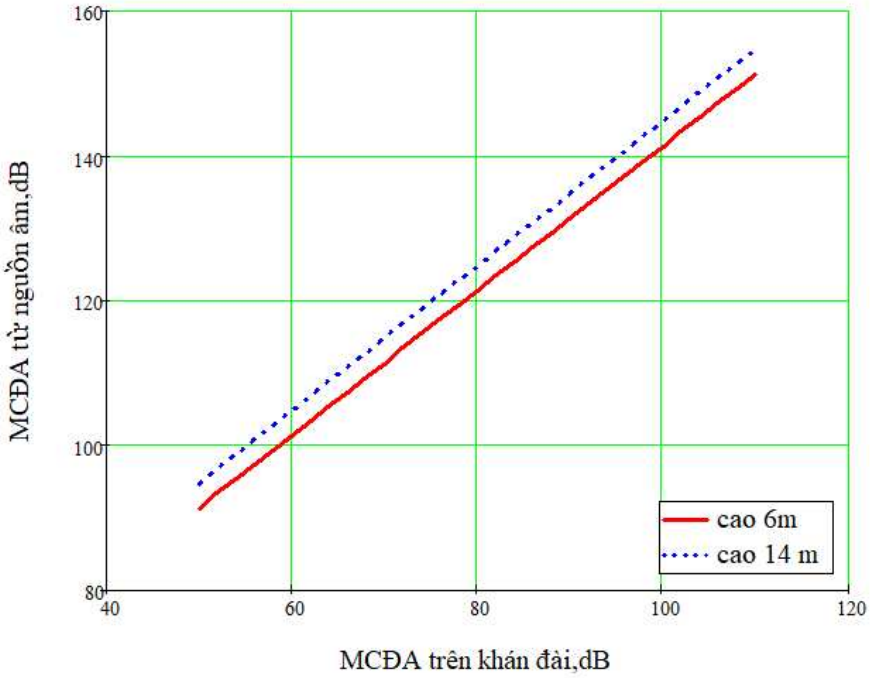
$$L_B - L_A = \lg\frac{R_A^{\,2}}{R_B^{\,2}} \text{ hoặc tính theo đơn vị dB } L_B - L_A = 10\lg\frac{R_A^{\,2}}{R_B^{\,2}}$$

Nhóm tác giả đã thực hiện các phép đo trên thực tế và so sánh với tính toán lý thuyết. Kết quả được đưa Bảng 1 cho thấy sai số phép đo và tính toán lý thuyết ở trong phạm vi cho phép.

Bảng 1. So sánh với kế quả đo thực tế tại các điểm cách cột cờ 10m (B) và 30m (A)

	Kết quả đo $L_B - L_A$ (dB)	**Kết quả đo trung bình**	**Kết quả tính toán $L_B - L_A$ (dB)**	**Sai số**
Q=18 m^3/phút	10.8	10.75	9.6	9.5%
	10.2			
	8.9			
	13			
Q=12.5 m^3/phút	9.9	10.15		5.5%
	10			
	8.6			
	12.1			

Hình 1 biểu diễn sự phụ thuộc giới hạn MCĐA từ nguồn phát âm thanh vào giới hạn MCĐA trên khán đài. Theo yêu cầu đặt ra MCĐA trên khán đài được bố trí cách cột cờ 10m không vượt quá 80 dB, thì MCĐA ở nguồn phát âm không vượt quá 120-125dB.



Hình 1. MCĐA trên khán đài và nguồn âm

Nguồn âm được xác định chính là tổng hợp âm thanh, phát ra từ các miệng thổi gió. Với cường độ âm Ii từ một miệng thổi gió bất kỳ, thì cường độ âm và MCĐA tổng hợp tại điểm A được xác định [1]:

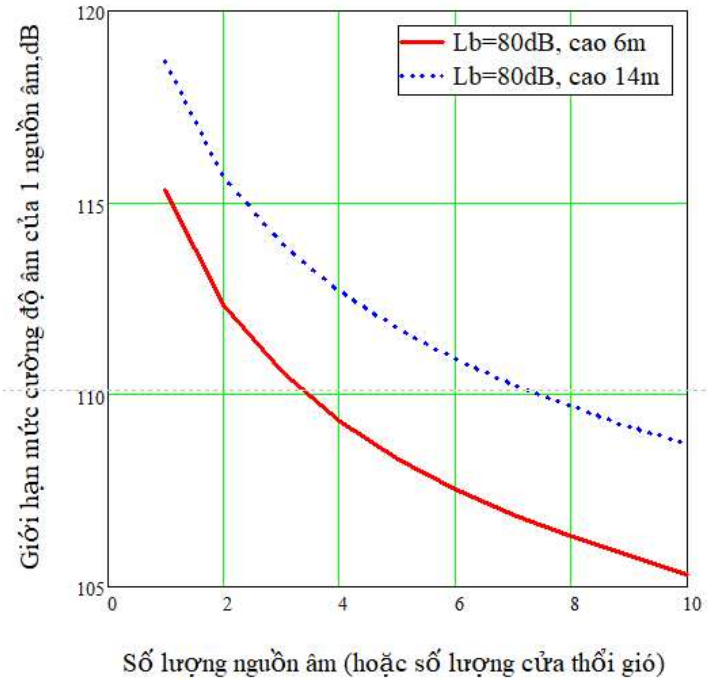
$$I = \sum_i I_i \text{ và } \quad L(\text{B}) = \lg \frac{\sum_i I_i}{I_0} \tag{4}$$

Các miệng cửa gió được bố trí dọc theo cột cờ, khoảng cách giữa các miệng thổi không lớn hơn 300 mm, thì kết quả đo thực nghiệm cho thấy MCĐA ở mỗi miệng thổi gần như nhau, hay nói cách khác là cường độ âm I phát ra từ mỗi cửa thổi gió là như nhau. Nên (4) đươc viết thành:

$$L(\text{B}) = \lg \frac{n * I_1}{I_0} \tag{5}$$

n là số lượng miệng thổi gió được bố trí trên ống thổi.

Giới hạn MCĐA ở mỗi cửa thổi gió phụ thuộc vào số lượng miệng thổi được biểu diễn trên Hình 2. Kết quả tính toán đối với 2 trường hợp 4 và 5 miệng thổi được thể hiện trong Bảng 3.



Hình 2. Giới hạn MCĐA của mỗi nguồn âm phụ thuộc vào số lượng cửa gió

Bảng 3. Kết quả MCĐA tại các miệng gió

Số lượng miệng gió	**Mức cường độ âm giới hạn cho mỗi miệng gió, dB**	
	Chiều cao cột 6m	**Chiều cao cột 14m**
4	109.3	112.7
5	108.3	111.7

Khai thác phần mềm Ansys Fluent, ứng dụng mô hình nguồn tiếng ồn băng thông rộng (Broadband Noise Source Models), áp suất âm được biểu diễn thông qua vận tốc dòng khí, chiều dài chảy rối (công thức Proudman) [2].

$$P_A = \alpha\rho_o(\frac{u^3}{l})\frac{u^5}{a_0} \quad (6)$$

u, l lần lượt là vận tốc và chiều dài dòng rối;

a0- vận tốc âm thanh;

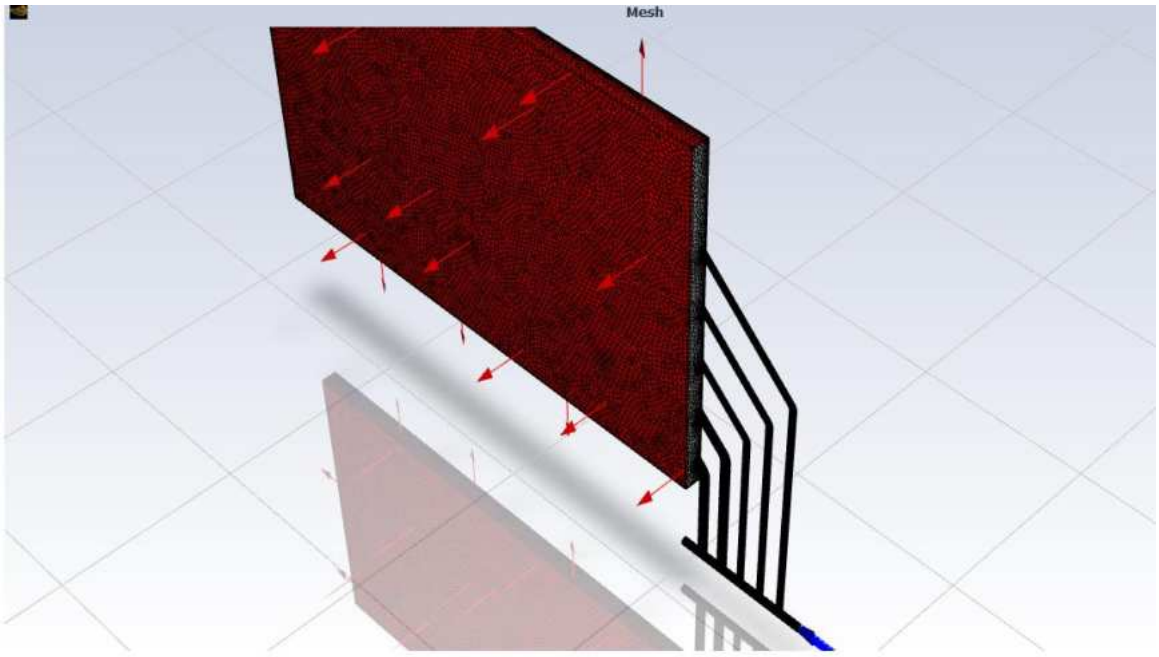
ρ_0 - khối lượng riêng của không khí;

α - hằng số mô hình.

Chiều dài dòng rối được xác định $l \approx 0.07d$, d- là đường kính cửa thổi gió [2].

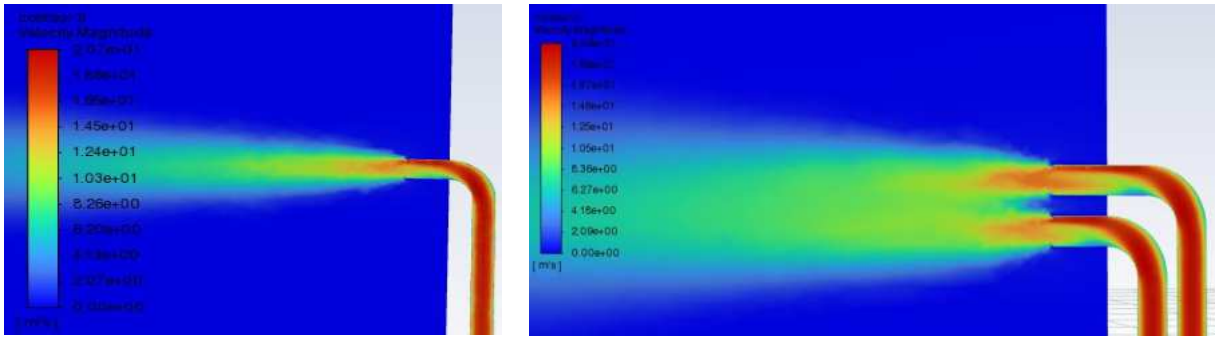
Thông qua các phép đo độ ồn thực tế, nhóm tác giả nhận thấy sự xuất hiện của lá cờ không làm thay đổi MCĐA ở các miệng thổi. Nên trong thiết lập tính toán mô phỏng không xét đến sự có mặt của lá cờ.

Mô hình được xây dựng theo các phương án: ống đơn, ống đôi và một phương án thử nghiệm thổi gió cờ Tổ quốc: 3 ống đường kính 65 mm, 2 ống đường kính 30 mm. Phương án thử nghiệm được mô hình hóa như trong Hình 3. Vùng khảo sát luồng khí sau các cửa thổi có kích thước 5000x4000x500 mm, với hơn 600 nghìn điểm nút; 2.5 triệu phần tử. Chất lượng lưới đảm bảo độ tin cậy (Skewness Max 0.83807).

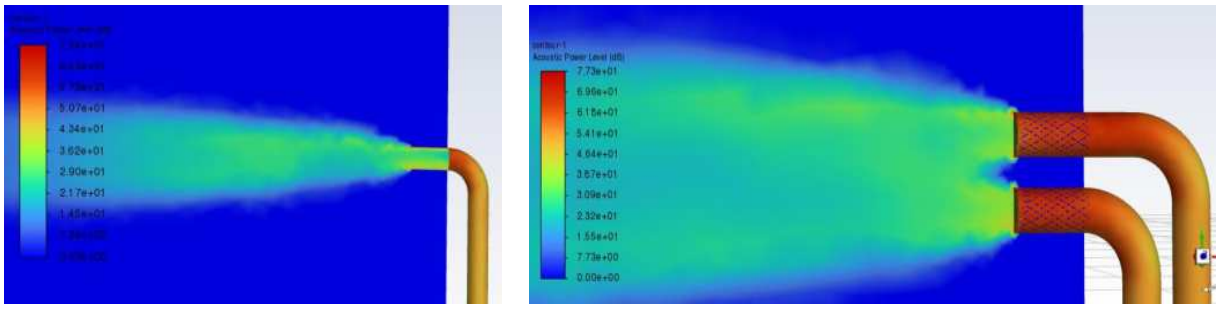


Hình 3. Mô phỏng một phương án thử nghiệm thổi gió cờ Tổ quốc

3. Kết quả tính toán mô phỏng và thực nghiệm

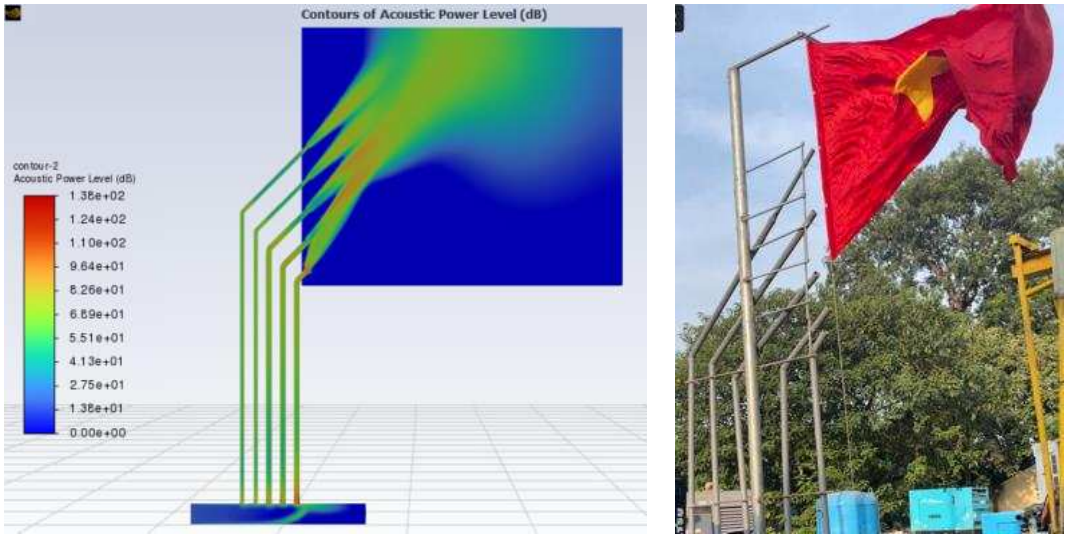


a) Trường phân bố vận tốc



b) Trường phân bố mức cường độ âm

Hình 4. Trường phân bố vận tốc và âm thanh tại mặt cắt đối xứng đối với dòng khí thổi qua ống đường kính d=30 mm, V=15,4 m/s, Q= 0.65 m^3/phút

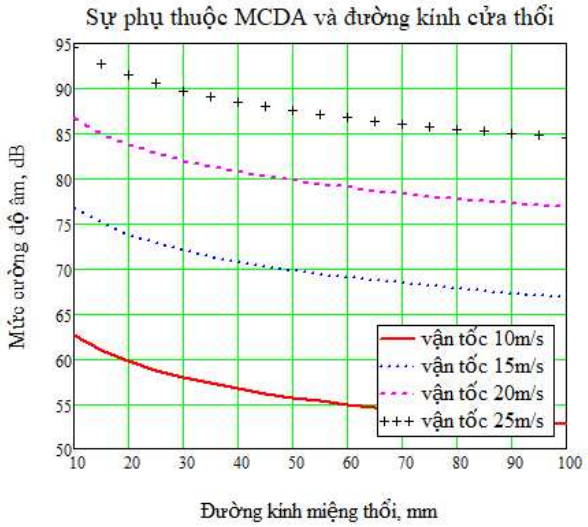


Hình 5. Một phương án thử nghiệm thổi gió cờ Tổ quốc

Bảng 4. So sánh kết quả mô phỏng và thử nghiệm

	Kết quả thực nghiệm, dB	**Kết quả mô phỏng, dB**	**Sai số, %**
Ống đơn (Q_1=0.65 m^3)	70.8	72.4	2.2
Ống đôi (Q_{1+2}=1.3 m^3)	73.6	77.3	4.8
Phương án thử nghiệm (Q_t=18m^3)	127	138	8.6

Từ kết quả tính toán mô phỏng và thực nhiệm, nhóm tác giả xây dựng sự phụ thuộc MCĐA vào đường kính miệng thổi với các giải vận tốc khác nhau như trong Hình 5.



Hình 6. Sự phụ thuộc MCĐA vào đường kính tiết diện cửa thổi khi thay đổi vận tốc dòng khí

4. Kết luận

Từ kế quả tính toán, tính toán mô phỏng và thực nghiệm, nhóm tác giả đã rút ra được những kết luận sau:

Căn cứ vào MCĐA cho phép trên khán đài, có thể xác định MCĐA tới hạn của nguồn âm, qua đó tìm ra mối liên hệ giữa số lượng cửa thổi gió với MCĐA phát ra.

MCĐA của mỗi miệng thổi phụ thuộc lớn vào tốc độ dòng khí thổi ra (hay lưu lượng dòng khí), ít phụ thuộc hơn vào đường kính tiết diện miệng thổi. Trong điều kiện MCĐA bị giới hạn và phải tối ưu sử dụng lưu lượng khí thổi để cờ bay căng, đẹp thì ưu tiên lựa chọn dải vận tốc dòng thổi tối ưu, sau đó là tiết diện cửa thổi khí.

Những kết quả đạt được của bài báo có ý nghĩa khoa học và thực tiễn trong việc tính toán thiết thiết kế, lựa chọn tiết diện cửa thổi, số lượng miệng cửa thổi, bố trí các cửa thổi cũng như lưu lượng dòng khí thổi (vận tốc dòng khí) cho nhiệm vụ thổi gió cột cờ.

Tài liệu tham khảo

1. Вощукова Е.А Физические основны строительной акустики, Брянск 2019.
2. ANSYS FLUENT 12.0 User's Guide.

Study on Determining the Airflow Outlet Cross-Section of Flag Blowing Devices to Ensure Sound Intensity Within Permissible Limits

Abstract: *The paper presents a method for determining the airflow outlet cross-section while limiting sound intensity levels using a combination of simulation and experimental approaches. Based on the wide-band sound models integrated into Ansys Fluent software, the authors developed a simulation model of airflow operation in the national flagpole-blowing device. They evaluated the sound intensity levels at the outlet openings.*

Keywords: Sound power level, flagpole air blower, Ansys Fluent.

Nghiên cứu phân bố ứng suất của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng nhiệt-điện

Nguyễn Lê Hùng, Đỗ Thanh Bình

Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự;

Email: lehungpgm@gmail.com; Tel: 0978828036

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu đáp ứng tĩnh của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng nhiệt-điện theo lý thuyết biến dạng trượt bậc cao tựa 3D. Hệ phương trình cân bằng của cơ hệ được xây dựng dựa trên nguyên lý biến phân Lagrange kết hợp với phương trình Maxell khi có xét đến hiệu ứng áp điện. Phương pháp giải tích với phép phân tích các chuyển vị và điện thế của vỏ theo chuỗi lượng giác đơn và phép biến đổi Laplace để đưa hệ phương trình vi phân về hệ phương trình đại số. Độ tin cậy của mô hình toán học và phương pháp nghiên cứu được khẳng định bằng cách so sánh với kết quả tính toán theo lý thuyết đàn hồi 3D và lý thuyết vỏ cổ điển Krichoff-Love. Tiến hành phân tích, đánh giá phân bố ứng suất của vỏ trụ composite lớp với các tải trọng nhiệt, điện khác nhau.

Từ khóa: *Phân bố ứng suất; Vỏ trụ; Composite; Nhiệt-điện.*

1. Mở đầu

Kết cấu vỏ trụ composite lớp được sử dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực công nghệ, như: hàng không vũ trụ, chế tạo máy, ô tô, đóng tàu, … Ngoài chịu tác động của các lực cơ học truyền thống thì vỏ trụ composite lớp còn chịu thêm các tải trọng khác như nhiệt độ, điện từ trường…Việc tính toán độ bền, trạng thái ứng suất biến dạng của tấm, vỏ mỏng chịu tác động của các tải trọng này chủ yếu dựa trên các giả thuyết của lý thuyết cổ điển Krichhoff-Love (CST). Nhờ đó các phương trình của lý thuyết đàn hồi được đơn giản hóa và đưa về bài toán 2 chiều. Dựa trên các giả thuyết này, các nhà khoa học [1-2] đã phát triển và mở rộng thành lý thuyết điện đàn hồi khi nghiên cứu hiệu ứng áp điện. Trạng thái ứng suất biến dạng và sự tương tác cơ điện được mô tả thông qua sự tổng hợp giữa các phương trình của lý thuyết đàn hồi và phương trình điện trường Maxwell. Tuy nhiên, các tính toán trạng thái ứng suất biến dạng dựa trên lý thuyết cổ điển thường đưa ra kết quả có độ chính xác không cao trong các trường hợp biên ngàm cứng, kết cấu chịu tải trọng tập trung hoặc các tải trọng có độ biến đổi nhanh khi bỏ qua biến dạng cắt.

Phát triển dựa trên lý thuyết tấm vỏ cổ điển, Timoshenko [3], Mindlin [4] đưa ra ý tưởng bổ sung ứng suất cắt dưới dạng hàm tuyến tính bậc 1. Reddy [5], Mitchell [6] cùng các tác giả khác phát triển lý thuyết biến dạng cắt bậc 1 (FSDT), bậc 2, bậc 3 (TSDT) và các lý thuyết bậc cao (HSDT) khác không chỉ cho các lớp bài toán đàn hồi mà còn nghiên cứu trạng thái ứng suất biến dạng của vật liệu đẳng hướng, dị hướng, nhiều lớp dưới tác động của các tải cơ-nhiệt-điện khác nhau. Dựa trên ý tưởng này, các tác giả Lin Liao [7], Wenbin Yu [8] đã xây dựng các mô hình điện đàn hồi của tấm và vỏ composite có xét đến ảnh hưởng của hiệu ứng áp điện. Trong các sách chuyên khảo của V.T Grechenko [9], A.F Ulitko [10] đã xây dựng bài toán không gian 3 chiều mô tả các quá trình cơ điện trong trường hợp tổng quát và giải quyết bài toán bằng phương pháp hàm vecto riêng và giải hệ phương trình đạo hàm riêng

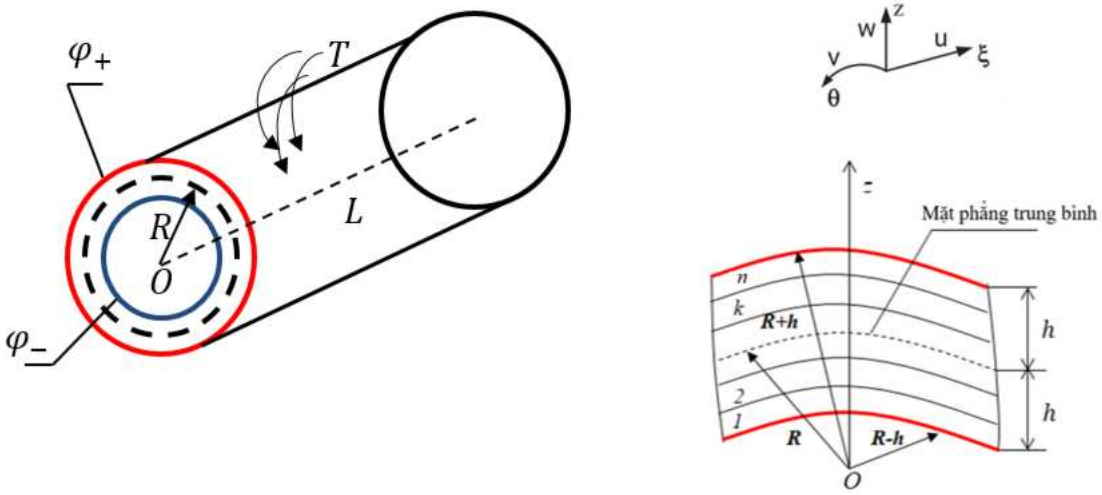
với các bậc tự do khác nhau. Trong các công bố của mình Kovalenko [11] đã thiết lập bài toán nhiệt đàn hồi và đưa ra các phương trình cơ bản về mối liên hệ cơ nhiệt dựa trên sự kết hợp của lý thuyết đàn hồi không gian và các định luật truyền dẫn nhiệt. Các phương pháp số dưới dạng các phương pháp phần tử hữu hạn, sai phân hữu hạn [12-13] được sử dụng để tiến hành mô hình hóa kết cấu tấm, vỏ bằng các phần tử một chiều, hai chiều hay nhiều chiều khác nhau.

Nội dung của bài báo dựa trên lý thuyết biến dạng trượt bậc cao tựa 3D tiến hành nghiên cứu đáp ứng tĩnh của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng nhiệt-điện. Các chuyển vị và điện thế của vỏ được phân tích cao hơn 2 bậc so với lý thuyết vỏ cổ điển Krichoff-Love. Dãy lượng giác Fourier và phép biến đổi Laplace được sử dụng để giải quyết bài toán với các điều kiện biên khác nhau nhằm so sánh và đánh giá phân bố ứng suất của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng nhiệt-điện.

2. Xây dựng hệ phương trình cân bằng và phương pháp giải

2.1. Mô hình hình học

Xét vỏ trụ composite trong hệ tọa độ cong ξ, θ, z (hình 1) chịu tác động của các tải trọng nhiệt $\overline{T} = \overline{T}^{\pm}(\xi,\theta)$ và điện áp $\varphi = \varphi^{\pm}(\xi,\theta)$ tại mặt trong ($z = -h$) và mặt ngoài của vỏ ($z = +h$). Vỏ có độ dài *L*, độ dày *2h*, bán kính *R*, độ dày tương đối $S = R/2h$ được cấu tạo từ *n* lớp. Góc đặt cốt lớp *k* là β_k, độ dày mỗi lớp là h_k.



Hình 1. Mô hình cấu tạo và tham số hình học của vỏ trụ composite lớp

Chuyển vị của vỏ dưới tác động của tải cơ điện được phân tích dưới dạng đa thức cao hơn 2 bậc so với lý thuyết cổ điển [14]:

$$\begin{aligned} u(\xi,\theta,z) &= u_0(\xi,\theta) + u_1(\xi,\theta)z + u_2(\xi,\theta)\frac{z^2}{2!} + u_3(\xi,\theta)\frac{z^3}{3!}, \\ v(\xi,\theta,z) &= v_0(\xi,\theta) + v_1(\xi,\theta)z + v_2(\xi,\theta)\frac{z^2}{2!} + v_3(\xi,\theta)\frac{z^3}{3!}, \\ w(\xi,\theta,z) &= w_0(\xi,\theta) + w_1(\xi,\theta)z + w_2(\xi,\theta)\frac{z^2}{2!}. \end{aligned} \tag{1}$$

Điện thế xuất hiện do hiệu ứng áp điện được phân tích theo chiều dày vỏ:

$$\varphi(\xi,\theta,z)=\varphi_0(\xi,\theta)+\varphi_1(\xi,\theta)z+\varphi_2(\xi,\theta)z^2. \tag{2}$$

Biến dạng của vỏ được xác định theo biểu thức sau [3]:

$$\begin{aligned}&\varepsilon_\xi=\frac{1}{R}\frac{\partial u}{\partial\xi},\ \varepsilon_\theta=\frac{1}{R+z}(\frac{\partial v}{\partial\theta}+w),\ \gamma_{\xi\theta}=\frac{1}{R}\frac{\partial v}{\partial\xi}+\frac{1}{R+z}\frac{\partial u}{\partial\theta},\\&\varepsilon_z=\frac{\partial w}{\partial z},\ \gamma_{\xi z}=\frac{1}{R}\frac{\partial w}{\partial\xi}+\frac{\partial u}{\partial z},\ \gamma_{\theta z}=\frac{1}{R+z}\frac{\partial w}{\partial\theta}+\frac{\partial v}{\partial z}-\frac{v}{R+z}.\end{aligned} \tag{3}$$

Phương trình điện trường Mawxell khi bỏ qua hiệu ứng từ ta thu được véc-tơ điện trường [4]:

$$E_\xi=-\frac{\partial\varphi}{A_1\partial\xi},\ E_\theta=-\frac{\partial\varphi}{A_2\partial\theta},\ E_z=-\frac{\partial\varphi}{\partial z}. \tag{4}$$

với $A_1=R,\ A_2=1+z/R$ là các tham số Lame của vỏ trụ.

Trạng thái ứng suất biến dạng của vỏ khi xét đến ảnh hưởng của hiệu ứng áp điện của mỗi lớp trong hệ tọa độ toàn phương có dạng như sau [7]:

$$\begin{aligned}\left\{\sigma^{(k)}\right\}&=\left[C^{(k)}\right]\{\varepsilon\}-\left[e^{(k)}\right]^T\left\{E^{(k)}\right\}-\left[\lambda^{(k)}\right]\Delta T^{(k)},\\\left\{D^{(k)}\right\}&=\left[e^{(k)}\right]\{\varepsilon\}+\left[\eta^{(k)}\right]^T\left\{E^{(k)}\right\}+\left[p^{(k)}\right]\Delta T^{(k)}.\end{aligned}$$

trong đó $\sigma=[\sigma_\xi,\sigma_\theta,\sigma_z,\sigma_{\xi\theta},\sigma_{\theta z},\sigma_{z\xi}]$ là véc-tơ ứng suất, $D=[D_\xi,D_\theta,D_z]$ là véc-tơ chuyển vị điện, $E=[E_\xi,E_\theta,E_z]$ là véc-tơ điện trường. $C=C_{ij}$ $(i=\overline{1,6},j=\overline{1,6})$ là ma trận độ cứng, $\varepsilon=[\varepsilon_\xi,\varepsilon_\theta,\varepsilon_z,\gamma_{\xi\theta},\gamma_{\theta z},\gamma_{z\xi}]$ là véc-tơ biến dạng, $e=e_{ij}$ $(i=\overline{1,3},j=\overline{1,6})$ là ma trận áp điện, $\mu=\mu_{ij}$ $(i=\overline{1,3},j=\overline{1,3})$ là ma trận điện môi của vật liệu tại lớp *k* của vỏ. $p=\{p_1,p_2,p_3\}$ - là véc-tơ hệ số nhiệt điện, $\lambda=\{\lambda_1,\lambda_2,\lambda_3,\lambda_4,\lambda_5,\lambda_6\}^T$ - là véc-tơ giãn nở nhiệt, được xác định như sau $\lambda=[C]\{\alpha\}$, với $\alpha=\{\alpha_1,\alpha_2,\alpha_3,0,0,0\}^T$ - là ma trận hệ số giãn nở nhiệt. Chỉ số *k* trong các công thức trên tương ứng với các thông số của vỏ trụ tại lớp thứ *k* trong hệ tọa độ địa phương.

Ma trận độ cứng của vật liệu mỗi lớp trong hệ tọa độ toàn phương ứng với từng góc đặt được xác định theo công thức sau [8]:

$$\left[C^{(k)}\right]=\left[T_2^{(k)}\right]^T\left[c^{(k)}\right]\left[T_2^{(k)}\right] \tag{5}$$

với $c^{(k)}$ là độ cứng của vật liệu trong hệ tọa độ địa phương và $T_2^{(k)}$ là ma trận chuyển của lớp thứ *k* có dạng:

$$\left[T_2^{(k)}\right]=\begin{bmatrix} \cos^2\beta^{(k)} & \sin^2\beta^{(k)} & 0 & 0 & 0 & \sin\beta^{(k)}\cos\beta^{(k)} \\ \sin^2\beta^{(k)} & \cos^2\beta^{(k)} & 0 & 0 & 0 & -\sin\beta^{(k)}\cos\beta^{(k)} \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\beta^{(k)} & -\sin\beta^{(k)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin\beta^{(k)} & \cos\beta^{(k)} & 0 \\ -\sin 2\beta^{(k)} & \sin 2\beta^{(k)} & 0 & 0 & 0 & \cos^2\beta^{(k)}-\sin^2\beta^{(k)} \end{bmatrix}$$

Nguyên lý biến phân Lagrange đối với vỏ trụ composite áp điện chịu tải trọng nhiệt như sau [10-12]:

$$\begin{aligned} &\delta\Pi=\delta U-\delta A=\sum_{k=1}^{n}\iiint\sigma^{(k)}\delta\varepsilon^{(k)}dV^{(k)}+\sum_{k=1}^{n}\iiint D^{(k)}\delta E^{(k)}dV^{(k)}- \\ &-\sum_{k=1}^{n}\iint Q^{(k)}\delta\varphi^{(k)}dS^{(k)}-\sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}\sum_{j=1}^{3}\iint q_{ij}\delta(u_i^{(k)}+v_i^{(k)}+w_i^{(k)})dS=0. \end{aligned} \tag{6}$$

trong đó U là thế năng biến dạng đàn hồi do ứng suất và điện trường sinh ra, A là công của các điện tích Q sinh ra do hiệu ứng áp điện và các lực bề bề mặt q.

Sau khi thay các biểu thức (1)-(5) vào phương trình (6) và thực hiện các phép biến đổi, so sánh 2 vế của phương trình (6) ta thu được phương trình cân bằng của vỏ trụ composite dưới ảnh hưởng của hiệu ứng áp điện:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial N_{\xi\xi}^{(0)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\xi}^{(0)}}{\partial\theta}=0;\quad \frac{\partial N_{\xi\xi}^{(1)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\xi}^{(1)}}{\partial\theta}-RN_{\xi z}^{(0)}=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi\xi}^{(2)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\xi}^{(2)}}{\partial\theta}-RN_{\xi z}^{(1)}=0;\quad \frac{\partial N_{\xi\xi}^{(3)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\xi}^{(3)}}{\partial\theta}-RN_{\xi z}^{(2)}=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi\theta}^{(0)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\theta}^{(0)}}{\partial\theta}+N_{23}^{(0)}=0;\quad \frac{\partial N_{\xi\theta}^{(1)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\theta}^{(1)}}{\partial\theta}+N_{\theta z}^{(1)}-RN_{\theta z}^{(0)}-RN_{\theta z}^{(1)}=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi\theta}^{(2)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\theta}^{(2)}}{\partial\theta}+N_{\theta z}^{(2)}-RN_{\theta z}^{(1)}-RN_{\theta z}^{(2)}=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi\theta}^{(3)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta\theta}^{(3)}}{\partial\theta}+N_{\theta z}^{(3)}-RN_{\theta z}^{(2)}-RN_{\theta z}^{(3)}=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi z}^{(0)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta z}^{(0)}}{\partial\theta}-N_{\theta\theta}^{(0)}+\frac{R\lambda_{22}}{S}\Delta T=0; \\ &\frac{\partial N_{\xi\theta}^{(1)}}{\partial\xi}+\frac{\partial N_{\theta z}^{(1)}}{\partial\theta}-N_{\theta\theta}^{(1)}-RN_{zz}^{(0)}+\frac{R^{(2)}\left(\lambda_{33}\right)}{S}\Delta T=0; \end{aligned} \tag{7}$$

$$\frac{\partial N_{\xi\theta}^{(2)}}{\partial \xi}+\frac{\partial N_{\theta z}^{(2)}}{\partial \theta}-N_{\theta\theta}^{(2)}-RN_{zz}^{(1)}+\frac{R^{(2)}\left(\lambda_{22}+2\lambda_{33}\right)}{S^2}\Delta T=0;$$

$$\frac{\partial(h^2ND_{\xi\xi}^{(0)}-ND_{\xi\xi}^{(2)})}{\partial \xi}+\frac{\partial(h^2ND_{\theta\theta}^{(0)}-ND_{\theta\theta}^{(2)})}{\partial \theta}-2ND_{zz}^{(1)}+\frac{R^3P_{33}}{6S^3}\Delta T=0.$$

Trong đó các lực và mô men cơ điện được xác định như sau:

$$\left[N_{\xi\xi(\xi\theta,\xi z)}^{(i)}\right]=\sum_{k=1}^{n}\int_{-h_{(k-1)}}^{h_k}\left[\sigma_{\xi(\xi\theta,\xi z)}^{(k)}\right]\left(1+\frac{z}{R}\right)\left[\frac{z^i}{i!}\right]dz;$$

$$\left[N_{\theta\theta(\theta\xi,\theta z)}^{(i)}\right]=\sum_{k=1}^{n}\int_{-h_{(k-1)}}^{h_k}\left[\sigma_{\theta(\theta\xi,\theta z)}^{(k)}\right]\left(1+\frac{z}{R}\right)\left[\frac{z^i}{i!}\right]dz,\ (i=\overline{0,3});$$

$$\left[N_{z(z\xi,z\theta)}^{(j)}\right]=\sum_{k=1}^{n}\int_{-h_{(k-1)}}^{h_k}\left[\sigma_{zz(z\xi,z\theta)}^{(k)}\right]\left(1+\frac{z}{R}\right)\left[\frac{z^j}{j!}\right]dz; \tag{8}$$

$$\left[ND_{\xi\xi(\theta\theta,zz)}^{(j)}\right]=\sum_{k=1}^{n}\int_{-h_{(k-1)}}^{h_k}\left[D_{\xi(\theta,z)}^{(k)}\right]\left(1+\frac{z}{R}\right)\left[\frac{z^j}{j!}\right]dz;\ (j=\overline{0,2}).$$

Điều kiện biên:

- Đối với biên ngàm: $u_i=v_i=w_i=0,\ \varphi_j=0,\ i=\overline{0,3},\ j=\overline{0,2}.$

- Đối với biên gối tựa: $\sigma_\xi^i=v_i=w_i=0,\ \varphi_j=0,\ i=\overline{0,3},\ j=\overline{0,2}.$

- Đối với biên tự do: $\sigma_\xi^i=\sigma_{\xi\theta}^i=\sigma_{\xi z}^i=0,\ \varphi_j=0,\ i=\overline{0,3},\ j=\overline{0,2}.$

2.6. Phương pháp giải tích

Để giải bài toán biên vỏ trụ composite lớp chịu ảnh hưởng của hiệu ứng áp điện, chuyển vị và điện thế sinh ra được phân tích thành chuỗi lượng giác:

$$q_{i3}^{\pm}\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}Q_{i3}^{\pm m}\left(\xi\right)\cos(m\theta);\ i=\overline{0,3};\ j=\overline{0,2};$$

$$\Delta T\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}T_m\left(\xi\right)\cos(m\theta);\quad \varphi^{\pm}\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}\Phi_m^{\pm}\left(\xi\right)\cos(m\theta);$$

$$u_i\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}u_{im}\left(\xi\right)\cos(m\theta);\quad v_i\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}v_{im}\left(\xi\right)\sin(m\theta);$$

$$w_j\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}w_{jm}\left(\xi\right)\cos m\theta;\quad \varphi_0\left(\xi,\theta\right)=\sum_{m=0}^{\infty}\varphi_{0m}\left(\xi\right)\cos(m\theta). \tag{9}$$

Thay các biểu thức của (9) vào các phương trình cân bằng (7) ta thu được hệ gồm 12 phương trình vi phân tương ứng với 11 ẩn chuyển vị và 1 ẩn điện thế. Các hệ số của hệ phụ

thuộc và góc đặt, tính chất cơ điện của vật liệu và kích thước hình học của vỏ trụ composite. Sử dụng chuỗi lượng giác đơn để chuyển hệ phương trình vi phân từng phần sang hệ phương trình vi phân thường và áp dụng biến đổi Laplace để tìm nghiệm đối với các chuyển vị và điện thế. Ảnh của các hàm số $u_i(\xi), v_i(\xi), w_j(\xi), \varphi_0(\xi), (i=\overline{0,3},\ j=\overline{0,2})$ được biểu diễn thông qua $LapU_i(\xi),\ LapV_i(\xi),\ LapW_j(\xi),\ Lap\Psi_0(\xi), (i=\overline{0,3},\ j=\overline{0,2}).$ Theo lý thuyết về hàm gốc của biến đổi Laplace thì:

$$
\begin{aligned}
&L\left\{\frac{du_i(\xi)}{d\xi}\right\} = pLapU_i(p) - C_{ui0}, L\left\{\frac{d^2u_i(\xi)}{d\xi^2}\right\} = p^2LapU_i(p) - pC_{ui0} - C_{ui1},\\
&L\left\{\frac{dv_i(\xi)}{d\xi}\right\} = pLapV_i(p) - C_{vi0}, L\left\{\frac{d^2v_i(\xi)}{d\xi^2}\right\} = p^2LapV_i(p) - pC_{vi0} - C_{vi1},\\
&L\left\{\frac{dw_j(\xi)}{d\xi}\right\} = pLapW_j(p) - C_{wj0}, L\left\{\frac{d^2w_j(\xi)}{d\xi^2}\right\} = p^2LapW_j(p) - pC_{wj0} - C_{wj1},\\
&L\left\{\frac{d\varphi_0(\xi)}{d\xi}\right\} = pLap\Phi_0(p) - C_{\varphi00}, L\left\{\frac{d^2\varphi_0(\xi)}{d\xi^2}\right\} = p^2Lap\Phi_0(p) - pC_{\varphi00} - C_{\varphi01},
\end{aligned}
\tag{10}
$$

Các hệ số của phương trình trên được xác định như sau:

$$
\begin{aligned}
&C_{ui0} = u_i(0), C_{ui1} = \frac{du_i(0)}{d\xi}, C_{vi0} = v_i(0), C_{vi1} = \frac{dv_i(0)}{d\xi},\\
&C_{wj0} = w_j(0), C_{wj1} = \frac{dw_j(0)}{d\xi}, C_{\varphi00} = \varphi_0(0), C_{\varphi01} = \frac{d\varphi_0(0)}{d\xi}.
\end{aligned}
\tag{11}
$$

Bằng cách chuyển đổi từ hàm gốc sang hàm ảnh, hệ phương trình vi phân chuyển thành hệ phương trình đại số tuyến tính với ẩn là các hệ số (11), sau khi tìm được các hệ số này, thay ngược trở lại các phương trình (6) để xác định các ứng suất σ_ξ, $\sigma_\theta, \sigma_{\xi\theta}$. Các ứng suất còn lại σ_z, $\sigma_{\theta z}$, $\sigma_{\xi z}$ được tính toán theo phương trình cân bằng của lý thuyết đàn hồi 3 chiều như sau:

$$
\begin{aligned}
\sigma_{\xi z} &= -\frac{1}{1+rz}\int_{-h}^{z}\left(\frac{1+rz}{R}\frac{\partial\sigma_\xi}{\partial\xi} + \frac{1}{R}\frac{\partial\sigma_{\xi\theta}}{\partial\theta}\right)dz + \frac{(1+rz)_{z=-h}}{1+rz}q_{13}^{-};\\
\sigma_{\theta z} &= -\frac{1}{(1+rz)^2}\int_{-h}^{z}\left(\frac{1+rz}{R}\frac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta} + \frac{(1+rz)^2}{R}\frac{\partial\sigma_{\xi\theta}}{\partial\xi}\right)dz + \frac{(1+rz)^2{}_{z=-h}}{(1+rz)^2}q_{23}^{-};\\
\sigma_z &= -\frac{1}{1+rz}\int_{-h}^{z}\left(\frac{1+rz}{R}\frac{\partial\sigma_{\xi z}}{\partial\xi} + \frac{1}{R}\frac{\partial\sigma_{\theta z}}{\partial\theta} - \frac{1}{R}\sigma_\xi\right)dz + \frac{(1+rz)_{z=-h}}{1+rz}q_{33}^{-}.
\end{aligned}
\tag{12}
$$

3. Tính toán số và thảo luận

3.1. Tính toán kiểm chứng

Xét vỏ trụ composite 2 lớp [0/90] với biên tựa đơn hai đầu, các thông số hình học và thông số vật liệu như sau:

$$E_1 / E_2 = 25,\ E_3 = E_2,\ G_{12} = G_{13} = 0.5E_2,\ G_{23} = 0.2E_2,$$

$$\mu_{12} = \mu_{31} = \mu_{23} = 0.25,\ \alpha_2 / \alpha_1 = \alpha_3 / \alpha_1 = 3.$$

Vỏ chịu tác động của nhiệt độ được phân bố theo hàm sin có dạng như sau:

$$\Delta T = \left(T_0 + \frac{z}{h} T_1 \right) \cos \frac{\pi \xi}{\xi_0} \sin \frac{\pi \theta}{\xi_0}.$$

Bảng 1 chỉ ra độ võng lớn nhất của vỏ trong các trường hợp khác nhau khi so sánh với các kết quả đã được công bố của Khdeir và Khare. Độ võng không thứ nguyên được xác định theo công thức :

$$\overline{w} = \frac{w\left(\xi / 2, \theta / 2, 0\right)}{\alpha_1 T_1 L^2}$$

Bảng 1. So sánh độ võng $\overline{w}$ với góc đặt [0/90].

R/a	Khdeir [15]			Khare [16]	Nghiên cứu
	CST	FSDT	HSDT		
5	1.1280	1.1248	1.1235	1.1261	1.1263
10	1.1447	1.1439	1.1421	1.1434	1.1443
50	1.1501	1.1501	1.1482	1.1493	1.1502

Như vậy kết quả tính toán theo mô hình nghiên cứu đã đưa ra có kết quả trùng với các kết quả đã được công bố. Điều này khẳng định tính đúng đắn và chính xác của mô hình được xây dựng dựa trên lý thuyết ứng suất cắt bậc cao.

3.2. Vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng điện

Xét vỏ trụ composite 5 lớp [0/-90/0/90/0] ngàm chặt 2 đầu. Các được làm từ vật liệu áp điện Polyvinylidene fluoride (PVDF) chịu tác động của hiệu ứng áp điện. Vỏ chịu tác động của tải điện áp $\varphi^+(\xi, \theta) = \varphi_o(\xi)\cos(m\theta)$ tại mặt ngoài của vỏ với các thông số vật liệu về cơ học và nhiệt điện được trình bày trong bảng 2 và bảng 3.

Bảng 2. Đặc tính cơ học của vật liệu PVDF

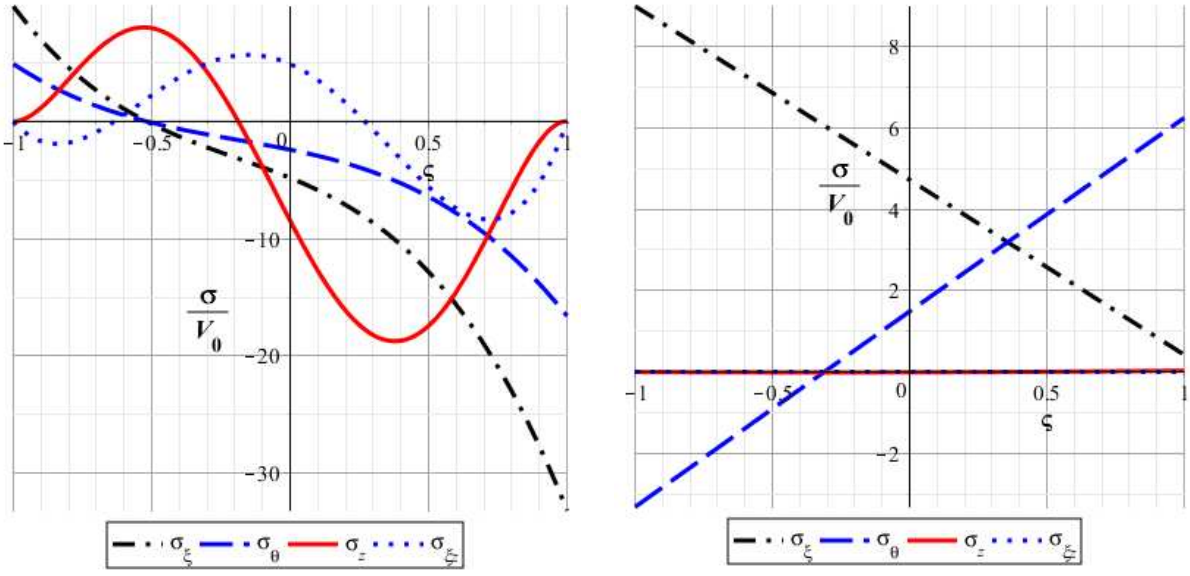
Hệ số (GPa)	C_{11}	C_{12}	C_{13}	C_{22}	C_{23}	C_{33}	C_{44}	C_{55}	C_{66}
PVDF	3.0	1.5	1.5	3.0	1.5	3.0	0.75	0.75	0.75

Bảng 3. Đặc tính áp điện và nhiệt của vật liệu PVDF

Hệ số	e_{15}	e_{24}	e_{31}	e_{32}	e_{33}	μ_{11}	μ_{22}	μ_{33}	p	λ
PVDF	0	0	-30.0	23.0	3.0	3.14	3.08	3.08	1.3	3

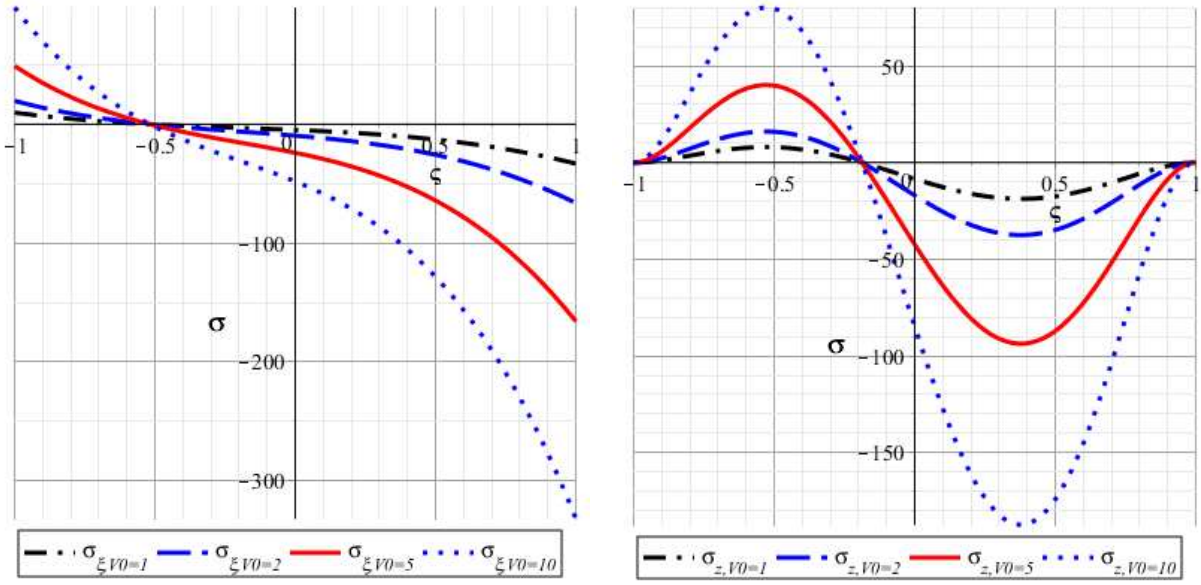
Đơn vị đo của e – C.m^{-2}, của μ – 10^{-9} Fm^{-1}, của p – 10^{-4} Fm^{-1}, của λ – 10^{-5} Fm^{-1}.

Các hình 2-4 thể hiện phân bố ứng suất của vỏ tại biên ngàm và vị trí giữa của vỏ.



a) **b)**

Hình 2. Phân bố ứng suất của vỏ trụ tại vị trí biên ngàm a) và vị trí giữa của vỏ (b)



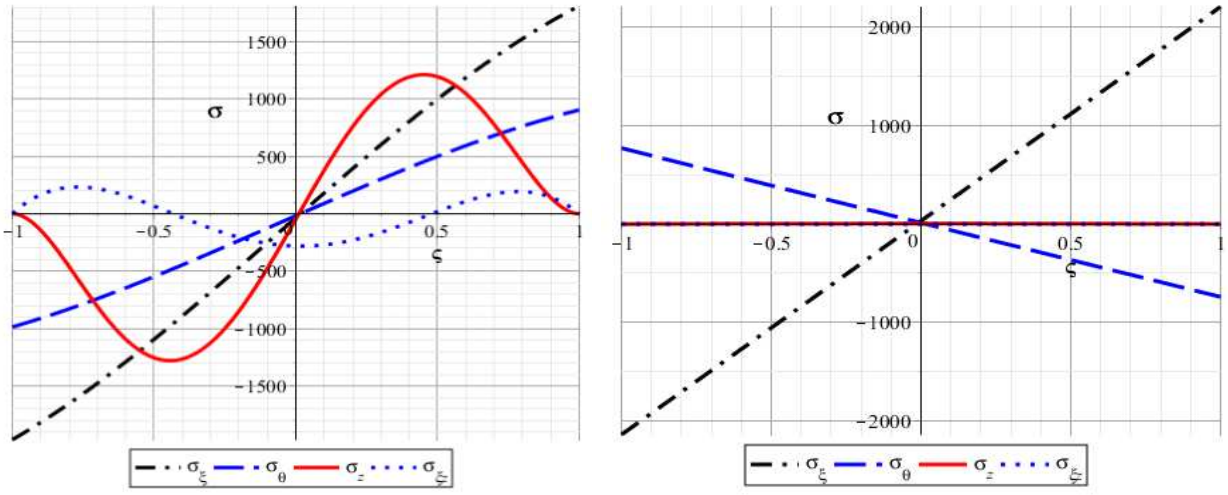
a) **b)**

Hình 3. Phân bố ứng suất chính σ$_\zeta$ a) và ứng suất cắt σ$_z$ (b) tại vị trí biên ngàm của vỏ

Nhận xét : Dựa trên kết quả phân bố ứng suất của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng điện có thể nhận thấy, tại vị trí biên ngàm xuất hiện hiệu ứng biên với sự tập trung ứng suất lớn của các ứng suất cắt σ_z (Hình 2.a, Hình 3.b) và $\sigma_{\xi z}$ (Hình 2.a). Giá trị lớn nhất của các ác ứng suất này chiếm lần lượt 51,4% và 22,8% so với giá trị lớn nhất của ứng suất chính σ_ζ. Các ứng suất cắt này đã bị bỏ qua theo lý thuyết vỏ cổ điển Krichoff-Love. Tuy nhiên t ại vị trí giữa của vỏ các ứng suất cắt này vô cùng bé so với các ứng suất chính (Hình 2.b) và có thể bỏ qua, phù hợp với giả thuyết của lý thuyển vỏ cổ điển.

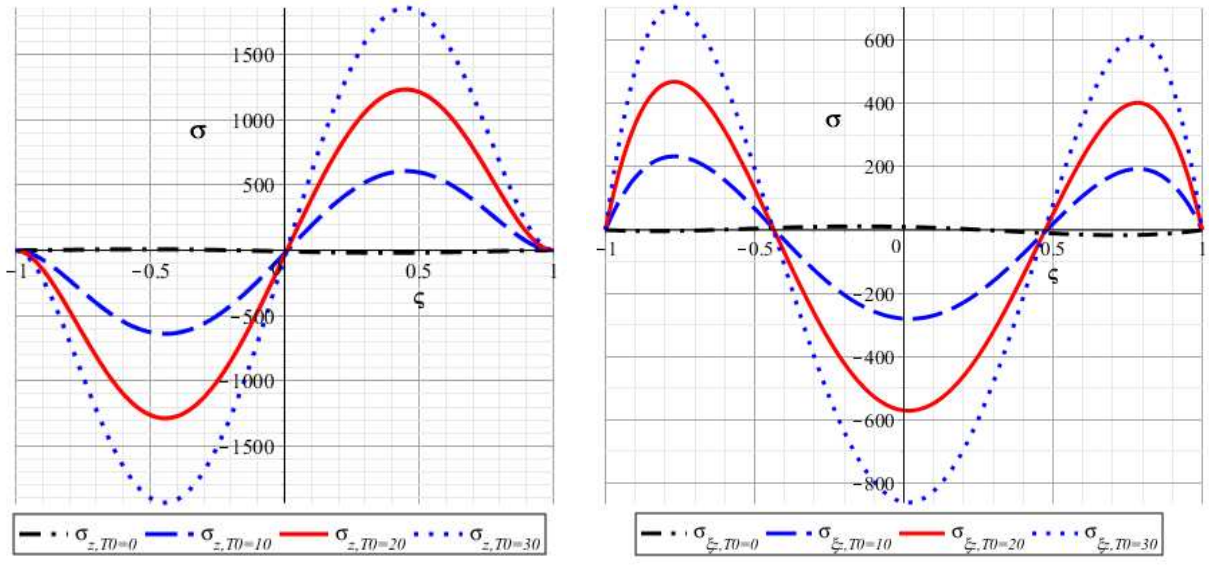
3.4. Vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải trọng nhiệt, điện

Xét vỏ trụ composite 5 lớp [0/-90/0/90/0] ngàm chặt 2 đầu. Các được làm từ vật liệu áp điện PVDF chịu tác động đồng thời của tải trọng nhiệt, điện. Vỏ chịu tác động của tải điện áp $\varphi^+(\xi,\theta)=\varphi_o(\xi)\cos(m\theta)$ và $\Delta T(\xi,\theta)=T_o(\xi)\cos(m\theta)$ tại mặt ngoài với biên độ nhiệt, điện thay đổi khác nhau.



a) **b)**

Hình 4. Phân bố ứng suất σ_z (a) tại biên ngàm và $\sigma_{\xi z}$ (b) tại vị trí cách biên 5h theo độ dày.



a) **b)**

Hình 5. Phân bố ứng suất σ_z (a) và $\sigma_{\xi z}$ (b) theo độ dày tại biên ngàm

Các kết quả tương tự cũng thu được khi vỏ composite lớp chịu tác động của tải nhiệt điện. Phân bố ứng suất tại các vị trí cách biên 5h hoặc tại vị trí chính giữa vỏ cũng hoàn toàn phù hợp với giả thuyết của lý thuyết vỏ cổ điển. Sự tập trung ứng suất tại các vị trí biên ngàm thể hiện rõ rệt với sự xuất hiện của các ứng suất cắt σ_z (Hình 4.a, Hình 5.b) và $\sigma_{\xi z}$ (Hình 4.a, Hình 5.b).

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày kết quả nghiên cứu phân bố ứng suất của vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải nhiệt, điện khi sử dụng lý thuyết biến dạng trượt bậc cao kiểu tựa 3D. Mô hình bài toán được xây dựng với cách tiếp cận giải tích dựa trên kết hợp giữa nguyên lý biến phân Lagrange với phương trình điện từ trường của Maxell khi có xét đến hiệu ứng áp điện. Kết quả của mô hình nghiên cứu được so sánh với kết quả đã được công bố, đồng thời chỉ ra hiệu ứng biên tại các vị trí biên ngàm. Khi vỏ trụ composite lớp chịu tác động của tải nhiệt, điện, tại các vị trí này xuất hiện các ứng suất cắt đã bị bỏ qua theo lý thuyết cổ điển. Các ứng suất này cần phải xem xét, nghiên cứu khi đánh giá, phân tích độ bền kết cấu.

Tài liệu tham khảo

[1] H.S Tzou. Piezoelectric Shells. Distributed Sensing and Control of Continua (*Springer Science+Business Media, B.V*) 1993 p.493.

[2] Партон В.З, Кудрявцев Б.А. Электромагнитоупругость пьезоэлектрических и электропроводных тел.- М.: *Наука*,1998. - 470 с.

[3] Timoshenko S.P, Voinovsky-Krieger S. Theory of plates and shells (McGrawHill), 1959. p591

[4] Mindlin RD. An introduction to the mathematical theory of vibrations of elastic plates (World Scientific Publishing), 2006, p212.

[5] Reddy J.N. A simple higher-order theory for laminated composite plates ASME J. Appl. Mech. 1984 51(4) 3167719 https://doi.org/10.1115/1.3167719.

[6] Mitchell J.A. and Reddy J N. A study of embedded piezoelectric layers in composite cylinders J. Appl. Mech. Trans. ASME 62(1) 1995 https://doi.org/10.1115/1.2895898.

[7] Lin Liao, Wenbin Yu. An electromechanical Reissner–Mindlin model for laminated piezoelectric plates. Composite Structures 88 (2009) 394-402.

[8] Wenbin Yu, Dewey H. Hodges , Vitali V. Volovoi. Asymptotic generalization of Reissner–Mindlin theory: accurate three-dimensional recovery for composite shells. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 191 (2002) 5087–5109

[9] Гринченко В.Т., Улитко А.Ф., Шульга Н.А. Механика связанных полей в элементах конструкций. Т.5. Электроупругость. – Киев: Наукова думка, 1989. – 280с.

[10] Улитко А.Ф. Метод собственных векторных функций в пространственных задачах теории упругости. Киев.: Наукова думка, 1979 – 262с

[11] Коваленко А.Д. Введение в термоупругость. Киев 1965. Наукова думка. 204стр

[12] A. Benjeddou. Advances in piezoelectric finite element modeling of adaptive structural elements. Computers and Structures 2000 76(1-3) https://doi.org/10.1016/S0045-7949(99)00151-0

[13] Rajeev Kumar and B.K. Mishra. Static and dynamic analysis of smart cylindrical shell. Journal of Finite Elements in Analysis and Design, 2008, 45(1) https://doi.org/10.1016/j.finel.2008.07.005

[14] Doan T.N., Van Thom D., Thanh N.T., Van Chuong P., Tho N.C., Ta N.T., Nguyen H.N. Analysis of stress concentration phenomenon of cylinder laminated shells using higher-order shear deformation Quasi-3D theory. Composite Structures. 2020. Vol. 232. 111526. Doi: 10.1016/j.compstruct.2019.111526

[15] Khare, Kant, and Garg, (2003), "Closed-Form Thermo-Mechanical Solutions of Higher-Order Theories of CrossPly Laminated Shallow Shells", Compos. Struct., vol. 59, pp. 313–340.

[16] Khdeir AA, Reddy JN (1991), "Thermal stresses and deflections of cross-ply laminated plates using refined plate theories", J Therm Stresses;14:419-38.

Study on stress distribution of composite cylindrical shells subjected to thermoelectric loads

Abstract: *The article presents the results of the study of the static response of layered composite cylindrical shells subjected to thermoelectric loads according to the 3D-like high-order shear deformation theory. The system of equilibrium equations of the mechanical system is built based on the Lagrange variational principle combined with the Maxell equation when considering the piezoelectric effect. The analytical method with the analysis of displacements and potentials of the shell according to the simple trigonometric series and the Laplace transform to convert the system of differential equations into a system of algebraic equations. The reliability of the mathematical model and the research method is confirmed by comparing with the calculation results according to the 3D elasticity theory and the classical Krichoff-Love shell theory. The stress distribution of the layered composite cylindrical shell with different thermal and electrical loads is analyzed and evaluated.*

Keywords: Stress distribution; Cylindrical Shell; Composite material; Thermoelectric load

❑

Ảnh hưởng của mài mòn khí bụi đến tần số dao động riêng của lá máy nén trong động cơ Tuabin khí trực thăng

Nguyễn Việt Hưng[1*], Hoàng Minh Đức[1], Ngô Quốc Tiến[1], Trần Bá Tuấn[2]
[1]Học viện Phòng không-Không quân; [2]Trung đoàn KQ 940
**Emai: viethung1581@gmail.com;*

Tóm tắt

Mài mòn lá công tác của máy nén động cơ tua bin khí trực thăng trong quá trình khai thác không chỉ làm thay đổi hình học của lá mà còn ảnh hưởng trực tiếp đến tần số dao động riêng của chúng. Nghiên cứu này nhằm phân tích sự thay đổi tần số dao động riêng của lá công tác tầng 1 máy nén trong động cơ tuabin khí TV3-117 qua các mức độ mài mòn khác nhau, từ đó đánh giá ảnh hưởng của mài mòn đến hiệu suất động cơ và nguy cơ cộng hưởng. Phương pháp nghiên cứu sử dụng mô phỏng số với phần mềm ANSYS tính toán tần số dao động riêng của lá công tác tăng dần khi thời gian khai thác kéo dài từ 571,91 Hz (0h) tăng lên 596,54 Hz (800h) ở chế độ tĩnh và từ 630,35 Hz (0h) tăng lên 652,54 Hz (800h) ở chế độ động gây ra nguy cơ cộng hưởng khi tần số dao động của lá công tác trùng với tần số sóng hài kích thích từ rô-to.

Từ khóa: *mài mòn lá công tác, tần số dao động riêng, động cơ tuabin khí trực thăng, cộng hưởng, ổn định khí động.*

1. Đặt vấn đề

Mài mòn lá công tác máy nén động cơ tua bin khí trực thăng là hiện tượng thường xuyên xảy ra trong điều kiện vận hành khai thác, đặc biệt trong các khu vực có mật độ bụi cao. Việc lá công tác bị mài mòn có thể gây ra sự thay đổi các thông số hình học của chúng, làm thay đổi các đặc tính cơ học và dao động của lá, từ đó ảnh hưởng đến hiệu suất và độ bền của động cơ. Một trong những vấn đề quan trọng liên quan đến mài mòn lá công tác là sự biến đổi tần số dao động riêng của lá máy nén. Tần số dao động riêng của các lá công tác ảnh hưởng lớn đến sự ổn định và hiệu quả của động cơ. Khi lá công tác bị mài mòn, các đặc tính cơ học của nó thay đổi, dẫn đến sự thay đổi trong tần số dao động riêng, có thể dẫn đến hiện tượng cộng hưởng khi tần số dao động riêng của lá trùng với tần số dao động của sóng hài lực kích thích từ rô-to. Cộng hưởng có thể gây ra dao động mạnh mẽ, ảnh hưởng đến cấu trúc của lá công tác, làm giảm hiệu suất động cơ và thậm chí gây hỏng hóc, dẫn đến sự mất an toàn trong quá trình khai thác sử dụng.

Với các lý do trên, việc nghiên cứu ảnh hưởng của mài mòn lá công tác đến tần số dao động riêng của lá máy nén trong động cơ tuabin khí trực thăng là cực kỳ quan trọng. Mục tiêu của nghiên cứu này là phân tích sự thay đổi tần số dao động riêng của lá công tác trong các điều kiện mài mòn khác nhau, từ đó đánh giá ảnh hưởng của mài mòn đến khả năng vận hành của động cơ, đồng thời đưa ra những khuyến nghị về việc bảo dưỡng và thay thế lá công tác khi cần thiết.

2. Giải quyết vấn đề

Nghiên cứu này sử dụng phương pháp mô phỏng số kết hợp với phân tích đặc tính dao động của lá công tác trong các điều kiện mài mòn khác nhau. Các bước chính được thực hiện như sau:

Giả thiết tính toán

Lá công tác được giả định là dầm công xôn, gắn cứng vào rô-to và không bị biến dạng đàn hồi trong quá trình làm việc; Lá được coi là đặc hoàn toàn và không chịu ảnh hưởng của nhiệt độ (bỏ qua ứng suất nhiệt); Đặc tính cơ học của lá được giữ không đổi trong các mô phỏng.

Mô hình hóa hình học lá công tác

Lá công tác tầng 1 của máy nén được mô hình hóa dưới dạng 3D với ba trạng thái mài mòn:

Lá gốc (0h): Hình dạng ban đầu chưa bị mài mòn;

Lá 200h, 600h, 800h: Hình dạng thay đổi tương ứng với các mức độ mài mòn theo thời gian khai thác.

Sử dụng công nghệ quét 3D để thu thập hình dạng thực tế của lá gốc và các lá đã bị mài mòn. Nhập dữ liệu vào phần mềm SolidWorks để dựng hình học lá công tác với tỉ lệ 1:1. Dựa trên kết quả nghiên cứu [1] mức độ mài mòn của chiều dài dây cung lá công tác tầng đầu của máy nén trong quá trình vận hành động cơ TB3-117 dựa vào thực nghiệm đã được xây dựng để xác định mức độ mài mòn phi tuyến của chiều dài dây cung $C^I_{\max}$, khe hở hướng kính Δh theo thời gian vận hành t và nồng độ bụi trong không khí PM:

$$\Delta h = 0,4 + 2,3\times10^{-4}t - 2,4\times10^{-20}\,\mathrm{PM} + 22,06\times10^{-7}\cdot t\cdot\mathrm{PM}$$

$$C^I_{\max} = 2,88.10^{-7}t^2 + 0,0031t$$

Trong đó: h : Độ mài mòn (mm);

t : Thời gian khai thác (giờ);

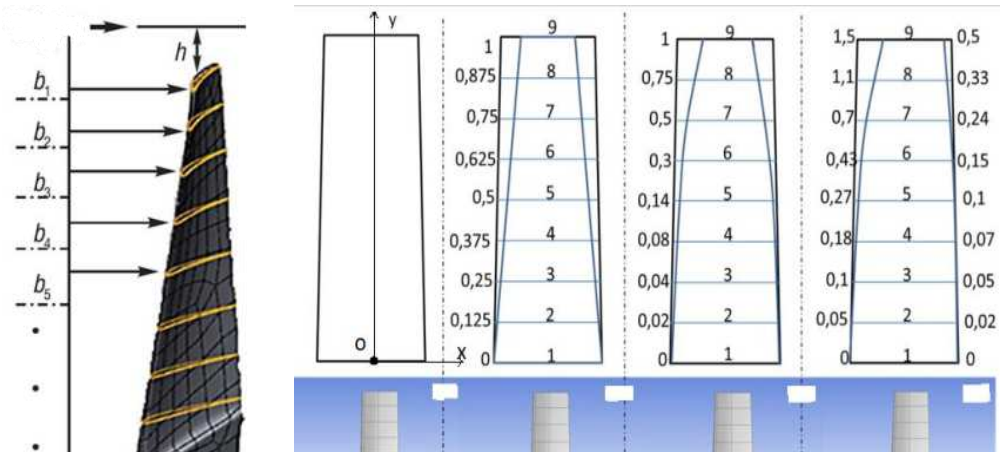
PM : Mật độ bụi khí.

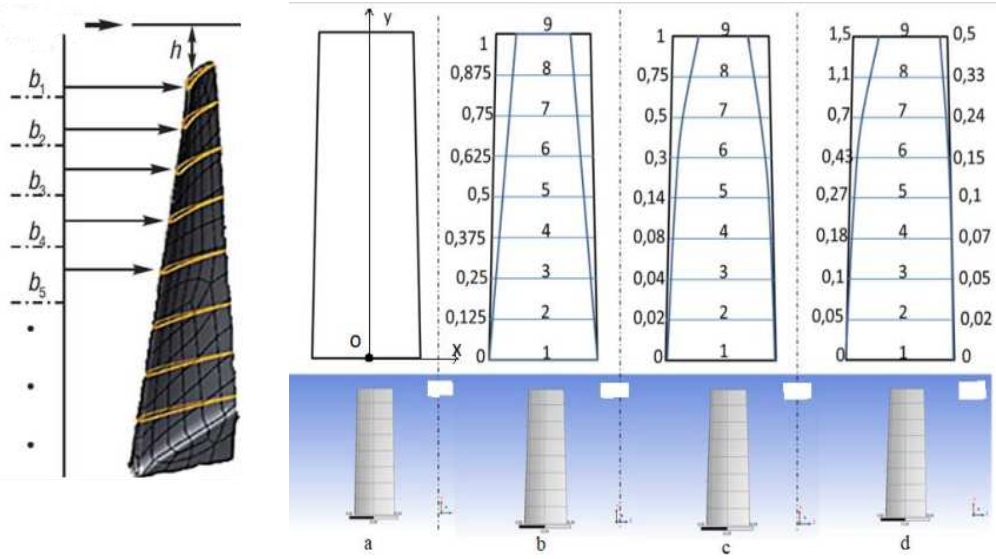
Dựa trên quy luật mài mòn lá công tác xây dựng được quy luật mài mòn toán học của mép lá công tác và độ ăn mòn theo hướng kính tại 200h, 600h và 800h:

Bảng 1. Độ ăn mòn theo hướng kính và dây cung lá nén theo thời gian làm việc

Thời gian làm việc	**200h**	**600h**	**800h**
Độ ăn mòn theo hướng kính, Δh (m)	$0,2.10^{-3}$	$0,7.10^{-3}$	$0,9.10^{-3}$
Độ ăn mòn dây cung đầu mút lá nén, $C^I_{\max}$ (m)	$0,63.10^{-3}$	$1,96.10^{-3}$	$2,66.10^{-3}$

Stato





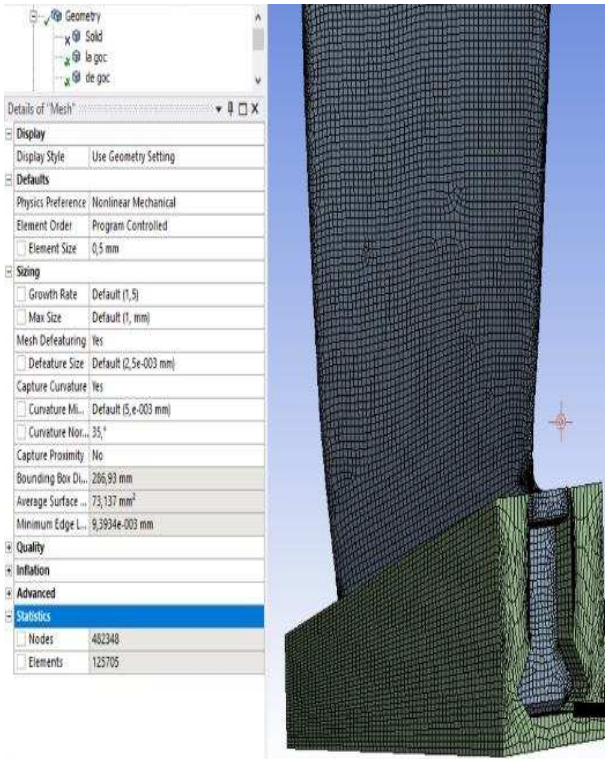
Hình 1. Mô hình lá công tác với các trạng thái mài mòn (0h, 200h, 600h, 800h)

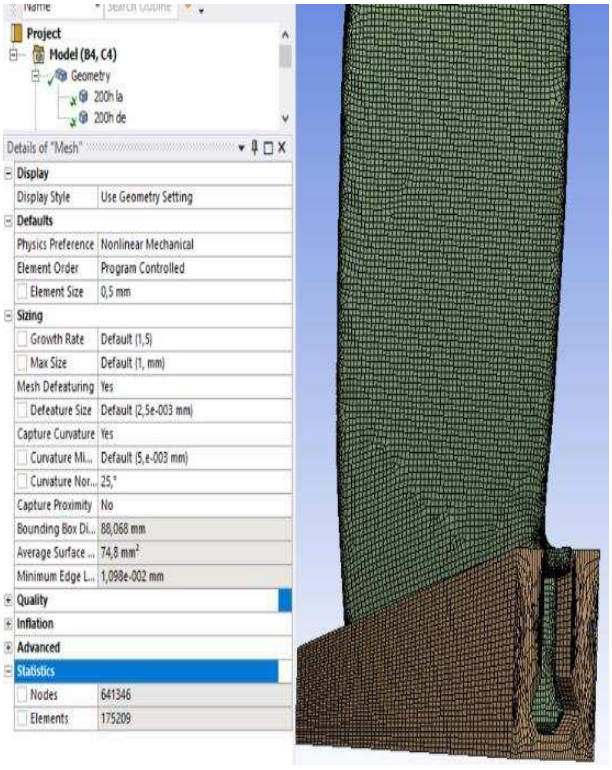
Xây dựng lưới và thiết lập mô hình tính toán

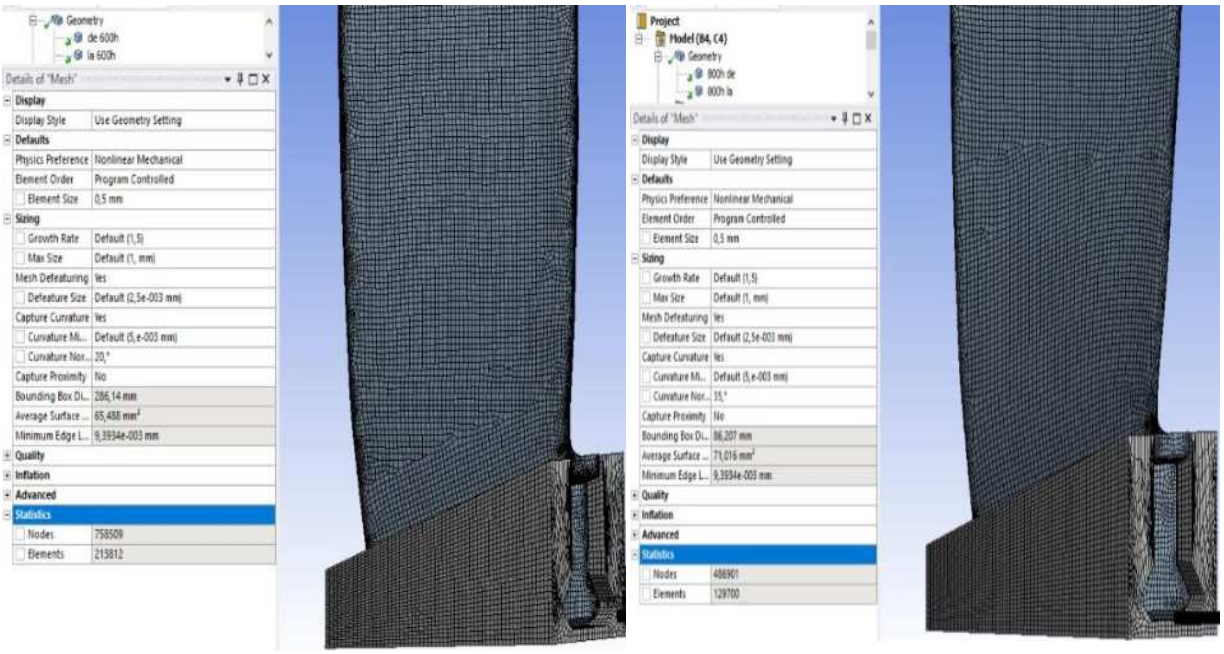
Lưới phần tử được xây dựng trong **ANSYS** với phương pháp lưới Hex Dominant (dành cho thân lá) và MultiZone (dành cho chân đế). Đặc biệt, mật độ lưới được tăng cao ở các vùng mép lá và các vùng chuyển tiếp để đảm bảo độ chính xác trong các tính toán dao động. Thông số của mô hình lưới lá công tác được thể hiện ở bảng sau:

Bảng 2. Thông số mô hình lưới

Dạng mô hình	Lá gốc	Lá 200h	Lá 600h	Lá 800h
Nodes	482348	641346	758509	486901
Elements	125705	175209	213812	129700



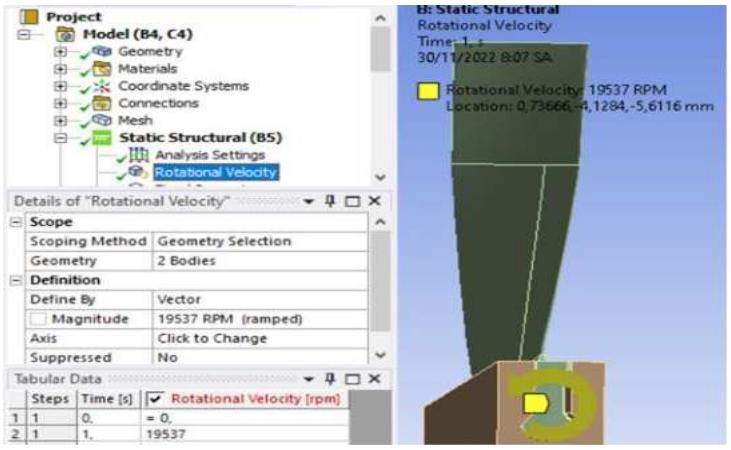




Hình 2. Cấu trúc lưới và thông số mô hình lưới của lá công tác

Thiết lập điều kiện biên

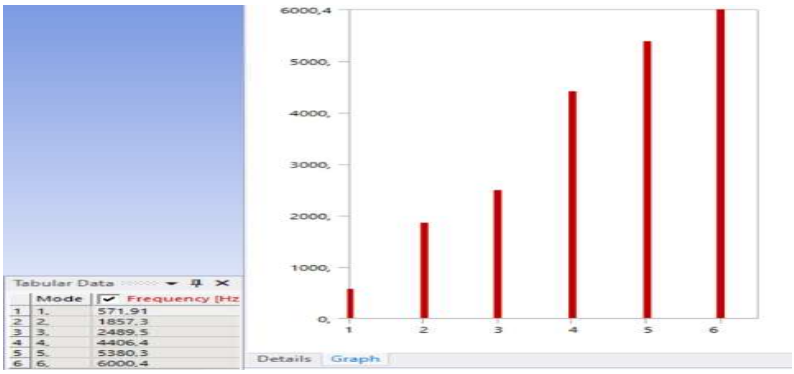
Cố định lá và đĩa bằng lệnh Fixed Support và Frictionless Support, đặt áp lực tác dụng lên lá Pressure đặt áp lực 1MPa và tốc độ vòng quay theo trục z của mô hình trong 2 trường hợp n=0% và n=100% (n=19537,48 vòng/phút);



Hình 3. Đặt tốc độ vòng quay cho mô hình

Phân tích tần số dao động riêng

Tần số dao động riêng của lá công tác được xác định bằng phân tích mô-đun "Modal" trong phần mềm ANSYS nhận được các kết quả: Phân bố ứng suất và chuyển vị tại các vị trí nguy hiểm của lá công tác; tần số dao động riêng cho 6 dạng dao động đầu tiên; sự thay đổi tần số dao động riêng giữa lá gốc và các lá mài mòn (200h, 600h, 800h).



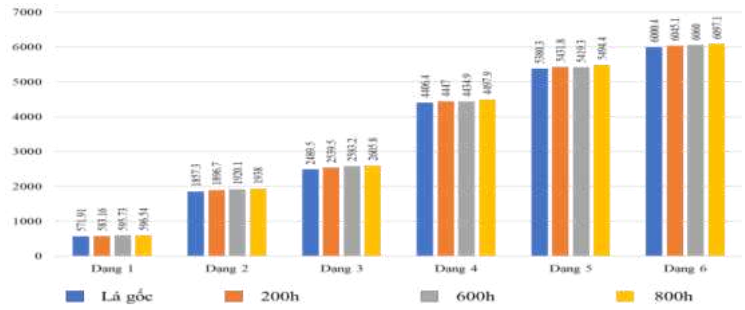
Hình 4. Tần số dao động riêng tĩnh của lá công tác gốc

Kết quả và Thảo luận

Các kết quả tính toán tần số dao động riêng được thu được qua mô phỏng động học trong phần mềm ANSYS, cụ thể như sau:

Tần số dao động riêng tĩnh:

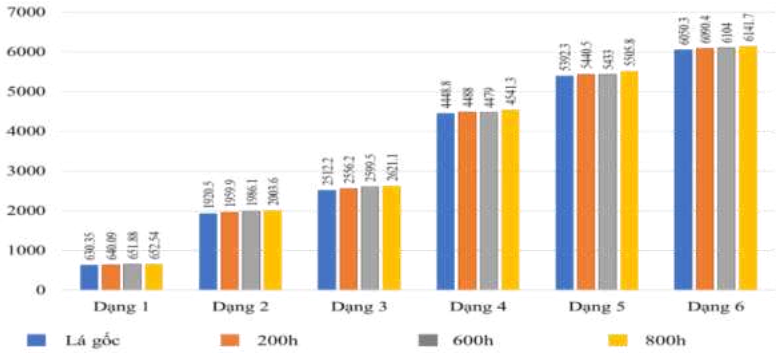
- Lá gốc (0h): Tần số dao động riêng dạng 1 là 571,91 Hz.
- Sau 200h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 tăng lên 583,16 Hz.
- Sau 600h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 tăng lên 595,73 Hz.
- Sau 800h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 tăng lên 596,54 Hz.



Hình 5. Biểu đồ thay đổi tần số dao động riêng tĩnh theo các dạng dao động

Tần số dao động động (n=100%):

- Lá gốc (0h): Tần số dao động riêng dạng 1 là 630,35 Hz.
- Sau 200h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 tăng lên 640,09 Hz.
- Sau 600h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 là 651,88 Hz.
- Sau 800h khai thác: Tần số dao động riêng dạng 1 tăng lên 652,54 Hz.



Hình 6. Biểu đồ tần số dao động riêng động của lá công tác qua các mức độ mài mòn

Tần số dao động riêng tĩnh của lá công tác tăng dần theo thời gian khai thác, phản ánh sự thay đổi về hình học của lá công tác khi bị mài mòn. Khi lá công tác bị mài mòn, diện tích và khối lượng của lá giảm, làm cho độ cứng của lá tăng lên, dẫn đến sự gia tăng tần số dao động riêng

Điều này có thể được giải thích bởi sự thay đổi mô men quán tính và độ đàn hồi của lá công tác khi bị mài mòn, làm tăng khả năng dao động của lá công tác, đặc biệt là khi động cơ đạt tốc độ vòng quay cao.

Trong dao động của lá công tác máy nén, dao động dạng 1 (dạng cơ bản) là nguy hiểm nhất vì dễ xảy ra cộng hưởng với tần số kích thích từ nhiễu động dòng khí hoặc các phần tử quay. Khi cộng hưởng xảy ra, biên độ dao động dạng 1 lớn gây ứng suất cao tại gốc lá, dẫn đến nứt mỏi hoặc gãy lá. Dạng này cũng khó giảm chấn nên dao động kéo dài và khó kiểm soát. Các dạng dao động bậc cao ít nguy hiểm hơn do khó bị kích thích và biên độ nhỏ hơn.

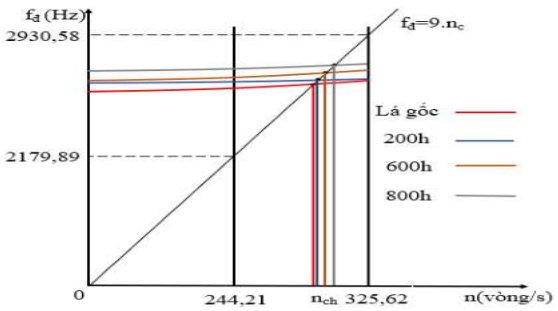
Từ kết quả mô phỏng xây dựng đồ thị tần số để so sánh sự thay đổi tần số dao động riêng theo thời gian khai thác và xây dựng đường cong tương quan giữa tần số dao động riêng và tốc độ vòng quay để xác định vùng nguy hiểm (vùng cộng hưởng). Đồ thị được xây dựng dựa trên phương trình:

$$f_{đ} = f_{t} + B \cdot n$$

Trong đó:

- $f_{đ}$: Tần số dao động riêng khi lá quay.
- f_{t} : Tần số dao động riêng tĩnh.
- B : Hệ số cứng động học phụ thuộc vào hình dạng lá và đường đàn hồi.
- n : Tốc độ vòng quay (vòng/s).

Để xác định các chế độ làm việc cộng hưởng của động cơ, xây dựng đồ thị tần số từ chế độ vòng quay nhỏ (n = 244,21 vòng/s) đến chế độ vòng quay lớn nhất (n = 325,62 vòng/s), đường thẳng tần số dao động của các sóng hài lực kích thích $f_{KT} = K.n$ (trong đó K – Chế độ sóng hài lực kích thích, đối với các lá máy nén động cơ TB3-117 K bằng với số thanh chống vỏ ổ bi trước của máy nén $K = 9$). Khi tần số dao động riêng của lá công tác trùng với tần số sóng hài lực kích thích nguy cơ cộng hưởng sẽ xảy ra. Đặc biệt khi độ mài mòn đạt mức 800h, nguy cơ cộng hưởng sẽ trở nên nghiêm trọng hơn (ví dụ đối với dao dộng dạng 3 trên Hình 7).



Hình 7. Đồ thị xác định tốc độ cộng hưởng dao động dạng 3 của lá công tác

Khi lá công tác bị mài mòn đến ngưỡng giới hạn (tức là độ mài mòn mép lớn hơn 2 mm), tần số dao động riêng sẽ trở nên rất nhạy cảm với sự thay đổi tốc độ vòng quay của rô-

to. Điều này có thể dẫn đến dao động cộng hưởng, làm tăng nguy cơ hỏng hóc lá công tác, ảnh hưởng đến tính ổn định và an toàn của động cơ.

3. Kết luận

Nghiên cứu cho thấy sự mài mòn của lá công tác trong động cơ tuabin khí trực thăng TB3-117 ảnh hưởng rõ rệt đến tần số dao động riêng của lá công tác, đặc biệt khi độ mài mòn vượt qua ngưỡng 2 mm. Việc tăng tần số dao động riêng do mài mòn sẽ làm gia tăng nguy cơ cộng hưởng trong quá trình khai thác, từ đó ảnh hưởng đến hiệu suất động cơ và gây mất ổn định. Khi độ mài mòn vượt quá giới hạn an toàn, việc thay thế hoặc bảo dưỡng động cơ là cần thiết để đảm bảo an toàn bay và hiệu suất làm việc của động cơ.

Tài liệu tham khảo

1. Павленко Д.В., Двирник Я.В. (2016). Закономерности изнашивания рабочих лопаток компрессора вертолетных двигателей, эксплуатирующийся в условиях запыленной атмосферы. *Вестник двигателестроения*, *№ 1*, С. 42–51.
2. Двирник Я.В., Павленко Д.В. (2018). Предельное состояние осевого компрессора ГТД эксплуатируемого в условиях запылённой атмосферы. *Системи озброєння і військова техніка, № 1* (53), С. 97–107.
3. Przysowa, R., Gawron, B., Kulaszka, A., Placha-Hetman, K. (2018). Polish experience from the operation of helicopters under harsh conditions. *J. KONBIN*, *48*, 263–300.
4. Елисеев Ю.С., Поклад В.А., Елисеев Д.Н. (2012). Применение информационных технологий при проектировании газотурбинных установок.*Труды МАИ*, *№ 56*, 11 с.
5. Богданов А.Д., Калинин Н.П., Кривко А.И. (2000). *Турбовальный двигатель ТВ3-117ВМ. Конструкция и техническое обслуживание*: учеб. пособие. М.: Воздушный транспорт, 392 с.
6. Dvirnyk, Y., Pavlenko, D. (2019). Determination of Serviceability Limits of a Turboshaft Engine by the Criterion of Blade Natural Frequency and Stall Margin. *Aerospace*, *6*(12), 132.
7. ANSYS, Inc. (2014). ANSYS Turbo system user's guide.

EFFECT OF DUST EROSION ON THE NATURAL VIBRATION FREQUENCY OF COMPRESSOR BLADES IN HELICOPTER GAS TURBINE ENGINES

Abstract: *Erosion of the compressor blades in the helicopter gas turbine engine during operation not only alters the blade geometry but also directly affects their natural vibration frequencies. This study aims to analyze the variation in the natural vibration frequencies of the first-stage compressor blades in the TV3-117 gas turbine engine under different levels of erosion. From this analysis, the impact of erosion on engine performance and the risk of resonance can be assessed. The research employs numerical simulations using ANSYS software to calculate the natural vibration frequencies of the blades, which increase with prolonged operational time: from 571.91 Hz (at 0 hours) to 596.54 Hz (at 800 hours) in static mode, and from 630.35 Hz (at 0 hours) to 652.54 Hz (at 800 hours) in dynamic mode. This increase poses a resonance risk when the blade's vibration frequencies coincide with the harmonic excitation frequencies from the rotor.*

Keywords: Blade erosion, natural frequiency, helicopter gas turbine engine, resonance, aerodynamic stability.

Xây dựng thuật toán không dừng và tính toán đặc trưng khí động cho mô hình đuôi vát tròn xoay

Trần Thế Hùng[1], Nguyễn Đình Quang[1*], Phạm Văn Khiêm[1], Lê Đình Sơn[2], Trần Ngọc Hưởng[3]

[1]Khoa Hàng không Vũ trụ, Đại học KT Lê Quý Đôn; [2]Phòng Tư vấn và chuyển giao công nghệ, Viện CNTT&TT; [3]Viện Công nghệ, Tổng cục CNQP

Email:quangnd90@lqdtu.edu.vn; Tel: 0356082717

Tóm tắt

Trong các phương pháp sử dụng các phương pháp thể tích hữu hạn để giải các phương trình Navier-Stokes thì tùy thuộc vào độ chính xác của kết quả thu được và thời gian ta sẽ có mô phỏng trung bình theo Reynolds (RANS), mô phỏng xoáy tách rời (DES), mô phỏng xoáy lớn (LES) và mô phỏng số trực tiếp (DNS) có thể được áp dụng. Trong khi RANS không thể mô phỏng được dòng chảy không dừng, còn DNS lại mất rất nhiều thời gian và chi phí tính toán thì LES được xem là một giải pháp phù hợp. Nghiên cứu này tiến hành xây dựng mô hình tính toán dựa trên phương pháp LES nhằm phân các hành vi ở trạng thái không dừng của dòng chảy gần đuôi đối với các mô hình đuôi cụt (blunt-base) đối xứng quanh trục ở điều kiện tốc độ thấp. Phân tích trực giao thích hợp (POD) sẽ được sử dụng để tái tạo các chế độ của trường áp suất tại đáy và trường vận tốc trên mặt phẳng đối xứng. Cả dòng chảy gần đuôi và xa đuôi đều được xem xét trong nghiên cứu này. Thuật toán sử dụng trong nghiên cứu này hoàn toàn có thể áp dụng cho các mô phỏng số cho các mô hình đuôi vát có và không có rãnh, nhằm đánh giá sự ảnh hưởng của rãnh tới hành vi của dòng chảy và lực cản của chúng.

Từ khóa: *Dòng không dừng, rãnh dọc, lực cản, vật thể đuôi vát tròn xoay, mô phỏng số…*

1. Đặt vấn đề

Trong cuộc sống mà đặc biệt là trong lĩnh vực hàng không vũ trụ, chúng ta thường gặp nhiều thiết bị bay (TBB) có dạng đuôi vát, như máy bay, tên lửa, UAV, bom thông minh hoặc đạn pháo. Mục đích của hình dáng này là nhằm nâng cao khả năng tích hợp thiết bị trên máy bay, tên lửa hoặc UAV, hoặc để tối ưu hóa hiệu suất của quả đạn khi bắn. Mặc dù vậy, dòng chảy quanh đuôi vát của những TBB này rất phức tạp, thường được đặc trưng bởi một vùng áp suất âm, tạo ra sự tách dòng và độ chảy rối quanh bề mặt đuôi. Từ đó tạo ra lực cản áp suất sau đuôi đáng kể. Theo Krieger và Vukelich [1], lực cản trên đuôi có thể chiếm đến 50% tổng lực cản của tên lửa khi không có luồng phụt. Tương tự, đối với đạn pháo, lực cản đáy sinh ra từ sự tách dòng ở đuôi tù có thể lên tới 60% tổng lực cản [2]. Những hiện tượng này không chỉ làm tăng tiêu hao nhiên liệu mà còn gây tiếng ồn, rung lắc, và thậm chí phá hủy cấu trúc vật thể. Do đó, việc giảm lực cản đuôi cho các vật thể dạng đuôi vát là một yêu cầu cấp thiết.

Trong số các phương pháp giảm lực cản, việc cải tiến hình dạng đuôi được coi là một giải pháp hiệu quả và tiết kiệm chi phí. Tran và công sự [3-6] đã nghiên cứu thực nghiệm và mô phỏng, chỉ ra rằng việc sử dụng đuôi vát có thể giảm đáng kể lực cản của các mô hình đuôi cụt, đặc biệt khi góc vát tăng từ 0º đến 14º. Tuy nhiên, khi góc vát vượt quá 14º, lực cản tăng trở lại và tiệm cận giá trị của mô hình đuôi cụt ở các góc lớn hơn 24º. Phương pháp tạo

rãnh trên bề mặt đuôi được xem như phương pháp hiệu quả nhằm tiếp tục giảm lực cản cho các mô hình đuôi vát. Trong phương pháp này, các rãnh nhỏ được khoét trên bề mặt của mô hình, giúp làm thay đổi trường dòng chảy quanh lớp biên. Vai trò chính của rãnh là giữ không khí và từ đó tạo ra các dải xoáy nhỏ quanh bề mặt của vật [7]. Các xoáy thông thường mang động năng lớn cho phép dòng khí chuyển động lùi xa hơn trên bề mặt vật. Do vậy, nó giúp làm giảm hiện tượng tách dòng trên bề mặt vật. Phương pháp này mô phỏng lại cơ cấu giảm lực cản trên da của cá mập [8, 9]. Sự thay đổi nhỏ này giúp thay đổi dòng chảy trên bề mặt. Điều này giúp giảm sức cản và tăng vận tốc. Phương pháp này đã được áp dụng cho tàu thủy nhằm giảm lực cản giữa tàu và bề mặt nước [9]. Đồng thời, một số nghiên cứu đã được thực hiện cho vật thể bay [7, 10, 11]. Howard và cộng sự [7] đề xuất sử dụng rãnh để giảm lực cản cho vật thể dạng đối xứng. Bằng phương pháp hiển thị dòng chảy sử dụng khói thuốc, họ chỉ ra rằng các rãnh dọc giúp loại bỏ hiện tượng tách dòng và giảm lực cản cho vật. Gần đây, Mariotti và cộng sự [11, 12], sử dụng các rãnh ngang cho vật đối xứng. Kết quả ông nhận thấy rằng, các rãnh ngang này làm chậm sự tách dòng trên bề mặt đuôi từ đó giảm lực cản áp suất.

Tiếp nối những nghiên cứu của Tran, Quang và công sự [13] đã áp dụng rãnh dọc lên các mô hình đuôi vát với góc vát thay đổi từ 0 ÷ 22º. Với phương pháp mô phỏng sử dụng mô hình Trung bình Reynolds (RANS) ông chỉ ra rằng, những rãnh dọc này có tác dụng rất lớn trong việc giảm lực cản đặc biệt ở các góc vát lớn, lên đến 24% ở góc vát 22º. Nguyên nhân là do các rãnh dọc này làm dòng chảy trên bề mặt đuôi vát trở nên trơn đều hơn, giảm hiện tượng tách dòng, làm tăng áp suất trên bề mặt đuôi vát và bề mặt đáy, qua đó giảm được lực cản áp suất trên bề mặt đuôi vát và lực cản đáy. Tuy vậy, nghiên cứu này mới chỉ dừng lại ở dòng trung bình, chưa nghiên cứu được các hiện tượng, hành vi của dòng chảy theo thời gian.

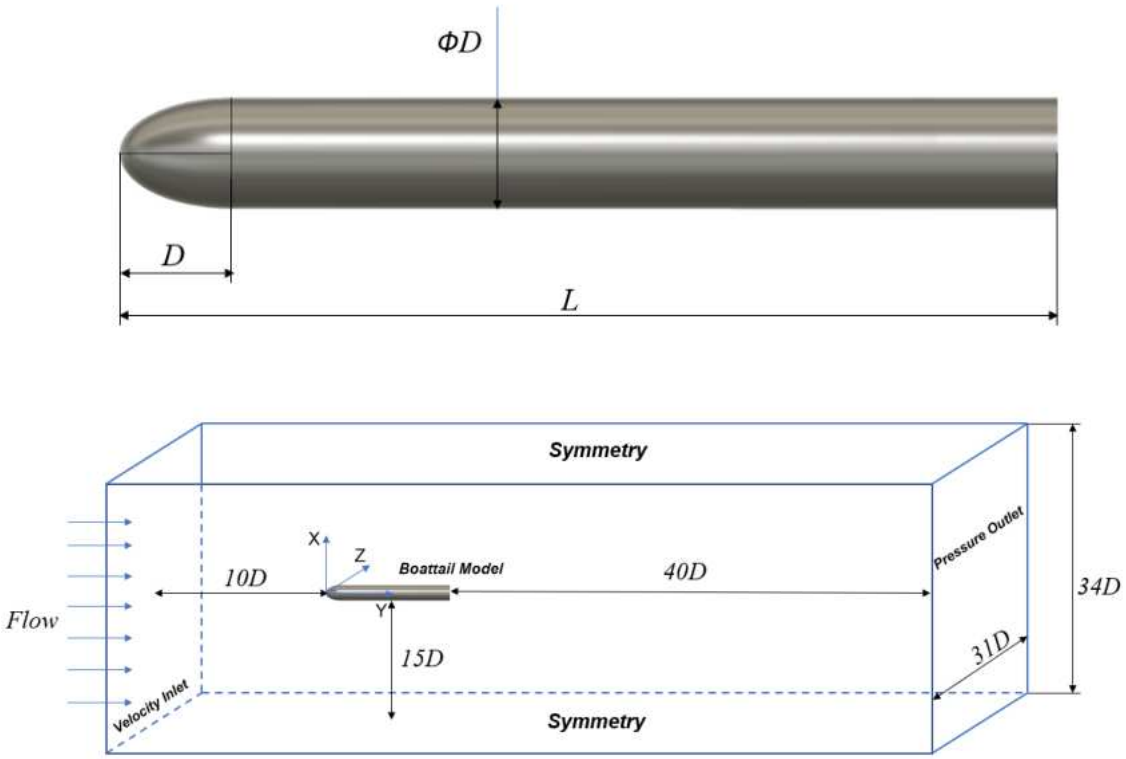
Gần đây, sự phát triển của công nghệ tính toán đã cung cấp một công cụ mạnh mẽ để phân tích động lực học chất lỏng. Nhiều mô hình rối đã được phát triển và cho thấy tiềm năng cao trong việc phân tích dòng chảy. Trong khi các phương trình Navier-Stokes trung bình theo Reynolds (RANS) có thể miêu tả dòng chảy trung bình tiết kiệm thời gian tính toán, thì mô phỏng xoáy lớn (LES) và mô phỏng số trực tiếp (DNS) có thể dùng để phân tích dòng chảy không dừng. Tuy vậy, việc sử dụng DNS lại yêu cầu một hệ thống máy tính mạnh và tốn nhiều thời gian, trong khi RANS có độ chính xác không cao. Mục đích của bài báo này là xây dựng mô hình tính toán các đặc trưng khi động cho mình hình đuôi vát tròn xoay sử dụng phương pháp mô phỏng xoáy lớn (LES), nhằm nâng cao độ chính xác cho các kết quả mô phỏng và phân tích được các đặc trưng khí động của dòng không dừng của các mô hình hình đuôi vát tròn xoay có và không có rãnh. Mô hình đuôi vát tròn xoay sử dụng trong nghiên cứu này tạp trung vào mô hình blunt-base tương ứng với góc vát bằng 0º. Các kết quả mô phỏng sẽ được so sánh với kết quả thực nghiệm đã được công bố trong các nghiên cứu trước đây của Tran và cộng sự.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình nghiên cứu

Trên hình 1 là mô hình vật thể tròn xoay được sử dụng trong nghiên cứu này và mô hình vùng tính toán sử dụng cho mô phỏng. Cụ thể, mô hình vật thể có đường kính D = 30 mm và tổng chiều dài L = 251 mm. Phần trước của mô hình có dạng elip để tránh dòng chảy phân tách

trên bề mặt. Mô hình có dạng đuôi cụt (blunt-base). Các thông số này tương đương với thông số mô hình của một số nghiên cứu trước đây mà Tran và cộng sự sử dụng nhằm mục đích có thể so sánh kết quả và đánh giá được độ tin cậy của phương pháp tính toán sử dụng trong nghiên cứu này.



Hình 1. Mô hình nghiên cứu và vùng tính toán

Miền tính toán có kích thước $58D \times 31D \times 31D$ tương ứng với chiều dài, chiều rộng và chiều cao. Vận tốc đầu vào U_∞ = 22 m/s được áp dụng cho mặt phẳng dòng tới, ở khoảng cách $10D$ trước mũi của mô hình. Vận tốc được chọn giống như các thí nghiệm trong các nghiên cứu trước đây của Tran và cộng sự [3, 5]. Do đó, có thể so sánh và khẳng định tính chính xác của kết quả. Số Reynolds dựa trên đường kính của mô hình là $Re = 4{,}34\times10^4$. Biên của miền tính toán sử dụng điều kiện Symmetry.

2.2. Mô hình rối

Trong nghiên cứu này, phương pháp mô phỏng xoáy lớn (LES) được sử dụng, đây là phương pháp lần đầu tiên được giới thiệu bởi Smagorinsky vào năm 1963. Khác với phương pháp trung bình Reynolds (RANS), vốn dựa trên việc lấy trung bình theo thời gian các thông số dòng chảy và đóng kín hệ phương trình bằng mô hình ứng suất Reynolds, LES áp dụng cách tiếp cận thông qua lọc không gian. Phương pháp này cho phép mô phỏng trực tiếp các xoáy lớn (large eddies), trong khi các xoáy nhỏ hơn (subgrid-scale, SGS) được biểu diễn bằng mô hình. Khi lưới tính toán được sử dụng trong quá trình rời rạc hóa, kích thước của xoáy lớn hoặc nhỏ sẽ được xác định dựa trên kích thước ô lưới. Cụ thể, các xoáy có kích thước tương đương hoặc lớn hơn ô lưới sẽ được giải trực tiếp, còn các chuyển động nhỏ hơn kích thước

này sẽ được xử lý dưới dạng các xoáy nhỏ qua mô hình hóa. Về bản chất, LES chính là phương pháp lấy trung bình trong không gian thông qua một hàm lọc đặc trưng. Biểu thức toán tử lọc cho một biến dòng chảy f bất kỳ có dạng [14]:

$$\overline{f}(\mathbf{x},t) = \int_D G\left(\mathbf{x}-\mathbf{r},\Delta\right) f\left(\mathbf{r},t\right) d\mathbf{r} \tag{1}$$

trong đó: $\overline{f}(\mathbf{x},t)$ là hàm sau lọc, $f\left(\mathbf{r},t\right)$ là hàm gốc, G là hàm lọc, D là miền dòng và Δ là độ rộng bộ lọc. Tùy thuộc vào kích thước ô lưới dùng trong mô phỏng LES, thông thường $\Delta = (\Delta x \Delta y \Delta z)^{1/3}$.

Hàm lọc G phải thỏa mãn điều kiện:

$$\int_D G\left(\mathbf{x}-\mathbf{r},\Delta\right) d\mathbf{r} = 1 \tag{2}$$

Có nhiều dạng hàm lọc khác nhau, trong số đó 2 dạng hàm lọc phổ biến là [2]:

- Hàm lọc dạng hộp:

$$G\left(\mathbf{x}-\mathbf{r},\Delta\right) = \begin{cases} 1/\ \Delta^3 & khi \quad |\ \mathbf{x}-\mathbf{r}\ | \le \Delta/\ 2 \\ 0 & khi \quad |\ \mathbf{x}-\mathbf{r}\ | > \Delta/\ 2 \end{cases} \tag{3}$$

- Hàm lọc dạng Gaussian:

$$G\left(\mathbf{x}-\mathbf{r},\Delta\right) = \left(\frac{6}{\pi\Delta^2}\right)^{3/2} \exp\left(-\frac{6\,|\,\mathbf{x}-\mathbf{r}\,|^2}{\Delta^2}\right) \tag{4}$$

Khi dòng có tính nén, mật độ của chất lưu $\rho \neq const$. Do đó cần sử dụng công thức lọc Farve được định nghĩa như sau:

$$\tilde{f} = \frac{\overline{\rho f}}{\overline{\rho}} \tag{5}$$

Ở đó dại lượng f được tách thành phần giải được và phần mô hình SGS, tức là:

$$f = \tilde{f} + f' \tag{6}$$

Áp dụng toán tử lọc và công thức lọc Favre vào hệ phương trình Navier-Stoke, ta thu được hệ phương trình chủ đạo của phương pháp LES, có dạng:

$$\frac{\partial \overline{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\overline{\rho}\tilde{u}_i\right) = 0 \tag{7}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\bar{\rho}\tilde{u}_i\right)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\bar{\rho}\tilde{u}_i\tilde{u}_j\right)+\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i}-\frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j}+\frac{\partial \tau_{ij}^{SGS}}{\partial x_j}=0$$

$$\frac{\partial \tilde{E}_t}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\tilde{u}_j\tilde{E}_t+\tilde{u}_j\bar{P}\right)-\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\tilde{u}_i\bar{\tau}_{ij}+\tilde{u}_i\tau_{ij}^{SGS}\right)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\bar{q}_j+q_j^{SGS}\right)=0$$

Trong phương trình này, các ký hiệu với mũ ngã (~) là đại lượng lọc LES có trung bình trọng số Favre, các ký hiệu với mũ gạch ngang (–) là đại lượng lọc theo LES. Các ký hiệu τ_{ij}^{SGS} và q_j^{SGS} là tensor ứng suất và nhiệt lượng cho các xoáy kích thước nhỏ và được xác định theo các mô hình SGS.

$$\tau_{ij}^{SGS}=\bar{\rho}\left(u_iu_j-\tilde{u}_i\tilde{u}_j\right) \tag{8}$$

$$q_j^{SGS}=-k^{SGS}\frac{\partial \tilde{T}}{\partial x_j} \tag{9}$$

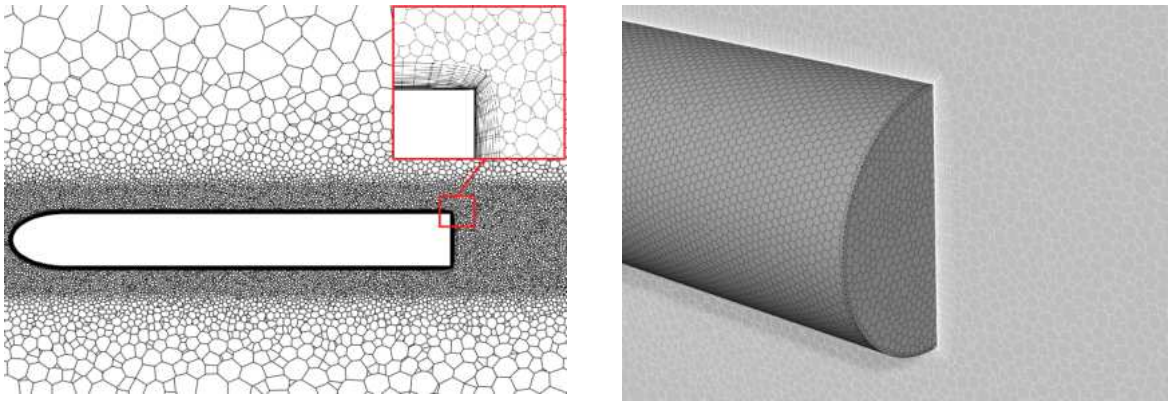
2.3. Chia lưới vùng thể tích tính toán

Khi so sánh phương pháp RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) và LES (Large Eddy Simulation), một trong những điểm khác biệt lớn nhất nằm ở yêu cầu về lưới tính toán. Phương pháp LES, do đặc thù giải trực tiếp các xoáy lớn và chỉ mô hình hóa các xoáy nhỏ hơn kích thước lưới, đòi hỏi độ mịn của lưới phải cao hơn đáng kể so với RANS. Nguyên lý cơ bản của LES là khả năng nắm bắt chính xác các cấu trúc xoáy quy mô lớn, những cấu trúc này đóng vai trò quan trọng trong động lực học của dòng chảy. Khi lưới càng mịn, số lượng xoáy được giải trực tiếp càng nhiều, đồng thời giảm bớt sự phụ thuộc vào các mô hình xoáy nhỏ (subgrid-scale models). Điều này làm tăng tính chính xác của mô phỏng, đặc biệt trong các khu vực dòng chảy phức tạp như vùng tách dòng, lớp biên, hay các vùng có gradient vận tốc lớn.

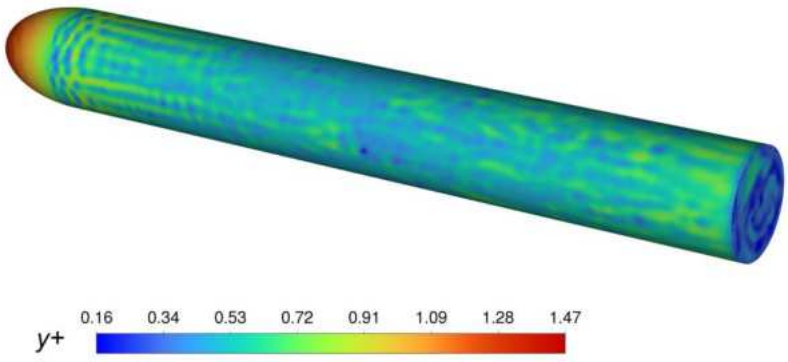
Để đáp ứng yêu cầu này, lưới trong LES cần có độ phân giải không gian cao hơn nhiều lần so với RANS. Trong các khu vực quan trọng như lớp biên hay vùng dòng chảy tách rời, việc sử dụng lưới mịn giúp mô hình nắm bắt chính xác các cấu trúc dòng chảy và các tương tác không gian-thời gian của chúng. Chính vì thế, LES thường đòi hỏi tài nguyên tính toán lớn hơn rất nhiều, bao gồm cả bộ nhớ lưu trữ và thời gian xử lý. Tuy nhiên, chi phí cao này đi kèm với độ chính xác vượt trội, giúp LES trở thành phương pháp hàng đầu khi mô phỏng các hiện tượng dòng chảy không gian-thời gian phức tạp.

Trong nghiên cứu này, vùng thể tích tính toán được chia bằng lưới polyhedrall có số lượng 2,4 triệu ô lưới. Hình ảnh lưới trên bề mặt mô hình nghiên cứu được thể hiện trên hình 2. Chất lượng của lưới được đánh giá thông qua các chỉ số hình học quan trọng như **Skewness** và **Orthogonal Quality**, nhằm đảm bảo độ chính xác cao và giảm thiểu sai số số học. Kết quả cho thấy lưới đạt chất lượng khá tốt, với giá trị trung bình của chỉ số Skewness là 0,194, thấp

hơn đáng kể ngưỡng giới hạn cho lưới chất lượng (thường dưới 0,5). Đồng thời, chỉ số Orthogonal Quality trung bình đạt 0,81, trong đó giá trị nhỏ nhất là 0,1. Ngoài ra, để mô phỏng chính xác dòng chảy trong lớp biên, nghiên cứu đã áp dụng phương pháp chia lớp lưới inflation. Tổng cộng 20 lớp lưới inflation được sử dụng, với độ cao của lớp lưới đầu tiên là $2{,}27\times10^{-5}$ m và tỷ lệ tăng độ cao giữa các lớp liên tiếp là 1,14. Cách phân chia này giúp tối ưu hóa khả năng mô phỏng gradient vận tốc gần bề mặt và đảm bảo bắt được các hiện tượng dòng chảy quan trọng. Khi đó thu được giá trị y^+ trên bề mặt vật thể như trên hình 2b, với giá trị lớn nhất là khoảng gần 1,4 ở phần đầu mũi, riêng bề mặt đáy và trên bề mặt vật thể giá trị này đều ở mức nhỏ hơn 1,0 phù hợp cho mô phỏng LES. Nghiên cứu này sử dụng phần mềm Ansys Fluent bản quyền tại phòng thí nghiệm, khoa HKVT của Học viện Kỹ thuật Quân sự. Thuật toán PISO được lựa chọn để tính toán.



(a) Lưới xung quanh mô hình



(b) Phân bố y+

Hình 2. Lưới quanh mô hình nghiên cứu và giá trị y^+

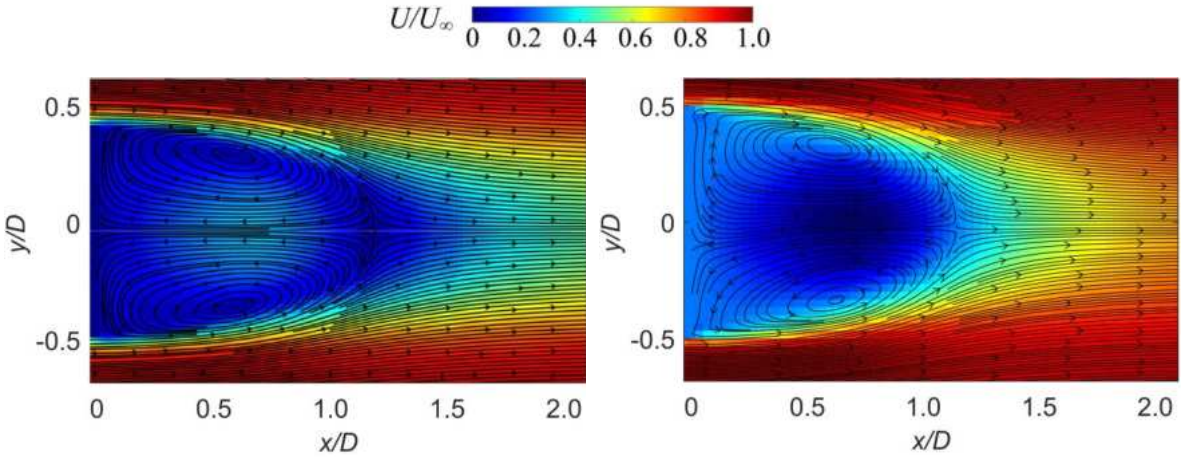
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Dòng chảy xung quanh mô hình

Hình 3 biểu diễn đường dòng xung quanh đuôi mô hình với màu sắc thể hiện trường vận tốc của dòng chảy tương đối so với dòng tới, trong đó hình 3a là kết quả thực nghiệm của Tran và cộng sự [3], còn hình 3b là kết quả mô phỏng thu được của nghiên cứu này. Kết quả

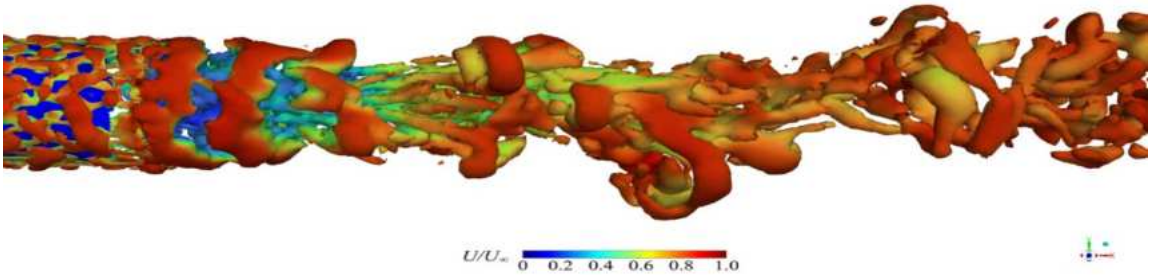
cho thấy sự tương đồng tốt về cấu trúc đường dòng, cũng như phân bố vận tốc của dòng chảy sau đuôi. Vị trí của điểm hợp dòng ở cả hai kết quả đều nằm ở khoảng 1,2 lần đường kính của mô hình. Điều này cho thấy rằng phương pháp mô phỏng đang sử dụng có khả năng bắt được chính xác hành vi của dòng chảy sau đuôi.

Hình 4 biểu diễn trường tiêu chuẩn Q (Q-criterion) với giá trị 100.000 phía sau đuôi của mô hình đuôi cụt tròn xoay. Tiêu chuẩn Q lần đầu tiên được giới thiệu trong ngành động lực học chất lưu bởi Hunt et al. [15] với dòng chảy không nén được. Q-criterion được sử dụng như một công cụ để nhận diện các cấu trúc xoáy trong dòng chảy, thông qua việc xác định các vùng mà năng lượng xoáy chiếm ưu thế hơn so với sự biến dạng [16]. Ở đây, ta thấy các vùng xoáy được minh họa rõ nét bằng các đám xoáy ba chiều phức tạp phía sau vật thể. Những cấu trúc này phản ánh đặc điểm dòng chảy sau vật thể, bao gồm hiện tượng tách dòng và vùng nhiễu động phía sau (wake region). Phân bố màu sắc, tương ứng với vận tốc dòng chảy (velocity magnitude), cho thấy sự chuyển tiếp từ dòng chảy có vận tốc cao gần vật thể sang vùng xoáy mạnh với vận tốc giảm dần trong vùng rối. Điều này đặc trưng cho dòng chảy rối sau một vật thể đuôi cụt, với sự tương tác mạnh mẽ giữa dòng chảy và vùng nhiễu động. Kết quả này nhấn mạnh khả năng của LES trong việc nắm bắt chính xác các cấu trúc xoáy lớn và cơ chế động lực học phức tạp, điều mà các mô hình trung bình Reynolds (RANS) thường không thể mô phỏng đầy đủ.



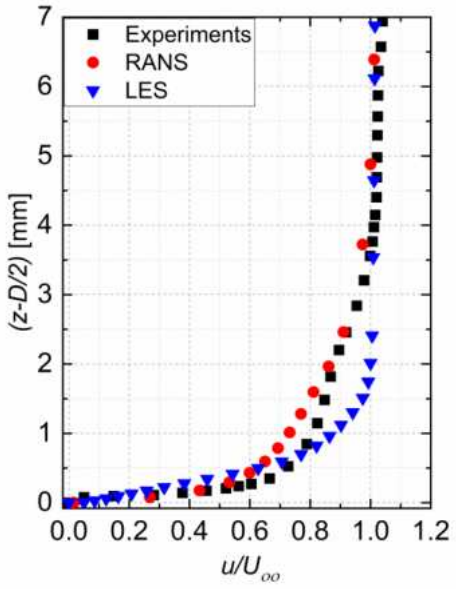
(a) Kết quả thực nghiệm *(b) Kết quả mô phỏng*

Hình 3. Đường dòng xung quanh đuôi mô hình



Hình 4. Tiêu chuẩn Q của dòng tức thời

Hình 5 biểu diễn các profile của lớp biên (boundary layer profiles) so sánh giữa kết quả thực nghiệm, mô phỏng bằng mô hình RANS và mô phỏng LES, được thể hiện dưới dạng phân bố vận tốc tương đối $u/U\infty$ theo phương thẳng đứng z. Về cơ bản có thể thấy rằng kết quả của phương pháp LES sử dụng trong nghiên cứu này có sự tương đồng với thực nghiệm và RANS, đặc biệt trong khu vực gần bề mặt vật thể, nơi có gradient vận tốc lớn.



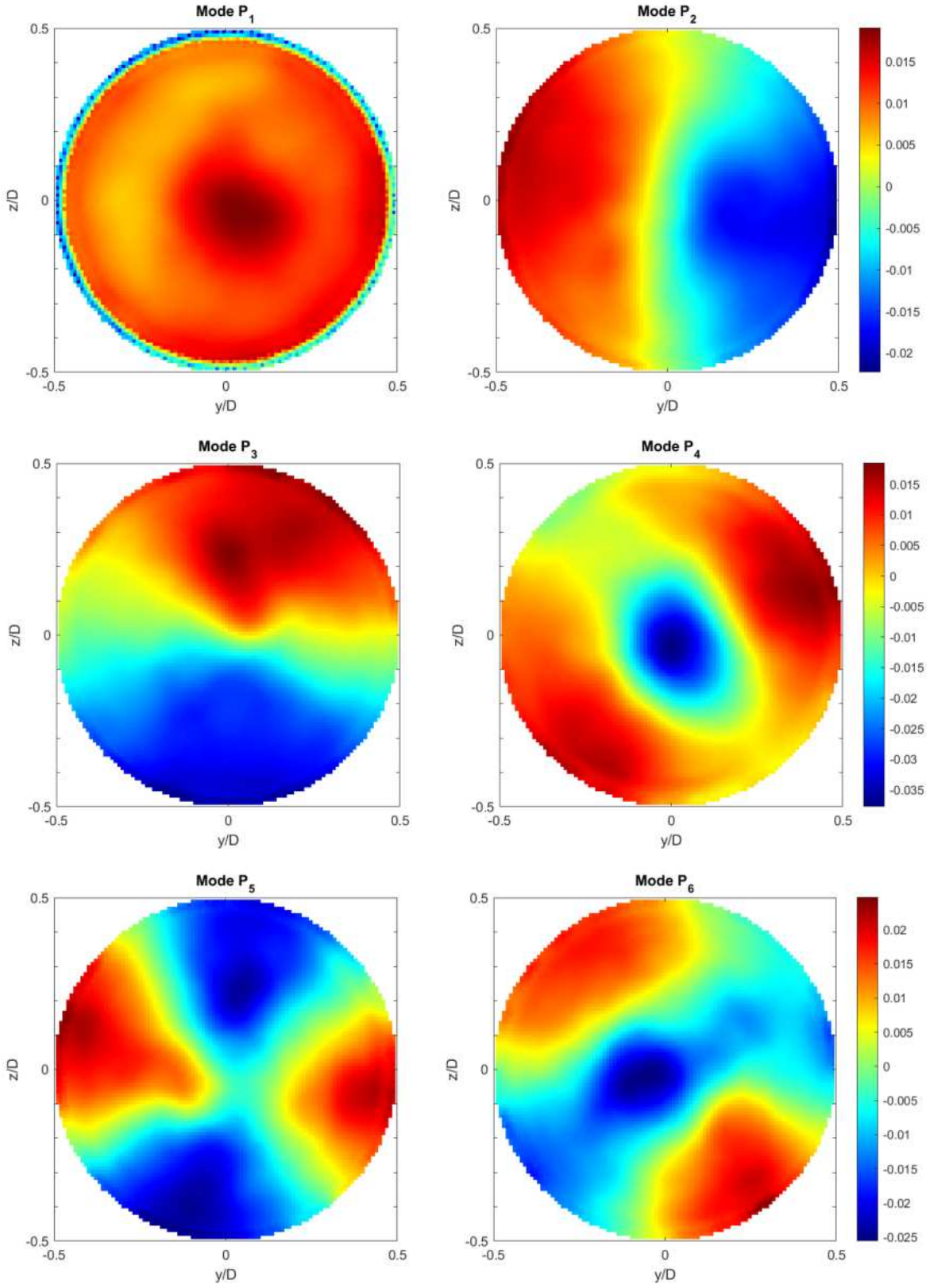
Hình 5. Profile của lớp biên

3.2. Phân bố áp suất trên mặt đáy

Phân tích trực giao thích hợp (POD) là một kỹ thuật thường được sử dụng trong lĩnh vực dòng chảy rối, Lumley giới thiệu với cộng đồng động lực học chất lưu vào năm 1967 [16] như một nỗ lực để phân tách trường vectơ ngẫu nhiên biểu thị chuyển động chất lưu rối loạn thành một tập hợp các hàm xác định mà mỗi hàm chiếm một phần của tổng động năng dao động rối (TKE) của dòng chảy. Với hy vọng là một số lượng hữu hạn các hàm xác định này - các mode POD - có thể cung cấp cho nhà phân tích một số ý tưởng về tổ chức của dòng chảy. Nói cách khác, POD sẽ giúp chúng ta tìm ra *"các cấu trúc mạch lạc"* khó nắm bắt tạo nên các dòng chảy rối nhưng lại khó xác định và quan sát.

Hình 6 trình bày các chế độ (mode) POD được tính toán từ trường dòng tại bề mặt đáy của vật thể đuôi cụt (blunt-base) tròn xoay. Các mode này phản ánh những cấu trúc dòng chảy trội trong khu vực phân tích, giúp làm rõ đặc điểm năng lượng của các dao động không gian-thời gian trong dòng chảy. Tại mode P_1 ta thấy một cấu trúc phân bố đối xứng, đại diện cho sự dao động tĩnh và áp suất trung bình trên bề mặt. Trong khi đó, mode P_2 và P_3 thể hiện các dao động dao động hai cực, thường liên quan đến sự dịch chuyển áp suất trên trục ngang hoặc dọc. Các mode cao hơn, từ P_4 đến P_6, cho thấy các cấu trúc phức tạp hơn, với các dao động đa cực, có khả năng đại diện cho các đặc điểm không ổn định quy mô nhỏ hơn trong dòng chảy gần bề mặt đáy. Dựa trên mức năng lượng của mỗi mode, ta thấy rằng các mode đầu tiên chiếm ưu thế, chiếm phần lớn năng lượng dao động của dòng chảy, một đặc điểm phổ biến trong các phân tích POD. Kết quả này cung cấp cái nhìn sâu sắc về động lực học dòng chảy,

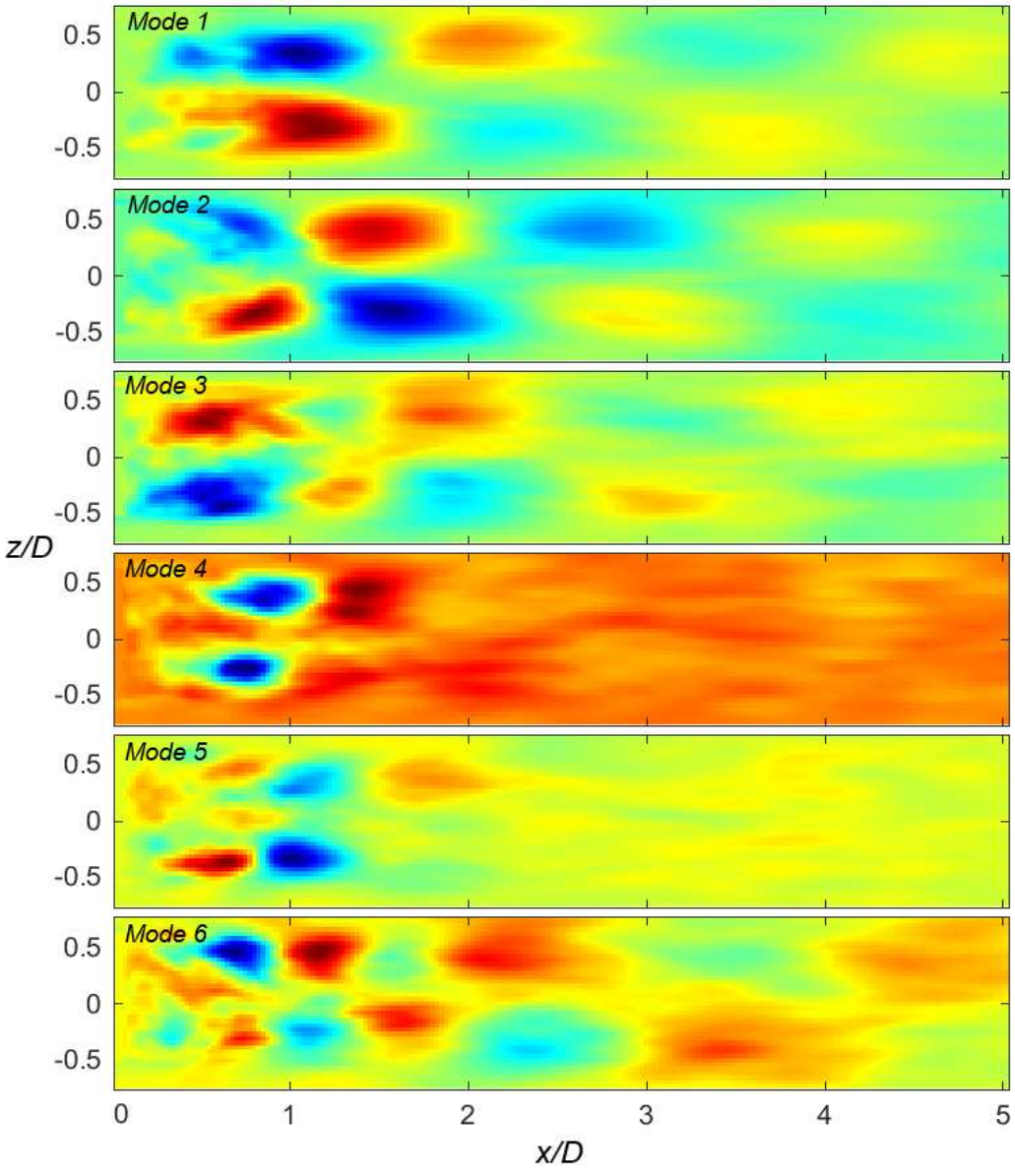
đồng thời khẳng định tính hiệu quả của phương pháp LES trong việc tái tạo các cấu trúc dòng chảy chi tiết ở khu vực bề mặt đáy.



Hình 6. Các chế độ POD của áp suất dao động tại mặt đáy

3.3. Trường vận tốc trên bề mặt đối xứng và các mode POD

Trên hình 7 là 6 chế độ (mode) POD đầu tiên của vận tốc dao động trên mặt phẳng đối xứng của vật thể tròn xoay. Đa phần các chế độ có dạng đối xứng. Chế độ đầu tiên thể hiện cấu trúc năng lượng thấp tần số lớn nhất, tập trung ở vùng xoáy gần đuôi, với sự xuất hiện rõ ràng của các vùng dao động thay phiên giữa các giá trị vận tốc âm (màu xanh) và dương (màu đỏ). Các chế độ tiếp theo dần thể hiện sự phức tạp cao hơn với tần số dao động lớn hơn và sự lan truyền ảnh hưởng tới các vùng xa hơn từ bề mặt vật thể dọc theo trục *x*. Phân bố giá trị vận tốc dọc theo trục đối xứng cũng cho thấy sự tương tác phức tạp giữa dòng chảy tách dòng và vùng dòng xoáy phía sau vật thể. Kết quả này cũng cho thấy khả năng của mô phỏng LES trong việc nắm bắt chính xác các cấu trúc dòng chảy quan trọng ứng với các tần số đặc trưng của chúng.



Hình 7. Các chế độ POD của trường vận tốc tại mặt phẳng đối xứng

4. Kết luận

Bài báo này đã tiến hành xây dựng thuật toán mô phỏng theo thời gian để tính toán các đặc trưng khí động cho vật thể đuôi cụt tròn xoay dựa trên mô hình Mô phỏng xoáy lớn (LES). Bài báo đã trình bày các đặc trưng về mô hình hình học, các thông số về lưới tính toán và mô hình rồi sử dụng. Kết quả thu được cho thấy rằng phương pháp mô phỏng đang sử dụng có khả năng bắt được chính xác hành vi của dòng chảy sau đuôi, các cấu trúc xoáy lớn của dòng chảy được mô tả cụ thể thông qua việc phân tích tiêu chuẩn Q. Việc so sánh một số kết quả như đường dòng, trường vận tốc quanh đuôi và profile vận tốc lớp biên của nghiên cứu này với các kết quả thực nghiệm hay mô phỏng RANS đã được đưa ra trong các công bố trước đây đã chứng tỏ được độ tin cậy của phương pháp đang sử dụng. Ngoài ra, bài báo cũng đã sử dụng kỹ thuật Phân tích trực giao thích hợp (POD) để xác định được các chế độ áp suất dao động tại bề mặt đáy và vận tốc dao động trên mặt phẳng đối xứng của vật thể, qua đó thấy được các cấu trúc nổi trội của dòng chảy tại khu vực phân tích. Phương pháp sử dụng trong bài báo này hoàn toán có thể áp dụng cho các mô hình đuôi vát tròn xoay có và không có rãnh khác, nhằm xác định được sử ảnh hưởng của rãnh dọc tới hành vi của dòng chảy không dừng.

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 107.03-2021.52.

Tài liệu tham khảo

[1] R. J. Krieger and S. R. Vukelich, “Tactical missile drag, tactical missile aerodynamics,” *Prog. Astronaut. Aeronaut. AIAA*, vol. 104, pp. 383–420, 1986.

[2] P. R. Viswanath, “Flow management techniques for base and afterbody drag reduction,” *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 32, no. 2–3, pp. 79–129, 1996, doi: 10.1016/0376-0421(95)00003-8.

[3] T. H. Tran, H. Q. Dinh, H. Q. Chu, V. Q. Duong, C. Pham, and V. M. Do, “Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach,” *J. Mech. Sci. Technol.*, vol. 35, no. 2, pp. 563–573, Feb. 2021, doi: 10.1007/s12206-021-0115-1.

[4] T. H. Tran, T. Ambo, T. Lee, L. Chen, T. Nonomura, and K. Asai, “Effect of boattail angles on the flow pattern on an axisymmetric afterbody surface at low speed,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 99, pp. 324–335, 2018, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.07.034.

[5] T.H. Tran, “The effect of boattail angles on the near-wake structure of axisymmetric afterbody models at low-speed condition”. *Int. J. of Aerosp. Eng.*, pp. 1-14, 2020.

[6] T. H. Tran *et al.*, “Effect of Reynolds number on flow behavior and pressure drag of axisymmetric conical boattails at low speeds,” *Exp. Fluids*, vol. 60, no. 3, pp. 1–19, 2019, doi: 10.1007/s00348-019-2680-y.

[7] F. G. Howard and W. L. Goodman, “Axisymmetric bluff-body drag reduction through geometrical modification,” *J. Aircr.*, vol. 22, no. 6, pp. 516–522, 1985, doi: 10.2514/3.45158.

[8] A. W. Lang, P. Motta, P. Hidalgo, and M. Westcott, “Bristled shark skin: a microgeometry for boundary layer control?,” *Bioinspir. Biomim.*, vol. 3, no. 4, p. 46005, 2008.

[9] Y. F. Fu, C. Q. Yuan, and X. Q. Bai, “Marine drag reduction of shark skin inspired riblet surfaces,” *Biosurface and Biotribology*, vol. 3, no. 1, pp. 11–24, 2017.

[10] P. Ball, “Shark skin and other solutions,” *Nature*, vol. 400, no. 6744, 1999, doi: 10.1038/22883.

[11] A. Mariotti, G. Buresti, G. Gaggini, and M. V. Salvetti, "Separation control and drag reduction for boat-tailed axisymmetric bodies through contoured transverse grooves," *J. Fluid Mech.*, vol. 832, pp. 514–549, 2017, doi: 10.1017/jfm.2017.676.

[12] A. Mariotti, G. Buresti, and M. V. Salvetti, "Drag reduction of boat-tailed bluff bodies through transverse grooves", vol. 25, Springer International Publishing, 2019.

[13] N.D Quang, T.H. Tran, D.A. Le, V.K Pham, N.T Hieu, H.T. Sang, "Drag reduction for axisymmetric boattail model by longitudinal groove cavity under low-speed conditions," *J. of Mech. Sci. and Tech.,* vol. 38, no. 8, pp. 4209 – 4220, 2024.

[14] Georgiadis, N.J. Alexander, and E. Reshotko, "Development of a hybrid RANS/LES method for compressible mixing layer simulations," *39th Aerosp. Sci. Meeting and Exh*, 2001.

[15] J.C. Hunt, A.A. Wray, and P. Moin, "Eddies, streams, and convergence zones in turbulent flows," *Stud. Turbu. using Num. Simu. Datab.,* Proceedings of the 1988 summer program, 1988.

[16] V.K Pham, T.H. Tran, "Delayed detached eddy simulation for wake flow analysis of axisymmetric boattail models under low-speed conditions," *Phys. of Fluids*, vol. 36, no. 3, 2024.

[17] N. Georgiadis, J. Alexander, and E. Reshotko, "Development of a hybrid RANS/LES method for compressible mixing layer simulations," *39th Aerosp. Sci. Meet. and Exh.*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2001. doi: doi:10.2514/6.2001-289.

❑

Building a research model for unsteady simulation and investigating the aerodynamic characteristics of axisymmetric boattail bodies

Abstract

The finite volume method offers various approaches to solve the Navier-Stokes equations, with the choice depending on the desired accuracy and computational resources. These approaches include Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS), Detached Eddy Simulation (DES), Large Eddy Simulation (LES), and Direct Numerical Simulation (DNS). While RANS is unsuitable for simulating unsteady flows and DNS is computationally prohibitive, LES provides a balanced solution. This study develops a computational model based on the LES methodology to investigate unsteady flow behavior in the near-wake region of axisymmetric blunt-base models under low-speed conditions. Proper Orthogonal Decomposition (POD) is applied to reconstruct the pressure field at the base and the velocity field on the symmetry plane. Both near-wake and far-wake flows are comprehensively analyzed. The proposed algorithm can be extended to numerical simulations of boattail models, with or without longitudinal grooves, to evaluate their impact on flow characteristics and aerodynamic drag.

Keywords: Unsteady flow, longitudinal grooves, drag, axisymmetric boattail model, numerical simulation.

Tính toán độ bền cụm kết cấu cánh UAV cỡ nhỏ

Đặng Công Hướng[1], Nguyễn Thế Dũng[1], Dương Văn Quang[2*]

[1] Lớp Thiết bị bay không người lái 58, Tiểu đoàn 3, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: duongvanquang@lqdtu.edu.vn; Tel: 0979682180*

Tóm tắt

Bài báo sử dụng phần mềm mô phỏng ANSYS để tính toán độ bền cho cụm kết cấu cánh UAV cỡ nhỏ. Cánh UAV được chế tạo từ các vật liệu hàng không như composite sợi các bon, hợp kim nhôm, gỗ plywood. Biên dạng của cánh được lựa chọn từ biên dạng tiêu chuẩn dạng NACA. Tải trọng khí động tác động lên kết cấu cánh UAV được tính toán từ chế độ bay. Từ kết quả mô hình phần tử hữu hạn trong phần mềm ANSYS, thực hiện tính toán độ bền cho cụm kết cấu cánh UAV

Từ khoá: *UAV, kết cấu cánh, composite, phần tử hữu hạn*

1. Đặt vấn đề

Máy bay không người lái (Unmanned Aerial Vehicle – UAV) ngày càng chứng tỏ được vai trò quan trọng trong các lĩnh vực kinh tế xã hội cũng như an ninh quốc phòng. Cánh UAV là một trong những bộ phận quan trọng, quyết định đến hiệu suất bay và độ bền của UAV. Trong khi hoạt động, cánh UAV phải chịu đồng thời nhiều tác động như tải trọng khí động học, môi trường, quá tải. Do đó, thiết kế, phân tích và kiểm tra độ bền của cánh UAV là yêu cầu cần thiết nhằm nâng cao hiệu quả sử dụng và an toàn bay đối với UAV.

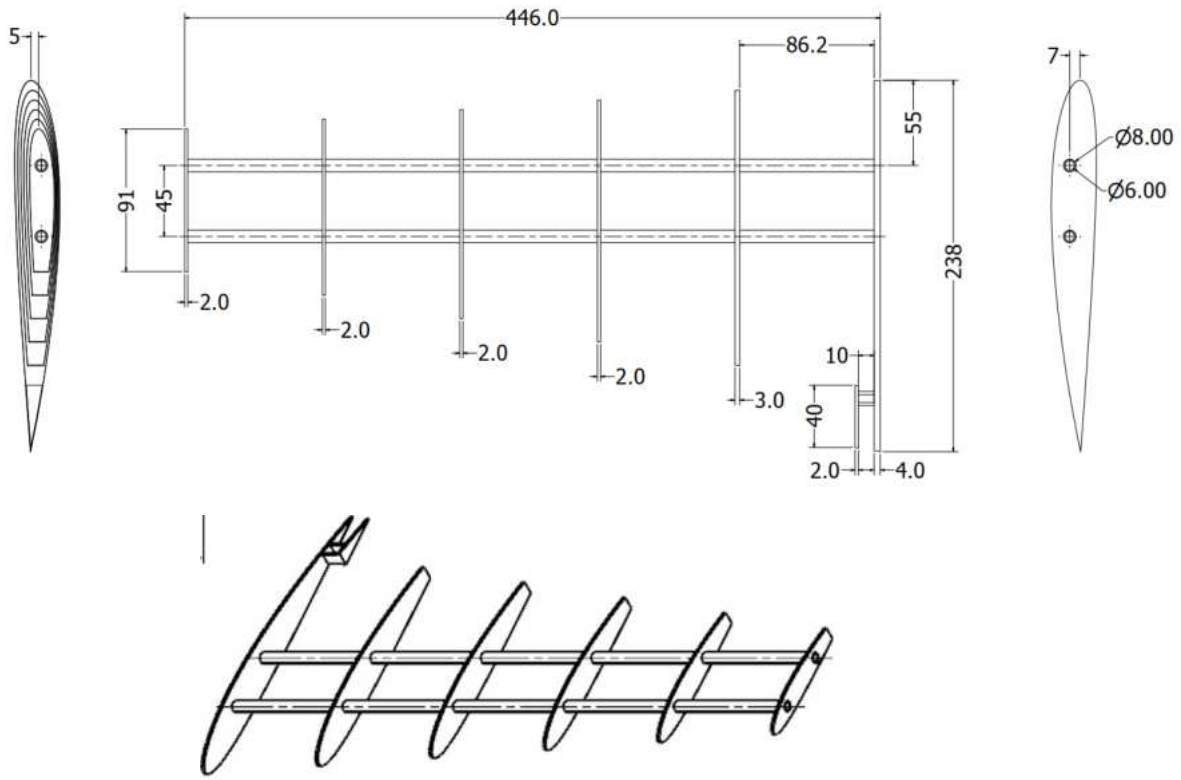
Thành phần cơ bản của kết cấu UAV dạng cánh bằng chính là cụm cánh, có tác dụng tạo ra phần lớn lực nâng của UAV. Kết cấu cánh của UAV dạng cánh bằng gồm phần khung có các dầm liên kết với xương tạo thành khung cánh. Phía bên ngoài khung cánh được bọc kín bằng phần vỏ bọc. Biên dạng cánh có bề mặt phức tạp thường được lựa chọn từ các dạng tiêu chuẩn. Về vật liệu, composite với ưu điểm có khối lượng nhẹ, độ bền riêng cao, dễ tạo hình các bề mặt khí động phức tạp được sử dụng phổ biến trong chế tạo UAV [1, 2].

Phần vỏ bọc thường sử dụng vật liệu composite, các lớp được xếp chồng với góc định hướng khác nhau. Sự thay đổi các góc xếp lớp của vật liệu composite sẽ dẫn đến cơ tính khác nhau. Các yếu tố kết cấu, liên kết, hình dạng, vật liệu khiến cho mô hình tính toán độ bền cánh UAV tương đối phức tạp. Để giải quyết vấn đề này, mô phỏng kết cấu UAV bằng các phần mềm phần tử hữu hạn đã chứng tỏ được sự hiệu quả [3-5]. Trong bài báo này thực hiện tính toán độ bền cho cấu trúc cánh của UAV bằng phần mềm Ansys với mô đun chuyên dụng để mô hình hoá vật liệu composite Ansys ACP. Mô đun này cho phép thay đổi phương án thiết kế các kết cấu composite một cách linh hoạt, hiệu quả có thể khảo sát được nhiều phương án khác nhau trong thời gian ngắn, từ đó cho phép lựa chọn được phương án thiết kế phù hợp với yêu cầu đặt ra.

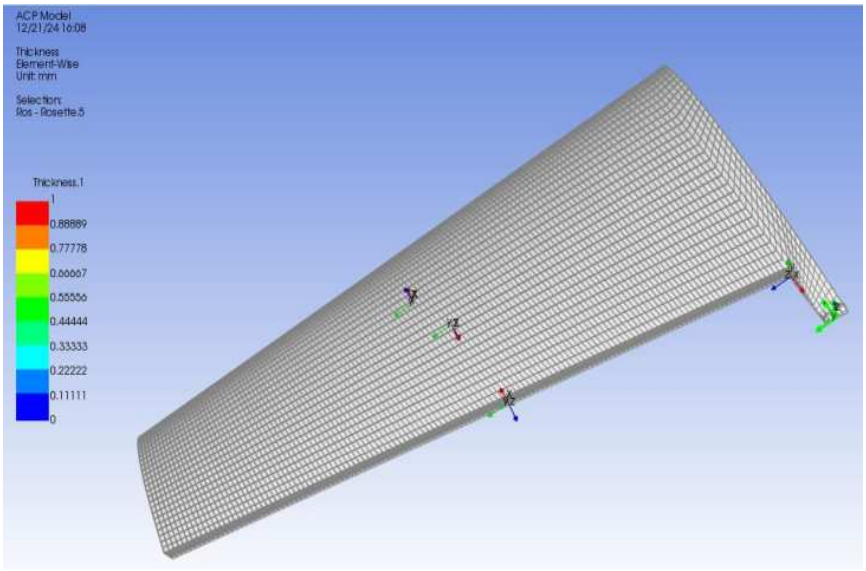
2. Kết cấu và vật liệu

UAV thiết kế dựa trên mẫu máy bay Extra EA 300. Kết cấu cánh được mô tả ở hình 1. Lựa chọn biên dạng cánh là NACA 2412, độ dài một bên cánh là 446mm, độ dày dây cung gốc cánh 238 và mút cánh là 91 mm. Có hai dầm cánh, dầm trước cánh được bố trí tại vị trí 25% dây cung cánh tương ứng với 55mm là vị trí tâm lực khí động. Các xương cánh được bố

trí theo quy luật thưa dần từ trong gốc cánh đến mút cánh. Vỏ cánh gồm 4 lớp composite Epoxy Carbon Woven (230GPa) Prepreg dạng vải đan có góc đặt (±45^o) và (0^o/90^o). Dầm cánh dạng ống bằng hợp kim nhôm 6061, xương cánh là gỗ plywood độ dày 2mm.



Hình 1. Thông số hình học của cánh



Hình 2. Mô hình hoá vỏ cánh bằng composite trong Ansys ACP

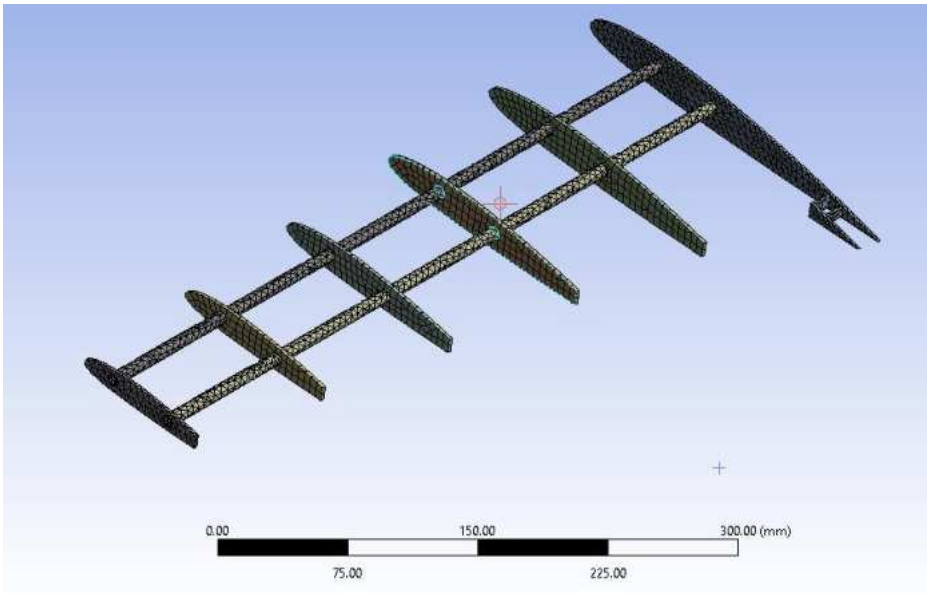
3. Mô hình hoá bài toán

3.1. Mô hình hoá

Thực hiện mô hình hoá kết cấu cánh trong phần mềm ANSYS, các cấu trúc bằng vật liệu composite được mô hình hoá bằng mô đun Ansys Mechanical Composite PrepPost. Số nút lưới 31049, số phần tử 18166 phần tử.

3.2. Điều kiện biên và liên kết

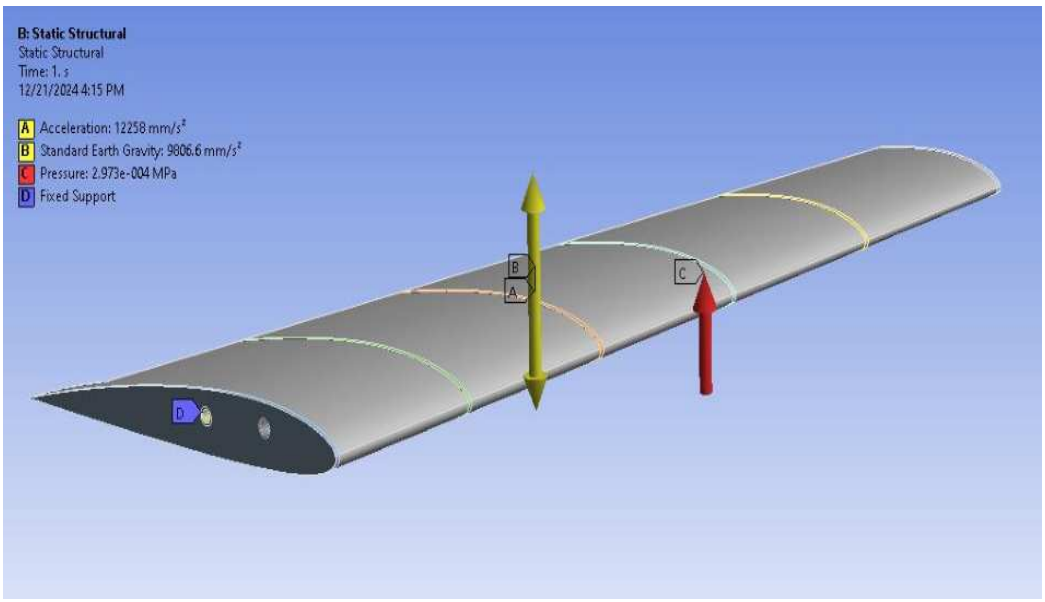
Cánh được ngàm chặt ở đầu mút hai dầm cánh tương ứng với vị trí liên kết của cánh với thân. Các xương cánh được gắn cứng với dầm cánh thành một hệ khung. Hệ khung này liên kết với vỏ bọc cánh. Các liên kết này trong thực tế chế tạo được thực hiện bằng các lớp keo dán.



Hình 3. Chia lưới khung cánh

3.3. Tải trọng

Tải trọng tác động lên cánh trong khi bay bao gồm tải trọng khí động, trọng lực và quá tải. Đối với UAV dạng cánh bằng cỡ nhỏ lựa chọn hệ số quá tải n=1.25.



Hình 4. Điều kiện biên và tải trọng

Khi UAV bay, không khí tạo ra áp suất tác động lên bề mặt cánh [3, 6]. Tổng hợp áp suất trên bề mặt cánh chính là lực khí động. Lực khí động tác động lên cánh được tính theo công thức sau:

$$L = \frac{1}{2}\rho V^2 S C_L \tag{1}$$

Trong đó S là diện tích cánh, ρ là mật độ của không khí, V là vận tốc của UAV, C_L là hệ số lực nâng của profil cánh.

Đối với cánh có thiết diện không đổi, áp suất tác động vào bề mặt dưới của cánh được giả sử là không đổi.

Sử dụng các thông số đầu vào: góc tấn của cánh 10°, vận tốc bay 20 m/s, biên dạng profil cánh NACA 2412, mật độ không khí ρ=1.225 kg/m3 tính được áp suất tác động ở mặt dưới cánh là 294 Pa.

3.4. Tiêu chuẩn bền

Trong nghiên cứu này, tiêu chí phá hủy được xem xét nhằm xác định khả năng chịu tải trọng của kết cấu cánh được thiết kế. Tiêu chuẩn Tsai–Wu được áp dụng để kiểm tra sự tồn tại của bề mặt phá hoại giữa lực nén và độ bền kéo của tấm. Đối với trạng thái ứng suất phẳng, tiêu chuẩn Tsai–Wu có thể được như sau [3]:

$$F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{11}\left(\sigma_1\right)^2 + F_{22}\left(\sigma_2\right)^2 + F_{66}\left(\tau_{12}\right)^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 \geq 1 \tag{2}$$

Trong đó σ_1 là ứng suất theo hướng sợi, σ_2 là ứng suất theo hướng ngang và τ_{12} là ứng suất cắt. Phương trình này có thể được sử dụng để đánh giá sự huỷ trong một lớp vật liệu composite. Biểu thức của các hệ số có thể được biểu diễn như sau:

Hệ số độ bền dọc:

$$F_1 = \frac{1}{\sigma_{1T}} - \frac{1}{\sigma_{1C}};\ F_{11} = \frac{1}{\sigma_{1T}\sigma_{1C}}; \tag{3}$$

Hệ số độ bền ngang:

$$F_2 = \frac{1}{\sigma_{2T}} - \frac{1}{\sigma_{2C}};\ F_{22} = \frac{1}{\sigma_{2T}\sigma_{2C}} \tag{4}$$

Hệ số độ bền cắt:

$$F_{66} = \frac{1}{\tau_{12}^2} \tag{5}$$

Hệ số tương tác:

$$F_{12} = -\frac{1}{2}\left(F_{11}F_{22}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{6}$$

Hệ số an toàn (*MoS*) của tiêu chuẩn Tsai–Wu được tính như sau:

$$MoS = SR - 1 \tag{7}$$

Trong đó SR là tỷ số độ bền, có thể xác định từ biểu thức sau:

$$SR_{TW} = \frac{\left(-b + \sqrt{b^2 + 4a}\right)}{2a} \tag{8}$$

Với a và b được tính theo biểu thức sau:

$$a = F_{11}(\sigma_1)^2 + F_{22}(\sigma_2)^2 + F_{66}(\tau_{12})^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2$$
$$b = F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 \quad (9)$$

Hệ kết cấu an toàn nếu $MoS \geq 0$ với giá trị dương và càng lớn thì hệ càng an toàn. Ngược lại, nếu $MoS \leq 0$ với giá trị âm, hệ sẽ bị phá huỷ.

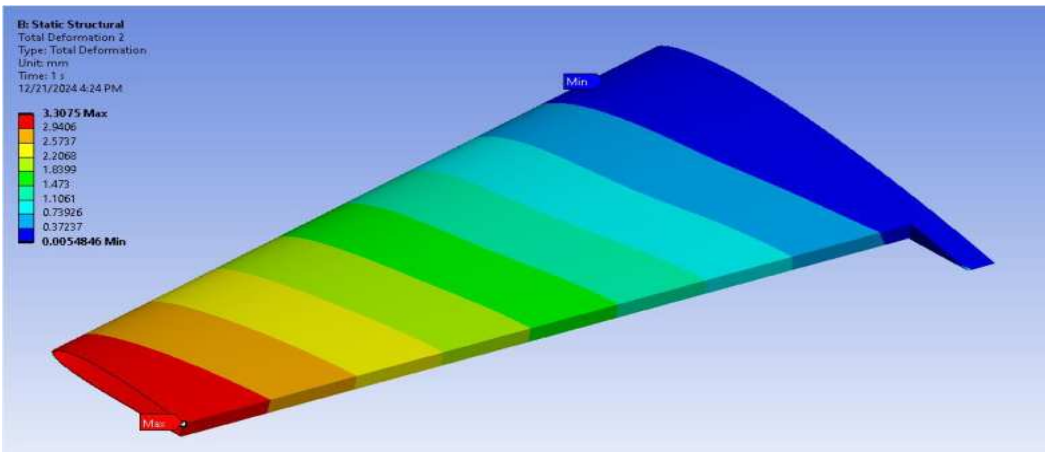
4. Kết quả và thảo luận

Thực hiện mô hình và tính toán mô phỏng cho 3 phương án sau:

- PA1: Dầm cánh dạng ống tròn dày 2mm, vỏ bọc gồm bốn lớp Epoxy Carbon Woven (230Gpa) Prepreg vải đan, các lớp đặt góc theo thứ tự $(\pm 45°) – (0°/90°) – (0°/90°) – (\pm 45°)$

- PA2: Dầm cánh dạng ống tròn dày 1mm, vỏ bọc gồm bốn lớp Epoxy Carbon Woven (230Gpa) Prepreg vải đan, các lớp đặt góc theo thứ tự $(\pm 45°) – (0°/90°) – (0°/90°) – (\pm 45°)$

-PA3: Dầm cánh dạng ống tròn dày 1mm, vỏ bọc gồm bốn lớp Epoxy Carbon Woven (230Gpa) Prepreg vải đan, các lớp đặt góc theo thứ tự $(0°/90°) – (\pm 45°) – (\pm 45°) – (0°/90°)$.



Hình 5. Chuyển vị của cánh theo PA1

Kết quả mô phỏng đối với các trường hợp được cho ở bảng 1. Các kết quả chi tiết đối với PA1 được thể hiện ở hình 5-9. Kết quả tính toán chuyển vị với PA1 được thể hiện ở Hình 5. Ứng suất von-Mise của vỏ và khung cánh được thể hiện lần lượt ở Hình 6, 7. Hệ số an toàn của dầm và vỏ được thể hiện lần lượt ở Hình 8, 9.

Bảng 1. Kết quả mô phỏng cánh UAV

Thông số	PA1	PA2	PA3
Chuyển vị (mm)	3,3075	3,6679	3,6559
Ứng suất von-Mises lớn nhất trên vỏ (Mpa)	5,3645	4,6013	9,1411
Ứng suất von-Mises lớn nhất trên khung (Mpa)	38,635	39,468	39,423
Hệ số an toàn nhỏ nhất của dầm	7,2473	7,0944	7,1025
Hệ số an toàn nhỏ nhất của vỏ	81,575	90,676	77,442

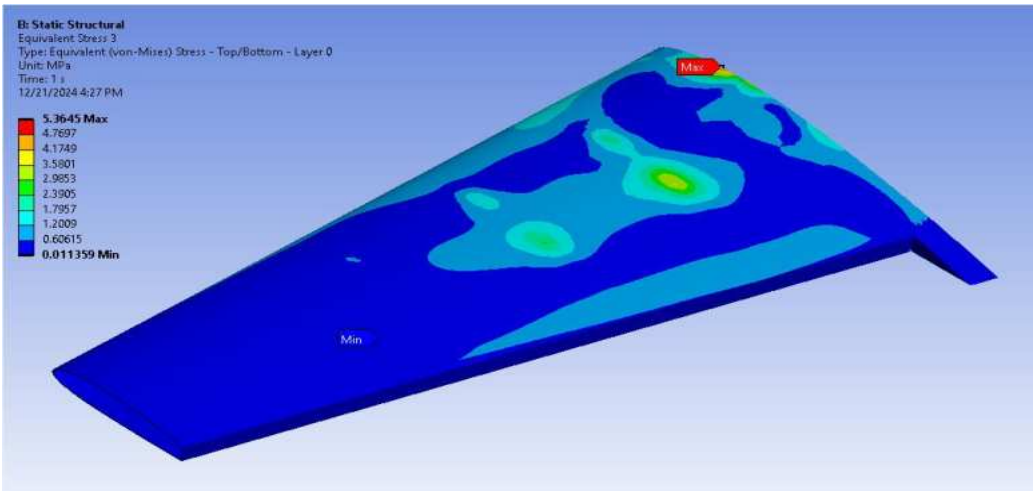
Nhận xét:

Khi giảm độ dày của phần dầm từ 1mm xuống 0,5mm, chuyển vị và ứng suất trong cánh đều tăng lên. Chuyển vị tăng từ 3,3075 mm ở PA1 lên 3,6679 mm ở PA2 và 3,6559 mm ở PA3 tương ứng với 10,9% và 10,89%.

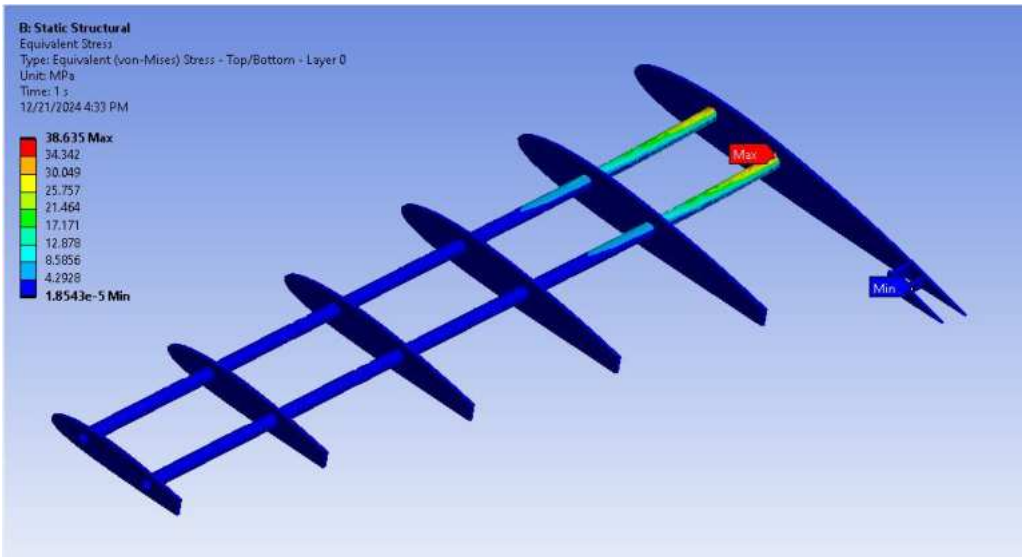
Ứng suất lớn nhất trên vỏ giảm từ 5,3645MPa ở PA1 xuống 4,6013MPa ở PA2 và tăng lên 9,1411MPa ở PA3 tương ứng với giảm 14,22% và tăng 70,41%. Ứng suất lớn nhất trên dầm tăng từ 38,635MPa ở PA1 lên 39,468MPa ở PA2 và 39,423MPa ở PA3 tương ứng với 2,15% và 2,06%.

Hệ số an toàn của dầm giảm từ 7,2473 ở PA1 xuống 7,0944 ở PA2 và 7,1025 ở PA3 tương ứng với 2,11% và 2,00%. Hệ số an toàn của vỏ tăng từ 81,575 ở PA1 lên 90,676 ở PA2 và giảm xuống 77,442 ở PA3 tương ứng với tăng 11,16% và giảm 5,06%.

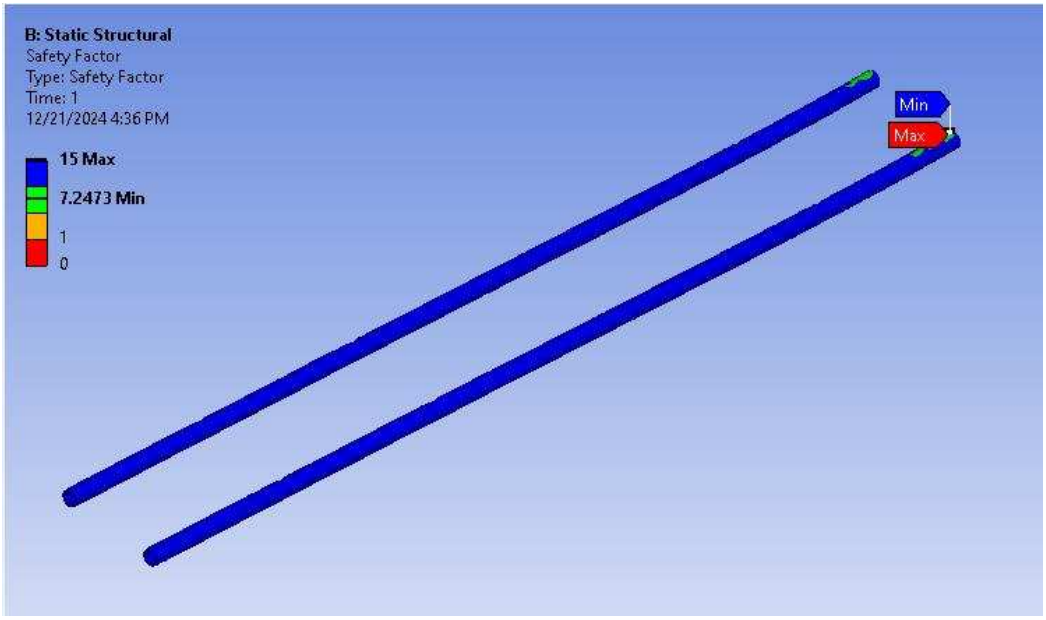
Sự thay đổi thứ tự các lớp vải carbon đan làm thay đổi giá trị chuyển vị, ứng suất và hệ số an toàn của các phần tử trong cánh. Tuy nhiên sự thay đổi này là không nhiều. Căn cứ vào hệ số an toàn lựa chọn PA1 với thứ tự lớp $(\pm 45°) – (0°/90°) – (0°/90°) – (\pm 45°)$.



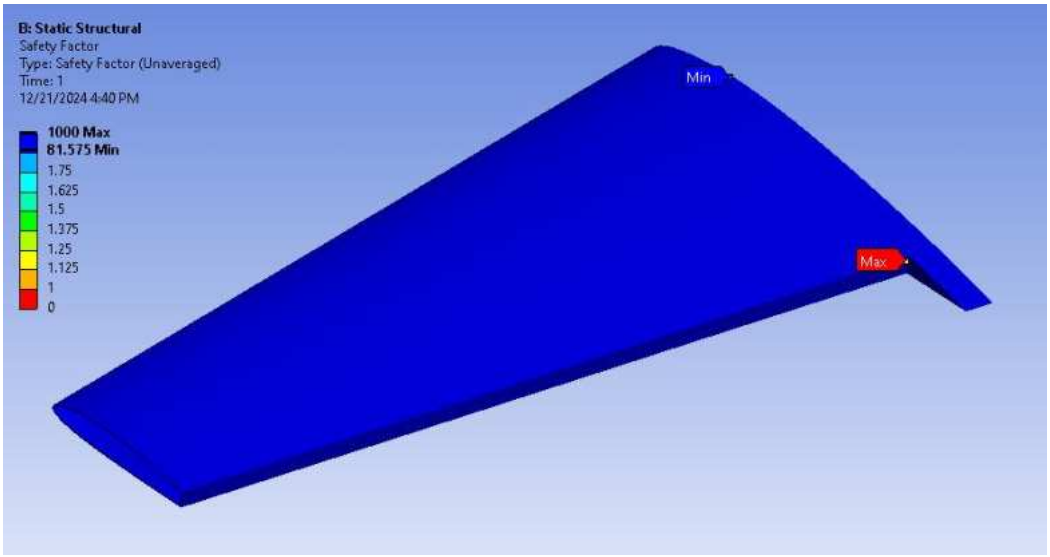
Hình 6. Ứng suất của vỏ theo PA1



Hình 7. Ứng suất trên xương theo PA1



Hình 8. Hệ số an toàn của dầm theo PA1



Hình 9. Hệ số an toàn của vỏ theo PA1

5. Kết luận

Bài báo đã thực hiện thiết kế tính toán độ bền cánh UAV dạng cánh bằng. Tải trọng được xác định từ chế độ hoạt động của UAV. Phần mềm Ansys được sử dụng để mô hình hoá vật liệu composite và tính toán đối với hệ kết cấu cánh phức tạp. Sự hiệu quả của phần mềm Ansys cho phép thay đổi các tham số kết cấu như độ dày dầm cánh, thứ tự các lớp vải các bon và nhận được kết quả tính toán một cách nhanh chóng, chính xác. Từ các trường hợp khảo sát đã cho phép đã lựa chọn được phương án thiết kế đảm bảo độ bền.

Tài liệu tham khảo

1. Fantuzzi, N., A. Dib, S. Babamohammadi, S. Campigli, D. Benedetti, and J. Agnelli, (2024). Mechanical analysis of a carbon fibre composite woven composite laminate for ultra-light applications in aeronautics, *Composites Part C: Open Access* 14, pp. 100447. https://doi.org/10.1016/j.jcomc.2024.100447
2. Gebrehiwet, L., E. Abate, Y. Negussie, T. Teklehaymanot, and E. Abeselom, (2023). Application Of Composite Materials In Aerospace & Automotive Industry:Review, pp. doi: 10.35629/5252-0503697723
3. Basri, E.I., F. Mustapha, M.T.H. Sultan, A.A. Basri, M.F. Abas, M.S.A. Majid, and K.A. Ahmad, (2019). Conceptual design and simulation validation based finite element optimisation for tubercle leading edge composite wing of an unmanned aerial vehicle, *Journal of Materials Research and Technology* 8, pp. 4374-4386. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.07.049
4. Kumar Das, S. and S. Roy, (2018). Finite element analysis of aircraft wing using carbon fiber reinforced polymer and glass fiber reinforced polymer, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 402, pp. 012077. https://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/402/1/012077
5. Chinvorarat, S., (2021). Composite wing structure of light amphibious airplane design, optimization, and experimental testing, *Heliyon* 7, pp. https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2021.e08410
6. M. Rajadurai, P.V., G. Mohana Priya, K. Balakrishnan, (2017). Optimization of Ply Orientation of Different Composite Materials for Aircraft Wing, *International Journal of Advanced Engineering Research and Science* 4, pp. https://dx.doi.org/10.22161/ijaers.4.6.13

Static structural analysis for wing of small UAV

Abstract: *The paper uses ANSYS simulation software to static structural analysis for wing of the small UAV. The UAV wing is made from aviation materials such as carbon fiber composite, aluminum alloy, plywood. The wing profile is selected from the standard NACA profile. The aerodynamic load acting on the UAV wing structure is calculated from the flight mode. From the results of the finite element model in ANSYS software, the static structural analysis for wing of the UAV is performed.*

Keywords: UAV, wing structure, composite, finite element.

Nghiên cứu tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi trực thăng

Lê Quang Quyền[1*], Phạm Thành Đồng[1], Vũ Quốc Trụ[1], Lê Hải[2], Ngô Đại Phong[3]

[1] Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện KTQS

[2] Viện Tích hợp hệ thống, Học viện KTQS

[3] Viện công nghệ mô phỏng, Học viện KTQS

[*] Email: le.quang-quyen @lqdtu.edu.vn; Tel: 0392087958

Tóm tắt

Bài báo tập trung nghiên cứu đặc trưng khí động của cánh quay chính và cánh quạt đuôi trực thăng xét đến ảnh hưởng của sự tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi, sử dụng phương pháp xoáy panel 3D. Các kết quả đạt được là hình ảnh màn xoáy sau các cánh quay, phân bố áp suất trên bề mặt lá cánh và sự thay đổi của giá trị lực kéo các cánh quay khi xét đến sự tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi. Trên cơ sở đó đánh giá được sự ảnh hưởng của hiệu ứng tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi đến đặc trưng khí động của các cánh quay trực thăng.

***Từ khóa**: cánh quay trực thăng; tương tác khí động; phương pháp xoáy panel*

1. Mở đầu

Trên trực thăng, cánh quay chính chịu trách nhiệm cung cấp lực nâng và lực kéo, còn cánh quạt đuôi giúp triệt tiêu mô men xoắn do cánh quay chính gây ra, đồng thời điều khiển hướng bay. Tuy nhiên, hai hệ thống này không hoạt động độc lập, mà tạo ra tương tác khí động phức tạp, ảnh hưởng đến hiệu quả và độ ổn định của trực thăng. Do đó, việc nghiên cứu tương tác khí động giữa cánh quay chính (CQC) và cánh quạt đuôi (CQĐ) có ý nghĩa quan trọng trong việc tăng cường hiệu suất bay và đảm bảo độ an toàn.

Tác động của tương tác giữa CQC và CQĐ gồm hai phần chính. Thứ nhất là tác động khí động trực tiếp. Trong đó, dòng khí từ CQC tác động vào CQĐ gây ra biến đổi động lực và dao động áp suất. Thứ hai là hiện tượng tạo xoáy. Trong đó, dòng xoáy sinh ra từ CQC tương tác với dòng khí do CQĐ sinh ra, làm thay đổi hướng và tốc độ dòng khí [1].

Hiện nay, có ba phương pháp chính được sử dụng để nghiên cứu tương tác khí động giữa CQC và CQĐ trực thăng, đó là phương pháp tính toán lý thuyết, phương pháp mô phỏng số CFD và thực hiện thí nghiệm trong ống thổi khí động. Trong đó, đa số các nhóm nghiên cứu trên thế giới chủ yếu sử dụng phương pháp mô phỏng số CFD để nghiên cứu tương tác khí động giữa cánh quay chính và cánh quạt đuôi trực thăng [2] ÷[4]. Ở trong nước, vấn đề nghiên cứu khí động cánh quay trực thăng ngày càng được quan tâm và phát triển. Tuy nhiên, các nghiên cứu trong nước chủ yếu tập trung vào nghiên cứu khí động của CQC đơn lẻ hoặc có xét đến ảnh hưởng của thân và mặt giới hạn, sử dụng phương pháp xoáy 2D hoặc mô phỏng số CFD.

Trong bài báo này, nhóm tác giả tập trung nghiên cứu đặc trưng khí động của CQC và CQĐ trực thăng xét đến ảnh hưởng của sự tương tác khí động giữa CQC và CQĐ trong trường hợp bay treo và bay bằng, sử dụng phương pháp xoáy panel 3D. Trên cơ sở đó đánh

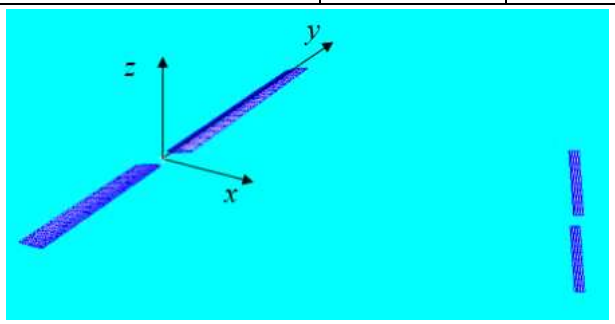
giá được sự ảnh hưởng của hiệu ứng tương tác khí động giữa CQC và CQĐ đến đặc trưng khí động của các cánh quay trực thăng.

2. Xây dựng mô hình tính toán

Mô hình CQC và CQĐ với các tham số hình học cụ thể như trong bảng 1. Vận tốc góc của CQC và CQĐ lần lượt là 1296 vòng/phút và 7316 vòng/phút.

Bảng 1. Các tham số hình học của các mô hình cánh quay

Tham số hình học	Giá trị	
	CQC	CQĐ
Số lá cánh quay n_{blade}	2	2
Bán kính cánh quay R, m	1,829	0,324
Bán kính trục quay R_{root}, m	0,1554	0,0275
Dây cung lá cánh c, m	0,1334	0,0534
Vận tốc góc ω, *vòng/p*	1296	7316
Tip Mach number	0,73	0,73
Hình dạng profile lá cánh	NACA0012	NACA0012
Độ vặn lá cánh	10,9°	0°



Hình 1. Chia lưới mô hình CQC-CQĐ

Mô hình CQC - CQĐ được xây dựng, chia lưới và xác định các chỉ số lưới trong phần mềm Patran. CQC và CQĐ tạo thành một hệ đa vật 2 thành phần, được thay thế bởi các panel xoáy tương tác khí động qua lại với nhau. Cụ thể, CQC gồm 2 lá cánh, được mô hình bởi 1381 panel xoáy với 1312 nút điểm, CQĐ được chia thành 382 panel xoáy và 378 nút điểm. Sử dụng phương pháp xoáy Panel method để xây dựng mô hình toán, thiết lập các điều kiện biên và xây dựng hệ phương trình tuyến tính xác định cường độ của các panel xoáy trong hệ khí động đa vật CQC - CQĐ như sau:

$$\begin{bmatrix} \left(A^{CQC}_{m\times m}\right) & \left(C1_{m\times l}\right) \\ \left(C3_{l\times m}\right) & \left(A^{CQĐ}_{l\times l}\right) \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \left(\mu^{CQC}_{m\times 1}\right) \\ \left(\mu^{CQĐ}_{l\times 1}\right) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(RHS^{CQC}_{m\times 1}\right) \\ \left(RHS^{CQĐ}_{l\times 1}\right) \end{bmatrix} \quad (1)$$

Trong biểu thức (1), $RSH_k = -[U(t)+u_w, V(t)+v_w, W(t)+w_w]_k \times n_k$, $k = 1 \div m,\ l$; với m,l - tổng số xoáy thay thế CQ, $m = n \cdot N \cdot slcqc$, n - số xoáy chia theo dây cung lá cánh quay chính (LCQC), N - số dải xoáy chia theo chiều dài LCQC, $slcqc$ - số LCQC; $l = h \cdot H \cdot slcqd$, h - số xoáy chia theo dây cung lá cánh quạt đuôi (LCQĐ), h - số dải xoáy chia theo chiều dài LCQđ,

slcqd - số LCQĐ. Các hệ số a_{ij} trong ma trận hệ số $A^{CQC}_{m\times m}$, $A^{CQĐ}_{l\times l}$ được xác định theo điều kiện biên Dirichlet áp dụng cho panel xoáy trên CQC và CQĐ, với $i = 1\div n,h$; $j = 1\div N,H$; $\mu^{CQC}_{m\times 1}$, $\mu^{CQĐ}_{l\times 1}$ - cường độ của các xoáy liên kết trên CQC và CQĐ. Các ma trận hệ số C_i ($i=1, 3$) tính toán từ các panel xoáy mô phỏng CQC, CQĐ, thể hiện sự tương tác của các panel xoáy trên CQC lên CQĐ và tương tác của các panel xoáy trên CQĐ lên CQC.

Tính toán thành phần vận tốc, áp suất và lực áp suất:

Sau khi giải hệ phương trình (1), xác định được cường độ của các Doublet μ_k ($k = 1\div m+L$). Các thành phần vận tốc nhiễu trên bề mặt của một panel xoáy có thể được xác định theo các hướng tiếp tuyến và pháp tuyến với bề mặt như sau:

$$q_l = -\frac{\partial \mu}{\partial l}, \quad q_m = -\frac{\partial \mu}{\partial m}, \quad q_m = \sigma \tag{2}$$

Ở đây σ - là cường độ của các nguồn xoáy;

Tốc độ tại điểm kiểm tra thứ *k* là tổng của vận tốc động học và vận tốc nhiễu gây ra bởi tất cả các panel xoáy tại điểm đó, xác định bằng công thức:

$$\boldsymbol{Q}_k = [U(t),V(t),W(t)]_k \cdot (l,m,n)_k + (q_l,q_m,q_n)_k \tag{3}$$

Trong đó l_k, m_k, n_k - là các véc tơ đơn vị của hệ trục tọa độ cục bộ trên mỗi panel xoáy. Hệ số áp suất được tính cho mỗi panel như sau:

$$C_p = \frac{p - p_{ref}}{(1/2)\rho v^2_{ref}} = 1 - \frac{Q^2}{v^2_{ref}} - \frac{2}{v^2_{ref}}\frac{\partial \Phi}{\partial t} \tag{4}$$

Q và *p* là vận tốc và áp suất cục bộ của dòng, đại lượng $\partial\Phi/\partial t = \partial\mu/\partial t$, p_{ref} là áp suất tham chiếu của môi trường và v_{ref} - là vận tốc động học, xác định theo công thức:

$$v_{ref} = -[\boldsymbol{V}_0 + \boldsymbol{\Omega}\times\boldsymbol{r}] \tag{5}$$

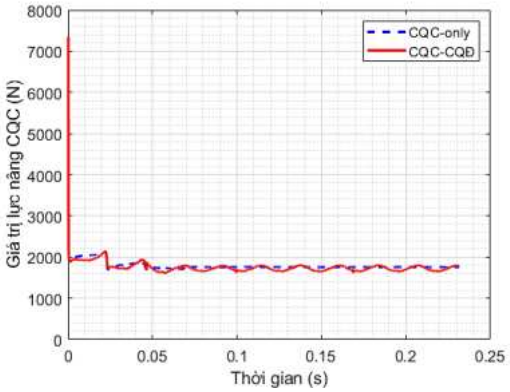
Với $\boldsymbol{V}_0$ - là vận tốc chuyển động của cánh quay, $\boldsymbol{\Omega}$ - là vận tốc góc của cánh quay, $\boldsymbol{r}$ - là khoảng cách từ tâm cánh quay đến panel xoáy đang xét.

Quá trình xây dựng mô hình xoáy cánh quay, tính toán và kiểm chứng mô hình được trình bày cụ thể trong các công trình [5] ÷ [7] mà nhóm tác giả đã công bố.

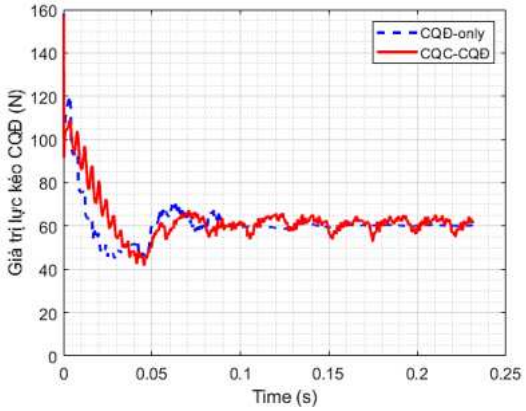
3. Kết quả tính toán và thảo luận

3.1. Trường hợp bay treo

Tiến hành tính toán các đặc trưng khí động của CQC và CQĐ ở chế độ bay treo với góc lắp lá cánh của CQC và CQĐ lần lượt là $\varphi_2 = 15^o$ và $\varphi_3 = 5^o$. Sau 1500 bước tính toán, tương ứng với 5 vòng quay của CQC và 28 vòng quay của CQĐ với bước thời gian *dt=0.00015432 s*, thu được kết quả như thể hiện trên hình 2 ÷4.



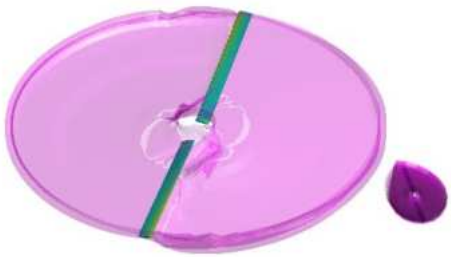
Hình 2. So sánh biến thiên giá trị lực nâng của CQC trường hợp bay treo



Hình 3. So sánh biến thiên giá trị lực kéo của CQĐ trường hợp bay treo

Hình 2, 3 thể hiện kết quả so sánh biến thiên giá trị lực nâng của CQC và biến thiên giá trị lực kéo của CQĐ ở chế độ bay treo trong trường hợp có sự tương tác giữa CQC với CQĐ và trường hợp chỉ có CQC, CQĐ riêng lẻ. Kết quả tính toán cho thấy sự tương tác giữa CQC với CQĐ có ảnh hưởng đáng kể đến lực nâng của CQC và lực kéo của CQĐ. Giá trị trung bình của lực nâng và lực kéo của CQC, CQĐ không thay đổi, tuy nhiên có sự dao động đáng kể theo chu kỳ, đặc biệt là đối với CQĐ. Điều này có thể giải thích là do dòng xoáy của CQC tác động lên CQĐ làm ảnh hưởng đến giá trị và biến thiên lực kéo của CQĐ và ngược lại.

Ảnh hưởng qua lại của dòng xoáy do CQC và CQĐ sinh ra được thể hiện rõ trên Hình 4.



a) Sau 1 vòng quay của CQC



b) Sau 2 vòng quay của CQC



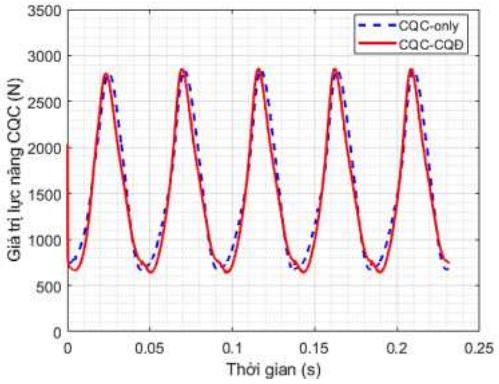
c) Sau 3 vòng quay của CQC *d) Sau 4 vòng quay của CQC*

Hình 4. Quá trình hình thành màn xoáy sau CQC và CQĐ trường hợp bay treo

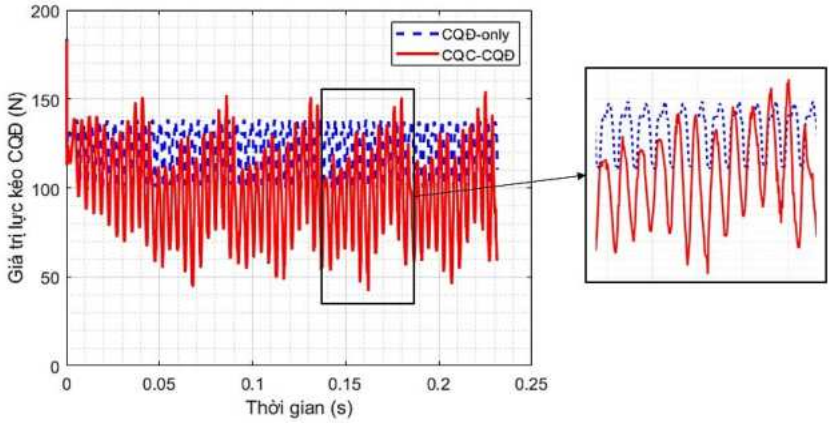
Quá trình hình thành màn xoáy sau CQC và CQĐ trường hợp bay treo trên Hình 4 cho thấy dòng xoáy đầu cánh sinh ra sau CQĐ phát triển và có xu hướng di chuyển về phía CQC, bị cuốn vào dòng xoáy đầu cánh của CQC. Điều này làm ảnh hưởng đến quá trình hoạt động của CQC và CQĐ, thay đổi biến thiên lực nâng, lực kéo của các cánh quay, và có thể gây ra rung, tiếng ồn.

3.2. Trường hợp bay bằng

Tương tự, tiến hành tính toán các đặc trưng khí động của CQC và CQĐ ở chế độ bay bằng với vận tốc *v=50* m/s. Sau 1500 bước tính toán, tương ứng với 5 vòng quay của CQC và 28 vòng quay của CQĐ với bước thời gian *dt=0.00015432 s*, thu được kết quả như thể hiện trên hình 5 ÷7.

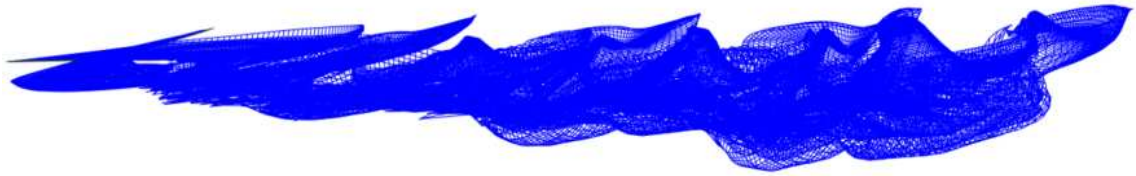


Hình 5. So sánh biến thiên giá trị lực kéo của CQC trường hợp bay bằng

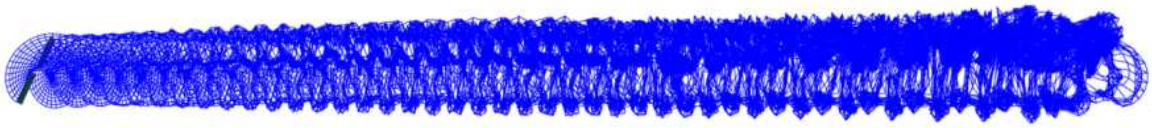


Hình 6. So sánh biến thiên giá trị lực kéo của CQĐ trường hợp bay bằng

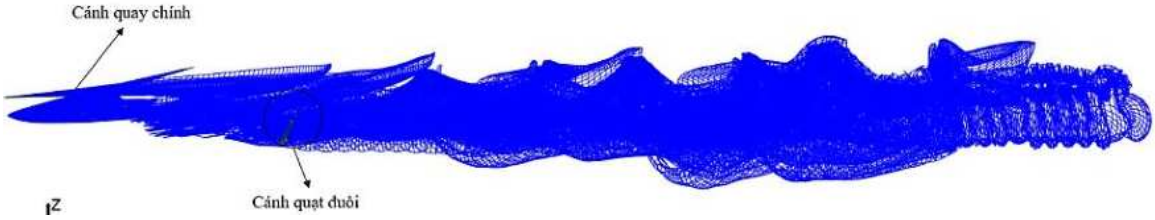
Hình 5, 6 thể hiện kết quả so sánh biến thiên giá trị lực kéo của CQC và CQĐ ở chế độ bay bằng trong trường hợp có sự tương tác giữa CQC với CQĐ và trường hợp chỉ có CQC, CQĐ riêng lẻ. Kết quả tính toán cho thấy sự có mặt của CQĐ không gây ảnh hưởng nhiều đến đặc tính khí động của CQC khi bay bằng. Tuy nhiên dòng xoáy do CQC sinh ra tác động lên CQĐ làm ảnh hưởng đáng kể đến giá trị và biến thiên lực kéo của CQĐ. Lực kéo của CQĐ dao động mạnh hơn và theo chù kỳ quay của CQC. Điều này có thể gây ra rung, tiếng ồn lớn từ CQĐ. Ảnh hưởng qua lại của dòng xoáy do CQC và CQĐ sinh ra được thể hiện rõ trên Hình 7.



a) Màn xoáy do CQC tạo ra



b) Màn xoáy do CQĐ tạo ra



c) Tương tác màn xoáy do CQC và CQĐ tạo ra

Hình 7. Quá trình hình thành màn xoáy sau CQC và CQĐ trường hợp bay bằng

Quá trình hình thành màn xoáy sau CQC và CQĐ trường hợp bay bằng trên Hình 7 cho thấy màn xoáy sinh ra sau CQC bao trùm lên CQĐ, tác động trực tiếp lên CQĐ gây ra dao động và ảnh hưởng đến quá trình tạo lực kéo của CQĐ. Trong khi đó CQC hầu như không chịu tác động của màn xoáy do CQĐ sinh ra.

4. Kết luận

Trong bài báo này, nhóm tác giả đã sử dụng phương pháp xoáy panel 3D để tính toán các đặc trưng khí động của CQC và CQĐ trực thăng xét đến ảnh hưởng của sự tương tác khí động giữa CQC và CQĐ. Kết quả tính toán, mô phỏng cho thấy:

Trong trường hợp bay treo, dòng xoáy đầu cánh sinh ra sau CQĐ phát triển và có xu hướng di chuyển về phía CQC, bị cuốn vào dòng xoáy đầu cánh của CQC làm ảnh hưởng đến quá trình hoạt động của CQC, CQĐ. Giá trị trung bình của lực nâng và lực kéo của CQC, CQĐ không thay đổi, tuy nhiên có sự dao động đáng kể theo chu kỳ, đặc biệt là đối với CQĐ.

Trong trường hợp bay bằng, màn xoáy sinh ra sau CQC bao trùm lên CQĐ, tác động trực tiếp lên CQĐ gây ra dao động và ảnh hưởng đến quá trình tạo lực kéo của CQĐ. Lực kéo

của CQĐ dao động mạnh hơn và theo chù kỳ quay của CQC. Trong khi đó CQC k chịu tác động của màn xoáy do CQĐ sinh ra. Do đó, sự có mặt của CQĐ không gây ảnh hưởng nhiều đến đặc tính khí động của CQC khi bay bằng.

Tài liệu tham khảo

1. Yin, J. P., & Ahmed, S. R. (2000). *Helicopter Main-Rotor/Tail-Rotor Interaction. Journal of the American Helicopter Society, 45(4), 293–302.* doi:10.4050/jahs.45.293
2. Choongmo YANG, Takashi AOYAMA, Natsuki KONDO and Shigeru SAITO (2009). Numerical Analysis for Main-Rotor/Tail-Rotor Interaction of Helicopter. *Japan Aerospace Exploration Agency*, Chofu, Tokyo.
3. Fletcher, T. M., & Brown, R. E. (2008). *Main Rotor-Tail Rotor Interaction and Its Implications for Helicopter Directional Control. Journal of the American Helicopter Society, 53(2), 125–138.* doi:10.4050/jahs.53.125
4. Fletcher, T. M., & Brown, R. E. (2010). *Helicopter Tail Rotor Thrust and Main Rotor Wake Coupling in Crosswind Flight. Journal of Aircraft, 47(6), 2136–2148.* doi:10.2514/1.c031018
5. Phạm Thành Đồng, Lê Quang Quyền, Nguyễn Anh Tuấn, Vũ Quốc Trụ (2022). Nghiên cứu xác định đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt nâng trực thăng bằng phương pháp xoáy. *Tuyển tập công trình Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XVII* - năm 2022 HVKTQS.
6. Le, Q. Q., Pham, T. D., Nguyen, A. T., & Vu, Q. T. (2022). Building and verifying a tool for calculating the aerodynamic noise of helicopter rotors. *Journal of Science and Technique*, 17(05). https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v17.n05.530
7. Le, Q. Q., Pham, T. D., Vu, Q. T., & Nguyen, A. T. (2023). Research on aerodynamic noise characteristics of helicopter rotors considering the influence of blade shapes. *Journal of Science and Technique*, 18(03). https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v18.n03.613

STUDY ON AERODYNAMIC INTERACTIONS BETWEEN MAIN ROTOR AND TAIL ROTOR OF HELICOPTERS

Abstract: *The paper focuses on studying the aerodynamic characteristics of the main rotor and tail rotor of helicopters, considering the effects of aerodynamic interactions between the main rotor and tail rotor using the 3D vortex panel method. The obtained results are the wake behind the rotors and changes in rotor thrust values when aerodynamic interactions between the main rotor and tail rotor. Based on these findings, the study evaluates the impact of aerodynamic interaction effects on the aerodynamic characteristics of helicopter rotors.*

Keywords: helicopter rotor*;* aerodynamic interaction; vortex panel method.

Ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến động lực học bay của tên lửa thăm dò

Nguyễn Văn Thắng[1], Nguyễn Anh Tuấn[2], Vũ Quốc Trụ[2], Nguyễn Ngọc Hòa[2]

[1]Phòng Sau đại học, Học viện KTQS

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện KTQS

**Email: victoriousvn226@gmail.com; Tel: 0985570033*

Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày phương pháp xây dựng mô hình mô phỏng và kết quả khảo sát ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến động lực học bay của tên lửa thăm dò. Mô hình tên lửa thăm dò với các yếu tố bất đối xứng khí động kết hợp với chuyển động xoay quanh trục có thể dao động với biên độ góc tấn lớn. Tên lửa được mô hình hóa dưới dạng vật rắn 6 bậc tự do với các đặc tính khối lượng và quán tính thay đổi, xây dựng trong phần mềm MSC Adams, kết hợp với code tính toán khí động lực học siêu âm cho tên lửa. Thành phần mô-men quay quanh trục cảm ứng xuất hiện do ảnh hưởng của sự tương tác giữa vết xoáy tách ra từ mũi tên lửa và các cánh đuôi được đưa vào chương trình tính toán. Kết quả chỉ ra rằng sự cộng hưởng chuyển động có thể làm tăng biên độ dao động góc tấn, gia tăng ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến động lực bay. Nghiên cứu cũng chỉ ra được hiện tượng khóa tần số khi tính đến ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng.

Từ khóa*: mô men quay quanh trục cảm ứng, tên lửa thăm dò, biến đổi khối lượng, 6 bậc tự do.*

1. Mở đầu

Tên lửa thăm dò thường hoạt động trong các điều kiện phức tạp, với sự thay đổi lớn về độ cao và tốc độ. Các yếu tố khí động học phi tuyến như mô-men quay quanh trục cảm ứng - thành phần mô men bổ sung sinh ra bởi sự tương tác giữa dòng chảy tách ra từ mũi tên lửa với các cánh đuôi phía sau [1], đóng vai trò quan trọng trong việc đánh giá độ ổn định và chính xác quỹ đạo bay [2]. Khi góc tấn tăng, dòng chảy tách từ bề mặt tên lửa xuất hiện, gây ra hiện tượng phi tuyến mạnh hơn, có thể tăng nguy cơ dao động với biên độ lớn và giảm hiệu quả bay. Hiện tượng này làm gia tăng áp suất lên cánh đuôi, tạo ra mô-men khí động theo hướng quay quanh trục tên lửa, từ đó có thể ảnh hưởng tới tính ổn định khi bay. [3]. Tại Việt Nam, đã có một số công trình nghiên cứu về các đặc tính động lực học như khảo sát tần số dao động của tên lửa khi bay [4] hay nghiên cứu ảnh hưởng của dịch chuyển khối tâm đến tản mát của đạn tên lửa [5]. Một số tác giả cũng đã nghiên cứu về điều kiện xuất hiện hiện tượng cộng hưởng chuyển động của tên lửa khi bay [6]. Tuy nhiên, việc nghiên cứu chi tiết về hiện tượng này và tác động của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến tham số động lực học của tên lửa khi xảy ra cộng hưởng các kênh chuyển động vẫn còn hạn chế. Việc nghiên cứu làm rõ cơ chế ảnh hưởng của thành phần mô-men khí động phi tuyến này, đặc biệt trong điều kiện cộng hưởng với góc tấn lớn sẽ cung cấp cơ sở khoa học vững chắc cho việc thiết kế và khai thác tên lửa thăm dò. Trên cơ sở đó, nghiên cứu này đặt mục tiêu khảo sát ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến động lực học bay của tên lửa thăm dò, đặc biệt trong điều kiện xuất hiện sự cộng hưởng giữa các kênh chuyển động. Tên lửa thăm dò được mô hình hóa dưới dạng cơ hệ chuyển động với 6 bậc tự do có tính đến sự thay đổi của các tham số quán tính như vị trí trọng tâm, khối lượng, mô-men quán tính.

2. Mô hình tên lửa thăm dò và phương pháp nghiên cứu

2.1. Mô hình tên lửa thăm dò.

Mô hình tên lửa thăm dò dựa trên mẫu rút gọn (1 tầng động cơ) của tên lửa TV-02 thuộc đề tài cấp nhà nước mã số VT-CN.02/18-20 thực hiện trong giai đoạn 2018-2021 (Hình 1).



Hình 1. Mô hình tên lửa thăm dò

Các thông số chính của tên lửa được thể hiện trong bảng dưới đây.

Khối lượng	27,3 kg	Lực đẩy động cơ	5.925 N
Đường kính thân	0,12 m	Góc phóng	83^o
Chiều dài	2,018 m	Thời gian cháy của thuốc phóng	4,25 s
Khối lượng thuốc phóng	16,7 kg		

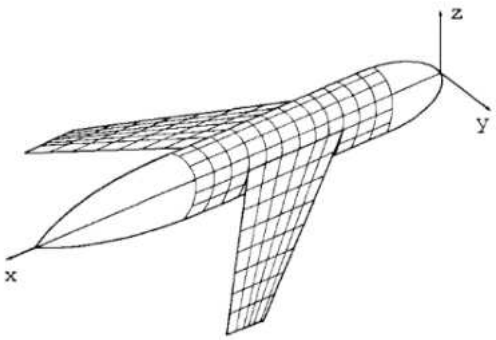
2.2. Phương pháp tính toán khí động.

Trong bài báo này, các hệ số khí động được tính toán theo phương pháp Panel [7]. Đây là phương pháp tính toán khí động lực học dựa trên lý thuyết dòng thế và việc rời rạc hóa bề mặt của thiết bị bay thành các phần tử kỳ dị để giải phương trình Prandtl-Glauert

$$\left(1-M^2\right)\varphi_{xx}+\varphi_{yy}+\varphi_{zz}=0 \qquad (1)$$

Trong phương trình (1), φ là hàm thế vận tốc cần tìm và M là số Mach.

Các panel trên cánh và thân tên lửa được chia dạng hình thang như trên hình 2.



Hình 2. Các panel tứ giác trên cánh và thân tên lửa.

Các công thức thực nghiệm được áp dụng để tính toán các thành phần khí động mà phương pháp panel không tính được, bao gồm hệ số lực cản nhớt, hệ số lực cản đáy [8] và các thành phần khí động không dừng [9, 10]. Thông tin chi tiết về phương pháp nghiên cứu khí động đã được trình bày trong tài liệu [11]. Phương pháp tính toán khí động được áp dụng cho mô hình tên lửa trong dải số Mach từ 0 tới 4,0.

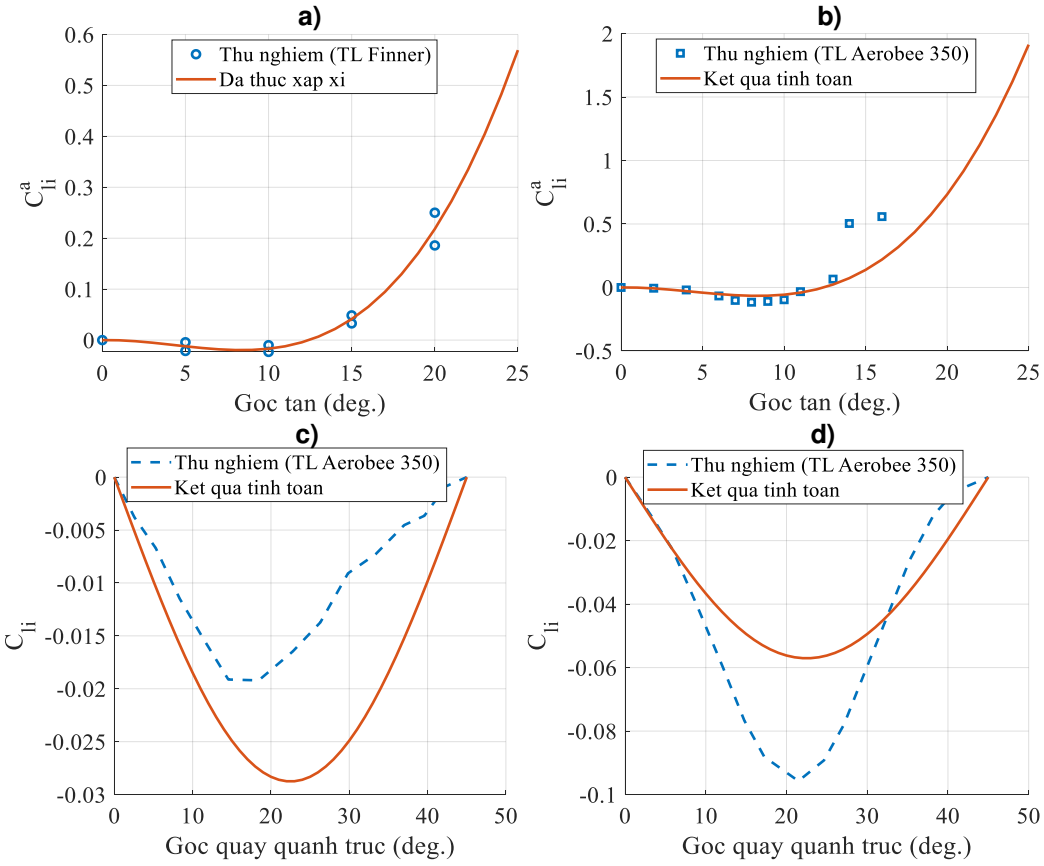
Mô-men khí động quay quanh trục cảm ứng là thành phần mô-men xuất hiện khi các cánh đuôi tương tác với các xoáy tách ra từ mũi tên lửa khi bay với góc tấn lớn. Trong nghiên cứu này, thành phần mô-men quay quanh trục cảm ứng được giả sử chỉ phụ thuộc vào góc tấn, góc

quay quanh trục và một số tham số hình học của thân và đuôi tên lửa. Theo kết quả thực nghiệm đối với mẫu tên lửa đơn giản Finner [1], hệ số mô men này có thể được tính xấp xỉ như sau:

$$C_{l_i} = \left(13,95\alpha_{sp}^3 - 3,17\alpha_{sp}^2 + 0,03\alpha_{sp}\right)\frac{d_{body}S_{fin}}{l_{ref}S_{ref}}\sin\left(n\varphi_a\right). \quad (2)$$

Trong đó, α_{sp} là góc tấn không gian; d_{body} và S_{fin} lần lượt là đường kính thân và diện tích cánh đuôi; l_{ref} và S_{ref} là độ dài và diện tích đặc trưng tương ứng với bán kính và diện tích mặt cắt thân; n - số lượng cánh đuôi; φ_a là góc quay quanh trục trong hệ tọa độ vận tốc và được xác định như sau $\varphi_a = \arctan\left(\frac{\alpha}{\beta}\right)$ *khi* $\beta > 0$; $\varphi_a = \pi + \arctan\left(\frac{\alpha}{\beta}\right)$ *khi* $\beta < 0$; α, β là góc tấn và góc trượt cạnh.

Phương pháp tính hệ số mô-men khí động xoay quanh trục cảm ứng ở trên được kiểm chứng với kết quả thử nghiệm cho tên lửa Aerobee 350 [12] và được biểu diễn trong Hình 3. Ở đây, độ dài và diện tích đặc trưng lần lượt là đường kính và diện tích mặt cắt của thân.



Hình 3. Kiểm chứng giá trị mô-men cảm ứng với kết quả thực nghiệm [12]

2.3. Tính toán mô phỏng động lực học theo mô hình 6 bậc tự do.

Hệ phương trình chuyển động 6 bậc tự do có tính đến sự thay đổi của các đặc trưng quán tính tên lửa có thể được thể hiện như sau [13]

$$\boldsymbol{F}^b + \boldsymbol{F}_T^b + \Delta m\ddot{\boldsymbol{r}}_O^b + \ddot{m}\boldsymbol{r}_{Oe}^b + 2\dot{m}\boldsymbol{\omega}^b \times \boldsymbol{r}_{Oe}^b = m_0\ddot{\boldsymbol{r}}_{c_0}^b \quad (3)$$

$$\boldsymbol{M}_O^b + \boldsymbol{M}_T^b + \Delta \boldsymbol{I}^b \frac{d\boldsymbol{\omega}^b}{dt} + \boldsymbol{\omega}^b \times \left(\Delta \boldsymbol{I}^b \boldsymbol{\omega}^b\right) = -m_0 \ddot{\boldsymbol{r}}_O^b \times \boldsymbol{r}_{Oc_0}^b + \boldsymbol{I}_0^b \frac{d\boldsymbol{\omega}^b}{dt} + \boldsymbol{\omega}^b \times \left(\boldsymbol{I}_0^b \boldsymbol{\omega}^b\right) \tag{4}$$

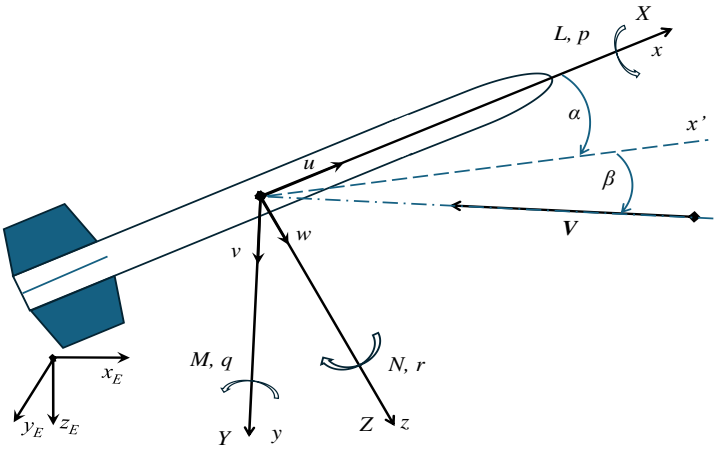
Trong các phương trình (3) và (4), chỉ số b thể hiện hệ phương trình được biểu diễn trong hệ quy chiếu gắn với tên lửa; m_0 và $\boldsymbol{I}_0^b$ lần lượt là khối lượng và ten-zơ mô-men quán tính ban đầu; Δm và $\Delta \boldsymbol{I}^b$ là khối lượng và ten-zơ mô-men quán tính bị mất đi; $\boldsymbol{F}_T^b$ và $\boldsymbol{M}_T^b$ lần lượt là lực và mô-men do lực đẩy động cơ sinh ra; $\boldsymbol{F}^b$ và $\boldsymbol{M}_O^b$ là lực và mô-men ngoại lực; $\boldsymbol{\omega}^b$ là véc-tơ vận tốc góc; $\boldsymbol{r}$ là véc-tơ tọa độ không gian; chỉ số O dùng để chỉ vị trí tọa độ gốc gắn trên tên lửa được lựa chọn ở trọng tâm khối thuốc phóng; c_0 là vị trí trọng tâm ban đầu của tên lửa.

2.4. Tính toán tần số dao động theo mô hình lý thuyết.

Mô hình lý thuyết được sử dụng để khảo sát các tần số dao động của tên lửa thăm dò dựa trên tài liệu [14]. Tần số dao động riêng ω_n và tỷ số giảm chấn ζ của chuyển động gật:

$$\begin{cases} \omega_n = \left(M_q \dfrac{N_\alpha}{V} - M_\alpha \right)^{1/2}; \\ \zeta = -\left(M_q + M_{\dot{\alpha}} + \dfrac{N_\alpha}{V} \right) \Big/ \left(2\omega_n\right). \end{cases} \tag{5}$$

Trong đó, M - mô men chúc ngóc/cạnh; N - lực pháp tuyến ; α - góc tấn; V – tốc độ tên lửa; q – vận tốc góc ứng với trục ngang của tên lửa. Hệ trục tọa độ và định nghĩa các tham số động lực học được thể hiện trong Hình 4.



Hình 4. Hệ trục tọa độ và các tham số động lực học.

Tần số dao động thực và tần số cộng hưởng được xác định theo công thức (6):

$$\begin{cases} \omega = \omega_n \sqrt{1-\zeta^2} \\ \omega_{res} = \omega_n \sqrt{1-2\zeta^2} \end{cases} \tag{6}$$

Đối với chuyển động quay quanh trục của tên lửa, ta có phương trình chuyển động như sau:

$$\frac{\partial L}{\partial \delta_a} \Delta \delta_a + \frac{\partial L}{\partial p} \Delta p = I_x \Delta \ddot{\phi} \tag{7}$$

Ở đây, L là mô-men liệng; I_x là mô-men quán tính đối với trục tên lửa; δ_a là góc lệch cánh lái liệng; p là vận tốc góc quay quanh trục; ϕ là góc liệng. Nghiệm của phương trình được xác định:

$$p(t) = -\frac{L_{\delta_a}}{L_p}\left(1 - e^{-t/\tau}\right)\Delta\delta_a \tag{8}$$

với τ là hằng số thời gian, đặc trưng cho thời gian chuyển sang trạng thái ổn lập mới của vận tốc góc:

$$\tau = -\frac{1}{L_p} = -\frac{2VI_x}{qSl_{ref}^2 C_{l_p}} \tag{9}$$

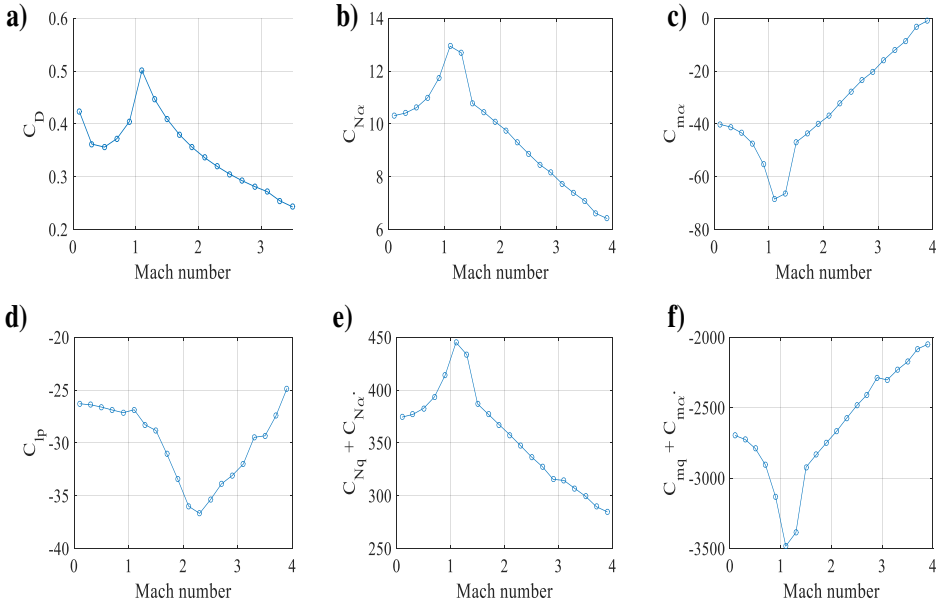
Cần lưu ý ở đây:

$$L_p = \frac{\partial L/\partial p}{I_x};\ L_{\delta_a} = \frac{\partial L/\partial \delta_a}{I_x} \tag{10}$$

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Tính toán khí động cho mô hình tên lửa.

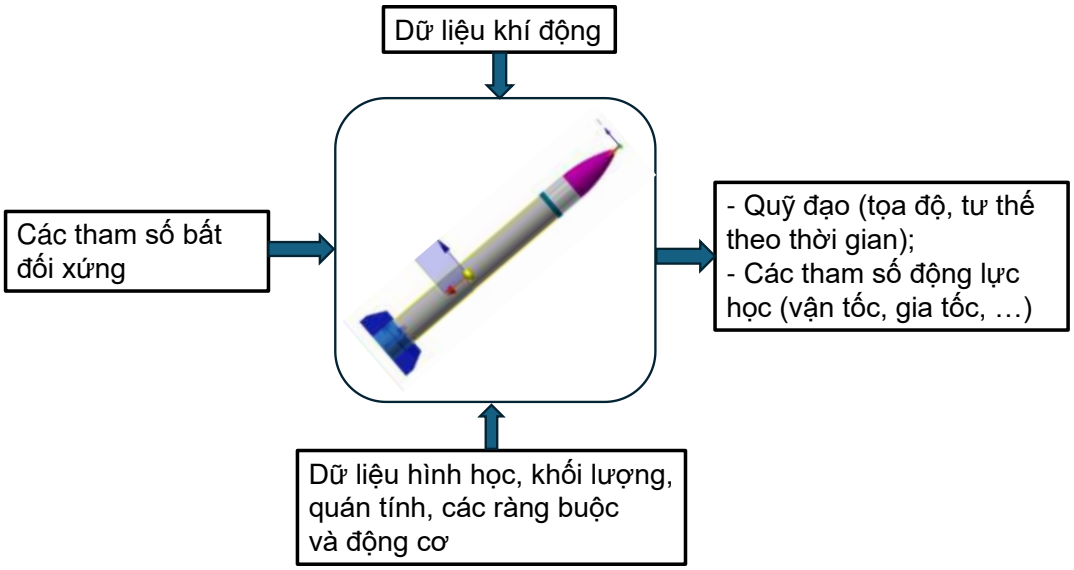
Áp dụng mô hình tính toán ở trên cho mẫu tên lửa thăm dò biểu diễn trong hình 1. Kết quả tính toán các hệ số lực và mô-men khí động được trình bày trong hình 5.



Hình 5. Các hệ số lực và mô men khí động: lực cản (a), lực pháp tuyến (b), mô men chúc ngóc (c), đạo hàm quay (d) và (e), mô men liệng (f) cho mẫu TLTD.

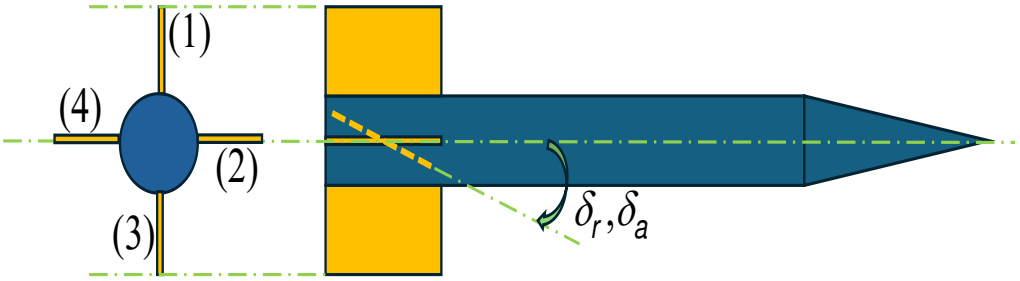
Các kết quả này sẽ là đầu vào cho chương trình mô phỏng động lực học bay của tên lửa. Cần lưu ý rằng ở đây độ dài và diện tích đặc trưng lần lượt là đường kính và diện tích mặt cắt của thân.

3.2. Tính toán ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến động lực học bay của tên lửa thăm dò.



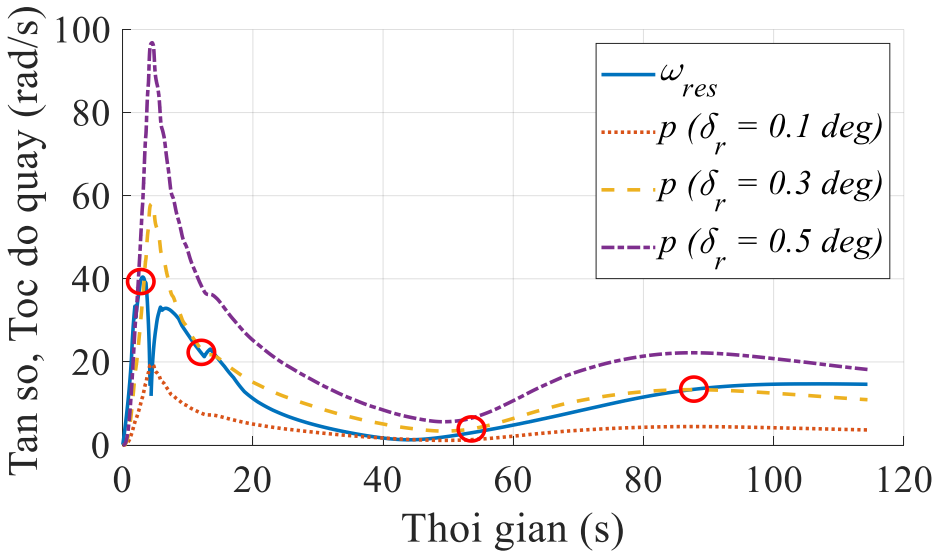
Hình 6. Các tham số vào và ra của chương trình mô phỏng động lực học.

Mô phỏng động lực học bay của tên lửa bằng phần mềm MSC Adams dựa trên dữ liệu khí động tính toán ở trên cùng các dữ liệu hình học, quán tính và khối lượng của tên lửa. Tham số đầu vào và đầu ra như trên sơ đồ (hình 6). Yếu tố bất đối xứng khí động của tên lửa được mô hình hóa thông qua góc lệch δ_a của cặp cánh lái 2 và 4 như trên hình 7. Đồng thời, cả bốn cánh lái được đặt lệch góc δ_r để tạo chuyển động quay quanh trục *p* theo chiều dương.



Hình 7. Mô hình hóa bất đối xứng khí động.

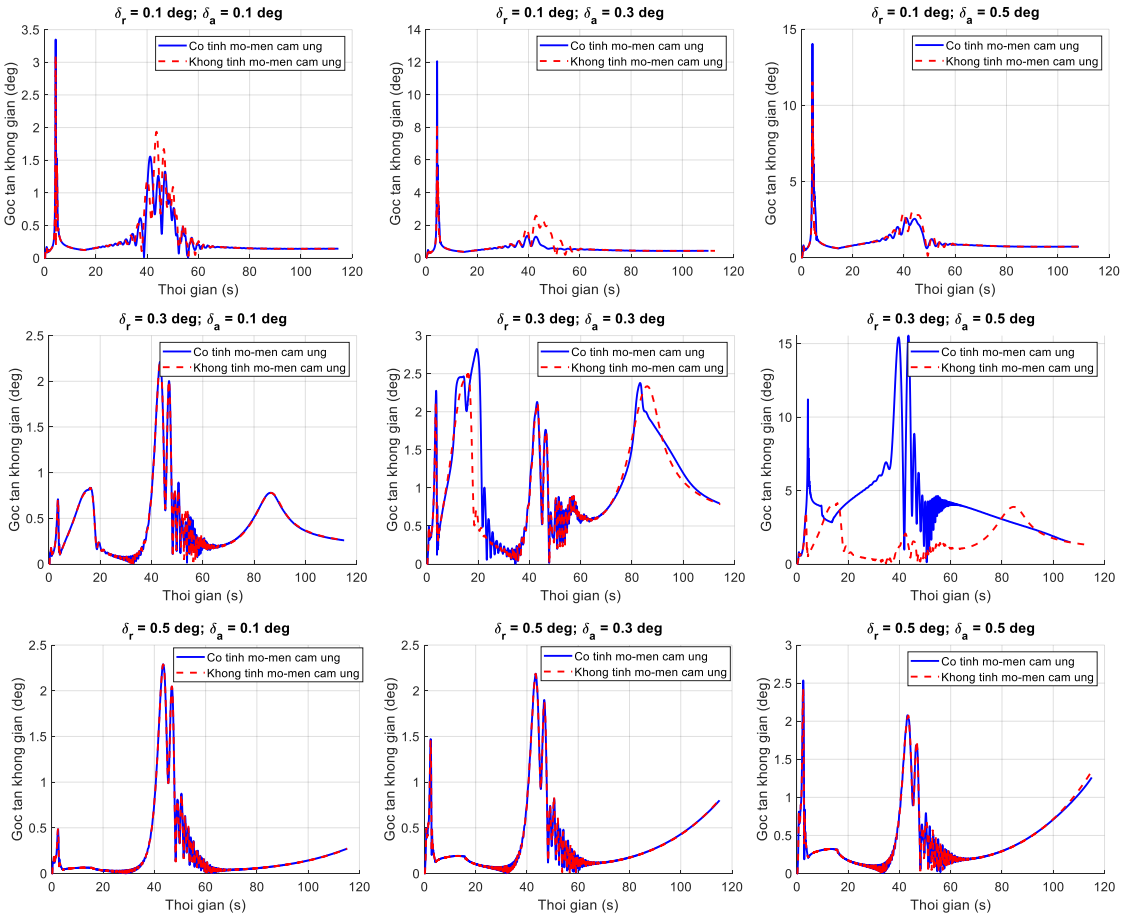
Kết quả tính toán theo mô hình lý thuyết cho ta dự đoán các điểm nghi ngờ xảy ra cộng hưởng với các điều kiện bất đối xứng khác nhau (hình 8). Có thể nhận thấy rằng khi góc bất đối xứng δ_r bằng 0,1 và 0,5 độ, đồ thị của vận tốc quay quanh trục $p(t)$ không giao với đồ thị tần số cộng hưởng $\omega_{res}(t)$; do đó không xảy ra cộng hưởng. Khi $\delta_r = 0,3$ độ, ta nhận thấy 04 điểm giao nhau tương ứng với các vị trí nghi ngờ xuất hiện cộng hưởng giữa kênh chuyển động quay quanh trục và kênh dao động chúc ngóc.



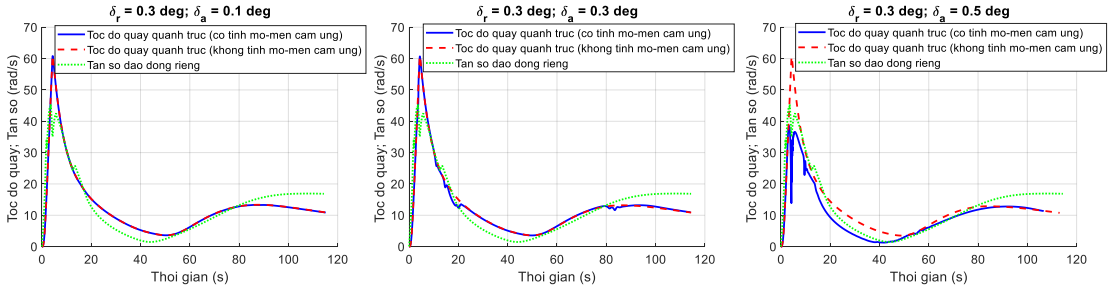
Hình 8. Tính toán dự đoán các vị trí cộng hưởng theo mô hình lý thuyết.

Tiến hành khảo sát sự biến đổi của góc tấn không gian khi cho các các góc δ_r và δ_a khác nhau, ta nhận được các đồ thị như trên hình 9. Nhận thấy rằng khi δ_r = 0,1 và 0,5 độ, các đồ thị không xuất hiện các đỉnh cộng hưởng; ta chỉ quan sát được 2 đỉnh tương ứng với thời điểm động cơ ngừng hoạt động (t = 4 s) và thời điểm tên lửa đảo chiều (t = 45 s). Ngược lại, khi δ_r = 0,3 độ, đồ thị góc tấn không gian có thêm 2 đỉnh tương ứng với các vị trí cộng hưởng đã được dự đoán trong hình 8 theo mô hình lý thuyết. Điều này một lần nữa khẳng định thêm độ tin cậy của các phương pháp được sử dụng trong nghiên cứu. Khi δ_r = 0,1 và 0,5 độ, với các giá trị δ_a khác nhau, giá trị góc tấn không gian trong các trường hợp có tính đến và không tính đến mô-men cảm ứng gần như không có sự khác biệt (trừ thời điểm động cơ ngừng hoạt động và thời điểm tên lửa đảo chiều chuyển động đi xuống, có xuất một số khác biệt nhỏ). Tuy nhiên, khi δ_r = 0,3 độ, xuất hiện các thời điểm giá trị góc tấn không gian có sự khác biệt trong các trường hợp có tính đến và không tính đến mô-men cảm ứng tại xung quanh thời điểm t =12 s và t = 84 s (các điểm cộng hưởng). Sự khác biệt này có xu hướng gia tăng khi tăng giá trị của góc bất đối xứng khí động δ_a. Đặc biệt, khi δ_a đạt giá trị 0,5 độ, 2 mô hình cho ra đồ thị góc tấn không gian khác nhau trong hầu như toàn bộ thời gian bay. Trường hợp này tương ứng với hiện tượng khóa tần số, xảy ra với mô hình có tính đến ảnh hưởng của thành phần mô-men quay quanh trục cảm ứng. Khi đó tên lửa không thoát ra được khỏi trạng thái cộng hưởng khiến góc tấn không gian liên tục duy trì ở giá trị lớn; tên lửa phải chịu quá tải ngang lớn trong thời gian dài, tác động trực tiếp đến kết cấu thân vỏ và khả năng làm việc của thiết bị trên khoang.

Để hiểu rõ hơn về hiện tượng này ta nghiên cứu hình 10 và nhận thấy rằng hiện tượng khóa tần số xảy ra ở trường hợp δ_r = 0,3 độ và δ_a = 0,5 độ đối với mô hình có tính đến ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng. Khi đó, tần số quay quanh trục của tên lửa được duy trì bám sát tần số dao động riêng gây ra hiện tượng cộng hưởng trong gần như toàn bộ quá trình bay.

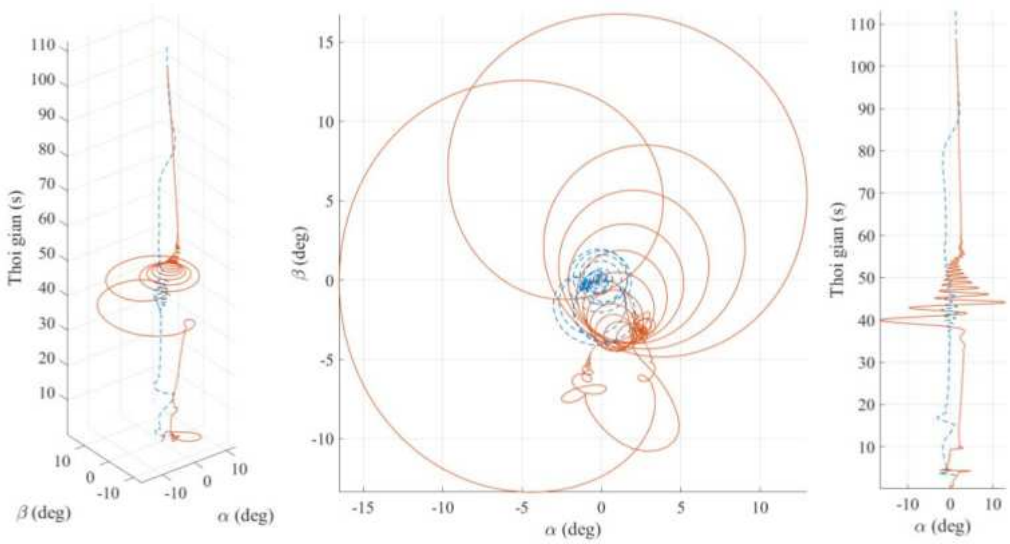


Hình 9. Sự thay đổi của góc tấn không gian khi thay đổi giá trị các góc δ_r và δ_a.

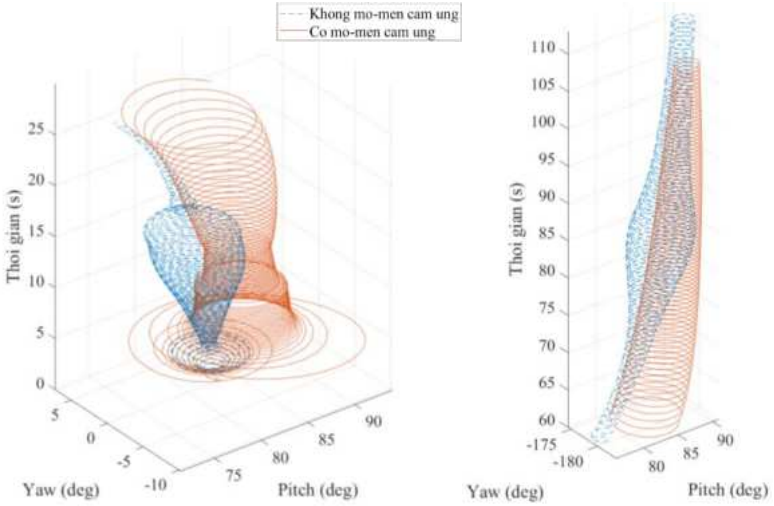


Hình 10. Sự thay đổi của các tần số dao động khi δ_r = 0,3 độ.

Trên hình 11 thể hiện của sự phụ thuộc của góc tấn α và góc trượt β theo thời gian trong trường hợp δ_r = 0,3 độ và δ_r = 0,5 độ. Đồ thị cho thấy tại các thời điểm xảy ra cộng hưởng, các góc tấn và góc trượt có sự khác biệt rõ rệt về giá trị khi so sánh các trường hợp có và không có mô-men quay quanh trục cảm ứng. Có thể thấy rằng hiện tượng khóa tần số (tương ứng với mô hình có tính đến mô-men cảm ứng) tạo ra dao động lớn của góc tấn và góc trượt cạnh trong thời gian dài khiến tên lửa rung lắc mạnh. Tương tự, hình 12 cũng cho thấy sự khác biệt của các góc chúc ngóc và hướng trong 2 trường hợp trên.



Hình 11. Sự phụ thuộc của góc tấn α và góc trượt β theo thời gian.



Hình 12. Sự phụ thuộc của góc chúc ngóc và hướng theo thời gian.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày mô hình khảo sát động lực học bay cho tên lửa thăm dò và đánh giá ảnh hưởng của mô-men quay quanh trục cảm ứng đến các tham số động lực học bay. Kết quả nghiên cứu cho thấy sự tương đồng giữa mô hình mô phỏng 6 bậc tự do và mô hình lý thuyết trong việc dự đoán các vị trí cộng hưởng các kênh chuyển động. Bằng cách đưa thêm các yếu tố bất đối xứng khí động và chuyển động quay quanh trục vào mô hình động lực học, ảnh hưởng của thành phần mô-men cảm ứng được làm rõ. Ảnh hưởng này rõ rệt trong trường hợp xảy ra cộng hưởng và có xu hướng gia tăng khi tăng góc bất đối xứng khí động. Khi góc này đạt giá trị đủ lớn, hiện tượng khóa tần số xuất hiện khiến trạng thái cộng hưởng được duy trì trong suốt quá trình bay khiến tên lửa rung lắc mạnh và chuyển động với góc tấn lớn.

Tài liệu tham khảo

[1] W. L. Oberkampf and L. E. Watson Jr, Incompressible potential flow solutions for arbitrary bodies of revolution, *AIAA Journal,* **12,** (3), (1974), pp. 409-411.

[2] R. Wubben, K. de Kievit, B. Kevers, M. van Heijningen, and M. C. Olde, Investigation of the in-flight failure of the Stratos III Sounding Rocket, in *ISASI annual seminar*, (2019),(

[3] D. A. Price, Sources, mechanisms, and control of roll resonance phenomena for sounding rockets, *Journal of Spacecraft and Rockets,* **4,** (11), (1967), pp. 1516-1525.

[4] B. Đ. Tân, M. D. Phương, and D. Q. Việt, Khảo sát các tham số động lực học và dao động của thiết bị phóng tên lửa sử dụng nguyên lý phóng "động-phản lực", *Journal of Military Science Technology,* **94,** (2024), pp. 166-172.

[5] M. T. Lê and X. Đ. Mai, Khảo sát ảnh hưởng sự dịch chuyển khối tâm đến tản mát điểm chạm của đạn phản lực tích cực chống tăng, (2015).

[6] N. V. Chúc;, P. V. Chương;, T. M. Tuân;, L. Q. Thương;, T. P. Hoành;, and L. Đ. Hạnh, Nghiên cứu phối trí khí động phục vụ tính toán cải tiến, thiết kế mới tên lửa điều khiển một kênh tầm gần, *Nghiên cứu khoa học công nghệ,* (2019).

[7] F. A. Woodward, Analysis and design of wing-body combinations at subsonic and supersonic speeds, *Journal of Aircraft,* **5,** (6), (1968), pp. 528-534.

[8] E. L. Fleeman, Technologies for future precision strike missile systems-missile design technology, *RTO SCI Lecture Series on Technologies for Future Precision Strike Missile Systems. Published in RTO-EN-018,* (2001).

[9] J. Katz and A. Plotkin, *Low-speed aerodynamics*: Cambridge university press, (2001).

[10] Ü. Gülçat, *Fundamentals of modern unsteady aerodynamics*: Springer, (2010).

[11] V. T. Nguyen, A. T. Nguyen, Q. T. Vu, and L. H. Nguyen, Extended panel method to study sounding rocket aerodynamics, *International Journal of Sustainable Aviation,* **10,** (3), (2024), pp. 193-207.

[12] J. Lawrence, "Some aspects of the flight dynamics of the aerobee 350 in region of pitch-roll coupling," 1965.

[13] V. D. T. Le, A. T. Nguyen, L. H. Nguyen, N. T. Dang, N. D. Tran, and J.-H. Han, Effectiveness Analysis of Spin Motion in Reducing Dispersion of Sounding Rocket Flight due to Thrust Misalignment, *International Journal of Aeronautical and Space Sciences,* **22,** (5), (2021), pp. 1194-1208.

[14] R. C. Nelson, *Flight stability and automatic control*: WCB/McGraw Hill New York, (1998).

The influence of spin moment around the induced axis on the flight dynamics of sounding rockets

Abstract: *This study presents the method for constructing a simulation model and the results of an investigation into the impact of spin moment around the induced axis on the flight dynamics of sounding rockets. The model incorporates the aerodynamic asymmetries of the sounding rocket, combined with rotational motion around its axis, which can oscillate with large angles of attack. A 6-degree-of-freedom dynamic model of a variable-mass system is developed in MSC Adams software, coupled with computational codes for calculating supersonic aerodynamics of sounding rockets. The induced roll moment component, which arises from the interaction between the vortex shed from the rocket nose and the tail fins, is included in the computational program. . The research findings reveal that resonance between motion channels can cause severe oscillations in the rocket, increasing the angle of attack and amplifying the effects of the induced spin moment around the axis. The study also highlights the phenomenon of frequency locking when considering the effects of induced roll moment.*

Keywords: induced spin moment around the axis, sounding rocket, variable mass, 6 degrees of freedom.

Xây dựng mô hình động lực học ba bậc tự do mô phỏng thiết bị bay không người lái dạng cánh bằng

Lê Vũ Đan Thanh[1*], Lương Trường Vũ[2], Nguyễn Đình Hiếu[2]

[1]Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Lớp TBBKNL58, Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*] Email: dthanhtkht@gmail.com;Tel: 0384051187

Tóm tắt

Trong bài báo này, các tác giả xây dựng mô hình mô phỏng động lực học ba bậc tự do của thiết bị bay không người lái dạng cánh bằng. Các hệ số khí động của thiết bị bay được tính toán bằng phần mềm Digital DATCOM. Mô hình động lực học theo kênh dọc được xây dựng trong phần mềm Matlab/Simulink. UAV có thể được điều khiển thông qua chương trình định sẵn hoặc tay cầm vật lý kết nối với máy tính. Kết quả mô phỏng được biểu diễn dưới dạng đồ thị của các thông số bay hoặc hình ảnh 3D theo thời gian thực trong phần mềm FlightGear. Mô hình do bài báo xây dựng có thể được sử dụng làm phần mềm thực hành cho đối tượng học viên chuyên ngành "Thiết bị bay không người lái" hoặc sử dụng trong quá trình thiết kế, thử nghiệm UAV dạng cánh bằng.

Từ khóa: *TBBKNL; động lực học bay, mô phỏng thời gian thực.*

1. Tổng quan

Hiện nay, thiết bị bay không người lái (UAV) đang là lĩnh vực được quan tâm phát triển trên thế giới nói chung và Việt Nam nói riêng. UAV được ứng dụng trong hầu hết mọi mặt của cuộc sống, từ nông nghiệp, công nghiệp, quy hoạch đô thị đến an ninh quốc phòng. Các hệ thống UAV càng ngày càng trở nên phức tạp hơn, được tích hợp thêm nhiều loại cảm biến và các chế độ tự động khác nhau, do đó cần có các công cụ mô phỏng để hỗ trợ quá trình thiết kế, thử nghiệm và vận hành.

Mô hình mô phỏng kết hợp (Co-simulation framework) là mô hình tích hợp nhiều phần mềm mô phỏng khác nhau để đưa ra phản ứng của hệ thống một cách toàn diện nhất. Cách tiếp cận này giúp tích hợp các thuật toán điều khiển, mô phỏng phần mềm trong vòng lặp SITL (Software in the Loop) và mô phỏng phần cứng trong vòng lặp HITL (Hardware in the Loop) một cách dễ dàng. Điều này giúp đẩy nhanh thời gian phát triển, giảm chi phí, và giảm rủi ro liên quan đến chế tạo và kiểm tra vật lý. Đồng thời, khả năng mô phỏng với các kịch bản khác nhau như điều kiện thời tiết bất lợi, mất kết nối trong khi vận hành sẽ giúp đánh giá chính xác hiệu suất và độ ổn định của UAV.

Một số tác giả đã sử dụng Matlab/Simulink và các phần mềm mô phỏng bay như Xplane hoặc FlightGear để thử nghiệm các bộ điều khiển UAV [1-3]. Nugroho [1] đã sử dụng mô hình mô phỏng để so sánh bộ điều khiển PID truyền thống và điều khiển bền vững tối ưu H∞ cho UAV cỡ nhỏ khi hạ cánh. Aschauer và cộng sự [4] đã kết hợp Matlab và FlightgGear để nhận dạng và mô phỏng điều khiển một mẫu UAV cánh bằng.

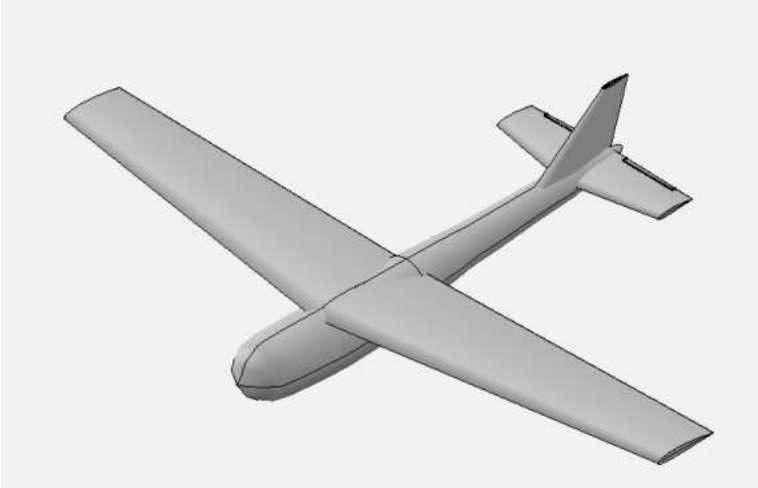
Để phục vụ quá trình thiết kế UAV và đào tạo học viên chuyên ngành "Thiết bị bay không người lái", việc xây dựng một chương trình mô phỏng UAV là vấn đề mang tính cấp thiết. Trong bài báo này, các tác giả xây dựng mô hình mô phỏng cho UAV cánh bằng kết

hợp giữa phần mềm Matlab/Simulink và phần mềm mô phỏng bay FlightGear. Bài báo chỉ giới hạn trong mô phỏng chuyển động của UAV trong kênh dọc. Phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau. Phần 2 trình bày các đặc tính hình học và khối lượng của mẫu UAV, tính toán và so sánh các đặc tính khí động lực học. Phần 3 trình bày mô hình mô phỏng động lực học của UAV. Trong phần kết luận, các tác giả tóm tắt những kết quả chính đạt được của nghiên cứu và trình bày một số hướng phát triển tiếp theo.

2. Mô hình thiết bị bay không người lái

2.1. Các đặc tính của UAV

Trong bài báo này lựa chọn mẫu UAV có các đặc tính dựa trên UAV Orlan 10 của Liên bang Nga. Đây là mẫu UAV trinh sát dạng cánh bằng với phối trí kiểu cổ điển. Mô hình 3D của UAV được biểu diễn trong Hình 1.



Hình 1. Mô hình UAV

Các thông số chính của UAV được trình bày trong bảng 1.

Bảng 1. Các đặc tính cơ bản của mẫu UAV

STT	Thông số	Đơn vị	Giá trị
1	Sải cánh	m	3,1
2	Chiều dài thân	m	1,8
3	Khối lượng cất cánh	kg	18,6
4	Tầm bay	km	600
5	Dải vận tốc hoạt động	km/h	70-150
6	Dải độ cao	m	300-5000

2.2. Tính toán các hệ số khí động

Để tính toán các hệ số khí động của UAV, sử dụng phần mềm Digital DATCOM và kiểm chứng bằng cách so sánh với kết quả từ phần mềm OpenVSP.

a) Phần mềm Digital DATCOM

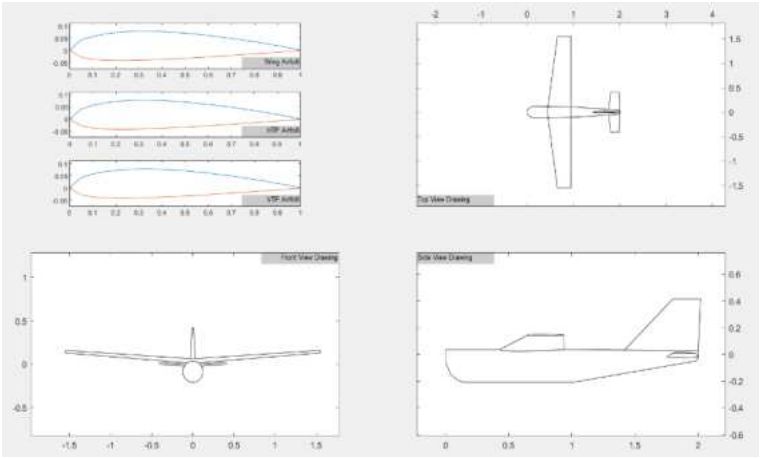
Digital DATCOM là chương trình tính toán các hệ số khí động và ổn định của thiết bị bay với phối trí điển hình [5]. DATCOM được phát triển bởi Không quân Hoa Kỳ và viết bằng ngôn ngữ lập trình FORTRAN. Các đặc tính khí động được tính toán dựa trên phương pháp bán thực nghiệm, có sự kết hợp giữa các công thức giải tích, các hệ số hiệu chỉnh dựa trên số liệu thực nghiệm trong ống thổi, thử nghiệm bay. Đầu vào của DATCOM được nhập

dưới dạng file văn bản, cấu trúc thành các thẻ dạng namelist và control card. Hình 2 biểu diễn khai báo đầu vào của UAV cho Digital DATCOM.

```
CASEID ORLAN10
 $FLTCON WT=150.0,NMACH=1.0,RNNUB(1)=7.57E4,LOOP=2.0
 MACH(1)=0.09,NALT=1.0,ALT(1)=1500.0,NALPHA=15.0,
 ALSCHD(1)=-7.0,-5.0,-3.0,-1.0,0.0,3.0,5.0,6.0,7.0,
 8.0,9.0,10.0,11.0,12.0,13.0$
 $OPTINS SREF=1.23,CBARR=0.33,BLREF=3.1,ROUGFC=0.25E-3,$
 $SYNTHS XCG=0.56,ZCG=0,
 XW=0.43,ZW=0.036,ALIW=2.0,
 XH=1.75,ZH=-0.019,ALIH=-7.0,
 XV=1.41,ZV=0.026,$
 $BODY NX=7.0,BNOSE=1.0,BLN=0.145,BTAIL=1.0,BLA=0.022,
 X(1)=0.0,0.041,0.098,0.145,1.016,1.978,2.0,
 R(1)=0.04,0.08,0.11,0.121,0.105,0.04,0.0,
 ZU(1)=0.036,0.036,0.036,0.036,0.036,0.026,0.026,
 ZL(1)=-0.062,-0.152,-0.195,-0.208,-0.208,-0.05,-0.034,$
NACA-W-4-2412
 $WGPLNF CHRDR=0.51,CHRDTP=0.29,SSPN=1.55,DHDADI=4.0,
 TYPE=1.0,SSPNE=1.43,SAVSI=8.0,CHSTAT=0.0,TWISTA=0.0,$
NACA-H-4-2412
 $HTPLNF CHRDR=0.25,CHRDTP=0.18,SSPN=0.41,SSPNE=0.385,SAVSI=7.0,
 CHSTAT=0.0,TWISTA=0.0,DHDADI=4.0,TYPE=1.0,$
NACA-V-4-2412
 $VTPLNF CHRDR=0.59,CHRDTP=0.22,SSPN=0.39,SSPNE=0.38,
 SAVSI=45.0,CHSTAT=0.0,TWISTA=0.0,DHDADI=0.0,TYPE=1.0,$
 $SYMFLP FTYPE=1.0,SPANFI=0.1,SPANFO=0.35,CHRDFO=0.046,
 CHRDFI=0.046,NDELTA=5.0,DELTA=-20.0,-10.0,0.0,10.0,20.0,
 PHETE=0.012,PHETEP=0.013,CB=0.018,TC=0.0055,NTYPE=1.0,$
DAMP
DERIV DEG
DIM M
NEXT CASE
```

Hình 2. Nhập đầu vào cho DATCOM

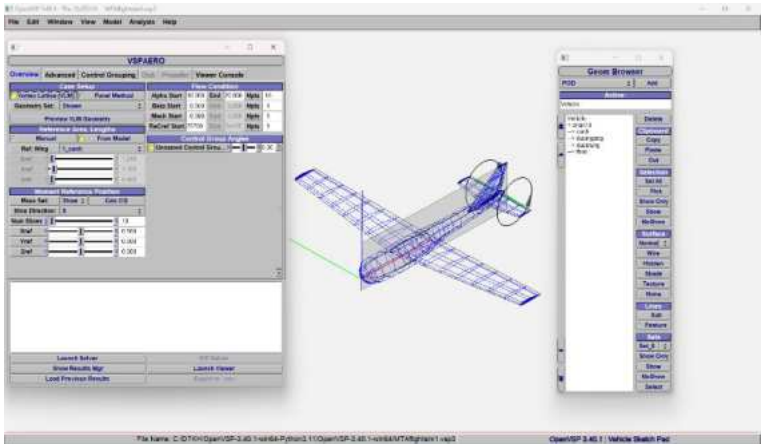
Trên hình 3 biểu diễn hình dạng bao của UAV được xây dựng dựa trên khai báo từ DATCOM.



Hình 3. Hình học của UAV để nhập vào phần mềm DATCOM

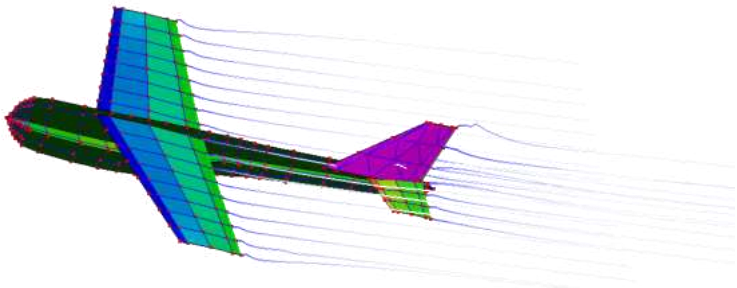
b) Phần mềm OpenVSP

OpenVSP (Open Vehicle Sketch Pad) là phần mềm mã nguồn mở được phát triển bởi NASA để tạo ra mô hình 3D của máy bay và tiến hành phân tích khối lượng, khí động, ổn định, kết cấu của mô hình [6]. OpenVSP có giao diện GUI thân thiện với người dùng hơn so với Digital DATCOM, cho phép tạo các mô hình máy bay phức tạp (Hình 3). OpenVSP sử dụng bộ giải khí động VSPAERO để tính toán các hệ số khí động và phân tích động lực học bay dựa trên phương pháp xoáy rời rạc hoặc phương pháp panel.



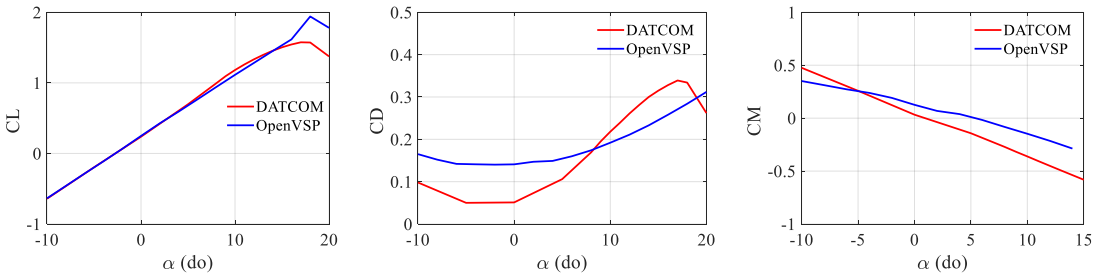
Hình 4. Giao diện người dùng của OpenVSP

Trong bài báo này, các tác giả lựa chọn sử dụng phương pháp xoáy rời rạc VLM. Kết quả chia lưới và vết xoáy sau vật được biểu diễn trên Hình 5.



Hình 5. Kết quả chia lưới và vết xoáy từ OpenVSP

Trên hình 6 biểu diễn kết quả so sánh tính toán giữa DATCOM và OpenVSP. Bài báo chỉ mô phỏng chuyển động của UAV theo phương dọc, do đó chỉ tiến hành so sánh hệ số lực cản CD, hệ số lực nâng CL và hệ số mô men chúc ngóc CM.



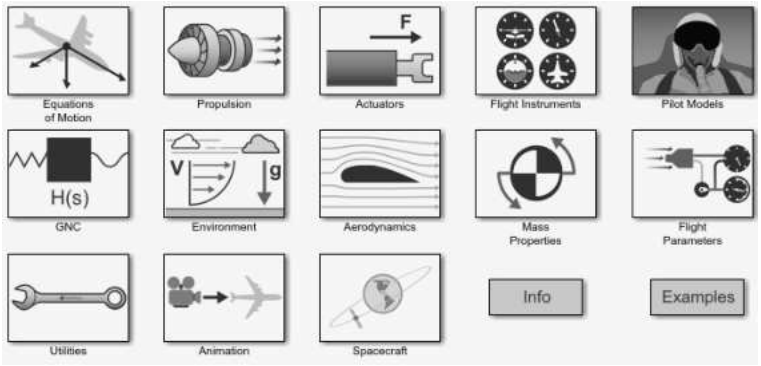
Hình 6. So sánh kết quả tính toán các hệ số khí động giữa DATCOM và OpenVSP

Có thể thấy, hệ số lực nâng CL được hai phần mềm tính toán khá sát nhau. Thất tốc xảy ra ở góc tấn khoảng 18 độ. Lực cản có sự chênh lệch tương đối lớn do DATCOM dựa vào giả thiết phân bố lực cản dạng ellip để tính lực cản cảm ứng. Hệ số mô men chúc ngóc tính bằng cả hai phần mềm đều cho thấy UAV ổn định tĩnh dọc, do đảm bảo đồng thời hai điều kiện: $\partial C_M / \partial \alpha < 0$ và $C_M(\alpha = 0) > 0$.

3. Mô hình mô phỏng UAV

Mô hình mô phỏng UAV được xây dựng trong phần mềm Matlab/Simulink, chủ yếu từ các khối trong mô đun Aerospace Blockset và kết hợp với phần mềm mô phỏng FlightGear.

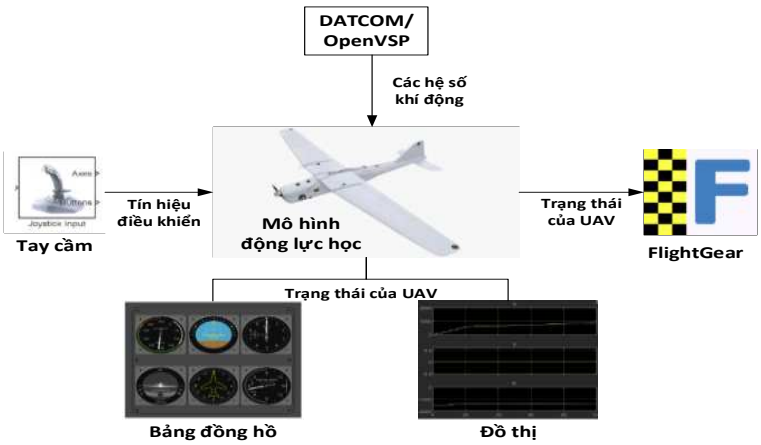
Mô đun Aerospace Blockset (Hình 7) là mô đun chuyên dụng trong Matlab/Simulink để mô phỏng và phân tích các hệ thống hàng không vũ trụ. Mô đun này bao gồm các khối và công cụ giúp mô phỏng động lực học bay, môi trường, lực đẩy. Ngoài ra, Aerospace Blockset cũng giúp kết nối với các khối đồ họa như Unreal Engine, FlightGear hoặc Simulink 3D Animation.



Hình 7. Các khối trong mô đun Aerospace Blockset

Phần mềm FlightGear được sử dụng để mô phỏng đồ họa của UAV theo thời gian thực. FlightGear là phần mềm mô phỏng bay mã nguồn mở và miễn phí, được sử dụng rộng rãi trong phân tích và thiết kế động lực học máy bay. Do sử dụng mã nguồn mở nên phần mềm này có kho thư viện phong phú, được hỗ trợ tốt và dễ dàng kết nối với Simulink. Bộ giải động lực học bay JSBSim của FlightGear đã được NASA sử dụng làm cơ sở để đánh giá các mã mô phỏng mới trong công nghiệp hàng không vũ trụ.

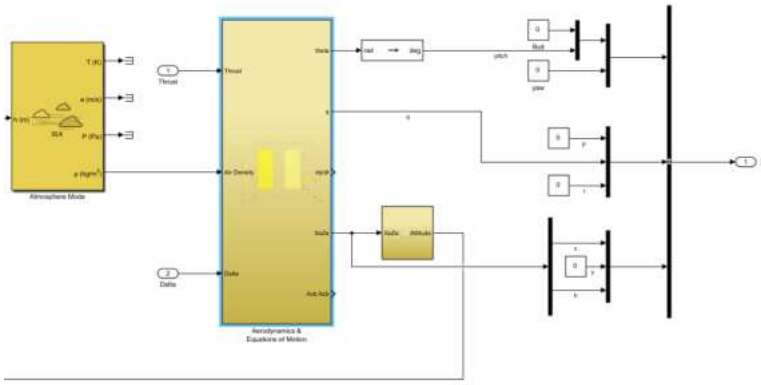
Sơ đồ khối của mô hình mô phỏng được thể hiện trong hình 8. Đầu vào là các hệ số khí động tính toán được từ DATCOM và OpenVSP như đã trình bày ở mục 2.2 và tín hiệu điều khiển từ tay cầm.



Hình 8. Sơ đồ khối của mô hình mô phỏng

Các hệ số khí động được dùng để tính toán các lực theo phương X và Z cũng như mô men chúc ngóc. Các lực và mô men này sau đó được đưa vào khối 3DOF trong Aerospace

Blockset để giải hệ phương trình chuyển động. Tay cầm điều khiển được dùng để điều khiển góc lệch cánh lái độ cao và lực đẩy động cơ.



Hình 9. Mô hình động lực học trong Simulink

Kết quả mô phỏng có thể được thể hiện dưới dạng:

- Bảng đồng hồ trạng thái của UAV, bao gồm: đồng hồ vận tốc, độ cao, và tư thế của UAV.

- Các đồ thị của các thông số động học theo thời gian, bao gồm: góc chúc ngóc, vận tốc góc quanh trục y, vị trí của UAV.

- Đồ họa chuyển động của UAV theo thời gian thực trong FlightGear.

Giao thức UDP (User datagram protocol) được sử dụng để truyền thông tin giữa Matlab/Simulink và FlightGear. So với giao thức TCP/IP, UDP có tốc độ truyền thông nhanh hơn. Mỗi tin nhắn UDP thường gồm 2 byte cho cổng nguồn, 2 byte cho cổng đích, sau đó là dữ liệu đến 512 byte trên mỗi khung hình.

Kết quả mô phỏng theo thời gian thực được thể hiện trên hình 10.



Hình 10. Kết quả mô phỏng

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình mô phỏng động lực học ba bậc tự do theo phương dọc của UAV dạng cánh bằng trong phần mềm Matlab/Simulink. Các hệ số khí động lực học được tính toán bằng các phần mềm Digital DATCOM và OpenVSP. Sai số giữa hai phần mềm là không quá lớn và có thể chấp nhận được. UAV có thể điều khiển bằng chương trình định sẵn hoặc tay

cầm vật lý, kết quả mô phỏng được minh họa theo thời gian thực qua các bảng đồng hộ, đồ thị các thông số bay hoặc đồ họa 3D trong phần mềm FlightGear.

Hướng phát triển tiếp theo của nghiên cứu là hoàn thiện mô hình động lực học, mô phỏng đầy đủ chuyển động 6 bậc tự do của UAV. Ngoài ra, định hướng tích hợp phần cứng để phát triển thành mô hình mô phỏng bán tự nhiên. Có thể kết hợp với các bộ điều khiển bay thông dụng như ArduPilot hoặc Pixhawk 4 để mô phỏng SITL hoặc HITL. Việc này không chỉ giúp kiểm nghiệm thuật toán điều khiển trong môi trường thực tế ảo mà còn hỗ trợ quá trình tinh chỉnh và hiệu chỉnh tham số bay trước khi triển khai trên UAV thật.

Tài liệu tham khảo

[1] L. Nugroho, "Comparison of classical and modern landing control system for a small unmanned aerial vehicle," presented at the 2014 International Conference on Computer, Control, Informatics and Its Applications (IC3INA), 2014.

[2] L. R. Ribeiro and N. M. F. Oliveira, "UAV autopilot controllers test platform using Matlab/Simulink and X-Plane," presented at the 2010 IEEE Frontiers in Education Conference (FIE), 2010.

[3] O. E. Yuceol and A. Akbulut, "Modeling and Simulation of a Small Unmanned Aerial Vehicle," in *Nostradamus 2013: Prediction, Modeling and Analysis of Complex Systems*, (Advances in Intelligent Systems and Computing, 2013, ch. Chapter 25, pp. 245-255.

[4] G. Aschauer, A. Schirrer, and M. Kozek, "Co-Simulation of Matlab and FlightGear for Identification and Control of Aircraft," *IFAC-PapersOnLine,* vol. 48, no. 1, pp. 67-72, 2015, doi: 10.1016/j.ifacol.2015.05.071.

[5] "The USAF Stability And Control Digital Datcom, Volume I, Users Manual. USAF Technical Report AFFDL-TR-79-3032 (AD A086557)," 1979.

[6] R. A. McDonald and J. R. Gloudemans, "Open Vehicle Sketch Pad: An Open Source Parametric Geometry and Analysis Tool for Conceptual Aircraft Design," presented at the AIAA SCITECH 2022 Forum, 2022.

Development of a three-degree-of-freedom dynamic model for simulating fixed-wing unmanned aerial vehicles

Abstract: *This paper presents the development of a three-degree-of-freedom dynamic model for simulating fixed-wing unmanned aerial vehicles. The aerodynamic coefficients of the UAV are computed using the Digital DATCOM software. The three-degree-of-freedom dynamic model is constructed within MATLAB/Simulink. The UAV can be controlled via a pre-programmed system or a controller connected to a computer. Simulation results are displayed as flight parameter graphs or real-time 3D visuals in the Flightgear software. The model developed in this paper can serve as a practical training tool for students specializing in "Unmanned Aerial Vehicles" or be utilized in the design and testing phases of fixed-wing UAVs.*

Keywords: UAV; flight dynamics, real-time simulation.

❑

Nghiên cứu sự ảnh hưởng biên dạng của đạn tới tham số khí động của đạn súng ngắn bằng phần mềm Ansys Fluent

Hồ Thanh Tịnh[1], Đinh Hoàng Quân[2]

[1]Quân đoàn 34; [2]Khoa hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: hoangquan10383@gmail.com; Tel: 0899151188

Tóm tắt

Bài báo tập trung nghiên cứu giải pháp nâng cao năng lượng riêng cho đầu đạn xuyên sử dụng trên súng ngắn. Nghiên cứu đề xuất các giải pháp về thuật phóng, kết cấu đầu đạn, và tăng khả năng độ chụm để đảm bảo tự xuyên qua các loại giáp cứng. Bài báo cung cấp những kết quả nghiên cứu, mô phỏng làm cơ sở cho các nghiên cứu đề xuất sản phẩm vũ khí hiện đại.

Từ khóa: *đạn xuyên; khí động; Ansys Fluent; mô phỏng số*

1. Mở đầu

Trong quân đội, vũ khí bộ binh được trang bị cho mỗi người lính để thực hiện nhiệm vụ chiến đấu trên chiến trường. Do đó, đạn súng bộ binh được sản xuất với số lượng lớn, đa dạng về chủng loại, cỡ đạn và tác dụng nhằm tiêu diệt được nhiều loại mục tiêu khác nhau. Mặc dù với yêu cầu phải đảm bảo kích thước nhỏ, khả năng cơ động cao và mang được số lượng đạn lớn, đạn súng bộ binh vẫn phải đảm bảo các yêu cầu về mặt chiến kỹ thuật, đòi hỏi phải có sự nghiên cứu cụ thể, tỉ mỉ.

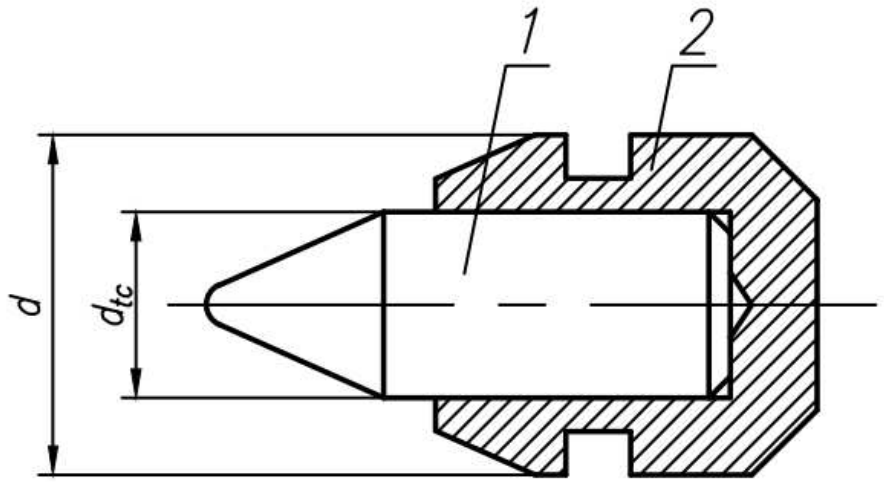
Việc tìm hiểu nghiên cứu, thiết kế chế tạo, cải tiến trang thiết bị quân sự trong quân đội là một trong những nhiệm vụ quan trọng. Trong các loại trang bị vũ khí hiện có của quân đội ta, súng ngắn K54 – 7,62x25 mm [1] được sử dụng phổ biến để tiêu diệt sinh lực địch trong cự ly gần (tầm bắn hiệu quả 25 m). Súng K54 có ưu điểm về tính gọn nhẹ, tính cơ động, đường đạn căng, sơ tốc lớn, tốc độ bắn nhanh, hiện đang được cất giữ, bảo quản và sử dụng thường xuyên trong huấn luyện của quân đội ta.

Đạn K51 7,62x25 mm sử dụng cho súng K54 hiện có 2 loại ruột thép và ruột chì [2], các loại đạn này hiện nay có uy lực tương đối thấp, không có khả năng bắn được các loại giáp cấp II (theo tiêu chuẩn Nga) thông thường.

Hiện nay, quân đội các nước trên thế giới đang nghiên cứu và phát triển các loại áo giáp chống đạn trang bị cho người lính trên chiến trường, áp dụng các công nghệ hiện đại cùng những vật liệu tiên tiến cho phép bảo vệ người lính khỏi những sát thương gây ra từ vũ khí bộ binh thông thường [3]. Các loại giáp cũng được đưa thành các trang bị tiêu chuẩn cho người lính trên chiến trường, điều này làm cho hiệu quả sử dụng các loại đạn dùng cho súng ngắn K54 không còn hiệu quả trong tác chiến [4]. Do đó, việc nghiên cứu, nâng cao uy lực xuyên của đạn súng nói chung và đạn súng ngắn K54 nói riêng là vấn đề mang tính cấp thiết.

2. Phương pháp

2.1. Mô hình nghiên cứu



Hình 1. Phương án kết cấu đầu đạn khảo sát

1- lõi xuyên (phần tích cực); 2- thân vỏ.

Để nghiên cứu các yếu tố kết cấu đạn ảnh hưởng đến uy lực xuyên, ta nghiên cứu mô hình với các giả thuyết cự ly bắn từ súng ngắn K54 tới mục tiêu là 25 m.

Để nghiên cứu được mô hình trên cần phải giải các bài toán sau:

- Giải bài toán thuật phóng trong để xác định vận tốc ban đầu cho kết cấu đạn lựa chọn.

- Giải bài toán thuật phóng ngoài để xác định vận tốc chạm của đạn tại mục tiêu ở cự ly 25m.

- Tính toán năng lượng riêng của đầu đạn theo từng phương án kết cấu đã lựa chọn.

2.2. Giả thiết cho bài toán

Để đơn giản hóa và giúp thuận tiện cho quá trình tính toán, mà vẫn đảm bảo kết quả tính tương đối sát với thực tế và các thông số lưu lượng khí thỏa mãn các phương trình cơ bản thì bài toán được giải với một số giả thiết sau:

- Theo quy luật Newton, không khí có nhớt và theo quy luật Sutherland, tính nhớt của không khí phụ thuộc vào nhiệt độ;

- Bỏ qua sự truyền nhiệt từ bề mặt ngoài vào trong thân đầu đạn;

- Không có gió và các yếu tố nhiễu loạn khí tượng khác;

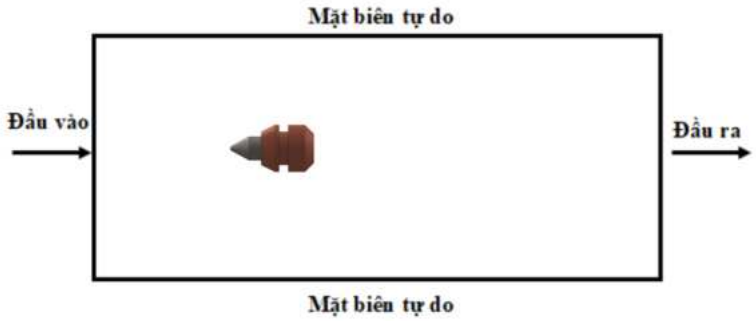
- Không tính đến chuyển động quay quanh trục của đầu đạn;

- Do tính chất của chuyển động tương đối nên có thể xem đầu đạn là đứng yên, dòng khí chuyển động ngược chiều chuyển động của đầu đạn và bằng vận tốc của đầu đạn.

2.3. Xây dựng các điều kiện biên

Với giả thiết đạn đứng yên, dòng không khí 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 2. Điều kiện biên

Với mô hình bài toán này cho phép nghiên cứu các thông số dòng chảy bao quanh thân đạn như: trường vận tốc, áp suất, mật độ, nhiệt độ của dòng không khí. Từ các thông số dòng chảy, ta xác định được giá trị của lực cản khí động tác dụng lên đầu đạn trên đường bay.

- Điều kiện biên đầu vào:

Tại đầu vào của miền tính toán, nhiệt độ và áp suất bằng nhiệt độ và áp suất của môi trường. Vận tốc của khí theo phương x bằng vận tốc của đạn, vận tốc theo phương y và z bằng không với trường hợp góc tấn bằng 0.

- Điều kiện biên đầu ra:

Trong đầu ra của miền tính toán, chỉ có điều kiện áp suất bằng áp suất môi trường, các thông số khác được xác định theo định luật bảo toàn khối lượng, động lượng và năng lượng (không đặt điều kiện vận tốc, nhiệt độ hay mật độ ở đây, vì dễ gây ra sự không hội tụ trong quá trình lặp).

- Điều kiện biên tự do:

Trên thực tế, các vận tốc theo phương y và z tại biên tự do không thay đổi nhiều (xấp xỉ 0), và do đó có thể được thiết lập như các điều kiện biên đầu vào trên toàn bộ biên tự do: nhiệt độ, áp suất bằng nhiệt độ, áp suất của môi chất. Vận tốc của khí theo phương x bằng vận tốc của đạn, vận tốc theo phương y và z bằng không. Tùy từng bài toán điều kiện biên tự do có thể đặt khác nhau.

- Điều kiện biên trên thành đạn:

Do giả thiết đạn đứng yên nên vận tốc tại những điểm sát thành bằng 0 theo phương pháp tuyến với bề mặt đạn $\vec{u}_n = 0$.

2.4. Tham số hình học của đầu đạn

Chọn 5 đường kính lõi xuyên để khảo sát (như hình 3). Các mô hình đưa vào khảo sát có cùng vật liệu vỏ đầu đạn bằng đồng M1, lõi xuyên bằng thép Y12A [4].



a) lõi 4mm b) lõi 4,3 mm c) lõi 5mm d) lõi 5,5mm e) lõi 6mm

Hình 3. Các mô hình 3d đầu đạn xuyên giáp 7,62mm K51

Bảng 1. Thông số các mô hình đầu đạn

Đường kính lõi xuyên (mm)	**KL Thân vỏ (g)**	**KL Lõi xuyên (g)**	**KL đầu đạn (g)**
4	2,266	0,955	3,221
4,3	2,183	1,082	3,265
5	1,963	1,385	3,348
5,5	1,784	1,608	3,392
6	1,588	1,832	3,420

2.5. Xây dựng lưới tính toán

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 $40D$. Với D là đường kính đạn ($D=7,85mm$), L là chiều dài của đạn ($L= 14\ mm$).

Trong mô hình khảo sát 3D, do mô hình đầu đạn 7,62mm-K51 khá phức tạp bao gồm nhiều chi tiết nhỏ, nhiều chi tiết biên dạng phức tạp, do đó, nghiên cứu lựa chọn phương pháp chia lưới tính toán tự động bằng phần mềm công cụ Ansys Meshing, lưới tính toán được chia dày nhất trên bề mặt đạn sau đó đến phần sát với thân đạn và thưa hơn ở gần biên tường, sử dụng loại lưới polyhedra. Lưới chia dày hơn ở vùng sát thân sát và thưa dần về biên tường.

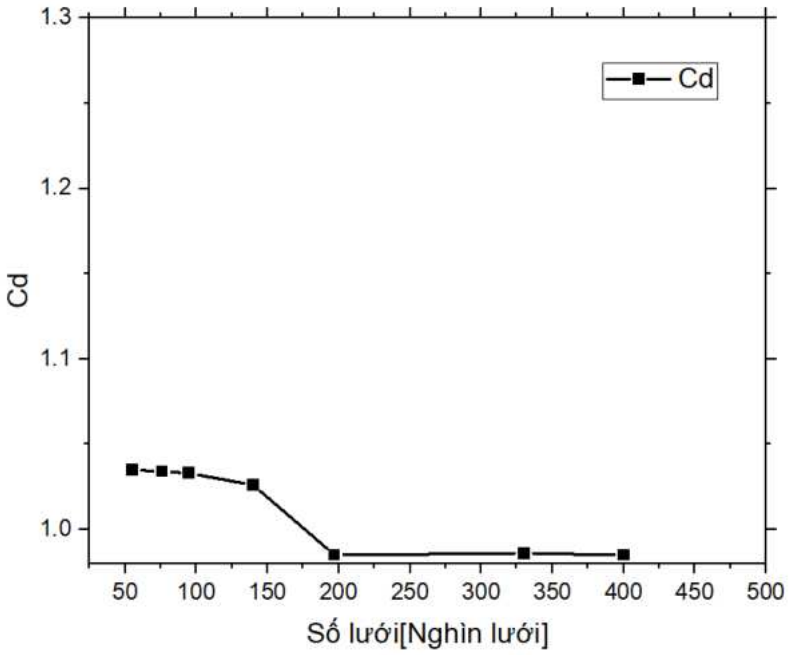
Kết quả chia lưới các trường hợp:

Nghiên cứu khảo sát cho 8 trường hợp với mức độ chia lưới tính toán miền khảo sát khác nhau. Kết quả khảo sát hệ số lực cản khí động theo số lưới sử dụng mô hình dòng chảy rối k-ω được chỉ ra trên Bảng 2 và Hình 4.

Bảng 2. Kết quả tính toán cho các trường hợp lưới tính toán khác nhau

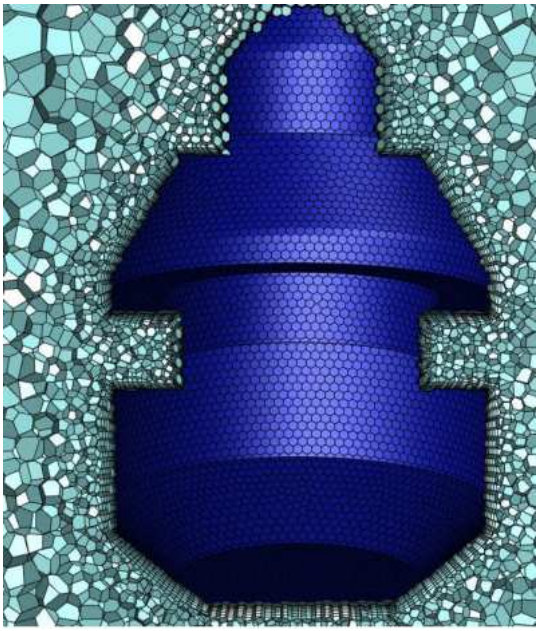
Trường hợp	Kích thước lưới (nghìn lưới)	Hệ số lực cản chính diện Cd
1	55	1,035
2	76	1,034
3	95	1,033
4	140	1,026

5	197	0,985
6	330	0,986
7	400	0,985



Hình 4. Ảnh hưởng của số lưới tính toán đến giá trị hệ số lực cản

Từ các kết quả trong Bảng 2 và Hình 4 thấy rằng, với chia 197.000 lưới trở nên, hệ số lực cản đạt hội tụ cao. Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có 197.000 nghìn lưới polyhedra cho các tính toán, là lưới tính toán có chất lượng tốt nhất để đảm bảo kết quả tính toán chính xác nhất mà vẫn đảm bảo thời gian tính toán hợp lý.



Hình 5. Phân bố lưới bề mặt đạn và các lớp biên sát thân đạn

3. Kết quả và thảo luận

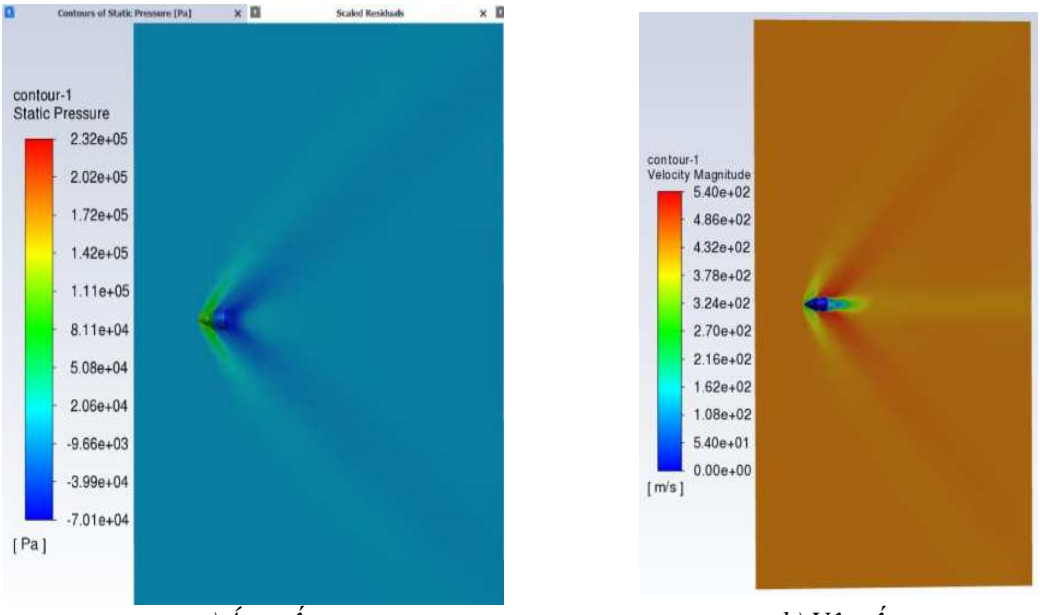
Thực hiện tính toán trên mô hình đã xây dựng với mức độ lưới, mô hình dòng chảy rối đã chọn và các thông số đầu vào đã được trình bày ở trên, vận tốc đầu vào là v = 452 (m/s) (M=1,3). Kết quả tính toán giá trị lực cản khí động của đầu đạn trên đường bay như Bảng 3.6.

Bảng 3. Lực cản khí động của đầu đạn trên đường bay với v = 536,47 (m/s)

Giá trị lực/thành phần lực	Do áp suất (N)	Do ma sát (N)	Tổng (N)
Lực cản chính diện	7,404	0,0837	7,488
Lực cản nâng	0,000803	7,390e-05	0,0008776
Lực cản bên	0,000468	2,769e-05	0,0004405

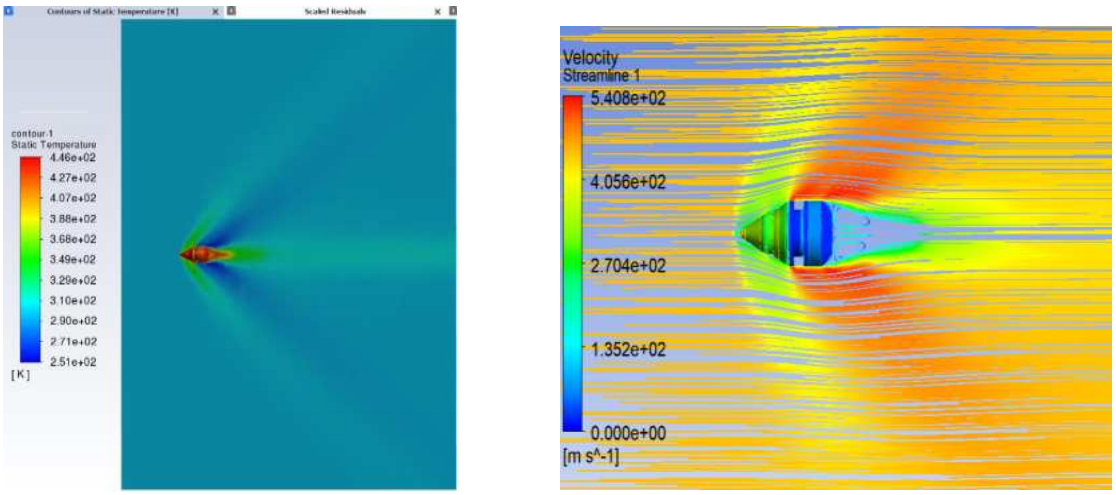
Từ bảng 3 ta thấy rằng đối với kết cấu đầu đạn 7,62mm K51 khi di chuyển với vận tốc vượt âm lực cản chính diện chiếm 99,9% giá trị lực cản, lực cản nâng và lực cản bên chỉ chiếm 0,1%. Lực cản chính diện là thành phần chính của lực cản khí động của đầu đạn trên đường bay và chủ yếu do áp suất gây ra (tức là lực cản sóng (RS) và lực cản xoáy (RD) chiếm trên 98%), do ma sát chỉ chiếm rất ít (tức là lực cản ma sát (Rms) khoảng 2%). Lực cản nâng và lực cản bên rất nhỏ so với lực cản chính diện của đầu đạn, do vậy khi nghiên cứu lực cản của đầu đạn K51 ta chỉ quan tâm đến lực cản chính diện và hệ số lực cản chính diện Cd.

Kết quả thu được biểu đồ của phân bố vận tốc, áp suất, đường dòng chảy vận tốc và đường dòng chảy ma sát trình bày trong Hình 6, Hình 7.



a) Áp suất *b) Vận tốc*

Hình 6. Phân bố áp suất, vận tốc, nhiệt độ khi đạn bay với v = 536 m/s



a) Nhiệt độ *b) Đường dòng*

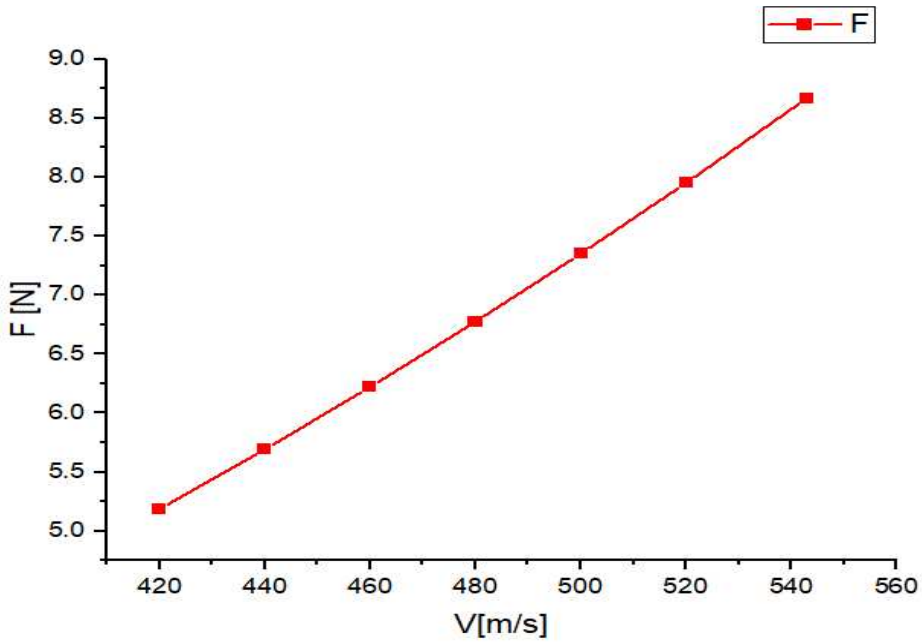
Hình 7. Phân bố nhiệt độ, đường dòng ở vận tốc V = 536 m/s

Khảo sát đạn bay ở các vận tốc khác nhau để xác định hệ số lực cản chính diện phục vụ cho bài toán thuật phóng ngoài tính vận tốc chạm ở cự ly 25m, khảo sát ở 4 vận tốc khác nhau vận tốc giảm từ 452 m/s đến 370 m/s.

Bảng 4. Hệ số Cd các vận tốc khác nhau với đầu đạn đường kính 4,3 mm

V (m/s)	536	520	500	480	460	440	420
Cd	0,881	0,899	0,924	0,950	0,972	0,984	0,980
F	8,44	7,95	7,35	6,77	6,22	5,69	5,19

Căn cứ vào Bảng 4 và Hình 8. Ta có lực cản F là hàm bậc nhất của vận tốc: F = 0,0283V -6,7607.



Hình 8. Đồ thị lực cản theo vận tốc với phương án dl=4,3mm

Dùng hàm F để giải bài toán thuật phóng ngoài lấy vận tốc chạm ở khoảng cách 25m ta được Vc = 427,9 (m/s) [4].

Thực hiện tính toán tương tự với các đầu đạn kích thước khác nhau ta có kết quả bảng tổng hợp sau:

Bảng 5. Tổng hợp các kết quả tính toán

Đường kính lõi xuyên (mm)	KL đầu đạn (g)	Sơ tốc đầu đạn (m/s)	Pmax (MPa)	Lực cản	Vận tốc chạm (25m)	Động năng va chạm (J)	Năng lượng riêng (J/m2)
4	3,221	543,21	209,8	F=0,0283V - 6,668	431,8	300,21	23.907.621,18
4,3	3,265	536,47	209,8	F =0,0283V -6,7607	427,9	296,25	20.410.635,28
5	3,348	532,94	209,8	F = 0,028V - 6,643	427,5	305,75	15.579.679,3
5,5	3,392	527,53	209,8	F =0,0279V - 6,5976	424,3	305,15	12.850.520,84
6	3,420	521,93	209,8	F =0,0277V – 6,4723	420,6	302,50	10.704.403,95

Căn cứ vào kết quả bảng 5 ta có các nhận xét đánh giá như sau:

- Khi giảm đường kính lõi xuyên kéo theo đó là khối lượng đầu đạn giảm với điều kiện cố định áp suất lớn nhất trong lòng nòng, thì kết quả cho thấy sơ tốc đầu đạn tăng lên.

- Uy luật lực cản khi thay đổi đường kính lõi xuyên là tương đối giống nhau, nguyên nhân do góc của mũi đầu đạn trong các phương án được giữ nguyên, chỉ thay đổi đường kính lõi xuyên kéo theo đó là thay đổi chiều dài phần trụ của lõi xuyên.

- Khi giảm đường kính lõi xuyên, do sơ tốc đầu đạn tăng lên trong khi quy luật lực cản gần như tương đồng, nên vận tốc chạm cũng tăng lên theo quy luật nghịch biến.

- Động năng va chạm có quy luật thay đổi không quá rõ ràng, điều này dễ lý giải là do động năng va chạm phụ thuộc cả vào vận tốc chạm và khối lượng đầu đạn, vậy nên khi khối lượng đầu đạn giảm trong khi đó vận tốc chạm lại tăng lên thì quy luật biến thiên của động năng va chạm không theo quy luật đồng biến hay nghịch biến rõ ràng.

- Năng lượng riêng của đầu đạn tăng lên rất rõ ràng khi giảm đường kính của lõi xuyên.

4. Kết luận

Ứng dụng phần mềm mô phỏng Ansys Fluent vào mô phỏng động học bay của đầu đạn, giúp đánh giá lực cản khí động một cách khách quan và sát với thực tế, qua đó nâng cao tính chính xác cho kết quả khảo sát.

Kết quả khảo sát cho thấy khi giảm đường kính lõi xuyên (với điều kiện áp xuất khí thuốc lớn nhất trong nòng không đổi) thì sơ tốc đầu nòng, vận tốc chạm tại 25m và năng lượng riêng của đầu đạn tăng lên. Kết quả này vừa kiểm chứng tính đúng đắn của lý thuyết, vừa đưa ra các số liệu cụ thể, qua đó làm cơ sở để lựa chọn phương án kết cấu đầu đạn tối ưu trong thiết kế mẫu đạn K51 tăng xuyên bắn trên súng ngắn K54.

Tài liệu tham khảo

[1] T. V. Định, Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân, Hà Nội: NXB Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2005.

[2] Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành, Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh, Hà Nội: NXB Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2007.

[3] T. V. 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,* 2013.

[4] 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),* 2019.

Research on the Influence of Bullet Profile on Aerodynamic Parameters Using Ansys Fluent Software

Abstract: *This paper focuses on researching solutions to enhance the specific energy of armor-piercing bullets used in handguns. The study proposes solutions regarding propulsion mechanics, bullet structure, and accuracy improvement to ensure penetration of hard armor. The paper provides research and simulation results as a foundation for further proposals for modern weapon development.*

Keywords: armor-piercing bullet; aerodynamics; Ansys Fluent; numerical simulation.

Phân loại drone từ dấu vết tín hiệu vô tuyến sử dụng mạng học sâu

Nguyễn Văn Bắc[2], Hoàng Văn Phúc[1], Đoàn Văn Sáng[2]

[1]*Viện Tích hợp hệ thống, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Bộ môn Ra đa, Học viện Hải quân*

Tóm tắt

Ngành công nghiệp drone đang phát triển nhanh chóng và sự hiện diện của drone đang bao phủ nhiều lĩnh vực và khu vực khác nhau. Việc phát hiện, phân loại và kiểm soát drone đang trở nên cấp thiết, đặc biệt là ở các sân bay, nhà máy và các khu vực quan trọng trong nội thành, v.v. Trong bối cảnh đô thị, với tầm nhìn hạn chế do vật cản, phương pháp phát hiện và nhận dạng drone bằng tín hiệu vô tuyến (RF: Radio Frequency) có nhiều ưu điểm hơn các phương pháp khác. Trong bài báo này, chúng tôi trình bày một mô hình phân loại tín hiệu vô tuyến RF để phân loại các drone khác nhau. Hiệu suất của mô hình được đánh giá dựa trên kết quả thực nghiện với các tập dữ liệu thực tế có sẵn. Mô hình phân loại được đánh giá trong điều kiện nhiễu AWGN và điều kiện fading đa đường với tần số Doppler giả định. Trường hợp nhiều drone cùng xuất hiện cũng được đánh giá kỹ lưỡng. Hiệu suất của mô hình phân loại được đánh giá thông qua hệ số F1-score và kết quả mô hình đạt được xấp xỉ 99% trong các điều kiện thực nghiệm.

Từ khóa: *Hệ thống chống drone, mạng nơ-ron tích chập (CNN), spectrogram, drone (UAV), phân loại drone.*

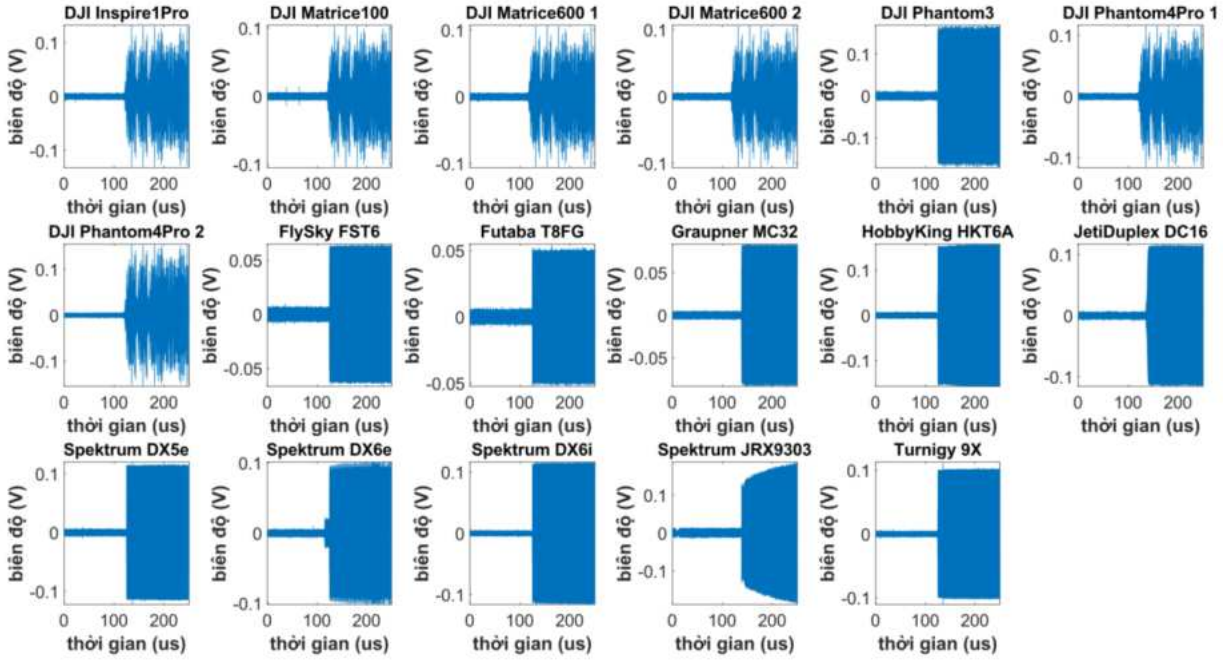
1. Giới thiệu chung

Drone đã trở nên quen thuộc và được nhắc đến nhiều trên các phương tiện thông tin đại chúng. Những lợi ích mà drone mang lại cho con người là rất lớn trong hầu hết các lĩnh vực. Tuy nhiên, drone hiện nay cũng đang là mối nguy hại tiềm tàng, gây ra rủi ro an ninh quốc gia do chúng bị sử dụng sai mục đích trong các hoạt động như buôn lậu và giám sát, cũng như khủng bố [1]. Việc giải quyết các mối đe dọa này đòi hỏi các biện pháp đối phó mạnh mẽ và đồng bộ từ khâu phát hiện, nhận dạng, giám sát và chế áp. Nhiều phương pháp phát hiện khác nhau - như sử dụng radar, âm thanh, camera và dấu vết tín hiệu RF - đã được đề xuất, mỗi phương pháp đều có những hạn chế. Radar gặp khó khăn với drone nhỏ, tầm bay thấp, phát hiện âm thanh có phạm vi hạn chế và camera bị cản trở bởi thời tiết và chướng ngại vật [3]. Phát hiện dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF mang lại độ tin cậy cao hơn, hoạt động cả ngày lẫn đêm, trong mọi điều kiện thời tiết và ở phạm vi vượt quá khoảng cách liên lạc giữa drone và bộ điều khiển [4]. Bằng cách phân tích dấu vết tín hiệu RF, drone có thể được xác định và định vị hiệu quả. Các phương pháp phân tích dấu vết tín hiệu RF truyền thống tập trung vào các đặc điểm tín hiệu trên miền thời gian, sự thay đổi tần số và độ dài gói tin [5-7], nhưng các bộ phát hiện và nhận dạng này dễ dàng bị đánh lừa khi đối tượng xấu chủ định thực hiện. Để tăng cường tính mạnh mẽ, trích xuất các đặc trưng trên cả miền thời gian và tần số là điều cần thiết. Gần đây những tiến bộ trong học máy (ML: machine learning) và học sâu (DL: deep learning) đã cho phép phân loại drone dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF hiệu quả hơn [8-11].

Nghiên cứu này giới thiệu một phương pháp phân loại drone dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF mới với hai đóng góp chính: 1) Giới thiệu một mạng nơ-ron có khả năng phân loại các kịch bản đơn và đa drone với độ chính xác cao; 2) Đánh giá hiệu suất dưới nhiễu AGWN và các biến thể kênh, cho thấy khả năng khái quát hóa mạnh mẽ của mô hình. Độ chính xác của phương

pháp chúng tôi đề xuất được so sánh với các cách tiếp cận hiện có [8-10, 22], chứng minh tính hiệu quả của phương pháp.

Cấu trúc bài báo như sau: Phần II thảo luận về những thách thức trong phân loại drone dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF; phần III trình bày phương pháp trích xuất đặc trưng và mô hình CNN được đề xuất; phần IV thiết lập thử nghiệm và trình bày kết quả các thử nghiệm nhận dạng drone.



Hình 1. Biểu đồ thời gian biên độ các dạng tín hiệu điều khiển drone.

2. Thách thức trong phân loại drone dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF

Truyền thông của drone thường hoạt động trong các băng tần ISM và sử dụng các kỹ thuật điều chế phổ trải rộng cho cả đường điều khiển và đường truyền tín hiệu video. Thông thường, tất cả các nguồn truyền đều sử dụng các kỹ thuật trải phổ như trải phổ nhảy tần (FHSS) và trải phổ chuỗi trực tiếp (DSSS). Các máy phát DSSS thường quét sóng vô tuyến phổ để xác định kênh không bị chiếm dụng và sau đó thiết lập liên lạc trong băng tần đã chọn. Ngược lại, máy phát FHSS truyền trên dải tần từ f_l đến $f_l + f_m$. Vì tất cả các nguồn hoạt động trong cùng băng tần, có thể sử dụng cùng một kỹ thuật điều chế, nên việc xác định và phân loại tín hiệu drone khó khăn, đặc biệt là trong các trường hợp có nhiều nhiễu các nguồn có mặt đồng thời.

Bảng 1. Các loại drone trong tập dữ liệu sử dụng

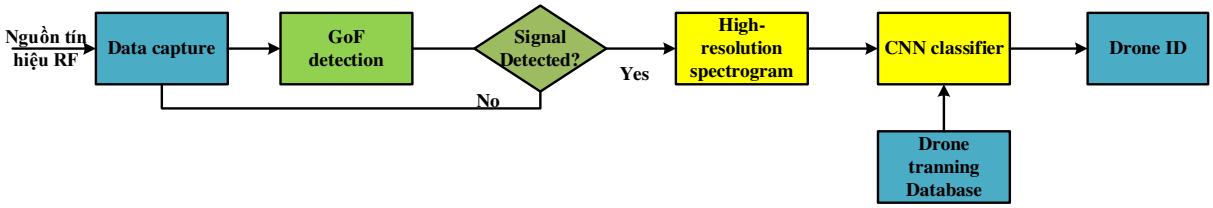
Drone ID	Brand	Model	Drone ID	Brand	Model
1	DJI	Matrice 100	9	Futaba	T8FG
2	DJI	Matrice 600 I	10	Graupner	MC32
3	DJI	Phantom 3	11	HobbyKing	HKT6A

Drone ID	Brand	Model	Drone ID	Brand	Model
4	DJI	Matrice 600 II	12	JetiDuplex	DC16
5	DJI	Phantom 4Pro I	13	Spektrum	DX5e
6	DJI	Phantom 4Pro II	14	Spektrum	DX6e
7	DJI	Inspire 1Pro	15	Spektrum	DX6i
8	Flysky	FST6	16	Spektrum	JRX903
			17	Turnigy	9X

Bảng 2. Tùy chọn trình huấn luyện

Tùy chọn	Giá trị
Bộ tối ưu (Optimizer)	SGDM
Hệ số gia tốc (Momentum factor)	0.9
Hệ số chính quy L2 (L2 regularization factor)	0.0001
Số epoch tối đa (Maximum epoch)	50
Tốc độ học (Learning rate)	0.01
Hệ số giảm tốc độ học (Learning rate drop factor)	0.1
Epoch giảm tốc độ học (Learning rate drop epoch)	10
Kích thước mini-batch (Mini-batch size)	16

Các tín hiệu vô tuyến của drone được sử dụng trong nghiên cứu này là tập dữ liệu được công bố trên IEEE Dataport [20]. Bộ dữ liệu được thu thập bao gồm 17 bộ điều khiển drone được sản xuất bởi 08 nhà sản xuất, như được liệt kê trong Bảng 1. Biểu đồ thời gian-điện áp của tín hiệu RF ghi lại được tại thời điểm phát hiện được hiển thị trong Hình 1. Chúng tôi sử dụng tín hiệu này vì tập dữ liệu có sẵn, tuy nhiên, phương pháp được đề xuất có thể được áp dụng khi thu trực tiếp các tín hiệu truyền từ drone đến bộ điều khiển của chúng. Sơ đồ chung được trình bày ở Hình 2.



Hình 2. Lưu đồ hệ thống phân loại drone dựa vào dấu vết tín hiệu vô tuyến drone.

3. Trích xuất đặc trưng và mô hình đề xuất

a) Trong nghiên cứu này, chúng tôi sử dụng Biến đổi Fourier thời gian ngắn (STFT) để trích xuất các tính năng từ tín hiệu RF của drone. Quá trình bắt đầu bằng việc phát hiện sự hiện diện và tần số của tín hiệu RF bằng thuật toán Goodness-of-Fit (GoF) [12, 13]. Một khi được phát

hiện, tín hiệu được phân tích để trích xuất các đặc trưng, như minh họa trong Hình 2. Phân tích thời gian-tần số được thực hiện sau khi áp dụng bộ lọc thông dải với tần số trung tâm F_c và băng thông [F_c 40 MHz, F_c + 40 MHz], tiếp theo là giảm mẫu xuống bằng $D = F_s/BW$. Sau đó, tín hiệu được phân thành *k* đoạn cửa sổ có chiều dài *M*, trượt với kích thước bước *R* mẫu. Mỗi phân đoạn trải qua biến đổi FFT, tạo ra các biểu diễn miền tần số $X_m(f)$, được tính như sau:

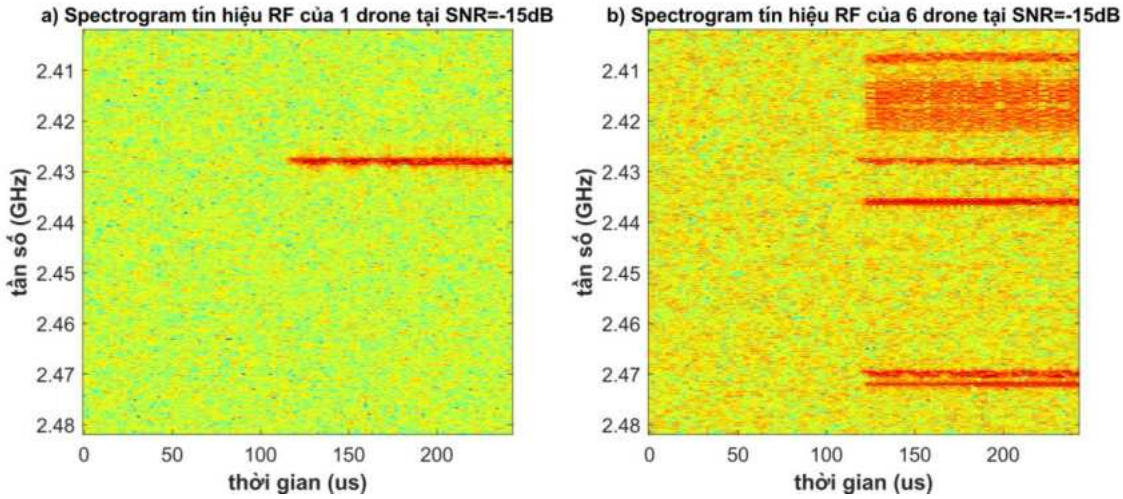
$$X_m(f) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} y(n)g(n - mR)\, e^{-j2\pi fn}$$

trong đó *g(n)* là một hàm cửa sổ có độ dài M và $X_m(f)$ biểu diễn FFT của dữ liệu cửa sổ.

Chân dung ảnh phổ (spectrogram) $S_m(f)$ được đưa ra bởi:

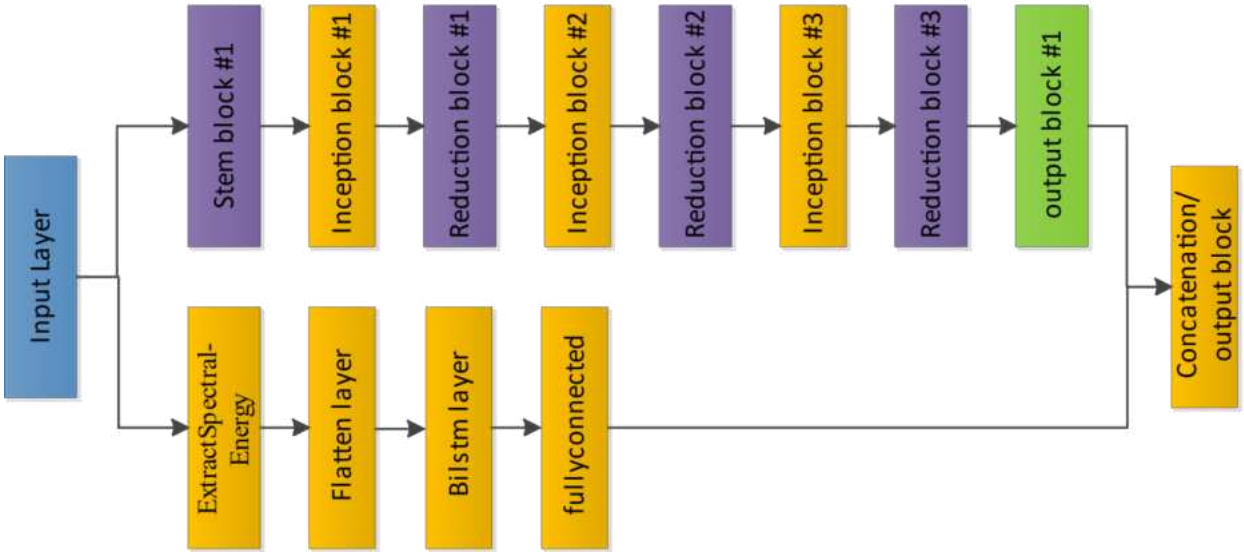
$$S_m(f) = |X_m(f)|^2$$

Chân dung ảnh phổ, được hiển thị trong Hình 3a, có kích thước trượt bằng 30% độ dài của cửa sổ, tạo ra ma trận 512x127 với độ phân giải tần số tương đương 150 kHz. Độ phân giải này cho phép quan sát chi tiết các đặc điểm tín hiệu và giảm sự can thiệp trong các tình huống nhiều drone, như được minh họa trong Hình 3b, mô tả sáu tín hiệu trong tập dữ liệu.



Hình 3. Spectrogram tín hiệu drone: a) 1 loại drone ngẫu nhiên; b) 6 loại drone ngẫu nhiên.

b) Phân loại điều chế tín hiệu tiềm năng đã được nghiên cứu rộng rãi sử dụng Học sâu (DL) trong những năm gần đây [14-16]. Những nghiên cứu này đã đã nêu bật một số ưu điểm của bộ phân loại dựa trên DL so với các bộ phân loại thông thường. Một bộ phân loại DL có thể xác định tín hiệu vô tuyến dựa trên đặc trưng thời gian và tần số của tín hiệu đầu vào mà không cần trích xuất đặc trưng chuyên biệt của tín hiệu. Cụ thể, đối với phân loại drone, kiến trúc CNN đã chứng minh hiệu suất tuyệt tốt [17-19].



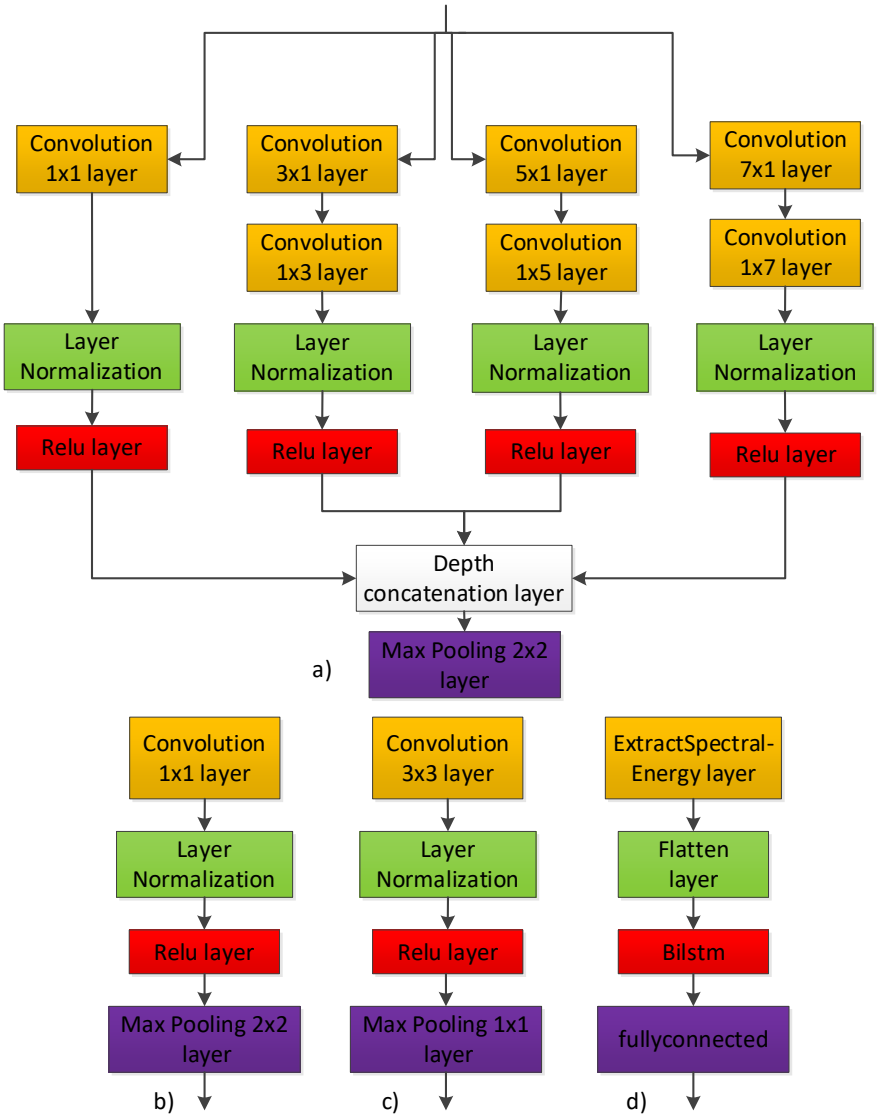
Hình 4. Mô hình phân loại drone được đề xuất

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất một mô hình Inception CNN kết hợp LSTM để phân loại 17 drone khác nhau, như thể hiện trong Hình 4. Mô hình gồm hai nhánh: nhánh inception CNN (iCNN) và nhánh LSTM. Được thiết kế để triển khai theo thời gian thực, mô hình sử dụng kiến trúc CNN đơn giản để cân bằng độ chính xác và hiệu quả.

Nhánh iCNN sử dụng các bộ lọc có kích thước khác nhau (1x1, 3x3, 5x5 và 7x7) để tăng cường khả năng trích xuất đặc trưng và đảm bảo khả năng tương thích với các drone có băng thông khác nhau. Mô hình iCNN bao gồm khối khởi đầu (stem), các khối inception, các khối giảm (reduction) và khối đầu ra. Các tham số khối chi tiết được cung cấp trong Bảng II.

Mô hình iCNN có kích thước đầu vào là 512x127. Các khối Stem, Reduction và Inception của mô hình được hiển thị trong Hình 5a, 5b và 5c. Khối Stem bao gồm một lớp tích chập 3x3, lớp LN, kích hoạt ReLU và 1x1 max-pooling. Khối stem thực hiện phát hiện cạnh, chuẩn hóa và lấy mẫu xuống. Khối Reduction, tương tự như Stem, sử dụng bộ lọc và bước nhảy kích thước 1x1 để giảm kích thước bản đồ tính năng và kiểm soát độ phức tạp. Khối Inception sử dụng bốn nhánh đầu vào. Mỗi nhánh của khối Inception sử dụng kích thước bộ lọc khác nhau, sử dụng phép tích chập tách rời (Separate convolution) để giảm thiểu các tham số. Đầu ra khối Inception được hợp nhất thông qua phép nối độ sâu, sau đó là phép gộp tối đa. Khối đầu ra của nhánh iCNN gồm các lớp dropout, fullyconnected và lớp flatten, nhằm đảm bảo ghép nối hợp lý với nhánh LSTM.

Nhánh LSTM thực hiện trích xuất các đặc trưng về năng lượng phổ của tín hiệu RF trên miền thời gian (hình 5d). Năng lượng phổ được tính toán thông qua biến đổi chân dung ảnh phổ (spectrogram) tại lớp ExtractSpectralEnergy. Lớp Bilstm thực hiện phân tích các đặc trưng năng lượng phổ tuần tự tại các thời điểm và ghi nhớ sự tương quan dài hạn giữa chúng. Số lớp ẩn của nhánh LSTM trong mô hình là 15.



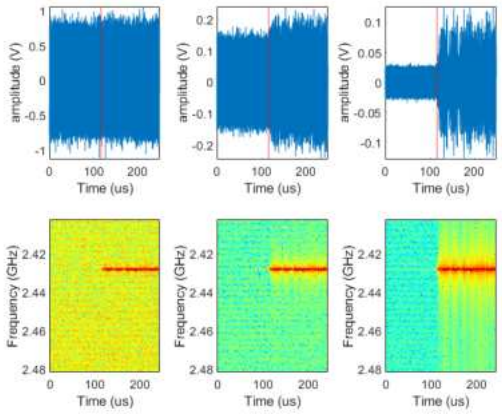
Hình 5. Module trong mô hình phân loại được đề xuất

Khối lớp kết nối đầu ra của mô hình bao gồm một lớp ghép nối thông qua phép cộng, tiếp đó, lớp được kết nối đầy đủ, lớp kích hoạt sigmoid, và lớp phân loại.

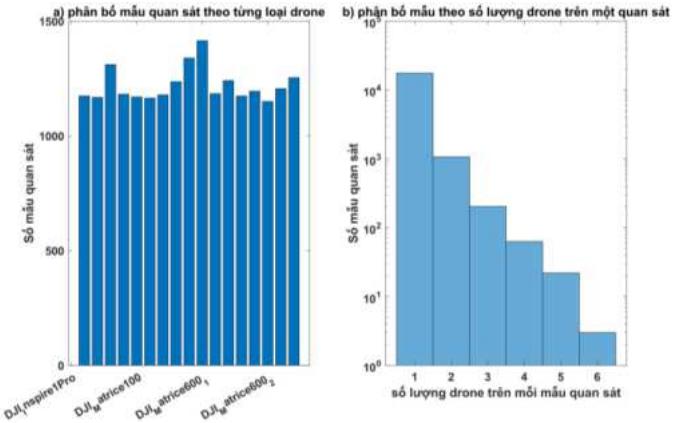
Từ kiến trúc CNN, số lượng có thể học được tham số là 2,4 M.

4. Thiết lập thử nghiệm và kết quả

Bộ dữ liệu tín hiệu RF của drone, có nguồn gốc từ IEEE Dataport, được thu thập theo điều kiện lý tưởng của phòng thí nghiệm và để mô phỏng các tình huống thực tế tập dữ liệu đã được tăng cường theo các giả định. Hiệu suất của mô hình CNN đề xuất được đánh giá bằng cách sử dụng các mô phỏng trình bày dưới đây, với các thiết lập được nêu trong Bảng 2. Mô hình sử dụng phương pháp giảm độ dốc ngẫu nhiên với động lượng (0,9), điều chỉnh L2 (0,001), tối đa 50 kỷ nguyên huấn luyện, học tập ban đầu tỷ lệ 0,01 (giảm xuống 0,001 sau 10 kỷ nguyên) và kích thước lô nhỏ là 16. Các mô phỏng được thực hiện trong MATLAB trên PC có bộ xử lý Intel Core i5-9400F CPU và GPU RTX 2060S.



Hình 6. Dạng sóng và spectrogram tín hiệu drone tại các mức SNR khác nhau



Hình 7. Số lượng mẫu quan sát và phân bố số lượng drone trên 1 ảnh tại tập dữ liệu nhiều drone cùng xuất hiện

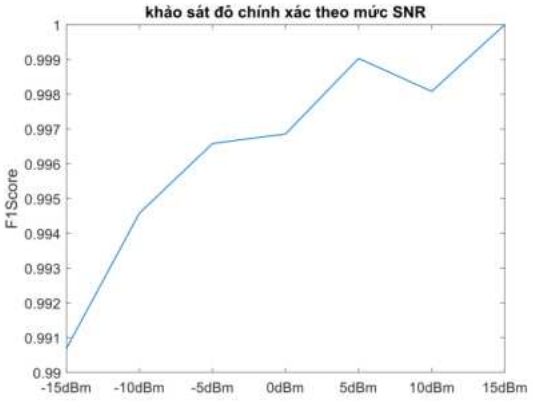
4.1. Thí nghiệm trong điều kiện AWGN và đa đường

Bộ dữ liệu gốc có SNR khoảng 30 dB cho toàn bộ tập. Chúng tôi đã mở rộng tập dữ liệu này bằng cách thêm tiếng ồn trắng có mức độ khác nhau, cung cấp một tập dữ liệu mới với SNR dao động từ -15 dB đến +15 dB, với bước +5dB. Tiếng ồn được tạo ra thông qua quá trình sau.

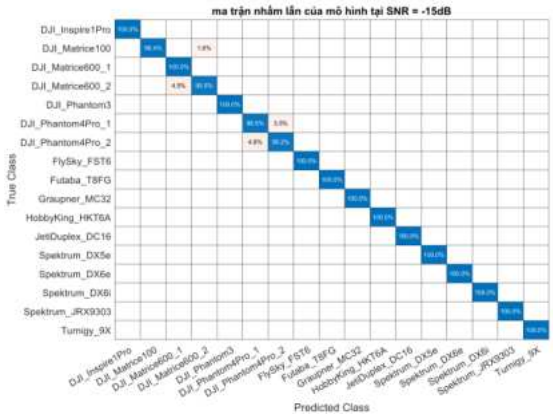
Công suất tín hiệu được xác định bằng cách xác định điểm mà tín hiệu RF tăng lên trên tiếng ồn, sử dụng phương pháp phát hiện điểm thay đổi trung bình (MCPD) [21]. MCPD xác định sự bắt đầu của quá trình thay đổi bằng cách tối đa hóa sự khác biệt trong thống kê trước và sau một phân đoạn.

Sử dụng điểm bắt đầu này, công suất tín hiệu được tính toán và công suất nhiễu được suy ra dựa trên SNR mong muốn. Cuối cùng, nhiễu được thêm vào tín hiệu để tạo ra tín hiệu nhiễu mong muốn. Hình 7 hiển thị dạng sóng và spectrogram tín hiệu drone tại nhiều mức độ khác nhau. Mức SNR, với điểm bắt đầu của tín hiệu RF được đánh dấu bằng đường màu đỏ.

Bộ dữ liệu mô phỏng để phân loại bao gồm 300 mẫu cho mỗi loại drone ở mỗi mức SNR. Với 17 loại drone, bộ dữ liệu có tổng cộng 35.700 hình ảnh spetrogram cho 7 mức SNR. 80% bộ dữ liệu được chia thành tập đào tạo và 20% - thành tập xác thực.



Hình 8. Biểu đồ độ chính xác mô hình theo SNR



Hình 9. Biểu đồ nhầm lẫn mô hình tại -15 dB SNR

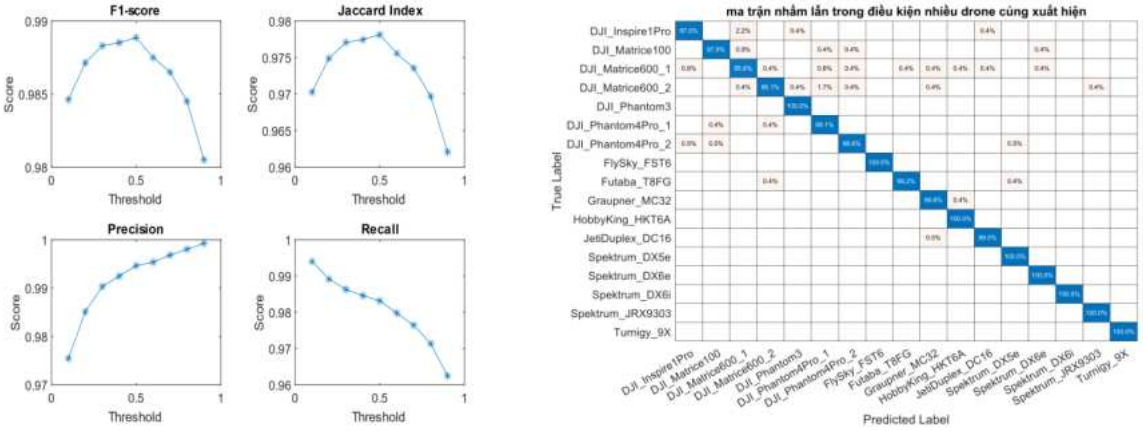
Độ chính xác phân loại theo AWGN là 99,65%, như được mô tả trong Hình 8. Độ chính xác giảm nhẹ khi nhiễu tăng, từ 99,07% ở -15 dB SNR đến 100% ở +15 dB SNR. Độ mạnh mẽ này là do bộ lọc thông dải được áp dụng trong quá trình xử lý trước, giúp giảm nhiễu trong miền thời gian-tần số. Ma trận nhầm lẫn ở -15 dB SNR được hiện thị tại hình. Sai số phân loại chủ yếu giữa DJI Phantom 4Pro I và Phantom 4Pro II, vì chúng sử dụng các tín hiệu truyền tương tự. Mặc dù vậy, mô hình hoạt động tốt, duy trì độ chính xác cao ngay cả ở mức SNR thấp.

Kết quả mô phỏng AWGN cho thấy độ chính xác giảm không đáng kể ở các mức SNR. Để tối ưu hóa thời gian mô phỏng, tình huống fading đa đường và nhiều drone chỉ được mô phỏng ở SNR thấp nhất là -15 dB. Tín hiệu được truyền qua các kênh Rayleigh với độ trễ đường truyền là [0, 200, 800, 1200, 2300, 3700] × 10^{-9} giây, các hệ số khuếch đại là [0, -0,9, -4,9, -8, -7,8, -23,9] dB và độ dịch chuyển Doppler tối đa là 100 Hz (tương đương với 125 m/s). Mô hình đạt độ chính xác 99,18% trong điều kiện fading đa đường, làm nổi bật những thách thức lớn hơn so với nhiễu AWGN.

4.2. Thí nghiệm trong điều kiện nhiều drone cùng xuất hiện

Phần này sẽ xem xét một tình huống trong đó nhiều drone xuất hiện cùng lúc. Bộ dữ liệu được tạo ra bằng cách kết hợp ngẫu nhiên các mẫu tín hiệu từ từng loại drone để mô phỏng sự đồng thời xuất hiện. Các mẫu quan sát có 01 drone tuân theo sự phân phối đồng đều, trong khi các mẫu nhiều drone cùng xuất hiện tuân theo sự phân phối logarit, phản ánh sự hiếm hoi tình huống đồng thời xuất hiện các drone trong các thực tế. Một ví dụ về mẫu drone đa năng được thể hiện trong Hình 3b, trong đó có 6 drone khác nhau xuất hiện cùng lúc. Hình 8 cho thấy sự phân bố số lượng mục tiêu trên hình ảnh spectrogram và số lượng loại drone được quan sát thấy trong tập dữ liệu. Tập dữ liệu trong điều kiện này bao gồm 18.974 hình ảnh quang phổ. Trong điều kiện giả định này, tham số F1 xác định bằng 98,89%.

Trong tất cả các điều kiện giả định của nghiên cứu này, ngưỡng cho bộ quyết định được chọn là 0.5. Việc lựa chọn giá trị ngưỡng đã được nghiên cứu như thể hiện trong Hình. 10. Khi ngưỡng tăng lên, độ chính xác tăng lên nhưng điểm F1 là giảm đáng kể. Do đó, hệ số ngưỡng đã được chọn là 0,5.



Hình 10. Biểu đồ khảo sát ảnh hưởng ngưỡng của bộ quyết định đến độ chính xác phân loại và biểu đồ nhầm lẫn trong điều kiện nhiều drone cùng xuất hiện một lúc

Bảng 3. Kết quả nghiên cứu đề xuất và các công bố dùng chung tập dữ liệu

Nghiên cứu	Tập dữ liệu	Đặc trưng	Bộ phân loại	Số drone	Độ chính xác
[8]	[20]	Kurtosis, entropy, variance	ML algorithms	15	40% tại 0 dB SNR
[9]	[20]	Kurtosis, entropy, variance	ML algorithms	15	50% tại 0 dB SNR
[10]	[20]	Spectrogram	CNN	15	98% tại 0 dB SNR
[22]	[20]	Spectrogram	CNN	17	98% tại -15 dB SNR
Nghiên cứu này	[20]	Spectrogram	iCNN kết hợp LSTM	17	99% tại -15 dB SNR

5. Kết luận

Trong bài báo này, chúng tôi đề xuất một mô hình CNN kết hợp LSTM để phân loại hiệu drone trong nhưng điều kiện nhiễu khác nhau và tình huống nhiều drone xuất hiện cùng một lúc. Chúng tôi đã sử dụng một tập dữ liệu của 17 drone thương mại và đánh giá hiệu suất phân loại trong AWGN và môi trường đa đường dẫn. Hơn nữa, chúng tôi đã so sánh hiệu suất phân loại của mô hình của chúng tôi với các nghiên cứu đã công bố khác dùng chung tập dữ và cho thấy phương pháp đề xuất của chúng tôi có những ưu điểm hơn. Ở khoảng -15 dB SNR, chúng tôi đã đạt được độ chính xác phân loại xấp xỉ 99% cho tất cả các trường hợp thử nghiệm. Trong công việc tương lai, chúng tôi sẽ nghiên cứu hiệu suất phân loại trong kịch bản chồng chéo tần số. Cùng với đó, chúng tôi sẽ nghiên cứu sự kết hợp của phát hiện, định vị và phân loại tín hiệu RF.

Tài liệu tham khảo

1. Solodov, A. Williams, S. Hanaei, and B. Goddard, "*Analyzing the threat of unmanned aerial vehicles (uav) to nuclear facilities*," Security Journal, 04 2017.
2. P. Cisar, R. Pinter, S. M. Cisar, and M. Gligorijevic, "*Principles of antidrone defense*," in Proc. 11th IEEE Int. Conf. Cognit. Infocommunications (CogInfoCom), pp. 000019–000026, (2020).
3. S. Al-Emadi, A. Al-Ali, and A. Al-Ali, "*Audio-based drone detection and identification using deep learning techniques with dataset enhancement through generative adversarial networks*," Sensors, vol. 21, no. 15, p. 4953, (2021).
4. G. Ding, Q. Wu, L. Zhang, Y. Lin, T. A. Tsiftsis, and Y.-D. Yao, "*An amateur drone surveillance system based on the cognitive Internet of Things*," IEEE Commun. Mag., vol. 56, no. 1, pp. 29–35, (2018).
5. P. Nguyen, M. Ravindranatha, A. Nguyen, R. Han, and T. Vu, "*Investigating cost-effective rf-based detection of drones,*" 06 2016, pp. 17–22.
6. P. Kosolyudhthasarn, V. Visoottiviseth, D. Fall, and S. Kashihara, "*Drone detection and identification by using packet length signature,*" in 2018 15th International Joint Conference on Computer Science and Software Engineering (JCSSE), 2018, pp. 1–6.
7. M. Al-Sa'd, A. Al-Ali, T. Khattab, and A. Erbad, "*Rf-based drone detection and identification using deep learning approaches: An initiative towards a large open source drone database*," Future Generation Computer Systems, vol. 100, 05 2019.

8. M. Ezuma, F. Erden, C. K. Anjinappa, O. Ozdemir, and I. Guvenc, "*MicroUAV detection and classification from RF fingerprints using machine learning techniques*," in Proc. IEEE Aerosp. Conf., Mar. 2019, pp. 1–13.

9. M. Ezuma, F. Erden, C. K. Anjinappa, O. Ozdemir, and I. Guvenc, "*Detection and classification of UAVs using RF fingerprints in the presence of Wi-Fi and Bluetooth interference*," IEEE Open J. Commun. Soc., vol. 1, pp. 60–76, 2020.

10. S. Basak, S. Rajendran, S. Pollin, and B. Scheers, "*Drone classification from RF fingerprints using deep residual nets*," in Proc. Int. Conf. Commun. Syst. Netw. (COMSNETS), Jan. 2021, pp. 548–555.

11. E. Ozturk, F. Erden, I. Guvenc, "*RF-based low-SNR classification of UAVs using convolutional neural networks,*" ITU Journal on Future and Evolving Technologies, Vol. 2, Jul. 2021, pp. 39-52.

12. B. Scheers, D. Teguig, and V. Le Nir, "*Wideband spectrum sensing technique based on goodness-of-fit testing,*" in 2015 International Conference on Military Communications and Information Systems (ICMCIS), 2015, pp. 1–6.

13. S. Basak and B. Scheers, "*Passive radio system for real-time drone detection and doa estimation*," in 2018 International Conference on Military Communications and Information Systems (ICMCIS), May 2018, pp. 1–6.

14. S. Rajendran, W. Meert, D. Giustiniano, V. Lenders, and S. Pollin, "*Deep learning models for wireless signal classification with distributed lowcost spectrum sensors*," IEEE Transactions on Cognitive Communications and Networking, 2018.

15. T. J. O'Shea, T. Roy, and T. C. Clancy, "*Over-the-air deep learning based radio signal classification,*" IEEE Journal of Selected Topics in Signal Processing, vol. 12, no. 1, Feb 2018, pp. 168–179.

16. E. Perenda, S. Rajendran, and S. Polin, "*Automatic modulation classification using parallel fusion of convolutional neural networks*," june, 2019.

17. K. Bremnes and R. Moen, S. R. Yeduri, "*Classification of UAVs utilizing fixed boundary empirical wavelet sub-bands of RF fingerprints and deep convolutional neural network*," IEEE Sensors Journal, Vol. 22, Nov 2022.

18. O. O. Medaiyese, M. ezuma, A. P. Lauf, I. Guvenc "*Wavelet transform analytics for RF-based UAV detection and identification system using machine learning*," Pervasive and Mobile Computing, Vol. 82, june 2022.

19. S. Basak, S. Rajendran, S. Pollin, B. Scheers, "*Combined RF-Based Drone Detection and Classification*," IEEE Transactions on Cognitive Communications and Networking, Vol. 8, Mar 2022.

20. M. Ezuma, F. Erden, C. K. Anjinappa, O. Ozdemir, and I. Guvenc, "*Drone remote controller RF signal dataset*," Tech. Rep., 2020, doi:10.21227/ss99-8d56.

21. L. Huang, M. Gao, C. Zhao, and X. Wu, "*Detection of Wi-Fi transmitter transients using statistical method,*" in Proc. IEEE Int. Conf. Signal Process., Commun. Comput. (ICSPCC), Aug. 2013, pp. 1–5.

22. N. V. Bắc, H. V. Phúc, Đ. V. Sáng, H. X. Tĩnh, T. Đ. Linh, "*Ứng dụng mô hình học sâu CNN và kỹ thuật lọc CFAR cho nhận dạng drone dựa trên dấu vết tín hiệu vô tuyến RF trong điều kiện nhiễu*," Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ quân sự (JMST), 6.2024, pp. 30-40.

Drone classification from RF fingerprints using deep learning Network

Abstract*: The drone industry is developing rapidly, and the presence of drones is covering many different fields and areas. The detection, classification, and control of drones are becoming urgent, especially in airports, factories, and important areas in the inner city, etc. In the urban scenario, with a limited line of sight due to obstructions, the method of detecting and identifying drones using radio frequency (RF) signals has many advantages over other methods. In this paper, we present a drone RF passive signal of the drone. The performance of the model is evaluated under different conditions based on available real-world data sets. The classification model is evaluated under AWGN interference conditions, and multipath fading conditions with assumed Doppler frequencies. The case of multiple drones simultaneously present is also thoroughly evaluated. The results of the model classification accuracy evaluation were 99% in all conditions achieved.*

Keywords: Anti-drone systems, convolutional neural networks (CNNs), spectrograms, unmanned aerial vehicles (UAVs), UAV classification

Nghiên cứu, thiết kế bộ khuếch đại OTA dựa trên kỹ thuật số

Lê Phú Cường[1], Hoàng Văn Phúc[1], Nguyễn Văn Trung[1]
[1]*Viện Tích hợp hệ thống; Học viện Kỹ thuật Quân sự*
Email: Lephucuongttmta@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo này giới thiệu bộ khuếch đại transconductance hoạt động (Operational Transconductance Amplifier - OTA) dựa trên kỹ thuật số (DIG-OTA) với hiệu suất năng lượng cao, hoạt động ở mức điện áp siêu thấp (ULV). Mạch sử dụng một kiến trúc mới để điều khiển tín hiệu đầu vào chế độ chung bằng cách áp dụng các bộ đảo nổi. Các mô phỏng nguyên lý sử dụng công nghệ CMOS 180nm cho thấy rằng, với mức điện áp cung cấp 400mV, mạch đạt được độ lợi DC là 48dB trong khi chỉ tiêu thụ 4nW. Hơn nữa, với biên độ tín hiệu đầu vào là 10mV, DIG-OTA cho thấy băng thông độ lợi (Gain Bandwidth Product - GBW), và tốc độ truyền (Slew Rate) cải thiện so với hai mạch digital OTA điển hình trước đây, trong khi vẫn giảm được độ méo điều hòa toàn phần (Total Harmonic Distortion - THD).

Từ khóa: *Internet vạn vật; điện áp thấp; công suất thấp; kỹ thuật số; floating inverter; OTA.*

1. Giới thiệu

Lĩnh vực thiết kế vi mạch tích hợp đang đối mặt với những thách thức đáng kể do sự bùng nổ của các thiết bị Internet vạn vật (IoT) [1]. Vì các thiết bị này đôi khi được cung cấp năng lượng bởi pin dung lượng thấp hoặc kết hợp với các thiết bị thu hoạch năng lượng, các hệ thống cần phải nhỏ gọn hơn và tiêu thụ ít năng lượng hơn.

Sự tiến bộ của công nghệ đã làm cho các mạch kỹ thuật số trở nên ưu việt hơn. Ngược lại, các hệ thống con tương tự (analog subsystems) lại là điểm nghẽn về không gian chiếm dụng và tiêu tán năng lượng [2]. Trong các hệ thống con tương tự như bộ lọc, mạch điều chỉnh tín hiệu đầu vào, hoặc bộ khuếch đại giữa các tầng cho ADC, các bộ khuếch đại OTA là các thành phần quan trọng. Chúng phải đáp ứng yêu cầu về diện tích nhỏ và tiêu tán năng lượng thấp để được sử dụng trong thiết kế các thiết bị IoT.

Qua thời gian, nhiều mạch tương tự đã được tái cấu trúc theo hướng kỹ thuật số để tận dụng những cải tiến công nghệ và lợi ích từ quy trình thiết kế kỹ thuật số, nhằm giảm khoảng cách hiệu suất giữa các hệ thống tương tự và kỹ thuật số. Bộ khuếch đại transconductance dựa trên kỹ thuật số (DIGOTA - Digital-based Operational Transconductance Amplifier) đã được nghiên cứu phát triển [4] – [6]. Nhiều nghiên cứu đã cho thấy rằng DIGOTA phù hợp với các yêu cầu đặc thù trong không gian Internet vạn vật (IoT).

Mạch được đề xuất trong [4] được triển khai bằng công nghệ CMOS 180nm, được thiết kế để điều khiển tải tối đa là C_L = 80 pF. Để đạt được sự khớp chính xác, các transistor PMOS kích thước lớn đã được sử dụng trong các điện trở giả dựa trên bộ đảo của mạch cộng. Một mạng hiệu chỉnh đã được tích hợp vào bộ khuếch đại chế độ vi sai (Differential Mode - DM) để giảm thiểu sự không khớp điện áp ngưỡng V_T và giảm độ lệch đầu vào. Các thông số hiệu suất đã được xác thực thông qua các mô phỏng sau khi bố trí mạch, làm nổi bật khả năng mở rộng của kiến trúc nhờ sự phổ biến rộng rãi của các thành phần kỹ thuật số. Tuy nhiên, nhược điểm lớn bao gồm yêu cầu phải hiệu chỉnh và sự hiện diện của mạng cộng thụ động, làm tăng độ phức tạp.

Thiết kế được giới thiệu trong bài báo [5] đã giải quyết những hạn chế của quy trình hiệu chỉnh, vốn làm tăng diện tích silicon, và thay thế mạng đầu vào thụ động. Thay vào đó, giai đoạn đầu vào đã tích hợp một phần tử logic Muller-C, giúp bù hiệu quả các hiệu ứng chế độ chung mà không cần hiệu chỉnh. Thiết kế này loại bỏ sự cần thiết của dòng phân cực trong

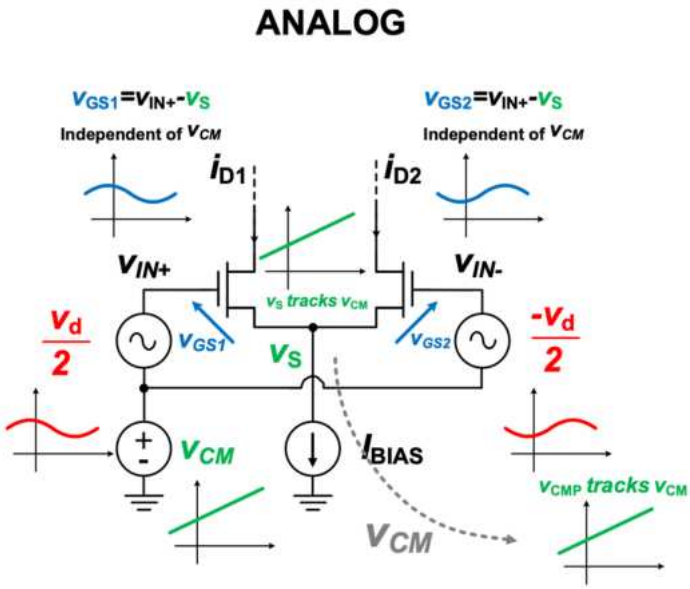
các thành phần thụ động, cải thiện hiệu suất. Bằng cách loại bỏ nhu cầu hiệu chỉnh, thiết kế giảm thiểu độ phức tạp và diện tích sử dụng, làm cho nó phù hợp hơn với các ứng dụng IoT có khả năng mở rộng.

Trong bài báo này, chúng tôi giới thiệu một DIG-OTA mới sử dụng bộ floating inverter và cổng kỹ thuật số, được gọi là bộ khuếch đại OTA dựa trên bộ đảo nối và kỹ thuật số (FI-DOTA). Phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau: Trong Phần 2, chúng tôi mô tả FI-DOTA, bao gồm nguyên lý hoạt động của mạch vi sai tương tự dựa trên kỹ thuật số và thiết kế FI-DOTA. Phần 3 trình bày kết quả mô phỏng và các thảo luận. Cuối cùng, chúng tôi kết luận bài báo ở Phần 4.

2. Nguyên lý và thiết kế FI-OTA

2.1 Nguyên lý hoạt động của mạch vi sai dựa trên kỹ thuật số

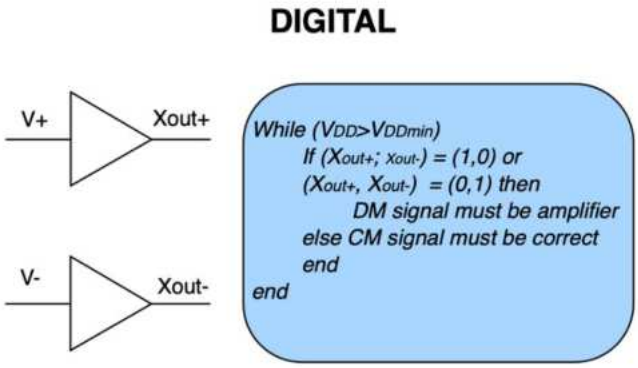
Trong phần này, nguyên lý hoạt động của mạch vi sai dựa trên kỹ thuật số sẽ được đề cập trước, sau đó được ứng dụng để thiết kế FI-DOTA.



Hình 1. Sơ đồ mạch vi sai tương tự NMOS

Theo [3], việc thêm một bộ theo dõi tín hiệu chế độ chung *(CM)* và mạng cộng vào hai bộ đệm kỹ thuật số có thể mang lại hành vi tương đương (tức là tái tạo hành vi V_S của một cặp vi sai cổ điển). Trong một cặp vi sai NMOS tiêu chuẩn như trên hình 1, tín hiệu chế độ chung *(CM)* được theo dõi bởi điện áp V_S của nút nguồn chung S và được trừ ra khỏi các đầu vào bên ngoài trong điện áp cổng-nguồn của các thiết bị đầu vào. Kết quả là điện áp điều khiển của các thiết bị đầu vào trở nên độc lập với điện áp chế độ chung *(CM)* và dòng điện qua các cực thoát của chúng tỷ lệ với tín hiệu đầu vào chế độ vi sai V_d. Nói cách khác, nút V_S sẽ theo $V_{cm}= (V_{in+} + V_{in-})/ 2$ liên tục theo thời gian, nhưng giữ nguyên khi $v_d = (V_{in+} - V_{in-}) \# 0$.

Một bộ khuếch đại chế độ vi sai (DM Amplifier) (xem Hình 2) được sử dụng để cảm nhận tín hiệu đầu vào tương tự. Hai bộ đệm kỹ thuật số tạo thành chế độ vi sai *(DM)* và mức độ của các điện áp đầu vào so với các điểm chuyển đổi điện áp *(V_T)* của bộ đệm được phân tích thông qua bốn trạng thái logic đầu ra có thể: $(OUT^+, OUT^-) = (0, 0), (1, 1), (1, 0), (0, 1)$.



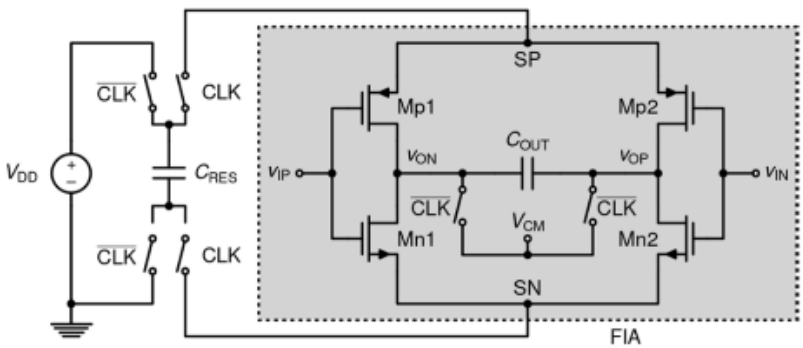
Hình 2. Nguyên lý khuếch đại vi sai dùng phần tử số

Khi (OUT$^+$, OUT$^-$) = (0, 1) hoặc (1, 0), điều này có nghĩa là $v_d > 0$ hoặc $v_d < 0$ tương ứng, và các giá trị logic của các bộ đệm phản ánh dấu của tín hiệu chế độ vi sai *(DM).* Đối với trường hợp (OUT$^+$, OUT$^-$) = (0, 0) hoặc (1, 1), tức là $|v_d / 2| < |v_{CM} - V_T|$, cần có một mạch phụ để theo dõi và trừ tín hiệu chế độ chung *(CM)* từ đầu vào của bộ đệm. Bằng cách sử dụng (OUT$^+$, OUT$^-$) như cảm biến chế độ chung, một bộ trích xuất chế độ chung (CM Extractor) được triển khai trong vòng lặp cùng với một mạng cộng để hiệu chỉnh tín hiệu CM đầu vào.

2.2. Bộ khuếch đại đảo nổi (Floating Inverter Amplifier-FIA)

2.2.1. Bộ khuếch đại Inverter nổi (FIA)

Khái niệm về Bộ khuếch đại Inverter Nổi (FIA) được sử dụng trong công trình này được mô tả trong [7]. Nó bao gồm việc cung cấp năng lượng cho bộ khuếch đại push-pull từ một tụ điện dự trữ. Hình 3 cho thấy cấu trúc của FIA.



Hình 3. Mạch FIA

Trong giai đoạn reset của cấu trúc FIA, tụ điện dự trữ (C_{RES}) được sạc bởi các điện áp cung cấp, trong khi các nút đầu ra V_{ON} và V_{OP} được đặt lại về điện áp chế độ chung $V_{CM} = V_{DD}/2$. Trong giai đoạn so sánh, FIA thực hiện tích phân động tại các nút V_O, phụ thuộc vào điện áp đầu vào vi sai ($V_{IP} - V_{IN}$). Tụ điện dự trữ nổi của FIA tạo ra một miền năng lượng cô lập, cung cấp hành vi riêng biệt cho mạch. Vì các dòng điện đi vào và ra khỏi C_{RES} phải bằng nhau, và tất cả dòng điện (sạc) / (xả) của các nút đầu ra đều đến từ C_{RES}, dòng điện chế độ chung đi vào tụ điện C_{OUT} bị buộc phải bằng không. Điều này là do dòng điện từ tấm trên của C_{RES} đến một nút đầu ra phải được cân bằng với dòng điện đi từ nút đầu ra bổ sung đến tấm dưới. Đặc điểm này đảm bảo rằng việc khuếch đại không phụ thuộc vào điện áp chế độ chung

của đầu vào. Hơn nữa, nó mang lại những lợi thế trong việc cân bằng giữa nhiễu và tiêu thụ năng lượng [8]. Khi quá trình tích phân tiếp tục, điện áp trên C_{RES} giảm, làm giảm điện áp overdrive của các cặp inverter. Trong giai đoạn này, điện trở transconductance gm = ID tăng lên khi điện áp overdrive giảm. Tín hiệu đầu vào được tích hợp liên tục vào tụ điện tích phân C_{OUT} trong suốt quá trình này.

2.2.2. FIA phù hợp để thiết kế bộ OTA số

Điều chỉnh điện áp chế độ chung đầu vào: Bộ inverter nổi có thể tách rời hiệu quả giai đoạn đầu vào khỏi điện áp cung cấp, cho phép điều chỉnh điện áp chế độ chung đầu vào một cách độc lập. Tính năng này rất quan trọng đối với các OTA dựa trên kỹ thuật số, nơi cần kiểm soát chế độ chung chính xác để đảm bảo tính tuyến tính và phạm vi động [9].

Tăng cường tính linh hoạt trong các miền điện áp: Các bộ inverter nổi cho phép hoạt động trên các miền điện áp khác nhau. Khả năng thích ứng này giúp việc tích hợp với các mạch điều khiển kỹ thuật số trở nên dễ dàng hơn và đạt được hoạt động ở điện áp thấp, điều này là yêu cầu phổ biến trong các OTA tiên tiến.

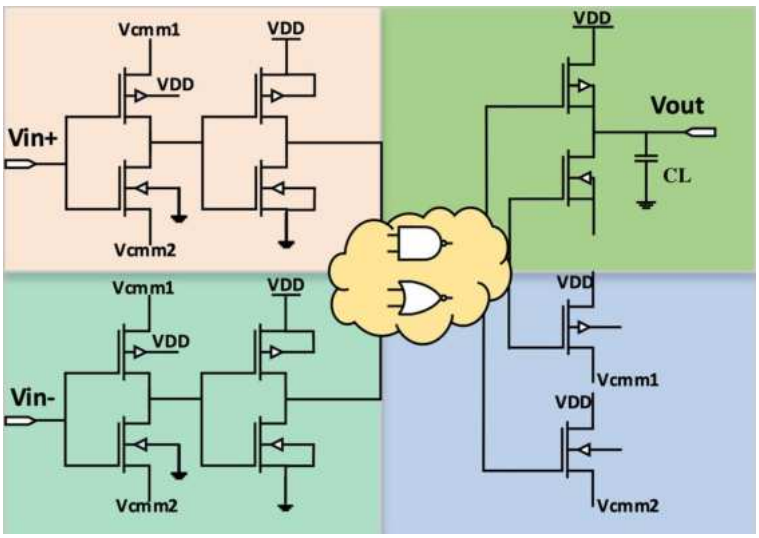
Tương thích với điều khiển kỹ thuật số: Một bộ inverter nổi có thể được thiết kế để được điều khiển kỹ thuật số, cho phép điều chỉnh điểm lệch đầu vào theo chương trình. Điều này có lợi trong các OTA dựa trên kỹ thuật số, nơi tín hiệu kỹ thuật số có thể điều chỉnh động hoặc tối ưu hóa hiệu suất của OTA.

Hiệu quả về diện tích và công suất: Các bộ inverter nổi thường có kích thước nhỏ gọn và tiết kiệm năng lượng, điều này rất phù hợp với yêu cầu của thiết kế OTA dựa trên kỹ thuật số, đặc biệt là đối với các ứng dụng di động và IoT.

Tóm lại, khả năng của bộ inverter nổi trong việc cung cấp kiểm soát điện áp chế độ chung chính xác, tính linh hoạt trong hoạt động của các miền điện áp và khả năng tương thích với cơ chế điều chỉnh kỹ thuật số làm cho nó trở thành sự lựa chọn phù hợp cho DB-OTA. FI-DOTA được tạo thành từ các khối sau: Khối đầu vào, mạch điều khiển chế độ chung và bộ đầu ra.

2.3. Thiết kế FI-DOTA

FI-DOTA được đề xuất được thiết kế theo công nghệ 180nm theo các tiêu chí thiết kế kỹ thuật số. Sơ đồ chi tiết của bộ khuếch đại được hiển thị trong Hình 4.



Hình 4. Sơ đồ nguyên lý mạch FI-OTA

Trong thiết kế kỹ thuật số siêu tiết kiệm năng lượng (ULP), điện áp cung cấp (V_{DD}) thường được thiết lập tại Điểm Năng Lượng Tối Thiểu (MEP) [10] để tối ưu hóa hiệu quả năng lượng. Đối với công nghệ CMOS 180nm, điện áp MEP thường dao động từ 0.3V đến 0.5V, tùy thuộc vào hoạt động chuyển mạch và tải mục tiêu của mạch. Trong bài báo này, điện áp cung cấp là 400mV được sử dụng cho thiết kế.

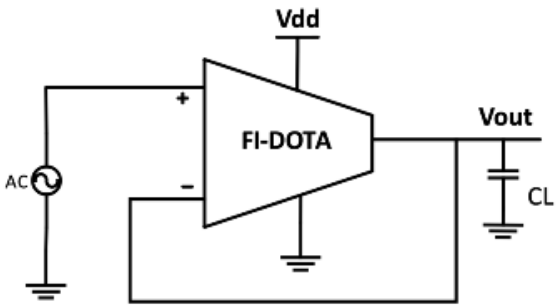
Các transistor PMOS và NMOS của bộ inverter nổi được kích thước để cân bằng mức chế độ chung với sai số tối thiểu. Cặp đầu vào được kết nối trực tiếp với bộ inverter nổi để thiết lập động điện áp chế độ chung. Bộ inverter CMOS được thiết kế bằng cách đặt điện áp ngưỡng logic V_T bằng một nửa điện áp cung cấp V_{DD}. Để đảm bảo bộ inverter hoạt động đối xứng, tỷ lệ chiều rộng giữa các transistor PMOS và NMOS được tính toán dựa trên các điện áp ngưỡng khác nhau của chúng VTn, VTp và các giá trị độ di động μn và μp. Để giảm thiểu điện dung cổng, kích thước transistor tối thiểu được chọn.

Một cấu hình mạch khuếch đại đầu ra điển hình cho mạch như vậy là dạng push-pull, trong đó các MOSFET (PMOS và NMOS) làm việc cùng nhau để điều khiển điện áp đầu ra lên xuống một cách hiệu quả. Các transistor PMOS và NMOS cần được kích thước dựa trên dòng điện đầu ra yêu cầu, điện dung tải và biên độ điện áp. Kích thước có thể được ước tính dựa trên dòng điện và điện áp cần thiết để đưa ra tải. Đối với dòng điện cao hơn, sẽ cần các transistor lớn hơn. Tuy nhiên, điều này làm tăng diện tích và điện dung nhiễu, có thể ảnh hưởng đến hiệu suất, đặc biệt là ở các tần số cao. CMMB được kích thước để cân bằng độ trễ lan truyền giữa các cổng logic. Dải điện áp phải đảm bảo rằng mạch điều khiển chế độ chung cung cấp dải điện áp đủ để bao phủ các điều kiện hoạt động của các OTA.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả mô phỏng

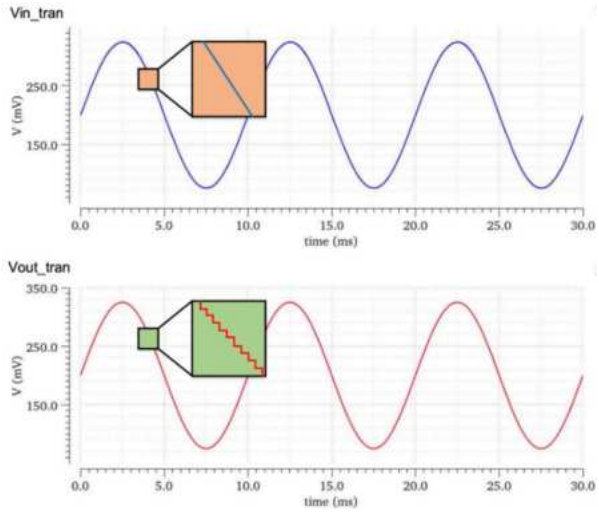
Vì nguyên lý hoạt động cơ bản của FI-DOTA là kỹ thuật số liên quan đến dao động, nên rất khó để mô phỏng bằng các phương pháp phân tích AC tín hiệu nhỏ truyền thống. Bộ khuếch đại phải được thiết kế và đặc trưng hóa bằng cách sử dụng phân tích quá độ. Hai cấu hình khác nhau của FI-DOTA đã được mô phỏng: một mạch hở được thiết lập như một bộ so sánh và một mạch kín được thiết lập như một bộ khuếch đại phản hồi. Để đánh giá các tham số về đáp ứng tần số, THD và tiêu thụ công suất của FI-DOTA, sơ đồ kiểm tra được thể hiện như trong Hình 5



Hình 5. Sơ đồ Testbench

Theo dõi điện áp

Với VDD = 400mV và trong cấu hình theo dõi điện áp, các dạng sóng đầu vào và đầu ra của FI-DOTA được hiển thị trong Hình 6 với đầu vào sóng sin có tần số 100 Hz, biên độ đỉnh 250mV và CL = 10pF.

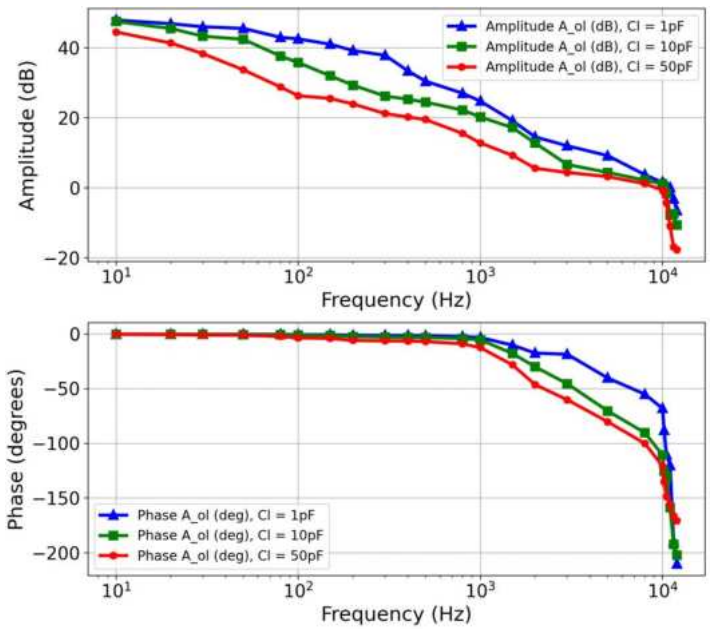


Hình 6. Giản đồ sóng tín hiệu V_{in} và V_{out}

Đáp ứng Tần số

Các mô phỏng trong miền thời gian với tín hiệu lớn đã được sử dụng để kiểm tra đáp ứng tần số của mạch vì phân tích tín hiệu nhỏ là không khả thi do hoạt động kỹ thuật số của mạch. Để thực hiện điều này, FI-DOTA đã được kiểm tra bằng cách sử dụng đáp ứng tần số khuếch đại vi sai và cấu hình theo dõi điện áp với đầu vào sóng sin có biên độ đỉnh 125 mV tại các tần số f_0 khác nhau. Tỷ lệ Biến đổi Fourier Nhanh (FFT) tại tần số cơ bản f_0 đã được sử dụng để đánh giá biên độ và pha của nó.

Khuếch đại DC tối đa đạt được là 48dB được thể hiện như trong Hình 7, được đạt được tại V_{pp} = 250mV, f_{in} = 10Hz.



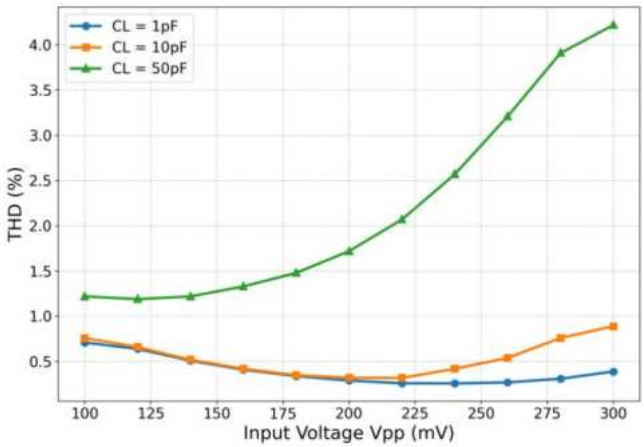
Hình 7. Đáp ứng tần số của mạch OTA

THD (Total Harmonic Distortion)

THD trong một OTA đề cập đến sự xuất hiện của các hài hoặc tần số không mong muốn do ảnh hưởng phi tuyến tính của bộ khuếch đại. THD được tính bằng cách so sánh công suất của tần số cơ bản (tín hiệu mong muốn) với công suất của các tần số hài (sự biến dạng do phi tuyến tính). Các hài là các bội số nguyên của tần số cơ bản, và THD được biểu thị dưới dạng phần trăm:

$$THD = \frac{\sqrt{V_2^2+V_2^3+\cdots+V_n^2}}{V_1}$$

Trong đó, V_1 là biên độ của tần số cơ bản, và $V_2, V_3, \ldots, V_n$ là biên độ của các hài.

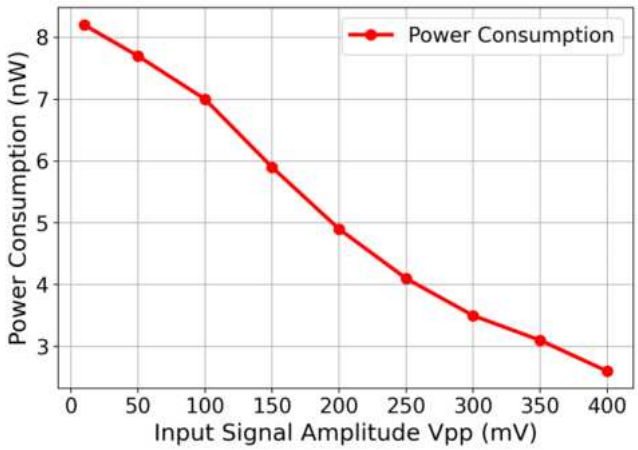


Hình 8. THD của mạch OTA

Trong Hình 8 cho thấy mối quan hệ giữa biên độ điện áp đầu vào Vpp và THD (%) đối với ba giá trị tải tụ khác nhau C_L: 1 pF, 10 pF và 50 pF. Biểu đồ nhấn mạnh rằng tải tụ thấp hơn (ví dụ: 1pF hoặc 10pF) mang lại độ tuyến tính tốt hơn (THD thấp hơn) và việc vận hành OTA trong phạm vi biên độ điện áp đầu vào vừa phải là rất quan trọng để đạt được độ biến dạng thấp. Khi giá trị điện dung tải và biên độ đầu vào tăng, THD tăng lên đáng kể do các tính phi tuyến tính vốn có của OTA và giới hạn trong khả năng lái của nó. Với các giá trị C_L nhỏ, tất cả các giá trị THD đều dưới 1%.

Công suất tiêu thụ

Hình 9 minh họa sự tiêu thụ công suất của OTA theo hàm biên độ tín hiệu đầu vào Vpp

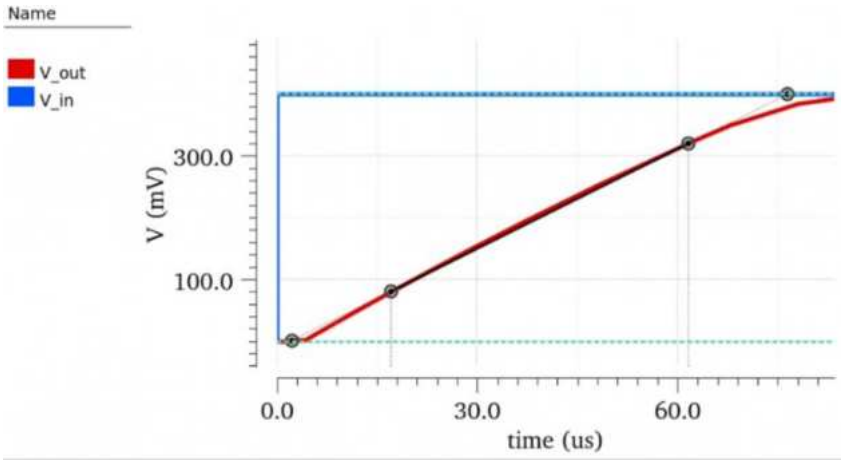


Hình 9. Công suất tiêu thụ của mạch OTA

Xu hướng giảm công suất khi Vpp tăng cho thấy khả năng của OTA hoạt động hiệu quả hơn ở các mức tín hiệu cao hơn. Hoạt động này có lợi cho các ứng dụng yêu cầu hoạt động tiêu thụ năng lượng thấp với tín hiệu đầu vào lớn. Tuy nhiên, công suất tiêu thụ ban đầu cao ở mức Vpp thấp có thể là một hạn chế đối với các ứng dụng xử lý tín hiệu biên độ thấp.

Slew Rate

Tốc độ thay đổi (Slew rate, SR) là tốc độ thay đổi tối đa của điện áp đầu ra theo đơn vị thời gian. Nó định lượng khả năng của bộ khuếch đại trong việc phản hồi nhanh chóng đối với sự thay đổi nhanh của tín hiệu đầu vào. Đối với DB-OTAs, tốc độ thay đổi rất quan trọng trong việc xác định tốc độ và hiệu suất của mạch, đặc biệt là trong các ứng dụng tần số cao. Trong Hình~\ref{SL}, tốc độ thay đổi được đo giữa 20% và 80% của biên độ điện áp đầu ra.



Hình 10. Slew rate của mạch OTA

FOM (Figure of Merit)

Đây là một chỉ số quan trọng được sử dụng để đánh giá hiệu quả và hiệu suất bằng cách kết hợp nhiều tham số hiệu suất thành một chỉ số duy nhất. Các OTA thường được thiết kế để đạt được độ chuyển điện cao, băng thông rộng và tính tuyến tính, đồng thời tiêu thụ ít năng lượng và chiếm diện tích nhỏ.

$$FOM_S = \frac{GBM.C_L}{Pdiss} = \frac{0.0418Mhz.10pF}{0.0082\mu W} = 50.9\ Mp/\mu \quad (1)$$

$$FOM_L = \frac{SR.C_L}{Pdiss} = \frac{5.86V/.10pF}{0.0082\mu W} = 7.1\ Vp/(\mu s.\mu W) \quad (2)$$

3.2. So sánh với các công trình

Tiến hành so sánh về các tham số hiệu suất đã được thực hiện dựa trên kết quả của FI-DOTA và các DIGOTA khác đã được trình bày trước đó. Dựa trên mạch mô phỏng nguyên lý, so với các DB-OTA được đề xuất trong các tài liệu gần đây, hiệu suất của chúng được tóm tắt trong Bảng 1. Công trình này hoạt động ở mức 400mV, cao hơn so với một số thiết kế khác. Điện áp cao hơn có thể đóng góp vào việc cải thiện các chỉ số hiệu suất như độ lợi và tốc độ tăng. Với băng thông 41.8kHz, công trình này vượt trội so với tất cả các công trình khác, đặc biệt là [5] với 0.25 kHz và [4] với 0.85 kHz. Băng thông cao này là một sự thiện đáng kể. Tốc độ tăng 5.86 V/ms vượt trội so với tất cả các công trình khác, cho thấy phản hồi quá độ nhanh hơn. Công suất tiêu thụ 2.6 nW gần với [4] (2 nW) và [4] (2.4 nW), cho thấy hiệu quả năng lượng mặc dù có GBW và tốc độ tăng cao hơn các thiết kế trước đây.

*Bảng 1. So sánh các công trình (+: mạch thực; *: mô phỏng post layout; **: mô phỏng nguyên lý)*

Performance	**[6]$^{+}$**	**[4]* DB-OTA**	**[5]$^{+}$ Muller-C**	**This work****	**Unit**
Technology	130	180	180	180	nm
Supply Voltage	**0.25**	0.3	0.3	0.4	V
DC Gain	**60**	35	30	48	dB
GBW	1.88	0.85	0.25	**41.8**	kHz
Slew Rate	0.7	0.5	0.085	**5.86**	V/ms
THD	**0.2**	3	2	0.258	%
Phase Margin	53.5	76	**90**	58	°
C_L	15	80	**150**	10	pF
Power	18	**2**	2.4	2.6	nW
Dia Area	83,000	1,426	**982**	-	μm^2
FOM_S	1.57	34	15.6	**50.9**	$\frac{\text{MHz}\cdot\text{pF}}{\mu\text{W}}$
FOM_L	0.6	**20**	5.3	11.1	$\frac{\text{V}\cdot\text{pF}}{\mu\text{s}\cdot\mu\text{W}}$

4. Kết luận

Trong bài báo này, đã đưa ra một thiết kế OTA số (FI-DOTA) thực hiện trên công nghệ TSMC180, với mục tiêu nghiên cứu một giải pháp mới cho việc điều khiển đầu vào chế độ chung, sau đó tiến hành so sánh với các DIGOTA đã được đề xuất trước đó. Mạch FI-DOTA được đề xuất đạt được GBW (băng thông khuếch đại) cao nhất (41,8 kHz) và tốc độ thay đổi (SL) cao nhất (5,86 V/ms) khi hoạt động ở điện áp cung cấp 400 mV. Với biên độ tín hiệu đầu vào 10 mV, thiết kế này đạt được FoMs (chỉ số hiệu suất của mạch) tốt nhất (50,9 MHz · pF/μW), cho thấy sự cải thiện gấp 32 lần, 1,5 lần và 3,2 lần so với các thiết kế trước đây.

Thiết kế này thể hiện những cải thiện đáng kể về GBW, SL và FoMs/FoML, thể hiện vài trò ưu việt của OTA này trong các ứng dụng siêu tiết kiệm năng lượng và điện áp thấp. Những đánh đổi bao gồm một điện áp cung cấp cao hơn và khả năng xử lý điện dung tải hạn chế so với một số công trình nghiên cứu trước đây về OTA. Hơn thế nữa, khả năng mở rộng của nó làm cho nó phù hợp với việc tích hợp vào các hệ thống di động tiên tiến và IoT.

Tài liệu tham khảo

1. Alioto, Massimo, ed. *Enabling the internet of things: From integrated circuits to integrated systems*. Springer, 2017.
2. Aiello, Orazio, Paolo Crovetti, and Massimo Alioto. "*Minimum-effort design of ultra-low power interfaces for the Internet of Things*." 2019, 26th IEEE International Conference on Electronics, Circuits and Systems (ICECS). IEEE, 2019.
3. P. S. Crovetti. *A Digital-Based Analog Differential Circuit*. IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers, 60(12):3107–3116, 2013.
4. Toledo, Pedro, Crovetti, Paolo, Klimach, Hamilton, and Bampi, Sergio. *A 300mv supply, 2nw-power, 80pf-load CMOS digital-based ota for IoT interfaces*. In the 2019 26th IEEE International Conference on Electronics, Circuits and Systems (ICECS), pages 170–173, 2019. doi: 10.1109/ICECS46596.2019.8965062.

5. Toledo, Pedro, Crovetti, Paolo, Aiello, Orazio, and Alioto, Massimo. *Fully digital rail-to-rail ota with sub-1000-m² area, 250-mv minimum supply, and no power at 150-pf load in 180 nm*. IEEE Solid-State Circuits Letters, 3:474–477, 2020. doi: 10.1109/ LSSC.2020.3027666.
6. Ferreira, Lu´ıs H. C. and Sameer R. Sonkusale. "*A 60-dB Gain OTA Operating at 0.25-V Power Supply in 130-nm Digital CMOS Process*." IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers 61 (2014): 1609-1617.
7. Shim, Jae Hoon. "*Floating Inverter Amplifiers with Enhanced Voltage Gains Employing Cross-Coupled Body Biasing*." Journal of Sensor Science and Technology 33, no. 1 (2024): 12-17.
8. Tang, X., Shen, L., Kasap, B., Yang, X., Shi, W., Mukherjee, A., et al. (2020). *An energy-efficient comparator with dynamic floating inverter amplifier*. IEEE Journal of Solid-State Circuits, 55(4), 1011–1022.
9. R. S. A. Kumar, N. Krishnapura and P. Banerjee, "*Analysis and Design of a Discrete-Time Delta-Sigma Modulator Using a Cascoded Floating-Inverter-Based Dynamic Amplifier*," in IEEE Journal of Solid-State Circuits, vol. 57, no. 11, pp. 3384-3395, Nov. 2022
10. Pinckney, N., Blaauw, D., and Sylvester, D., "*Low-Power Near-Threshold Design: Techniques to Improve Energy Efficiency*," IEEE Solid-State Circuits Magazine, vol. 7, no. 2, pp. 49–57, Spring 2015.

Design and implementation of a digitally-based Operational Transconductance Amplifier

Abstract: *This paper introduces a digitally-based Operational Transconductance Amplifier (DIG-OTA) with high energy efficiency, operating at ultra-low voltage (ULV) levels. The circuit employs a novel architechture to control the common –mode input signal by utilizing floating inverters. Behavior simulations using 180nm CMOS technology show that, with a supply voltage of 400mV, the circuit at achives a DC gain of 48dB while consuming only 4nW. Furthemore, with an input signal amplitude of 10mV, the DIG-OTA demonstrates improved Gain Bandwidth Product (GBM) and Slew Rate compared to two previous typical digital OTA designs, while also reducing Total Harmonic Distortion (THD).*

Keywords: Internet of Things, low voltage, low power, digital, floating inverter, OTA.

Cải thiện độ chính xác trong việc xác định các khu vực mưa to tại miền Trung Việt Nam bằng các phương pháp học máy

Vũ Duy Đông[1], Nguyễn Hùng An[1], Nguyễn Tiến Phát[1], Nguyễn Thị Huyền[1]

[1] *Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: dongvd@lqdtu.edu.com, SĐT: 0987101033

Tóm tắt

Mưa to là nguyên nhân trực tiếp gây ra các hiện tượng thời tiết cực đoan như bão, lũ, lụt, tại khu vực miền Trung Việt nam. Nghiên cứu này khảo sát các phương pháp học máy Light GBM (LGBM), XGBoost (XGB), Random Forest (RF), và sử dụng dữ liệu đa nguồn gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, trạm đo mưa, cùng dữ liệu phụ trợ như ERA-5 và ASTER DEM (DEM) nhằm nâng cao độ chính xác trong việc phân loại mưa chi tiết, tập trung vào khu vực mưa to. Các sản phẩm lượng mưa hiện có trong khu vực gồm IMERG Final Run; IMERG Early; GSMaP_MVK; PERSIANN_CCS; FY-4A, và hình ảnh rađa được sử dụng để đánh giá kết quả của sản phẩm phân loại mưa đề xuất. Kết quả cho thấy sản phẩm phân loại mưa đề xuất đạt hiệu suất cao nhất trong việc phân loại chi tiết các khu vực có mưa, đặc biệt các sự kiện mưa to. Cụ thể, sản phẩm phân loại mưa đề xuất đạt kết quả cao nhất về các chỉ số phân loại Probability of Detection (POD), Critical Success Index (CSI), Equitable Threat Score (ETS) và Heidke Skill Score (HSS). Kết quả này vượt trội hơn so với sản phẩm mưa tham chiếu tốt nhất là GSMaP_MVK với kết quả CSI tăng 20%, ETS tăng 16.67%, POD tăng 38.89%, và HSS tăng 13.04%. Nghiên cứu này mở ra triển vọng mới trong việc cải thiện độ chính xác trong việc dự báo mưa cho các khu vực có điều kiện địa hình, khí hậu và thời tiết phức tạp của các mô hình dự báo thời tiết.

Từ khóa: *Phân loại mưa, Mưa to, Light GBM, XGBoost, Random Forest, Himawri-8*

1. Giới thiệu

Mưa là một phần trong chu trình thủy văn và diễn ra thường xuyên trong tự nhiên tại các khu vực khác nhau trên bề mặt Trái đất. Sự thay đổi về lượng mưa là nguyên nhân chính gây ra các hiện tượng thời tiết cực đoan như hạn hán, lũ, lụt, sạt lở. Vì vậy xây dựng được bộ dữ liệu về lượng mưa, đặc biệt là các sự kiện mưa to với độ chính xác cao có ý nghĩa rất quan trọng trong thực tiễn [1].

Có nhiều phương pháp khác nhau được sử dụng để phát hiện và phân loại các khu vực có mưa, trong đó sử dụng các mô hình học máy (ML), học sâu (DL) được coi là giải pháp tối ưu, nhận được nhiều sự quan tâm của các nhà nghiên cứu trên thế giới. Các mô hình ML, DL có thể xử lý hiệu quả các tập dữ liệu lớn, đa nguồn và nắm bắt các mối quan hệ phức tạp, nhiều chiều phi tuyến tính giữa các đặc trưng có trong dữ liệu đầu vào với kết quả phân loại mưa ở đầu ra [2]. Tuy nhiên, các mô hình DL thường yêu cầu về tài nguyên như cấu hình máy tính, kích thước dữ liệu và thời gian huấn luyện lâu hơn so với các mô hình ML truyền thống [3]. Nhiều nghiên cứu sử dụng mô hình ML để phân loại và phát hiện mưa đã cho kết quả rất khả quan như RF [4]; SVM [5]; LGBM [6], XGB [7]. Trong nghiên cứu [4], nhóm tác giả sử dụng các phương pháp ML khác nhau để xác định mưa ban ngày, ban đêm có sử dụng dữ liệu đa nguồn. Kết quả cho thấy, mô hình RF cho kết quả phân loại tốt nhất với POD = 0.82/ban ngày và POD = 0.82/ban đêm. Nghiên cứu [7], nhóm tác giả sử dụng mô hình XGB để phân loại mưa, không mưa từ sản phẩm mưa GSMaP, IMERG Final Run. Kết quả phân loại mưa, không mưa rất cao với POD = 0.63 và CSI = 0.59. Trong nghiên cứu [8], tác giả sử dụng mô

hình LGBM để phân loại mưa, không mưa cho các khu vực của Trung quốc từ dữ liệu ra đa. Mô hình đạt hiệu suất phân loại cao với POD = 0.85, CSI = 0.65, và FAR = 0.3.

Lượng mưa là một tham số có độ ổn định thấp, biến đổi liên tục theo không gian, thời gian, và thường mang tính cục bộ. Vì vậy, sử dụng thông tin về độ cao địa hình, khí hậu, thời tiết trong khu vực nghiên cứu, cũng như có chiến lược lấy mẫu phù hợp sẽ cải thiện được độ chính xác trong các bài toán phát hiện và phân loại mưa, đặc biệt đối với các sự kiện mưa to vốn đã diễn ra phức tạp trong thực tế [9]. Nhiều nghiên cứu khác nhau đã được tiến hành nhằm phát hiện và phân loại các khu vực có mưa cho khu vực miền Trung Việt nam[10]. Tuy nhiên, việc đạt được độ chính xác cao trong việc xác định các sự kiện mưa to cho các khu vực đồi núi dốc vẫn là một thách thức lớn.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất một mô hình ML phân loại hai bước, tích hợp dữ liệu đa nguồn bao gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, trạm đo mưa bề mặt và các dữ liệu phụ trợ như ERA-5 và ASTER DEM, để nâng cao độ chính xác trong việc phát hiện mưa, đặc biệt các sự kiện mưa to và rất to tại khu vực miền Trung Việt Nam. Những đóng góp chính của nghiên cứu này như sau:

Khảo sát các mô hình ML khác nhau và đề xuất sử dụng mô hình tối ưu nhất trong việc phát hiện và phân loại lượng mưa chi tiết, tập trung vào lượng mưa to và rất to, sử dụng dữ liệu đa nguồn để xây dựng một tập dữ liệu về mưa có độ chính xác cao hỗ trợ các nghiên cứu về khí tượng và dự báo mưa ở khu vực miền Trung Việt Nam.

Đề xuất một chiến lược lấy mẫu mới, phản ánh chính xác sự biến đổi phức tạp của lượng mưa theo mùa dưới sự ảnh hưởng của gió mùa đông bắc và gió phơn tây nam đối với lượng mưa tại khu vực miền Trung Việt Nam.

Đề xuất tích hợp dữ liệu ERA5, ASTER DEM, vệ tinh Himawari-8 để tăng cường độ chính xác trong phân loại mưa cho các khu vực có địa hình hiểm trở tại miền Trung Việt nam, làm cơ sở cho việc ước tính lượng mưa khi sử dụng các mô hình dự báo thời tiết số.

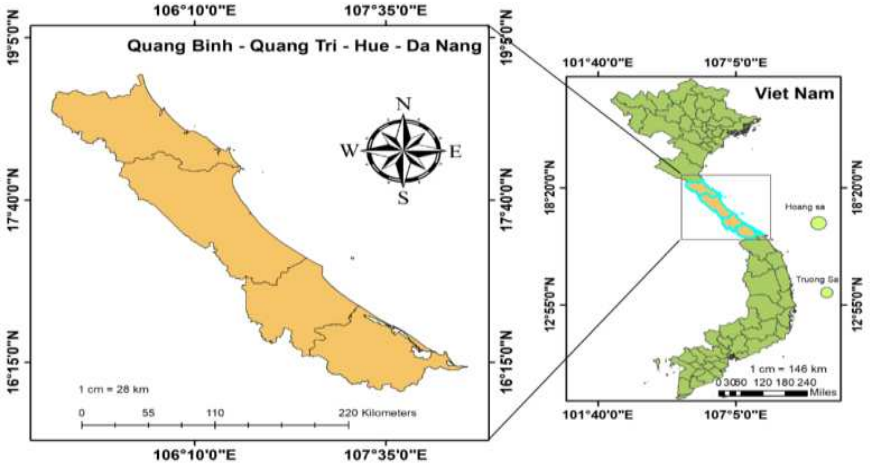
Phần còn lại của bài báo này được cấu trúc như sau: Phần 2 trình bày về dữ liệu và phương pháp thực hiện. Phần 3 trình bày các kết quả nghiên cứu và đánh giá. Phần 4 kết luận nghiên cứu và đưa ra các hướng tiềm năng cho nghiên cứu trong tương lai.

2. Dữ liệu và phương pháp

2.1. Dữ liệu

Khu vực nghiên cứu bao gồm bốn tỉnh thuộc duyên hải miền Trung Việt nam bao gồm: Quảng Bình, Quảng Trị, Thừa Thiên Huế và Đà Nẵng (*Hình 1*). Dữ liệu đầu vào được sử dụng trong nghiên cứu này bao gồm dữ liệu quan trắc lượng mưa trên bề mặt, dữ liệu nhiệt độ sáng (BT) vệ tinh Himawari-8 và dữ liệu phụ trợ bao gồm dữ liệu ERA-5 và ASTER DEM. Trong đó, dữ liệu quan trắc thu thập từ 175 trạm đo mưa tự động trong năm 2019 và 2020 được sử dụng làm nhãn trong quá trình huấn luyện. Dữ liệu BT từ vệ tinh Himawari-8 có độ phân giải theo thời gian là 10 phút và độ phân giải theo không gian là 2 km được trích xuất từ 10 băng tần hồng ngoại (IR) đơn và 45 băng IR kép là sự chênh lệch BT giữa các băng IR đơn. Dữ liệu ERA-5 có độ phân giải theo không gian 25 km, do Trung tâm Dự báo Thời tiết Tầm trung Châu Âu (ECMWF) phát triển, và dữ liệu ASTER DEM từ NASA có độ phân giải không gian 30 m, đã được sử dụng để cải thiện độ chính xác trong việc phát hiện mưa tại khu vực nghiên cứu. Bộ

dữ liệu đầu vào này được tiền xử lý để khớp các nguồn dữ liệu với nhau sao cho có cùng độ phân giải theo thời gian là 1 giờ và độ phân giải theo không gian là 4 km.



Hình 1. Khu vực nghiên cứu

Ngoài ra, kết quả của mô hình đề xuất được so sánh với các sản phẩm mưa hiện nay đang được sử dụng rộng rãi trong khu vực nghiên cứu gồm: IMERG Final Run, IMERG Early, GSMaP_MVK, FY-4A và PERSIANN_CCS, và hình ảnh rađa được sử dụng làm tham chiếu. Trong đó, IMERG Final Run và IMERG Early là một sản phẩm được phát triển trong khuôn khổ dự án Global Precipitation Measurement (GPM) của NASA và JAXA, nhằm cung cấp dữ liệu mưa toàn cầu với độ phân giải không gian 0,1° × 0,1° và độ phân giải thời gian 30 phút đối với IMERG Early và 3,5 tháng đối với IMERG Final Run [11]. Tương tự, GSMaP_MVK được phát triển bởi JAXA trong dự án Global Satellite Mapping of Precipitation (GSMaP), theo dõi lượng mưa toàn cầu ở độ phân giải không gian 0,1° × 0,1° và độ phân giải thời gian 1 giờ [12]. PERSIANN_CCS là một sản phẩm do Center for Hydrometeorology and Remote Sensing (CHRS) tại Đại học California, Irvine, với độ phân giải không gian 0,04° × 0,04° và độ phân giải thời gian 1 giờ [13]. Trong khi đó, FY-4A, được phát triển bởi China Meteorological Administration (CMA), cung cấp ước tính lượng mưa gần thời gian thực trên phạm vi toàn cầu và khu vực với độ phân giải không gian 0,04° × 0,04° và độ phân giải thời gian 15 phút [14]. Ngoài ra, nghiên cứu này sử dụng hình ảnh rađa thời tiết thu thập trong năm 2019 và 2020 được cung cấp bởi Trung tâm khí tượng Việt nam để đánh giá trực quan về bản đồ phân loại mưa chi tiết của sản phẩm lượng mưa đề xuất và các sản phẩm mưa hiện có trong khu vực.

2.2. Phương pháp

2.2.1. Thuật toán

Random Forest (*RF*) là một thuật toán ML được giới thiệu lần đầu tiên vào năm 2001. RF xây dựng một tập hợp các cây quyết định (*DT*), trong đó mỗi *DT* được được tạo ra độc lập và ngẫu nhiên từ tập hợp các mẫu có trong bộ dữ liệu ban đầu. Các *DT* này được huấn luyện song song và kết quả phân loại cuối cùng của mô hình được suy ra bằng cách bỏ phiếu đa số, theo đó tại từng vị trí được phân loại là mưa hay không mưa, mưa to hay mưa nhỏ dựa vào số phiếu đa số mà các DT đưa ra [15].

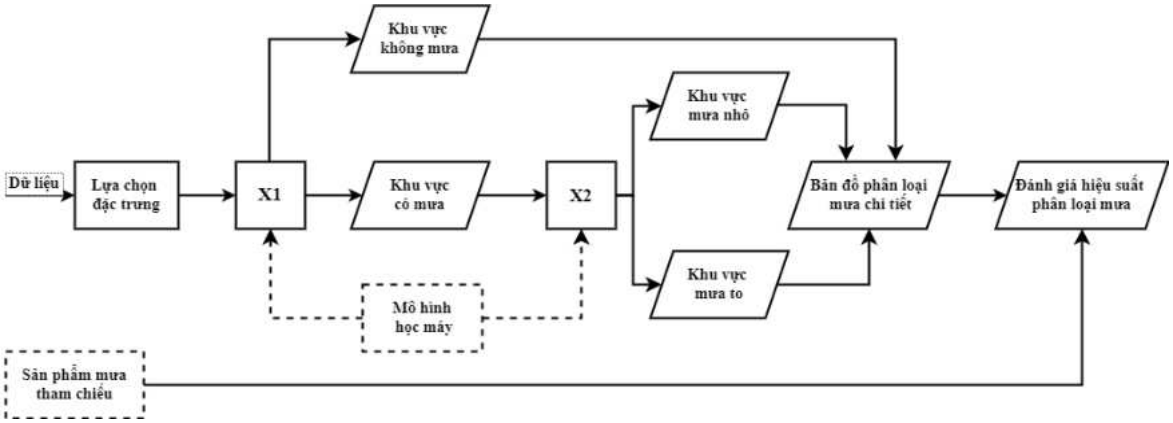
XGBoost (XGB) cũng là một thuật toán đạt hiệu suất cao dựa trên DT, được thiết kế để kết hợp nhiều mô hình học yếu để giảm thiểu hàm mất mát và cải thiện hiệu quả huấn

luyện. Nó song song hóa một số bước nhất định trong quá trình huấn luyện, chẳng hạn như xác định các điểm chia tách tối ưu cho mỗi DT, do đó tăng tốc đào tạo và giảm thời gian huấn luyện tổng thể. Thông tin chi tiết về thuật toán XGB có thể được tìm thấy trong [16].

Light Gradient Boosting Machine (LGBM) là một thuật toán tăng cường độ dốc cũng được phát triển dựa trên các DT. Tuy nhiên, các DT được thêm vào một cách tuần tự nhằm cải thiện hàm mất mát của DT đã thực hiện huấn luyện trước đó. Điểm khác biệt chính của LGBM so với các mô hình dựa trên DT truyền thống khác là việc sử dụng thuật toán dựa trên biểu đồ histogram và chiến lược phát triển cây theo lá (leaf-wise) thay vì theo mức (level-wise). LGBM sử dụng hai thuật toán lấy mẫu tiên tiến, đó là Exclusive Feature Bundling (EFB) và Gradient-based One-Side Sampling (GOSS). Thuật toán EFB giúp giảm số lượng đặc trưng cần xử lý bằng cách kết hợp các đặc trưng không tương quan lại với nhau, qua đó thu nhỏ kích thước không gian dữ liệu và rút ngắn thời gian huấn luyện của mô hình. Thuật toán GOSS tập trung vào các mẫu có gradient cao, bỏ qua các mẫu có gradient thấp nhằm giảm bớt số lượng mẫu tham gia vào quá trình đào tạo mà vẫn đảm bảo tính toàn vẹn thông tin có trong dữ liệu đầu vào. Vì vậy, số lượng mẫu cần thiết tham gia quá trình huấn luyện được giảm đáng kể nhưng vẫn bảo đảm các thông tin quan trọng và cải thiện hiệu suất của mô hình [8].

2.2.2 Kiến trúc mô hình

Kiến trúc mô hình được đề xuất nhằm phát hiện và phân loại mưa bao gồm hai mô hình phân loại X1 và X2, như mô tả trong Hình 2. Đầu tiên, dữ liệu đầu vào được phân loại thành các sự kiện có mưa và không mưa theo mô hình X1 với ngưỡng phân loại theo lượng mưa là 0,1 mm/h. Sau đó, các vị trí có mưa tiếp tục được phân loại thành vị trí mưa nhỏ và vị trí mưa to theo mô hình X2 với ngưỡng phân loại theo lượng mưa là 1,8 mm/h. Đầu ra của mô hình đề xuất là bản đồ phân loại mưa chi tiết bao gồm vị trí có mưa (mưa nhỏ, mưa to) hoặc không mưa trong khu vực nghiên cứu.



Hình 2. Kiến trúc mô hình đề xuất để phát hiện và phân loại mưa

Các đặc trưng có trong bộ dữ liệu đầu vào rất đa dạng gồm 55 đặc trưng BT của Himawari-8 (dữ liệu BT) kết hợp với dữ liệu ASTER DEM và 17 đặc trưng được trích xuất từ dữ liệu ERA-5. Trong số các đặc trưng này, chỉ những đặc trưng có tầm quan trọng cao và mức độ tương quan thấp với các đặc trưng khác sẽ được chọn để đưa vào huấn luyện mô hình. Nghiên cứu này đề xuất một chiến lược lựa chọn đặc trưng như sau: Đầu tiên, các đặc trưng đầu vào ban đầu được xếp hạng theo năm phương pháp đánh giá độ tương quan khác nhau gồm: Mutual Information (*MI*), Pairwise Correlation (*PC*), Sequential Forward (*SF*),

Sequential Backward (*SB*) và Recursive Feature Elimination (*RFE*). Sau đó, tổng thứ hạng của các đặc trưng theo năm phương pháp này được sắp xếp theo thứ tự tăng dần, với đặc trưng có điểm tích lũy thấp nhất được coi là quan trọng nhất. Cuối cùng, các đặc trưng quan trọng nhất có mức độ tương quan với các đặc trưng khác dưới một ngưỡng xác địnhh (0,6, theo nghiên cứu) sẽ được lựa chọn cho quá trình huấn luyện [17].

2.2.3. Huấn luyện và đánh giá

Các số liệu phân loại cơ bản để đánh giá các mô hình phân loại X1, X2 và sản phẩm đề xuất được mô tả trong Bảng 1, trong đó, TP - các mẫu mưa được dự đoán chính xác; FP - các mẫu không mưa được dự đoán là mưa; TN - các mẫu không mưa được dự đoán chính xác; FN - các mẫu mưa được dự đoán là không mưa; N - tổng số mẫu.

Bảng 1. Các chỉ số phân loại cơ bản

Tên chỉ số	**Công thức tính**	**Khoảng giá trị**	**Tối ưu**
Accuracy (*ACC*)	$ACC = (TP + TN)/N$	$[0, 1]$	1
Precision (*PRE*)	$PRE = TP/(TP + FP)$	$[0, 1]$	1
Recall (*POD*)	$REC(POD) = TP/(TP + FN)$	$[0, 1]$	1
F1-score (*F1*)	$F1 = (2 \times PRE \times REC)/(PRE + REC)$	$[0, 1]$	1
Critical Success Index (*CSI*)	$CSI = TP/(TP + FP + FN)$	$[0, 1]$	1
Equitable Threat Score (*ETS*)	$ETS = (TP - X)/\ (TP + FP + FN - X)$ $X = [(TP + FN) \times (TP + FP)]/N$	$[-1/3, 1]$	1
Heidke Skill Score (HSS)	$HSS = 2 \times \frac{TP \times TN - FP \times FN}{(TP + FN) \times (FN + TN) + (TP + FP) \times (FP + TN)}$	$[0, 1]$	1

Bộ dữ liệu ban đầu được chia thành một bộ dữ liệu dùng để huấn luyện (chiếm 80%) với 512,844 mẫu và một bộ dữ liệu dùng để kiểm tra (chiếm 20%) với 149,362 mẫu. Nhằm phản ánh tính chất biến đổi phức tạp của lượng mưa theo mùa dưới ảnh hưởng của gió mùa đông bắc cùng với hiện tượng gió phơn tây nam của khu vực. Trong nghiên cứu này, bộ dữ liệu kiểm tra bao gồm dữ liệu lượng mưa được thu thập trong tháng 4 năm 2019 và tháng 6 năm 2020, đại diện cho các tháng mùa khô và tháng 9 năm 2019, tháng 11 năm 2020, đại diện cho các tháng mùa mưa. Mô hình đề xuất đã thực hiện lựa chọn các đặc trung quan trọng để đạt được hiệu suất phân loại tốt nhất và thực hiện k-fold với k = 5 để tối ưu mô hình.

3. Kết quả và thảo luận

Mô hình phân loại mưa đề xuất được đánh giá theo hai bước: Bước 1 thực hiện đánh giá độc lập hiệu suất của hai mô hình phân loại (X1 và X2). Bước 2 thực hiện đánh giá hiệu suất phân loại của mô hình tổng hợp (phân loại mưa chi tiết). Kết quả phân loại của các mô hình được trình bày chi tiết như sau:

3.1. Phân loại mưa, không mưa

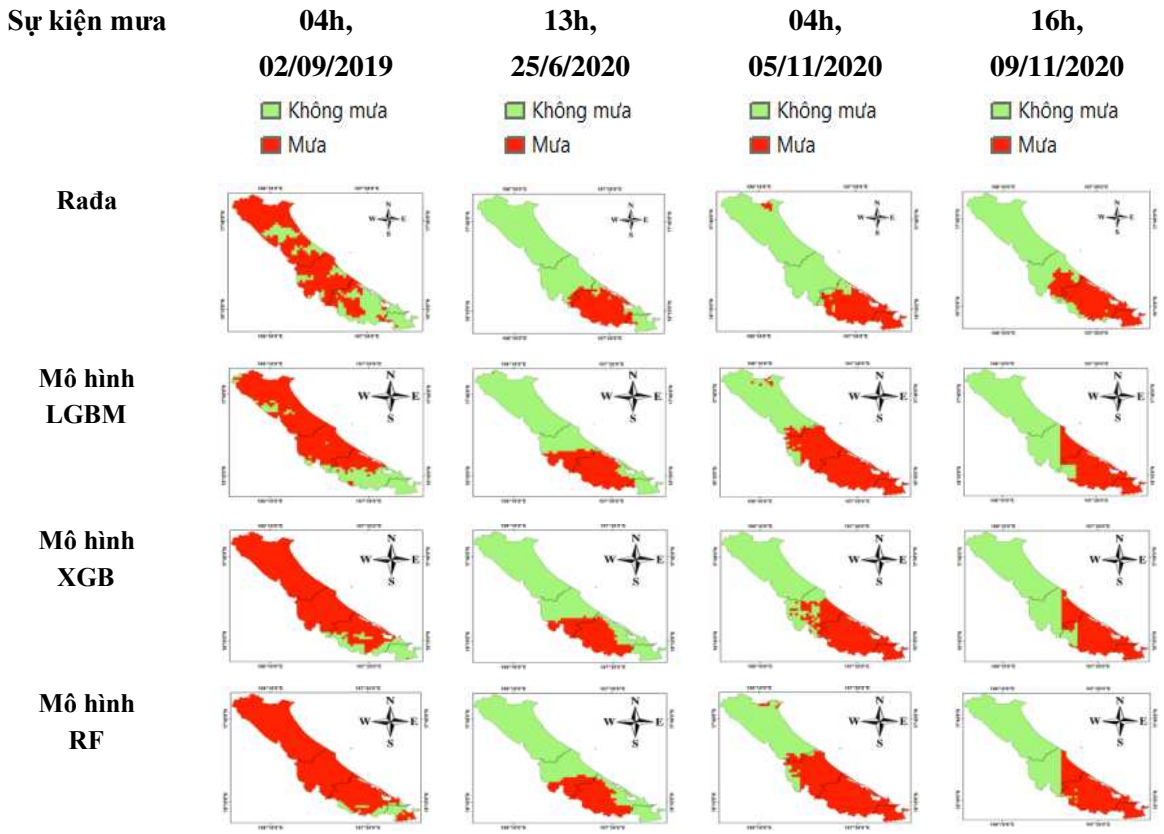
Kết quả phân loại mưa, không mưa của mô hình X1 khi sử dụng phương pháp RF, XGB, LGBM đã được so sánh với nhau và được thể hiện chi tiết trong Bảng 2. Từ Bảng 2, đánh giá theo chỉ số F1_score có thể nhận thấy rằng phương pháp LGBM và RF có kết quả trên lớp mưa như nhau và là cao nhất. Xét trên lớp không mưa, phương pháp LGBM cho kết quả nhỉnh

hơn một chút so với hai phương pháp còn lại. Đánh giá về chỉ số Recall trên lớp mưa nhận thấy rằng phương pháp LGBM có kết quả cao nhất. Điều đó có nghĩa là mô hình LGBM ít bỏ sót các điểm mưa diễn ra trong thực tế nhất trong số các phương pháp được khảo sát.

Bảng 2. Kết quả phân loại mưa, không mưa của mô hình X1

			Precision	Recall	F1_score	cc
Mô hình RF	**Huấn luyện**	Không mưa	0.87	0.96	0.91	
		Mưa	0.91	0.74	0.81	.88
	Kiểm tra	Không mưa	0.81	0.89	0.85	
		Mưa	0.75	0.62	0.68	.80
Mô hình LGBM	**Huấn luyện**	Không mưa	0.95	0.89	0.92	
		Mưa	0.76	0.88	0.82	.89
	Kiểm tra	Không mưa	**0.88**	**0.83**	**0.86**	
		Mưa	**0.63**	**0.73**	**0.68**	.80
Mô hình XGB	**Huấn luyện**	Không mưa	0.95	0.90	0.93	
		Mưa	0.79	0.88	0.83	.90
	Kiểm tra	Không mưa	0.87	0.85	0.86	
		Mưa	0.65	0.69	0.67	.80

Để nâng cao tính trực quan, các bản đồ phân loại mưa và không mưa được tạo bởi các phương pháp ML được so sánh với bản đồ tham chiếu từ rađa và được minh họa chi tiết trong Hình 3. Bốn sự kiện mưa được lựa chọn nhằm đại diện cho các thời điểm khác nhau trong ngày cũng như các mùa mưa trong năm. Kết quả trong Hình 3 cho thấy, các phương pháp ML được khảo sát đều đạt mức độ tương đồng cao với hình ảnh rađa. Trong đó, phương pháp LGBM đạt mức độ tương đồng cao nhất, trong khi phương pháp RF cho thấy sự tương đồng kém nhất trong số các phương pháp ML đã khảo sát.



Hình 3. Bản đồ phân loại mưa, không mưa của mô hình X1

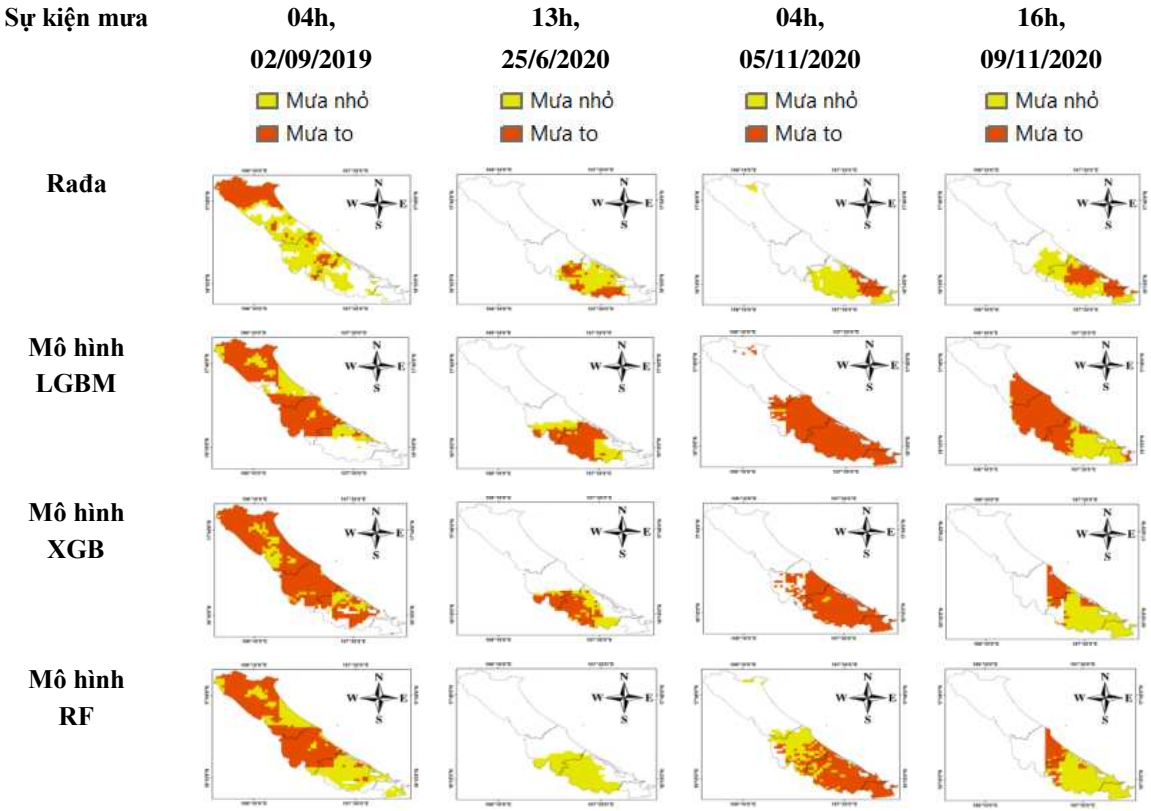
3.2. Phân loại mưa nhỏ, mưa to

Kết quả phân loại mưa nhỏ và mưa to của mô hình X2 khi sử dụng các phương pháp ML khác nhau được thể hiện chi tiết trong Bảng 3. Từ Bảng 3, đánh giá trên lớp mưa to của tập dữ liệu kiểm tra ta nhận thấy phương pháp LGBM có kết quả phân loại cao nhất khi với F1_score cao hơn phương pháp XGB và RF lần lượt là 20.75% và 25.49%. Điều đó cho thấy mô hình LGBM có thể dự đoán và phát hiện các vị trí có mưa to chính xác hơn mô hình XGB và RF.

Bảng 3. Kết quả phân loại mưa nhỏ, mưa to của mô hình X2

			Precision	Recall	F1_score	Acc
Mô hình LGBM	**Huấn luyện**	Mưa nhỏ	0.62	0.86	0.72	0.75
		Mưa to	0.89	0.69	0.78	
	Kiểm tra	Mưa nhỏ	**0.53**	**0.65**	**0.59**	0.62
		Mưa to	**0.70**	**0.59**	**0.64**	
Mô hình XGB	**Huấn luyện**	Mưa nhỏ	0.94	0.76	0.84	0.82
		Mưa to	0.69	0.92	0.79	
	Kiểm tra	Mưa nhỏ	0.75	0.67	0.71	0.64
		Mưa to	0.48	0.58	0.53	
Mô hình RF	**Huấn luyện**	Mưa nhỏ	0.89	0.72	0.79	0.76
		Mưa to	0.63	0.84	0.72	
	Kiểm tra	Mưa nhỏ	0.74	0.65	0.69	0.62
		Mưa to	0.47	0.56	0.51	

Để tăng cường tính trực quan, bản đồ phân loại mưa nhỏ, mưa to được tạo bởi mô hình X2 khi áp dụng các phương pháp ML khác nhau được so sánh với bản đồ phân loại mưa tham chiếu từ rađa và được trình bày trong Hình 4. Từ Hình 4 có thể thấy rằng, các phương pháp ML được khảo sát đều đạt được mức độ tương đồng cao với hình ảnh rađa. Đáng chú ý, phương pháp LGBM thể hiện hiệu suất vượt trội với mức độ tương đồng cao nhất, đồng thời xác định chính xác nhiều điểm mưa to hơn so với các phương pháp XGB và RF.

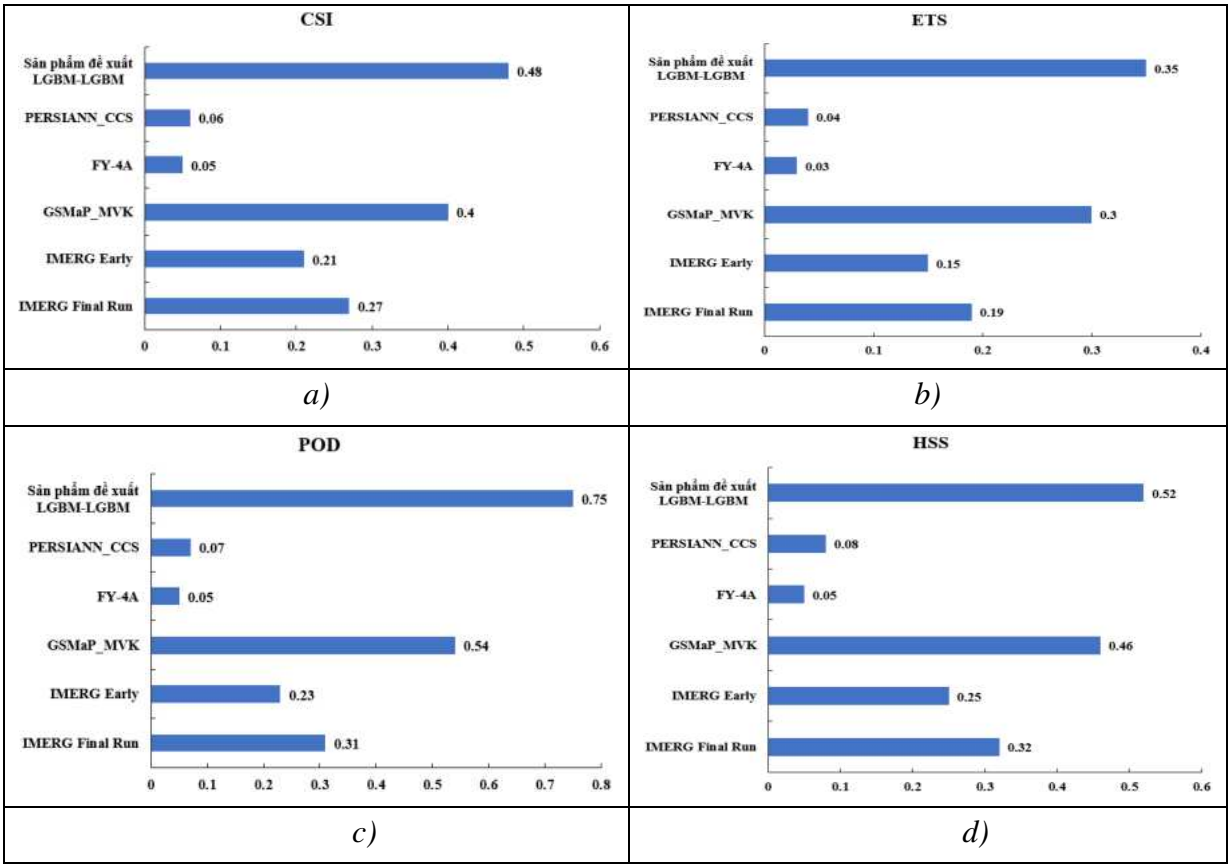


Hình 4. Kết quả phân loại mưa nhỏ, mưa to của mô hình X2

Sản phẩm phân loại mưa cuối cùng là sự kết hợp giữa mô hình X1 và X2 sẽ cho biết các vị trí có mưa nhỏ, mưa to, và vị trí không có mưa. Do đó, nghiên cứu này đề xuất sản phẩm phân loại mưa kết hợp của hai mô hình LGBM đạt kết quả cao nhất cho hai bước phân loại mưa (mưa, không mưa và mưa nhỏ, mưa to) được gọi là sản phẩm mưa ***LGBM-LGBM***. Hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm mưa đã đề xuất sẽ được so sánh với các sản phẩm mưa tham chiếu trong khu vực nghiên cứu.

3.3 Hiệu suất phân loại mưa của mô hình đề xuất

Để đánh giá hiệu suất phân loại mưa tổng thể, nghiên cứu này sử dụng 2.599 bản đồ phân loại mưa được tạo bởi mô hình đề xuất và so sánh chúng với các sản phẩm phân loại mưa hiện có trong khu vực nghiên cứu. Hiệu suất được đánh giá dựa trên các chỉ số *CSI, ETS, POD và HSS*, như đã trình bày trong Mục 2.2.3. Kết quả chi tiết được minh họa trong Hình 5.

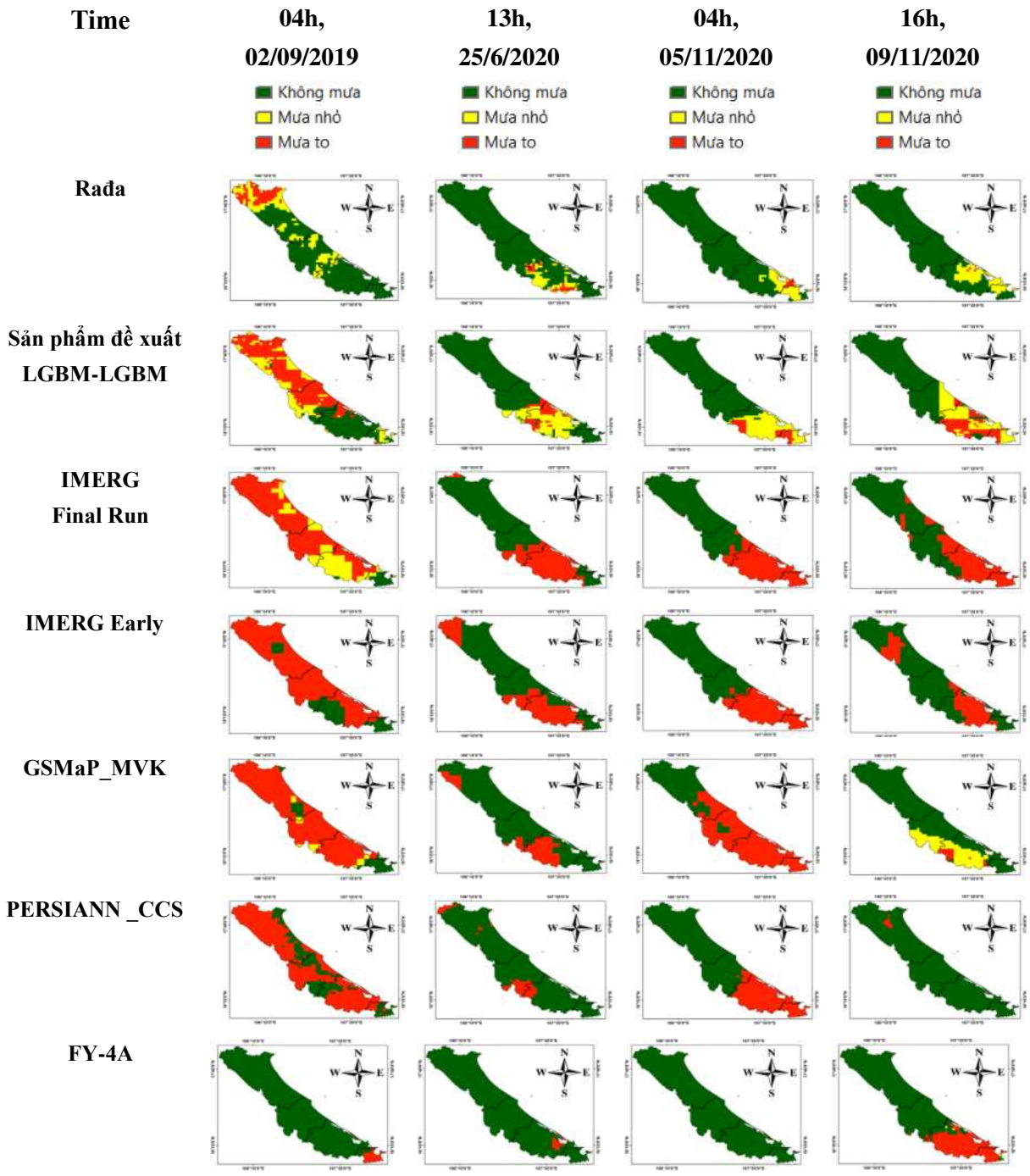


Hình 5. So sánh hiệu suất của các sản phẩm phân loại mưa

Hình 5 cho thấy rằng trong số các sản phẩm phân loại mưa tham chiếu, GSMaP_MVK đạt hiệu suất cao nhất theo các chỉ số CSI, ETS, POD và HSS. Khi so sánh hiệu suất của sản phẩm phân loại mưa ***LGBM-LGBM*** được đề xuất với các sản phẩm tham chiếu, kết quả cho thấy ***LGBM-LGBM*** vượt trội hơn GSMaP_MVK, với mức cải thiện lần lượt là 20% đối với chỉ số CSI (*Hình a*), 16.67% đối với ETS (*Hình b*), 38.89% đối với POD (*Hình c*) và 13.04% đối với HSS (*Hình d*).

Tương tự như các mô hình phân loại mưa X1 và X2, Chúng tôi thực hiện so sánh trực quan bản đồ phân loại mưa chi tiết của sản phẩm phân loại mưa đã đề xuất ***LGBM-LGBM*** với các sản phẩm phân loại mưa có sẵn trong khu vực gồm IMERG Final Run, IMERG Early, GSMaP_MVK, PERSIANN_CCS, FY-4A. Bản đồ phân loại mưa chi tiết của rađa được sử

dụng làm tham chiếu, kết quả cụ thể được trình bày trong Hình 6. Dựa vào Hình 6, nhận thấy rằng bản đồ phân loại mưa chi tiết của sản phẩm phân loại mưa đề xuất ***LGBM-LGBM*** có sự tương đồng với hinh ảnh rađa tham chiếu hơn so với bản đồ phân loại mưa của các sản phẩm phân loại mưa hiện có trong khu vực.



Hình 6. Bản đồ phân loại mưa chi tiết của các sản phẩm phân loại mưa

4. Kết luận

Nghiên cứu này đề xuất ứng dụng mô hình học máy để phân loại mưa chi tiết tại khu vực miền Trung Việt Nam. Quy trình phân loại mưa bao gồm hai giai đoạn: *(1)* phân loại dữ liệu đầu vào thành khu vực có mưa và không mưa (mô hình *X1*) và *(2)* tiếp tục phân loại khu vực có mưa thành hai mức độ: mưa nhỏ và mưa lớn (mô hình *X2*). Kết quả

từ hai mô hình *X1* và *X2* sau đó được kết hợp để tạo ra sản phẩm phân loại mưa chi tiết. Dữ liệu đầu vào được thu thập từ nhiều nguồn khác nhau gồm: dữ liệu trạm đo mưa bề mặt, dữ liệu vệ tinh Himawari-8, dữ liệu ASTER DEM và ERA-5. Kết quả nghiên cứu cho thấy việc tích hợp dữ liệu phụ trợ, đặc biệt là ERA-5 và ASTER DEM, giúp cải thiện đáng kể độ chính xác của các mô hình trong các khu vực có địa hình, khí hậu phức tạp. Khi so sánh hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm phân loại mưa ***LGBM-LGBM*** (đề xuất) với các sản phẩm phân loại mưa tham chiếu trong khu vực, kết quả cho thấy sản phẩm phân loại mưa đề xuất đạt hiệu suất vượt trội. Cụ thể, so với sản phẩm phân loại mưa tham chiếu có hiệu suất cao nhất - GSMaP_MVK, thì sản phẩm phân loại mưa ***LGBM-LGBM*** có hiệu suất được cải thiện đáng kể với CSI tăng 20%, ETS tăng 16.67%, POD tăng 38.89%, và HSS tăng 13.04%.

Tuy nhiên, hạn chế của mô hình này nằm ở việc phát hiện các sự kiện mưa cực đoan (lớn hơn 50 mm/h). Do đó, việc áp dụng các kỹ thuật học sâu hiện đại có thể là một hướng đi phù hợp để giải quyết vấn đề này trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. Y. Yin, J. He, J. Guo, W. Song, H. Zheng, and J. Dan, "*Enhancing precipitation estimation accuracy: An evaluation of traditional and machine learning approaches in rainfall predictions,*" J Atmos Sol Terr Phys, vol. 255, p. 106175, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.jastp.2024.106175.
2. Y. Zhang and A. ye, "*Machine learning for precipitation forecasts post-processing — Multi-model comparison and experimental investigation*," J Hydrometeorol, Dec. 2021, doi: 10.1175/JHM-D-21-0096.1.
3. O. A. Wani et al., "*Predicting rainfall using machine learning, deep learning, and time series models across an altitudinal gradient in the North-Western Himalayas*," Sci Rep, vol. 14, no. 1, p. 27876, 2024, doi: 10.1038/s41598-024-77687-x.
4. F. Ouallouche, M. Lazri, and S. Ameur, "*Improvement of rainfall estimation from MSG data using Random Forests classification and regression*," Atmos Res, vol. 211, pp. 62–72, Oct. 2018, doi: 10.1016/J.ATMOSRES.2018.05.001.
5. M. Sehad, L. Mourad, and A. Soltane, "*Novel SVM-based technique to improve rainfall estimation over the Mediterranean region (north of Algeria) using the multispectral MSG SEVIRI imagery*," Advances in Space Research, vol. 59, Dec. 2016, doi: 10.1016/j.asr.2016.11.042.
6. G. V Nguyen, X. Le, L. Nguyen Van, S. Jung, C. Choi, and G. Lee, "*Evaluating the Performance of Light Gradient Boosting Machine in Merging Multiple Satellite Precipitation Products Over South Korea*," Dec. 2023.
7. R. Yang, J. Wu, G. Gan, R. Guo, and H. Zhang, "*Combining Physical Hydrological Model with Explainable Machine Learning Methods to Enhance Water Balance Assessment in Glacial River Basins*," Water (Basel), vol. 16, no. 24, 2024, doi: 10.3390/w16243699.
8. X. Liu, H. Duan, W. Huang, R. Guo, and B. Duan, "*Classified Early Warning and Forecast of Severe Convective Weather Based on LightGBM Algorithm*," Atmospheric and Climate Sciences, vol. 11, pp. 284–301, Dec. 2021, doi: 10.4236/acs.2021.112017.

9. M. Min et al., "*Estimating Summertime Precipitation from Himawari-8 and Global Forecast System Based on Machine Learning*," IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, vol. 57, pp. 2557–2570, Dec. 2019, doi: 10.1109/TGRS.2018.2874950.
10. L. Trinh, J. Matsumoto, T. Ngo-Duc, M. Nodzu, and T. Inoue, "*Evaluation of satellite precipitation products over Central Vietnam*," vol. 6, Dec. 2019, doi: 10.1186/s40645-019-0297-7.
11. S. O, U. Foelsche, G. Kirchengast, J. Fuchsberger, J. Tan, and W. Petersen, "*Evaluation of GPM IMERG Early, Late, and Final rainfall estimates using WegenerNet gauge data in southeastern Austria,*" Hydrol Earth Syst Sci, vol. 21, pp. 6559–6572, Feb. 2017, doi: 10.5194/hess-21-6559-2017.
12. M. Darand and Z. Siavashi, "*An evaluation of Global Satellite Mapping of Precipitation (GSMaP) datasets over Iran*," Meteorology and Atmospheric Physics, vol. 133, Feb. 2021, doi: 10.1007/s00703-021-00789-y.
13. P. Nguyen et al., "*The PERSIANN family of global satellite precipitation data: a review and evaluation of products*," Hydrol Earth Syst Sci, vol. 22, pp. 5801–5816, Feb. 2018, doi: 10.5194/hess-22-5801-2018.
14. Y. Huang, Y. Bao, G. P. Petropoulos, Q. Lu, Y. Huo, and F. Wang, "*Precipitation Estimation Using FY-4B/AGRI Satellite Data Based on Random Forest*," Remote Sens (Basel), vol. 16, no. 7, 2024, doi: 10.3390/rs16071267.
15. L. Breiman, "*Random Forests*," Mach Learn, vol. 45, no. 1, pp. 5–32, 2001, doi: 10.1023/A:1010933404324.
16. T. Chen and C. Guestrin, "*XGBoost: A Scalable Tree Boosting System*," Dec. 2016, pp. 785–794. doi: 10.1145/2939672.2939785.
17. V. Đông, An Nguyen, N. Phát, N. Thanh, and N. Huyền, "*Improving precipitation estimation accuracy for the central Vietnam region using the XGBoost model with multl-source data*," TNU Journal of Science and Technology, vol. 229, pp. 69–77, Feb. 2024, doi: 10.34238/tnu-jst.11346.

Enhancing the accuracy of identifying heavy rainfall areas in Central Vietnam using machine learning methods.

Abstract: *Heavy rainfall is a primary driver of extreme weather events such as storms, floods, and inundations in Central Vietnam. This study investigates the effectiveness of machine learning methods, including LightGBM (LGBM), XGBoost (XGB), and Random Forest (RF), in detailed rainfall classification, with a focus on heavy rainfall regions. A multi-source dataset comprising Himawari-8 satellite imagery, rain gauge measurements, and auxiliary data from ERA-5 and ASTER DEM is utilized to enhance classification accuracy. Existing rainfall products in the region, including IMERG Final Run, IMERG Early, GSMaP_MVK, PERSIANN_CCS, FY-4A, and radar imagery, are used for performance evaluation. Results indicate that the proposed rainfall classification approach outperforms existing products in accurately delineating rainfall areas, particularly heavy rainfall events. Specifically, it achieves the highest classification performance in terms of Probability of Detection (POD), Critical Success Index (CSI), Equitable Threat Score (ETS), and Heidke Skill Score (HSS). Compared to the best-performing reference product, GSMaP_MVK, the proposed method*

improves CSI by 20%, ETS by 16.67%, POD by 38.89%, and HSS by 13.04%. These findings highlight the potential of machine learning-based approaches in enhancing rainfall forecasting accuracy for regions with complex topographic, climatic, and meteorological conditions.

Keywords: Rain classification, Heavy rain, Light GBM, XGBoost, Random Forest, Himawri-8.

❑

Hiệu suất chống nhiễu của hệ thống truyền tin ở chế độ FFH/NC-DBPSK

Hoàng Văn Dũng[1], Nguyễn Hữu Thọ[1]

[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn*

Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn; Tel: 0978853578

Tóm tắt

Bài báo này trình bày phương pháp truyền tín hiệu FFH/NC-DBPSK sử dụng thuật toán giải điều chế không kết hợp tự chuẩn hóa trong điều kiện nhiễu cố ý một phần băng (Partial Band Noise Jamming - PBNJ). Chúng tôi đề xuất một phương pháp thu tín hiệu FFH/NC-DBPSK thích nghi, dựa trên nguyên tắc dự đoán và đánh giá kênh truyền tin để tối ưu hóa hiệu suất thu tín hiệu. Phân tích lý thuyết và mô phỏng Monte-Karlo cho thấy khả năng chống nhiễu của hệ thống được cải thiện đáng kể. Đặc biệt, trong trường hợp đối phương tối ưu hóa chiến lược gây nhiễu, phương pháp FFH/NC-DBPSK sử dụng bộ thu tự chuẩn hóa mang lại độ lợi về tỷ lệ Signal-to-Jamming Ratio (SJR) lớn hơn 10dB ở tỷ lệ lỗi bit (BER) là 10^{-5} so với phương pháp truyền thống SFH/NC-DBPSK.

Từ khóa: *Frequency hopping spread spectrum; partial band noise jamming; DBPSK.*

1. Mở đầu

Trong bối cảnh công nghệ truyền thông không dây phát triển mạnh mẽ, nhu cầu về các phương pháp truyền dữ liệu ổn định và an toàn ngày càng trở nên cấp thiết. Đặc biệt, trong lĩnh vực truyền tin quân sự, việc đảm bảo hiệu quả hoạt động trong môi trường nhiễu và chịu tác động của chế áp điện tử là một yêu cầu đặc biệt quan trọng. Kỹ thuật trải phổ nhảy tần (Frequency Hopping Spread Spectrum - FHSS) [1-4] đã chứng minh tính hiệu quả của mình trong việc nâng cao độ tin cậy và khả năng chống nhiễu, và hiện đang được áp dụng rộng rãi trong các hệ thống truyền tin quân sự, bao gồm các thiết bị thông tin liên lạc, kênh điều khiển UAV và nhiều ứng dụng khác.

Khi thực hiện truyền tin theo phương thức trải phổ nhảy tần FHSS, tần số sóng mang sẽ thay đổi liên tục trong một dải tần số nhất định theo một mẫu được quy định bởi dãy giả ngẫu nhiên (PN - Pseudo-noise Sequense), qua đó giảm thiểu tác động của nhiễu, đặc biệt là trong các điều kiện bị chế áp điện tử. Tuy nhiên, phương pháp nhảy tần truyền thống (nhảy tần chậm) vẫn còn tồn tại những hạn chế trong việc đối phó với các điều kiện nhiễu cao và biến đổi nhanh chóng. Điều này đặt ra yêu cầu cần thiết phải phát triển các kỹ thuật trải phổ nhảy tần có khả năng thích ứng tốt hơn với môi trường, đặc biệt là trong bối cảnh nhiễu gia tăng.

Nhiều nghiên cứu đã được thực hiện về kỹ thuật FHSS với các giải pháp kỹ thuật tiên tiến nhằm nâng cao độ tin cậy và chất lượng truyền tin trong môi trường nhiễu, như sử dụng mã hóa kênh, lọc thích ứng [6-10]. Một giải pháp triển vọng khác có thể kể đến là nhảy tần thông minh [11, 12] và kết hợp điều chế thích ứng [13, 14].

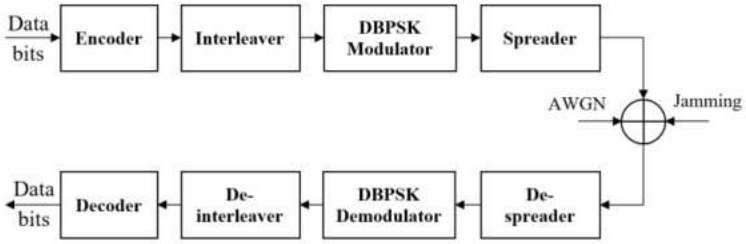
Với những lợi ích và tiềm năng to lớn của kỹ thuật FHSS, đặc biệt là phương pháp trải phổ nhảy tần nhanh (Fast frequency hopping - FFH), bài báo này trình bày một giải pháp nhằm nâng cao độ tin cậy và khả năng chống nhiễu của hệ thống truyền tin khi áp dụng nhảy tần nhanh FFH. Giải pháp này kết hợp phân tập tần số tín hiệu điều chế pha vi phân (Differential Phase Shift Keying - DPSK) sử dụng thuật toán thu tín hiệu không kết hợp (noncoherent) tự chuẩn hóa theo nguyên tắc dự đoán, nhằm tối ưu hóa hiệu suất truyền tin trong các điều kiện nhiễu cố ý.

Nội dung tiếp theo của bài báo được trình bày như sau: Phần 2 mô tả về cấu trúc hệ thống truyền tin sử dụng phương pháp trải phổ nhảy tần và phương pháp thu tín hiệu FFH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu cố ý một phần băng (Partial Band Noise Jamming – PBNJ). Phần 3 phân tích hiệu suất lỗi của hệ thống truyền tin sử dụng chế độ FFH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu cố ý một phần băng PBNJ. Cuối cùng là phần kết luận.

2. Cấu trúc hệ thống truyền tin sử dụng nhảy tần FHSS

2.1. Sơ đồ hệ thống truyền tin FHSS

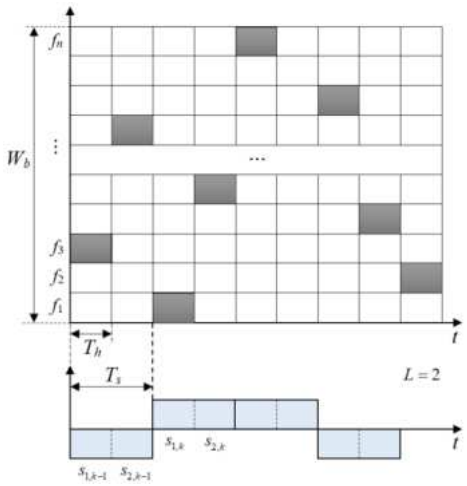
Cấu trúc của hệ thống truyền tin FH/DBPSK được thể hiện trên Hình 1. Sau khi dữ liệu được mã hóa kênh, được đưa tới bộ xáo trộn (Interleaver) và tiếp theo bộ điều chế vi phân DBPSK. Tín hiệu sau quá trình điều chế được kết hợp với tín hiệu từ bộ tổ hợp tần số, với tần số thay đổi theo mỗi chu kỳ T_h giây, do bộ bộ tạo dãy PN quyết định.



Hình 1. Sơ đồ khối hệ thống FH/NC-DBPSK

Khi sử dụng điều chế vi phân DBPSK (Differential BPSK) thông tin được mã hóa bằng cách thay đổi pha của tín hiệu liền kề, cho phép khắc phục hạn chế của BPSK và hoạt động tốt ngay cả khi có sự mất đồng bộ hoặc nhiễu, không đòi hỏi sự đồng bộ chính xác pha giữa máy phát và máy thu. Do sự thay đổi nhanh tần số sóng mang, giải điều chế liên kết (conherent) là không thực tế, do đó phương pháp giải điều chế không kết hợp (noncoherent) thường được sử dụng.

Ma trận tần số thời gian của tín hiệu FFH/DBPSK được minh họa trong Hình 2. Như thể hiện trên Hình 2, trong chế độ FFH, trong khoảng thời gian một bit (hay symbol) dữ liệu có ít nhất một lần nhảy tần với một trong số N tần số $\{f_0, f_1, \ldots, f_n\}$ được phát đi. Với tốc độ nhảy L ta có $T_h = T_s / L$. Trong đó L là tốc độ nhảy tần hay mức phân tập bit/symbol dữ liệu [15].

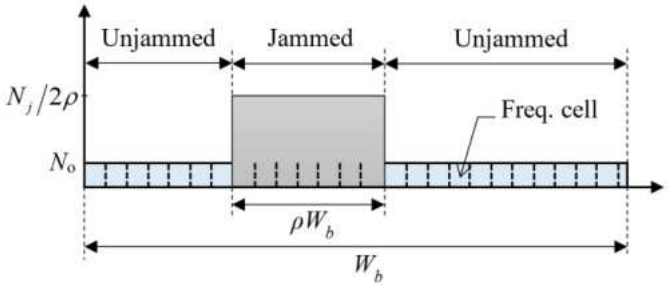


Hình 2. Ma trận tần số-thời gian của tín hiệu FFH/DBPSK

2.2. Kênh truyền

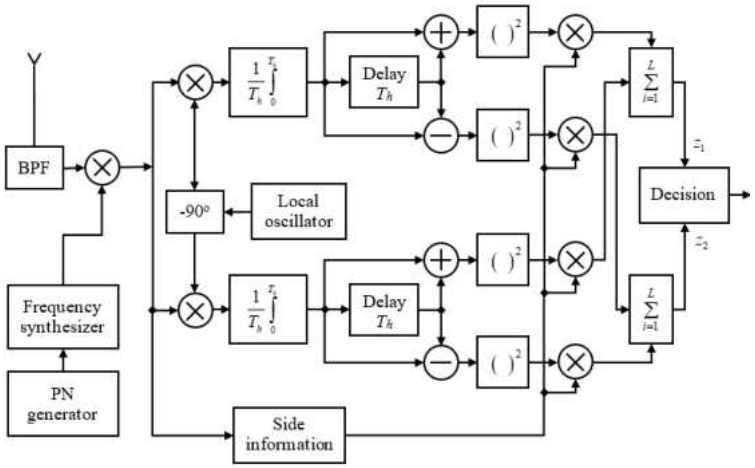
Quy luật nhảy nhảy tần trong chế độ truyền tin nhảy tần FHSS không được xác định đối với máy thu không chủ đích, do đó giúp ngoại trừ/giảm thiểu khả năng xây dựng và thực hiện một phương pháp chế áp tối ưu. Để gây nhiễu kênh truyền tin nhảy tần, đòi hỏi máy phát nhiễu phải có công suất nhiễu lớn, tuy nhiên máy phát nhiễu công suất cao dễ trở thành mục tiêu dẫn đường cho tên lửa. Do đó, các phương tiện gây nhiễu nhằm tác động hiệu quả lên kênh truyền tin ở chế độ FHSS với công suất máy phát nhiễu hạn chế đòi hỏi cần phân bố mật độ công suất nhiễu một cách phù hợp trên toàn bộ dải tần làm việc của thiết bị truyền tin trong chế độ nhảy tần FHSS.

Trong bối cảnh này, nhiễu một phần băng (BPNJ) thường được sử dụng để gây nhiễu kênh truyền tin ở chế độ nhảy tần FHSS. Nhiễu PBNJ được mô hình hóa lý tưởng như là nhiễu Gausse trắng cộng tính công suất lớn và chiếm phần băng thông ρW_b, ρ - tỷ lệ phần trăm băng tần tín hiệu FHSS bị ảnh hưởng bởi nhiễu (Hình 3.). Khi đó, mật độ công suất phổ kết hợp của tạp âm kênh và nhiễu cố ý là $N_j/2\rho + N_o/2$ trong điều kiện nhiễu và $N_o/2$ trong trường hợp ngược lại. Như vậy, cho mỗi lần nhảy tần, tín hiệu nhận được với xác suất ρ khi có can thiệp bởi nhiễu PBNJ với công suất nhiễu $\sigma_{i,k}^2 = (\rho N_j + N_o)B$ và với công suất nhiễu $N_o B$ với xác suất $(1-\rho)$ khi không có can thiệp bởi nhiễu cố ý PBNJ.



Hình 3. Mô tả nhiễu cố ý một phần băng BPNJ

2.3. Bộ thu tín hiệu FFH/NC-DBPSK tự chuẩn hóa



Hình 4. Kiến trúc khối thu tín hiệu FFH/NC-DBPSK tự chuẩn hóa

Kiến trúc sơ đồ khối thu tín hiệu FFH/NC-DBPSK được thể hiện trên Hình 4. Sau khi thực hiện khôi phục định thời symbol và đồng bộ dãy PN, tín hiệu sau khi giải trải phổ $r(t)$ được

đưa vào bộ giải điều chế tự chuẩn hóa. Bộ thu tự chuẩn hóa ngoài hai kênh xử lý tín hiệu cùng pha và ngước pha, còn có một kênh "chỉ nhiễu" để đo công suất ngược của nhiễu trong bước nhảy tần trước, tương ứng với bit dữ liệu thứ $(i-1)$. Các kênh được lấy mẫu mỗi chu kỳ nhảy T_h kết hợp với tín hiệu giữ chậm ở bước nhảy trước để tạo ra đại lượng $r_{i,k}, r_{i,k-1}$ với $i=1,2,\ldots,L$. Giả định rằng đầu ra của kênh chỉ nhiễu, khi được lấy mẫu mỗi chu kỳ nhảy, sẽ tạo ra các ước lượng hoàn hảo của các công suất nhiễu ngược $1/\sigma^2_{i,k-1}$, với $i=1,2...L$. Các mẫu đầu ra được nhân với trọng số $w_i=\sigma^2_{i-1,k-1}$ để tạo ra $a_{i,1}, a_{i,2}$ tương ứng, sau đó được cộng lại để hình hình các thống kê quyết định z_1 và z_2. Sự khác biệt $\Delta z = z_1 - z_2$ sau đó được so sánh với một ngưỡng (bằng 0) để đưa ra quyết định về bit nhận được.

3. Phân tích hiệu suất hệ thống FFH/NC-DBPSK

Tín hiệu nhận được $r_k(t)$ ở lối ra của bộ tổ hợp tần số trong lần nhảy thứ *i* của tín hiệu thứ k và $(k-1)$ được thể hiện dưới dạng sau [15]:

$$r_{i,k-1}(t) = s_{i,k-1}(t) + n_{i,k-1}(t), \tag{1a}$$

$$r_{i,k}(t) = s_{i,k}(t) + n_{i,k}(t), \tag{1b}$$

Dưới tác động của nhiễu BPNJ:

$$r_{i,k-1}(t) = s_{i,k-1}(t) + n_{i,k-1}(t) + j_{i,k-1}(t), \tag{2a}$$

$$r_{i,k}(t) = s_{i,k}(t) + n_{i,k}(t) + j_{i,k}(t), \tag{2b}$$

Trong đó, $s_{i,k-1}$ và $s_{i,k}$ là tín hiệu sóng mang được xác định bởi:

$$s_{i,k-1}(t) = \sqrt{2P_s}\cos\left(2\pi f_c + \theta_{i,k-1}\right) + \sqrt{2P_s}\sin\left(2\pi f_c + \theta_{i,k-1}\right), \tag{3a}$$

$$s_{i,k}(t) = \sqrt{2P_s}\cos\left(2\pi f_c + \theta_{i,k}\right) + \sqrt{2P_s}\sin\left(2\pi f_c + \theta_{i,k}\right), \tag{3b}$$

Trong (3), P_s là năng lượng tín hiệu và $\theta_{i,k-1}, \theta_{i,k}$ là pha ngẫu nhiên của tín hiệu; $n_{i,k-1}(t), n_{i,k}(t)$ là AWGN và $j_{i,k-1}(t), j_{i,k}(t)$ là nhiễu PBNJ.

Giả sử điều kiện đồng bộ hoàn hảo giữa máy phát và máy thu tín hiệu nhảy tần, phương pháp truyền tín hiệu FFH/NC-DBPSK tương tự như kỹ thuật truyền phân tập tần số. Thuật toán xử lý tín hiệu của bộ thu tự chuẩn hóa theo nguyên tắc dự đoán dựa trên việc ước lượng và đánh giá kênh truyền ở thời điểm $(k-1)$ với trọng số $w_i = 1/\sigma^2_{i,k-1}$.

Trong đó,

$$\sigma^2_{i,k-1} = \begin{cases} \sigma_0^2 = N_o B, \text{ without jamming } (\rho = 0) \\ \sigma_0^2 + \sigma^2_{jam} = (N_o + N_{jam}/\rho)B, \text{ under jamming } (\rho \neq 0) \end{cases} \tag{4}$$

Trong điều kiện thu tối ưu sử dụng giải điều chế không kết hợp (noncoherent) tín hiệu DBPSK, quyết định về bit (symbol) dữ liệu nhận được dựa trên sự khác biệt pha giữa hai tín hiệu liền kề. Biến quyết định về bit tin nhận được dựa trên các biến z_1 và z_2 được thu bằng các tổng hợp các mẫu kết hợp trọng số w_i được xác định như sau [4, 15]:

$$\Delta z = \mathrm{Re}\left[\sum_{i=1}^{L} r_{i,k}(t)\, r^{*}_{i,k-1}(t)\, w_i\right] = \sum_{i=1}^{L}\left(x_{i,k}x_{i,k-1} + y_{i,k}y_{i,k-1}\right)w_i =$$

$$= \sum_{i=1}^{L}\left[\left(\frac{x_{i,k}+x_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}\right)^2 - \left(\frac{x_{i,k}-x_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}\right)^2 + \left(\frac{y_{i,k}+y_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}\right)^2 - \left(\frac{y_{i,k}-y_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}\right)^2\right] =$$

$$= \sum_{i=1}^{L}\left[\left(a^2_{i,1}+a^2_{i,2}\right) - \left(a^2_{i,3}+a^2_{i,4}\right)\right] = z_1 - z_2. \qquad (5)$$

Thống kê quyết định: $z_1 = \sum_{i=1}^{L}\left(a^2_{i,1}+a^2_{i,2}\right)$, $z_2 = \sum_{i=1}^{L}\left(a^2_{i,3}+a^2_{i,4}\right)$,

Trong đó, $a_{i,1} = \frac{x_{i,k}+x_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}, a_{i,2} = \frac{y_{i,k}+y_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}, a_{i,3} = \frac{x_{i,k}-x_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}, a_{i,4} = \frac{y_{i,k}-y_{i,k-1}}{2\sigma^2_{i,k-1}}$,

$x_{i,k-1}, x_{i,k}, y_{i,k-1}, y_{i,k}$ là thành phần cùng pha và ngược pha của tín hiệu giải trải phổ. Trong (5) các giá trị $a_{i,1}, a_{i,2}, a_{i,3}, a_{i,4}$ với $i = \overline{1\ldots L}$ là các biến ngẫu nhiên Gausse.

Trong (5) biến quyết định z_1 là tổng của bình phương của các biễn ngẫu nhiên Gausse chuẩn hóa độc lập. Do đó, z_1 có phân bố Chi-bình phương không trung tâm với bậc tự do (degrees of freedom, df) 2*L* và tham số không trung tâm ξ^2, còn z_2 được phân bố theo quy luật Chi-bình phương trung tâm với bậc tự do 2*L*. Hàm mật độ phân bố của z_1 và z_2 có dạng [16]:

$$p_1(z_1) = \frac{1}{2\sigma^2}\left(\frac{z_1}{\xi^2}\right)^{\frac{(L-1)}{4}} \exp\left(-\frac{\xi^2+z_1}{2\sigma^2}\right) I_{L-1}\left(\sqrt{z_1}\,\frac{\xi}{\sigma^2}\right), z_1 \ge 0, \qquad (6a)$$

$$p_2(z_2) = \frac{1}{\left(2\sigma^2\right)^L \Gamma(L)} z_2^{L-1} \exp\left(-\frac{z_2}{2\sigma^2}\right), z_2 \ge 0, \qquad (6b)$$

$$\xi^2 = \frac{1}{\sigma^2_{i,k-1}}\sum_{i=1}^{L} m_i^2 = \sum_{i=1}^{L}\frac{2P}{\sigma^2_{i,k-1}} \qquad (7)$$

Trong đó, $I_{L-1}(x)$ là hàm Bessel biến đổi loại 1 bậc (*L* – 1).

Xác suất lỗi nhận tín hiệu FFH/NC-DBPSK được xác định bởi [4]:

$$P_e = \Pr(\Delta z < 0) = \Pr(z_1 < z_2) = \int_0^{\infty}\left(\int_0^{\infty} p_2(z_2)\,dz_2\right) p_1(z_1)\,dz_1. \qquad (8)$$

Xét một số trường hợp cực đoan:

Trường hợp 1: Chế độ nhảy tần FFH/NC-DBPSK (*L* = 1 hop/bit) tương đương SFH/NC-DBPSK.

$$P_e^{SFH/NC-DBPSK}(L=1) = (1-\rho)\frac{1}{2}\exp\left(-\frac{E_b}{N_0}\right) + \rho\frac{1}{2}\exp\left(-\frac{E_b}{N_0}\right), \qquad (9)$$

Trường hợp 2: Chế độ nhảy tần FFH/NC-DBPSK (*L* = 2 hops/bit).

$$P_e^{FFH/NC-DBPSK}(\rho=0, L=2) = \frac{1}{2^3}\exp\left(-\frac{E_b}{N_0}\right)\left[\frac{E_b}{N_0}+4\right], \qquad (10a)$$

$$P_e^{FFH/NC-DBPSK}\left(\rho=1,L=2\right)=\frac{1}{2^3}\exp\left(-\frac{E_b}{\left(N_0+P_jT_h/B\right)}\right)\left[\frac{E_b}{\left(N_0+P_jT_h/B\right)}+4\right], \quad (10b)$$

Trường hợp 3: Chế độ nhảy tần FFH/NC-DBPSK (L = 3 hops/bit).

$$P_e^{FFH/NC-DBPSK}\left(\rho=0,L=3\right)=\frac{1}{2^5}\exp\left(-\frac{E_b}{N_0}\right)\left[\left(\frac{E_b}{N_0}\right)^2+6\frac{E_b}{N_0}+26\right], \quad (11a)$$

$$P_e^{FFH/NC-DBPSK}\left(\rho=1,L=3\right)=\frac{1}{2^5}\exp\left(-\frac{E_b}{N_0+P_{\Pi}T_h/\Delta F}\right)\left[\begin{array}{l}\left(\frac{E_b}{N_0+P_{\Pi}T_h/\Delta F}\right)^2+\\+6\frac{E_b}{N_0+P_{\Pi}T_h/\Delta F}+26\end{array}\right]. \quad (11b)$$

4. Kết quả mô phỏng

Tiến hành mô phỏng hệ thống truyền tin ở chế độ FH/NC-DBPSK trong môi trường Matlab theo phương pháp Monte-Karlo. Tỷ lệ băng tần bị ảnh ưởng bởi nhiễu PBNJ $(\rho=0.05)$ và nhiễu toàn băng (wideband jamming) $(\rho=1)$. Tỷ lệ tín/tạp âm SNR của máy thu là 13dB.

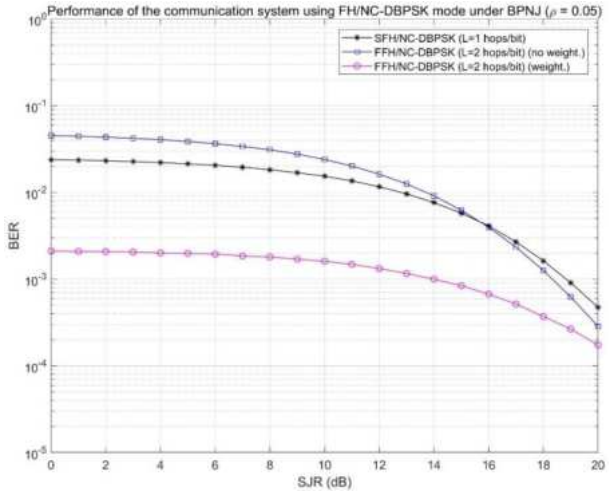
Kết quả mô phỏng được thực hiện cho các giả thuyết sau:

1) Truyền tin ở chế độ nhảy tần chậm (truyền thống) SFH/NC-DBPSK ($L=1$ hop/bit),

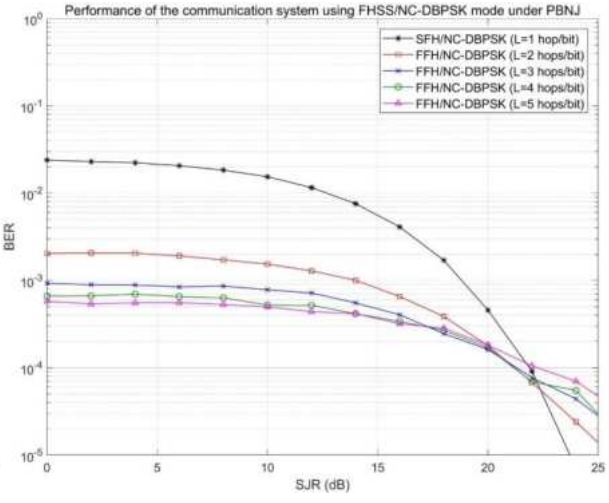
2) Truyền tin ở chế độ nhảy tần nhanh FFH/NC-DBPSK với bậc phân tập ($L=2,..,5$ hops/bit) sử dụng giải điều chế không kết hợp với bộ thu không chuẩn hóa.

3) Truyền tin ở chế độ nhảy tần nhanh (đề xuất) FFH/NC-DBPSK với bậc phân tập ($L=2,..,5$ hops/bit) sử dụng giải điều chế không kết hợp với bộ thu tự chuẩn hóa.

Phẩm chất của hệ thống truyền tin FH/DBPSK được thể hiện trên Hình 6.



Hình 6. Phẩm chất hệ thống FH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu PBNJ (ρ = 0.05)



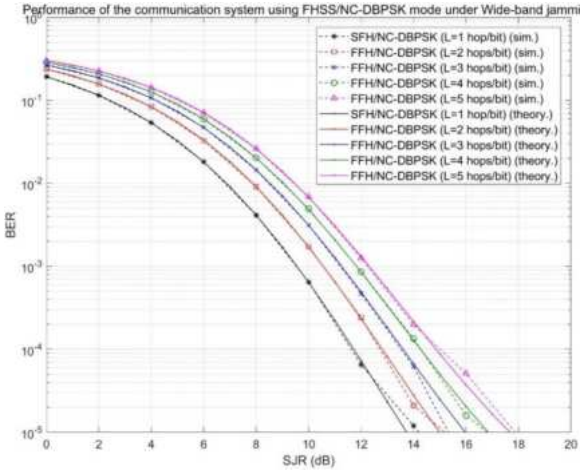
Hình 7. Phẩm chất hệ thống FFH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu PBNJ (ρ = 0.05)

Kết quả so sánh trên Hình 6 cho thấy rằng hiệu suất lỗi bit BER của hệ thống truyền tin sử dụng phương pháp FFH/NC-DBPSK với bộ thu (không kết hợp) tự chuẩn hóa được cải thiện rõ rệt. So với phương pháp SFH/NC-DBPSK truyền thống và FFH/NC-DBPSK với bộ thu

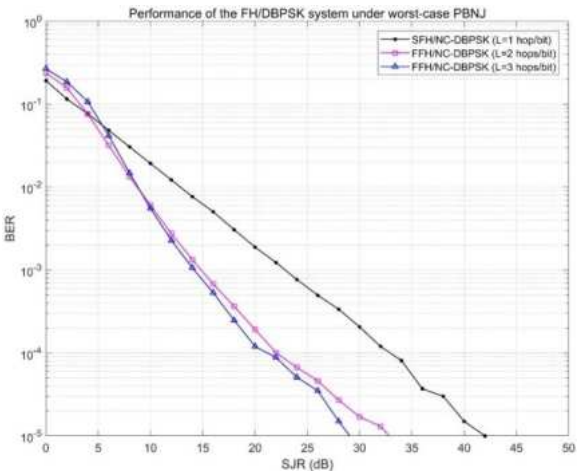
không chuẩn hóa ở cùng một tỷ lệ SJR phương pháp FFH/NC-DBPSK với bộ thu tự chuẩn hóa cho xác suất lỗi nhỏ hơn nhiều. Ví dụ ở tỷ lệ SJR = 6dB, phương pháp FFH/NC-DBPSK với L = 2 cho hiệu suất BER = $3x10^{-3}$, trong khi phương pháp SFH/NC-DBPSK truyền thống và FFH/NC-DBPSK với bộ thu không chuẩn hóa cho tỷ lệ BER = $4x10^{-2}$ và $8x10^{-2}$ tương ứng.

Phẩm chất hệ thống truyền tin sử dụng phương pháp FFH/NC-DBPSK sử dụng bộ thu tự chuẩn hóa với tốc độ nhảy tần (mức phân tập bit/symbol dữ liệu) L khác nhau được thể hiện trên Hình 7. Kết quả mô phỏng cho thấy rằng, hiệu suất lỗi BER của hệ thống không được cải thiện đáng kể khi tốc độ nhảy tần (bậc phân tập bit/symbol) L vượt quá 3 hops/bit và chỉ mang lại hiệu suất rất nhỏ trong một vùng rất hạn chế của SJR < 16 dB so với trường hợp L = 3 hops/bit.

Ở vùng tỷ lệ SJR lớn (>22dB) hiệu suất của phương pháp FFH/NC-DBPSK sử dụng bộ thu tự chuẩn hóa mang lại rất xấu xuất phát từ đặc điểm của bộ thu phi tuyến tính kết hợp mang đến. Tương tự có thể quan sát được trong trường có tác động của nhiễu băng rộng (toàn băng ρ = 1) với các giá trị L khác nhau (Hình 8). Đối với bộ thu tự chuẩn hóa phi tuyến tính đề xuất sử dụng trọng số đồng nhất $1/(\sigma^2_{i,k-1})$, do đó không phát huy hiệu quả của phương pháp này. Đặc biệt, khi tốc độ nhảy (mức phân tập bit/symbol) L tăng lên thì hiệu suất của hệ thống giảm mạnh, bộ thu tự chuẩn hóa phi tuyến tính sử dụng trọng số được nghiên cứu chưa phát huy được hiệu quả. Đây là hệ quả của việc tổn thất khi kết hợp so với sự giảm công suất nhiễu do sử dụng giải điều chế không kết hợp và trọng số của bộ thu mang đến. Đáng chú ý, hiệu suất lỗi BER xấu đi khi L tăng, đây là điểm rõ rệt liên quan đến bộ thu kết hợp phi tuyến tính. Đặc điểm này tương tự như trong trường hợp không có nhiễu, hay đặc điểm của phương pháp phân tập tần số sử dụng bộ thu kết hợp phi tuyến tính trên kênh AWGN.



Hình 8. Phẩm chất hệ thống FFH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu băng rộn WBJPBNJ (ρ = 1)



Hình 10. Phẩm chất hệ thống FFH/NC-DBPSK trong điều kiện nhiễu Worst-case PBNJ

Trên Hình 9 thể hiện hiệu suất lỗi bit của hệ thống FH/DBPSK trong điều kiện nhiễu PBNJ với băng tần gây nhiễu được tối ưu. Kết quả phân tích giải tích và mô phỏng cho thấy, phương pháp FFH/NC-DBPSK sử dụng bộ thu tự chuẩn hóa cho phép cải thiện đáng kể hiệu suất của hệ thống trong điều kiện nhiễu PBNJ tối ưu so với phương pháp truyền thống SFH/NC-DBPSK, cho phép đạt được độ lợi về tỷ lệ SJR xấp sỉ 10dB ở tỷ lệ lỗi bit 10^{-5}.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp truyền tín hiệu FFH/NC-DBPSK sử dụng thuật toán giải điều chế không kết hợp trong điều kiện nhiễu cố ý một phần băng (PBJ). Chúng tôi đã đề xuất một kỹ thuật giải điều chế tín hiệu FFH/NC-DBPSK thích nghi, dựa trên nguyên tắc dự đoán và đánh giá kênh truyền tin để tối ưu hóa hiệu suất của hệ thống trong điều kiện nhiễu. Kết quả nghiên cứu cho thấy rằng, phương pháp FFH/NC-DBPSK với kỹ thuật tự chuẩn hóa được đề xuất giúp nâng cao đáng kể phẩm chất của hệ thống truyền tin so với phương pháp SFH/NC-DBPSK truyền thống trong điều kiện nhiễu cố ý một phần băng PBNJ. Dưới cùng một tỷ lệ SJR phương pháp đề xuất cho phép giảm tỷ lệ lỗi bit BER đáng kể so với phương pháp truyền thống, đặc biệt trong điều kiện tối ưu hóa được băng thông gây nhiễu, đạt đội lợi SJR xấp sỉ 10dB (BER = 10^{-5}).

Tài liệu tham khảo

1. Simon M.K., Omura J.K., Skoltz R.A., Levitt B.K. (1994). *Spread spectrum communications handbook* (Vol.2). New York: McGraw-Hill.
2. Torrieri D. (2005). *Principles of Spead-spectrum communication systems.* Berlin/Heidelberg, Germany: Springer.
3. Борисов В.И., Зинчук В.М., Лимарев А.Е. и др. (2008). *Помехозащищенность систем радиосвязи с расширением спектра сигналов методом псевдослучайной перестройки рабочей частоты*. М.: Радио и связь.
4. Proakis J.G., Salehi M. (2008). *Digital communications*. McGraw-hill.
5. Pursley M., Stark W. (1985). *Performance of Reed-Solomon Coded Frequency-Hop Spread-Spectrum Communications in Partial-Band Interference*. IEEE Transactions on Communications, 33(8), 767-774.
6. Pursley M.B., Skinner J.S. (2003). *Decoding Strategies for Turbo Product Codes in Frequency-Hop Wireless Communications*. IEEE international Conference on Communications, 2003. ICC'03. (Vol. 4), pp. 2963-2968.
7. Zhang Q., Le Ngoc T. (2002). *Turbo product codes for FH-SS with Partial Band Interference*. IEEE Transactions on wireless communications, 1(3), 513-520.
8. Masse M.R., Pursley M.B. (2011) *Adaptive Coding for Frequency-Hop Transmission over Fading Channels with Partial-Band Interference*. IEEE Transactions on Communications. 59(3), 854-862.
9. Wu X., Zhao C., You X., Li S. (2007). *Robust Diversity-Combing Receivers for LDPC Coded FFH-SS with Partial-Band Interference*. IEEE Communications letters, 11(7), 613-615.
10. Fangming Liu, H. Nguyen-Le, C. C. Ko, (2007). *ML-based beamforming for follower jamming rejection in slow FH/MFSK systems*. Proceeding of 9th IASTED InternationalConference on Signal and Image Processing, Honolulu, USA, pp335-340.
11. Meng, X. Y., Tao, R., & Jia, L. N. (2010, September). *An intelligent anti-jamming frequency hopping system*. In 2010 First International Conference on Pervasive Computing, Signal Processing and Applications (pp. 1053-1056). IEEE.
12. Thiele, P., Bernadó, L., Löschenbrand, D., Rainer, B., Sulzbachner, C., Leitner, M., & Zemen, T. (2023). *Machine Learning Based Prediction of Frequency Hopping Spread Spectrum Signals*. In 2023 IEEE 34th Annual International Symposium on Personal, Indoor and Mobile Radio Communications (PIMRC) (pp. 1-6). IEEE.

13. Lee J., French R., Miller L. (1984). *Probability of Error Analyses of a BFSK Frequency Hopping System with Diversity Under Partial Band Jamming Interference-Part I: Performance of Square-Law Linear*. Combining Soft Decision Receiver. IEEE transactions on communications, 32(6). 645-653.
14. Viswanathan R., Taghizadeh K. (1988). *Diversity combining in FH/BFSK systems to combat partial band jamming*. IEEE transactions on communications, 36(9). 1062-1069.
15. Парамонов А.А., Хоанг Ван З. (2020). *Прием сигналов относительной фазовой телеграфии с весовой обработкой субсимволов в системах передачи информации с псевдослучайной перестройкой рабочей частоты*. Журнал радиоэлектроники, (10). 2020.
16. Abramowitz M., Stegun I.A. (Eds.). (1948). *Handbook of mathematical functions with formulas, graphs, and mathematical tables* (Vol. 55). US Government printing office.

Performance of Anti-Jamming in FFH/NC-DBPSK Communication Systems

Abstract: *This paper presents a transmission method for FFH/NC-DBPSK signals utilizing a self-normalizing noncoherent demodulation algorithm under conditions of Partial Band Noise Jamming (PBNJ). We propose an adaptive signal reception method for FFH/NC-DBPSK based on the principles of channel prediction and evaluation to optimize signal reception performance. Monte Carlo simulations demonstrate a significant improvement in the system's anti-jamming capability. Notably, in scenarios where the adversary optimizes the jamming strategy, the FFH/NC-DBPSK method employing a self-normalizing receiver achieves a Signal-to-Jamming Ratio (SJR) gain greater than 10dB at a Bit Error Rate (BER) of 10^{-5} compared to the traditional SFH/NC-DBPSK method.*

Keywords: Frequency hopping spread spectrum; partial band noise jamming; DBPSK

Ứng dụng Rate Splitting Multiple Access (RSMA) trong hệ thống chuyển tiếp bước sóng millimeter-wave: Giải pháp tối ưu cho truyền thông tốc độ cao

Đinh Công Hùng[1]
[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự*
Email: dinhconghung84@lqdtu.edu.vn

Tóm tắt

Trong thời đại công nghệ phát triển nhanh chóng, nhu cầu về mạng truyền thông không dây với tốc độ cao và băng thông lớn ngày càng gia tăng. Bước sóng millimeter-wave (mmWave) được xem là một giải pháp hứa hẹn để đáp ứng nhu cầu này nhờ vào khả năng cung cấp băng thông rộng và tốc độ truyền tải cao. Tuy nhiên, mmWave vẫn tồn tại nhiều thách thức lớn, đặc biệt là trong việc truyền dẫn qua các môi trường phức tạp với khoảng cách lớn. Hệ thống chuyển tiếp (relay) ra đời nhằm tăng cường khả năng truyền sóng của mmWave và cải thiện hiệu năng truyền tải. Trong bối cảnh này, công nghệ Rate Splitting Multiple Access (RSMA) đã nổi lên như một giải pháp tiềm năng để tối ưu hóa hiệu năng của các hệ thống mmWave kết hợp chuyển tiếp.

Từ khóa: *Đa truy nhập phân chia tốc độ, sóng milimet*

1. Giới thiệu

1.1. Kỹ thuật Rate-Splitting Multiple Access (RSMA)

Rate-Splitting Multiple Access (RSMA) là một kỹ thuật tiên tiến đang cách mạng hóa các hệ thống truyền thông không dây trong thế hệ thứ năm (5G) và các thế hệ tiếp theo (B5G) [1]. RSMA định nghĩa lại cách nhiều người dùng truy cập mạng đồng thời thông qua việc áp dụng các sơ đồ phân chia tiên tiến. Khác với các phương pháp truyền thống, RSMA phân chia tài nguyên sẵn có thành nhiều lớp, cho phép truyền dẫn đồng thời các loại dữ liệu khác nhau với các mức độ ưu tiên và yêu cầu chất lượng dịch vụ (QoS) khác nhau [1, 2]. Bằng cách này, phương pháp tiếp cận đổi mới này cải thiện hiệu quả phổ, tăng cường dung lượng mạng và tạo điều kiện tích hợp liền mạch các công nghệ mới nổi như truyền thông milimet-wave (mmWave) và massive multiple-input multiple-output (mMIMO). Khi các mạng 5G và B5G phát triển để đáp ứng nhu cầu kết nối Internet of Things (IoT) quy mô lớn, truyền thông độ tin cậy cao và độ trễ thấp, cũng như các trải nghiệm đa phương tiện nhập vai, RSMA nổi lên như một giải pháp chính cho kết nối không dây trong tương lai [3-5].

a. Nguyên lý hoạt động của RSMA

- Phân chia thông điệp: RSMA chia thông điệp của mỗi người dùng thành hai phần: thông điệp chung (common message) và thông điệp riêng (private message). Thông điệp chung được mã hóa để tất cả các người dùng trong hệ thống có thể giải mã, trong khi thông điệp riêng chỉ được mã hóa cho một người dùng cụ thể.

- Mã hóa và truyền dẫn: Các thông điệp chung và riêng được mã hóa và truyền đồng thời trên cùng một kênh tần số. Tại máy thu, người dùng đầu tiên giải mã thông điệp chung, sau đó sử dụng thông tin này để giải mã thông điệp riêng của mình.

- Quản lý nhiễu: RSMA tận dụng việc phân chia thông điệp để quản lý nhiễu một cách hiệu quả. Thông điệp chung đóng vai trò như một lớp phủ (overlay) giúp giảm nhiễu giữa các người dùng, trong khi thông điệp riêng được xử lý như một lớp riêng biệt (underlay) để đảm bảo chất lượng truyền dẫn.

b. Ưu điểm của RSMA

- Hiệu suất phổ cao: RSMA cho phép tối ưu hóa việc sử dụng phổ tần số bằng cách chia sẻ tài nguyên một cách linh hoạt giữa các người dùng. Điều này giúp tăng hiệu suất phổ so với các kỹ thuật đa truy cập truyền thống.

- Quản lý nhiễu hiệu quả: Nhờ việc phân chia thông điệp thành các phần chung và riêng, RSMA có khả năng quản lý nhiễu tốt hơn, đặc biệt trong các môi trường có nhiều người dùng và điều kiện kênh truyền đa dạng.

- Linh hoạt trong phân bổ tài nguyên: RSMA cho phép điều chỉnh linh hoạt tỷ lệ công suất và tốc độ truyền dẫn giữa các thông điệp chung và riêng, giúp tối ưu hóa hiệu suất hệ thống dựa trên các yêu cầu cụ thể của người dùng và điều kiện kênh truyền.

- Tương thích với các công nghệ tiên tiến: RSMA có thể kết hợp với các công nghệ khác như Full-Duplex (FD), Massive MIMO, và Millimeter-Wave (MW) để tạo ra các hệ thống truyền thông hiệu suất cao, đáp ứng nhu cầu của các mạng thế hệ mới.

c. Ứng dụng của RSMA

- Mạng IoT: Trong các mạng IoT với số lượng lớn thiết bị kết nối và nhu cầu truyền dẫn đa dạng, RSMA giúp tối ưu hóa việc sử dụng tài nguyên và quản lý nhiễu, đảm bảo chất lượng dịch vụ cho các thiết bị.

- Mạng 5G và Beyond: RSMA là một trong những công nghệ chủ chốt để đáp ứng các yêu cầu về tốc độ truyền dẫn cao, độ trễ thấp, và kết nối đáng tin cậy trong các mạng 5G và các mạng tương lai.

- Mạng không đồng nhất (Heterogeneous Networks): Trong các mạng không đồng nhất với nhiều loại thiết bị và điều kiện kênh truyền khác nhau, RSMA giúp tối ưu hóa hiệu suất phổ và quản lý nhiễu, đảm bảo chất lượng dịch vụ cho tất cả các người dùng.

d. So sánh với các kỹ thuật đa truy cập khác

Bảng 1. So sánh với các kỹ thuật đa truy cập khác

Tiêu chí so sánh	**OFDMA**	**NOMA**	**RSMA**
Nguyên lý hoạt động	Chia phổ tần số thành các kênh con trực giao và phân bổ cho các người dùng.	Cho phép nhiều người dùng chia sẻ cùng một kênh tần số bằng cách sử dụng kỹ thuật phân chia công suất.	Chia thông điệp của người dùng thành các phần chung và riêng, sau đó mã hóa và truyền đồng thời.
Hiệu suất phổ	Hiệu suất phổ thấp hơn do sử dụng các kênh con trực giao.	Hiệu suất phổ cao hơn OFDMA do cho phép nhiều người dùng chia sẻ cùng một kênh tần số.	Hiệu suất phổ cao nhất nhờ tối ưu hóa việc sử dụng phổ tần số và quản lý nhiễu hiệu quả.
Quản lý nhiễu	Quản lý nhiễu kém hiệu quả do các kênh con trực giao không tận dụng được hiệu quả phổ trong các môi trường phức tạp.	Quản lý nhiễu tốt hơn OFDMA nhưng vẫn gặp khó khăn trong các môi trường có nhiều người dùng và điều kiện kênh truyền đa dạng.	Quản lý nhiễu hiệu quả nhất nhờ việc phân chia thông điệp thành các phần chung và riêng, giúp giảm nhiễu giữa các người dùng.

Tiêu chí so sánh	OFDMA	NOMA	RSMA
Linh hoạt trong phân bổ tài nguyên	Kém linh hoạt do phải phân bổ các kênh con trực giao.	Linh hoạt hơn OFDMA nhưng vẫn bị hạn chế bởi việc phân chia công suất.	Linh hoạt nhất, cho phép điều chỉnh tỷ lệ công suất và tốc độ truyền dẫn giữa các thông điệp chung và riêng.
Tương thích với các công nghệ tiên tiến	Tương thích với các công nghệ như Massive MIMO và Millimeter-Wave nhưng không tận dụng được hiệu quả phổ cao.	Tương thích với các công nghệ tiên tiến nhưng gặp khó khăn trong việc quản lý nhiễu và đảm bảo chất lượng dịch vụ.	Tương thích và tối ưu hóa hiệu quả với các công nghệ tiên tiến như Full-Duplex, Massive MIMO, và Millimeter-Wave.
Độ phức tạp tính toán	Độ phức tạp tính toán thấp do sử dụng các kênh con trực giao.	Độ phức tạp tính toán trung bình do cần thực hiện phân chia công suất và quản lý nhiễu.	Độ phức tạp tính toán cao nhất do cần thực hiện phân chia thông điệp, mã hóa, và quản lý nhiễu phức tạp.
Ứng dụng	Phù hợp với các mạng có số lượng người dùng ít và điều kiện kênh truyền ổn định.	Phù hợp với các mạng có số lượng người dùng vừa phải và điều kiện kênh truyền đa dạng.	Phù hợp với các mạng có số lượng người dùng lớn, điều kiện kênh truyền phức tạp, và yêu cầu hiệu suất phổ cao.
Ưu điểm chính	Đơn giản, dễ triển khai, phù hợp với các mạng có yêu cầu thấp về hiệu suất phổ.	Hiệu suất phổ cao hơn OFDMA, phù hợp với các mạng có yêu cầu trung bình về hiệu suất phổ và quản lý nhiễu.	Hiệu suất phổ cao nhất, quản lý nhiễu hiệu quả, linh hoạt trong phân bổ tài nguyên, phù hợp với các mạng thế hệ mới.
Nhược điểm chính	Hiệu suất phổ thấp, không tận dụng được hiệu quả phổ trong các môi trường phức tạp.	Quản lý nhiễu kém hiệu quả trong các môi trường có nhiều người dùng và điều kiện kênh truyền đa dạng.	Độ phức tạp tính toán cao, yêu cầu phần cứng mạnh mẽ và thuật toán phức tạp để tối ưu hóa hiệu suất.

Rate-Splitting Multiple Access (RSMA) là một kỹ thuật đa truy cập tiên tiến, mang lại nhiều ưu điểm vượt trội trong việc tối ưu hóa hiệu suất phổ và quản lý nhiễu trong các hệ thống truyền thông không dây. Với khả năng phân chia thông điệp thành các phần chung và riêng, RSMA giúp cải thiện hiệu suất hệ thống và đáp ứng các yêu cầu khắt khe của các mạng thế hệ mới như IoT, 5G và Beyond. Tuy nhiên, RSMA cũng đặt ra các thách thức về độ phức tạp tính toán và tối ưu hóa tài nguyên, đòi hỏi các nghiên cứu và phát triển tiếp theo để khai thác tối đa tiềm năng của công nghệ này.

1.2. Truyền thông Millimeter-Wave (mmWave)

Truyền thông Millimeter-Wave (mmWave) là một công nghệ truyền thông không dây hoạt động trong dải tần số từ 30 GHz đến 300 GHz, thuộc phổ tần số sóng milimet. Công nghệ này được coi là một trong những nền tảng quan trọng cho các mạng thế hệ mới như 5G

và Beyond 5G, nhờ khả năng cung cấp băng thông rộng và tốc độ truyền dữ liệu cực cao. Tuy nhiên, truyền thông mmWave cũng đặt ra nhiều thách thức kỹ thuật cần được giải quyết.

a. Đặc điểm của truyền thông mmWave

- Băng thông rộng: Dải tần số mmWave cung cấp băng thông rộng hơn so với các dải tần số thấp hơn (như dải tần số dưới 6 GHz), cho phép truyền dẫn dữ liệu với tốc độ cực cao, lên đến hàng Gbps.

- Bước sóng ngắn: Bước sóng của tín hiệu mmWave nằm trong khoảng từ 1 mm đến 10 mm, cho phép sử dụng các ăng-ten nhỏ gọn và tích hợp nhiều ăng-ten trong một thiết bị (Massive MIMO).

- Suy hao cao: Tín hiệu mmWave dễ bị suy hao do hấp thụ khí quyển, đặc biệt là bởi oxy và hơi nước. Ngoài ra, tín hiệu mmWave cũng dễ bị suy hao do vật cản vật lý như tường, cửa sổ, và thậm chí là lá cây.

- Phạm vi phủ sóng ngắn: Do suy hao cao, tín hiệu mmWave có phạm vi phủ sóng ngắn hơn so với các dải tần số thấp hơn, đòi hỏi sử dụng nhiều trạm gốc nhỏ (small cells) để đảm bảo phủ sóng liên tục.

b. Ưu điểm của truyền thông mmWave

- Tốc độ truyền dẫn cao: mmWave cho phép truyền dẫn dữ liệu với tốc độ cực cao, đáp ứng nhu cầu của các ứng dụng đòi hỏi băng thông lớn như truyền phát video 4K/8K, thực tế ảo (VR), và thực tế tăng cường (AR).

- Tăng dung lượng mạng: Nhờ băng thông rộng, mmWave giúp tăng dung lượng mạng, hỗ trợ số lượng lớn thiết bị kết nối đồng thời.

- Kích thước ăng-ten nhỏ gọn: Bước sóng ngắn cho phép sử dụng các ăng-ten nhỏ gọn, dễ dàng tích hợp vào các thiết bị di động và IoT.

c. Thách thức của truyền thông mmWave

- Suy hao do vật cản: Tín hiệu mmWave dễ bị suy hao khi gặp vật cản vật lý, đòi hỏi các giải pháp như sử dụng nhiều trạm gốc nhỏ (small cells) và công nghệ beamforming để tập trung tín hiệu vào hướng mong muốn.

- Suy hao do khí quyển: Tín hiệu mmWave bị hấp thụ mạnh bởi oxy và hơi nước, đặc biệt ở các tần số cao hơn (ví dụ, 60 GHz). Điều này làm giảm phạm vi phủ sóng và hiệu suất truyền dẫn.

- Độ phức tạp của hệ thống: Các hệ thống mmWave đòi hỏi phần cứng và thuật toán phức tạp để xử lý tín hiệu, đặc biệt là trong các môi trường có nhiều vật cản và nhiễu.

d. Ứng dụng của truyền thông mmWave

- Mạng 5G và Beyond: mmWave là một trong những công nghệ chủ chốt để đáp ứng các yêu cầu về tốc độ truyền dẫn cao, độ trễ thấp, và kết nối đáng tin cậy trong các mạng 5G và Beyond 5G.

- Truyền phát đa phương tiện: mmWave hỗ trợ truyền phát video độ phân giải cao (4K/8K) và các ứng dụng thực tế ảo (VR) và thực tế tăng cường (AR).

- Mạng không dây tốc độ cao: mmWave được sử dụng trong các mạng không dây tốc độ cao, như mạng backhaul và fronthaul, để kết nối các trạm gốc và trung tâm dữ liệu.

e. Các kỹ thuật hỗ trợ truyền thông mmWave

- Beamforming: Kỹ thuật này tập trung tín hiệu vào hướng mong muốn, giúp tăng cường chất lượng tín hiệu và giảm nhiễu.

- Massive MIMO: Sử dụng nhiều ăng-ten để tăng cường hiệu suất phổ và độ tin cậy của hệ thống.

- Small Cells: Sử dụng nhiều trạm gốc nhỏ để đảm bảo phủ sóng liên tục và giảm suy hao do vật cản.

2. Phân tích một số mô hình của sự kết hợp RSMA và mmWave

Sự kết hợp giữa Rate-Splitting Multiple Access (RSMA) và Millimeter-Wave (mmWave) là một hướng nghiên cứu tiên tiến trong truyền thông không dây, nhằm tối ưu hóa hiệu suất phổ và quản lý nhiễu trong các mạng thế hệ mới như 5G và Beyond 5G. Dưới đây là phân tích chi tiết về một số mô hình kết hợp RSMA và mmWave, bao gồm các ưu điểm, thách thức, và ứng dụng cụ thể, kèm theo trích dẫn tài liệu tham khảo.

2.1. Mô hình RSMA-MW với Full-Duplex Relay (FDR)

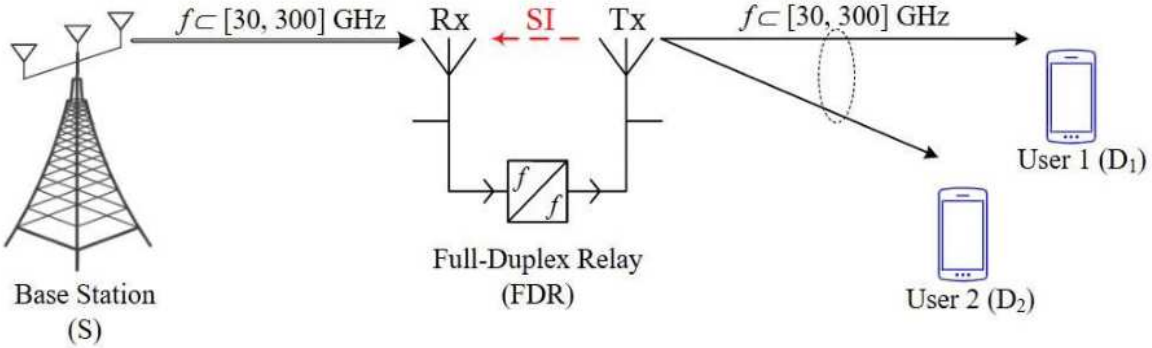
Hệ thống RSMA-MW với FDR như hình 1 dưới đây, bao gồm các thành phần chính sau [13]:

- Trạm gốc (Base Station - S): Trạm gốc sử dụng công nghệ RSMA để truyền tín hiệu đến hai người dùng (D1 và D2). Trạm gốc được trang bị N anten phát, và sử dụng kỹ thuật TAS để chọn anten phát tốt nhất.

- Relay Full-Duplex (FDR - R): Relay được đặt giữa trạm gốc và người dùng để hỗ trợ truyền tín hiệu. Relay hoạt động ở chế độ full-duplex, có khả năng phát và thu tín hiệu đồng thời trên cùng một tần số. Relay được trang bị hai anten riêng biệt: một anten để thu tín hiệu từ trạm gốc và một anten để phát tín hiệu đến người dùng.

- Người dùng (D1 và D2): Hai người dùng được trang bị một anten đơn để thu tín hiệu từ relay.

Hệ thống hoạt động trong dải tần số millimeter-wave (MW), cụ thể là từ 30 GHz đến 300 GHz, với các kênh truyền bị ảnh hưởng bởi các vật cản vật lý (blockages).



Hình 1. Mô hình hệ thống RSMA-MW

2.2. Quá trình truyền tín hiệu

2.2.1. Tín hiệu phát từ trạm gốc (S)

Trạm gốc sử dụng công nghệ RSMA để truyền hai thông điệp riêng biệt đến hai người dùng (D1 và D2). Các thông điệp được chia thành hai phần:

- Thông điệp chung (x_c): Được mã hóa và truyền đến cả hai người dùng (D1 và D2). Cả hai người dùng sẽ giải mã thông điệp chung này sau khi nhận tín hiệu từ trạm gốc.

- Thông điệp riêng (x_1 và x_2): Được mã hóa riêng cho từng người dùng. Sau khi giải mã thông điệp chung, mỗi người dùng sẽ giải mã thông điệp riêng của mình, coi thông điệp riêng của người dùng kia là nhiễu.

Tín hiệu phát từ trạm gốc được biểu diễn như sau:

$$x_S = \sqrt{\lambda_c P_S} x_c + \sqrt{\lambda_1 P_S} x_1 + \sqrt{\lambda_2 P_S} x_2 \quad [1]$$

Trong đó:

$\lambda_c, \lambda_1, \lambda_2$ là các hệ số phân bổ công suất cho thông điệp chung và thông điệp riêng, thỏa mãn $\lambda_c + \lambda_1 + \lambda_2 = 1$; P_S là công suất phát trung bình của trạm gốc.

2.2.2. Tín hiệu nhận tại relay (R)

Relay nhận tín hiệu từ trạm gốc và xử lý tín hiệu này. Do relay hoạt động ở chế độ full-duplex, nó cũng phát tín hiệu đến người dùng đồng thời với việc thu tín hiệu từ trạm gốc. Điều này dẫn đến hiện tượng tự giao thoa (Self-Interference - SI) tại relay.

Tín hiệu nhận tại relay được biểu diễn như sau:

$$y_R = h_{S_n R}\left(\sqrt{\lambda_c P_S} x_c + \sqrt{\lambda_1 P_S} x_1 + \sqrt{\lambda_2 P_S} x_2\right) + h_{RR}\sqrt{P_R} x_R + z_R \quad [2]$$

Trong đó:

$h_{S_n R}$ là kênh truyền từ anten thứ n của trạm gốc đến relay.

h_{RR} là kênh tự giao thoa (SI) tại relay.

x_R là tín hiệu phát từ relay.

P_R là công suất phát trung bình của relay.

z_R là nhiễu Gaussian tại relay với phương sai σ_R^2.

Sau khi áp dụng các kỹ thuật hủy nhiễu (SIC), tín hiệu nhận tại relay được viết lại như sau:

$$y_R = h_{S_n R}\left(\sqrt{\lambda_c P_S} x_c + \sqrt{\lambda_1 P_S} x_1 + \sqrt{\lambda_2 P_S} x_2\right) + \sqrt{P_R} I_R + z_R \quad [3]$$

Trong đó:

$I_R \sim \mathcal{CN}(0, \Delta_R \alpha^2)$ là nhiễu tự giao thoa còn lại (Residual Self-Interference - RSI) sau khi áp dụng SIC.

Δ_R là độ lợi trung bình của kênh tự giao thoa.

α^2 là mức độ tự giao thoa còn lại.

2.2.3. Tín hiệu phát từ relay (R) đến người dùng (D1 và D2)

Sau khi giải mã các thông điệp từ trạm gốc, relay sẽ mã hóa lại và phát tín hiệu đến người dùng. Tín hiệu phát từ relay được biểu diễn như sau:

$$x_R = \sqrt{\lambda_c P_R} x_c + \sqrt{\lambda_1 P_R} x_1 + \sqrt{\lambda_2 P_R} x_2 \quad [4]$$

Trong đó: P_R là công suất phát trung bình của relay.

2.2.4. Tín hiệu nhận tại người dùng (D1 và D2)

Người dùng nhận tín hiệu từ relay và giải mã các thông điệp. Tín hiệu nhận tại người dùng D_l (với $l = 1,2$) được biểu diễn như sau:

$$y_{D_l} = h_{R D_l}\left(\sqrt{\lambda_c P_R} x_c + \sqrt{\lambda_1 P_R} x_1 + \sqrt{\lambda_2 P_R} x_2\right) + z_{D_l} \quad [5]$$

Trong đó:

h_{RD_l} là kênh truyền từ relay đến người dùng D_l.

z_{D_l} là nhiễu Gaussian tại người dùng D_l với phương sai $\sigma_{D_l}^2$.

2.3. Tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu (SINR)

2.3.1. SINR tại relay (R)

SINR để giải mã thông điệp chung (x_c) tại relay:

$$\rho_R^{x_c} = \frac{|h_{S_nR}|^2 \lambda_c P_S}{|h_{S_nR}|^2 (\lambda_1 + \lambda_2) P_S + \Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2} \quad [6]$$

SINR để giải mã thông điệp riêng (x_l) tại relay:

$$\rho_R^{x_l} = \frac{|h_{S_nR}|^2 \lambda_l P_S}{|h_{S_nR}|^2 \lambda_i P_S + \Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2} \quad [7]$$

Trong đó $l, i = 1,2$ và $l \neq i$.

2.3.2. SINR tại người dùng (D1 và D2)

SINR để giải mã thông điệp chung (x_c) tại người dùng D_l:

$$\beta_{D_l}^{x_c} = \frac{|h_{RD_l}|^2 \lambda_c P_R}{|h_{RD_l}|^2 (\lambda_1 + \lambda_2) P_R + \sigma_{D_l}^2} \quad [8]$$

SINR để giải mã thông điệp riêng (x_l) tại người dùng D_l:

$$\beta_{D_l}^{x_l} = \frac{|h_{RD_l}|^2 \lambda_l P_R}{|h_{RD_l}|^2 \lambda_i P_R + \sigma_{D_l}^2} \quad [9]$$

2.4. Phân tích hiệu suất

2.4.1. Phân tích Xác suất dừng (Outage Probability - OP)

a. Định nghĩa Xác suất dừng

Xác suất dừng (OP) là xác suất mà tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu (SINR) tại người dùng thấp hơn một ngưỡng nhất định, dẫn đến việc không thể giải mã tín hiệu thành công. Trong hệ thống RSMA-MW, OP tại người dùng D_l (với $l = 1,2$) xảy ra trong các trường hợp sau:

- Relay (R) không thể giải mã thông điệp chung (x_c) hoặc thông điệp riêng (x_l).
- Người dùng D_l không thể giải mã thông điệp chung (x_c) hoặc thông điệp riêng (x_l).

OP tại người dùng D_l được biểu diễn như sau:

$$\mathcal{P}_{\text{out}}^{D_l} = \Pr\left\{\left(\rho_R^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\rho_R^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right) \cup \left(\beta_{D_l}^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\beta_{D_l}^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right)\right\} \quad [10]$$

Trong đó:

$\rho_R^{x_c}$ và $\rho_R^{x_l}$ là SINR tại relay để giải mã thông điệp chung và riêng.

$\beta_{D_l}^{x_c}$ và $\beta_{D_l}^{x_l}$ là SINR tại người dùng D_l để giải mã thông điệp chung và riêng.

$\beta_{\text{th}}^{x_c}$ và $\beta_{\text{th}}^{x_l}$ là ngưỡng SINR tương ứng với thông điệp chung và riêng.

b. Công thức tính Xác suất dừng

Sau khi áp dụng các tính chất xác suất, OP tại người dùng D_l được viết lại như sau:

$$\mathcal{P}_{\text{out}}^{D_l} = \Pr\left\{\left(\rho_R^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\rho_R^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right)\right\} + \Pr\left\{\left(\beta_{D_l}^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\beta_{D_l}^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right)\right\} -$$
$$\Pr\left\{\left(\rho_R^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\rho_R^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right)\right\} \Pr\left\{\left(\beta_{D_l}^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}\right) \cup \left(\beta_{D_l}^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l}\right)\right\} \quad [11]$$

Các xác suất thành phần được tính toán dựa trên phân phối Nakagami-m của các kênh truyền. Cụ thể:

Xác suất tại relay (R):

$$\Pr\{(\rho_R^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}) \cup (\rho_R^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l})\} = \Pr\left\{ | h_{S_n R} |^2 < \max\left(\frac{(\Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_c}}{P_S[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}, \frac{(\Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_l}}{P_S(\lambda_l - \lambda_i \beta_{\text{th}}^{x_l})} \right) \right\} \quad [12]$$

Xác suất tại người dùng D_l:

$$\Pr\{(\beta_{D_l}^{x_c} < \beta_{\text{th}}^{x_c}) \cup (\beta_{D_l}^{x_l} < \beta_{\text{th}}^{x_l})\} = \Pr\left\{ | h_{RD_l} |^2 < \max\left(\frac{\sigma_{D_l}^2 \beta_{\text{th}}^{x_c}}{P_R[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}, \frac{\sigma_{D_l}^2 \beta_{\text{th}}^{x_l}}{P_R(\lambda_l - \lambda_i \beta_{\text{th}}^{x_l})} \right) \right\} \quad [13]$$

c. Kết quả chính

Công thức tổng quát cho OP tại người dùng D_l được đưa ra trong Theorem 1:

$$\mathcal{P}_{\text{out}}^{D_l} = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\frac{m_{RD_l}\sigma_{D_l}^2 \beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{RD_l} P_R[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right) \sum_{j=0}^{m_{RD_l}-1} \frac{1}{j!}\left(\frac{m_{RD_l}\sigma_{D_l}^2 \beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{RD_l} P_R[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)^j \\ \times \left[1 - \sum_{n=0}^{N} \binom{N}{n} (-1)^n \left(\exp\left(-\frac{m_{SR}(\Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{SR} P_S[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right) \sum_{k=0}^{m_{SR}-1} \frac{1}{k!}\left(\frac{m_{SR}(\Delta_R P_R \alpha^2 + \sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{SR} P_S[\lambda_c - (\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)^k \right)^n \right], \\ \text{khi } \beta_{\text{th}}^{x_c} < \frac{\lambda_c}{\lambda_1+\lambda_2}, \beta_{\text{th}}^{x_l} < \frac{\lambda_l}{\lambda_i}, \text{ và } \frac{\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\beta_{\text{th}}^{x_l}} + \beta_{\text{th}}^{x_c} > \frac{\lambda_c}{\lambda_l}, \\ 1, \text{khi } \beta_{\text{th}}^{x_c} \geq \frac{\lambda_c}{\lambda_1+\lambda_2} \text{ hoặc } \beta_{\text{th}}^{x_l} \geq \frac{\lambda_l}{\lambda_i}. \end{cases} \quad [14]$$

2.4.2. Phân tích Thông lượng hệ thống (System Throughput)

a. Định nghĩa Thông lượng

Thông lượng hệ thống đo lường khả năng truyền dữ liệu của mạng, đảm bảo sử dụng hiệu quả băng thông và hỗ trợ nhiều người dùng với tốc độ dữ liệu cao. Thông lượng tại người dùng D_l được tính bằng tổng tốc độ truyền dữ liệu của thông điệp chung và riêng, nhân với xác suất không xảy ra dừng (1 - OP).

b. Công thức tính Thông lượng

Thông lượng tại người dùng D_l được biểu diễn như sau:

$$\mathcal{T}_{D_l} = (\mathcal{R}_c + \mathcal{R}_l)\left(1 - \mathcal{P}_{\text{out}}^{D_l}\right) \quad [15]$$

Trong đó:

$\mathcal{R}_c$ và $\mathcal{R}_l$ là tốc độ truyền dữ liệu của thông điệp chung và riêng.

$\mathcal{P}_{\text{out}}^{D_l}$ là OP tại người dùng D_l.

c. Kết quả chính

Công thức tổng quát cho thông lượng tại người dùng D_l được đưa ra trong Theorem 2:

$$\mathcal{T}_{D_l} = \begin{cases} (\mathcal{R}_c + \mathcal{R}_l)\exp\left(-\frac{m_{RD_l}\sigma_{D_l}^2\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{RD_l}P_R[\lambda_c-(\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)\sum_{j=0}^{m_{RD_l}-1}\frac{1}{j!}\left(\frac{m_{RD_l}\sigma_{D_l}^2\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{RD_l}P_R[\lambda_c-(\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)^j \\ \times\left[1-\sum_{n=0}^{N}\binom{N}{n}(-1)^n\left(\exp\left(-\frac{m_{SR}(\Delta_R P_R\alpha^2+\sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{SR}P_S[\lambda_c-(\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)\sum_{k=0}^{m_{SR}-1}\frac{1}{k!}\left(\frac{m_{SR}(\Delta_R P_R\alpha^2+\sigma_R^2)\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\Delta_{SR}P_S[\lambda_c-(\lambda_1+\lambda_2)\beta_{\text{th}}^{x_c}]}\right)^k\right)^n\right], \\ \text{khi } \beta_{\text{th}}^{x_c}<\frac{\lambda_c}{\lambda_1+\lambda_2}, \beta_{\text{th}}^{x_l}<\frac{\lambda_l}{\lambda_i}, \text{ và } \frac{\beta_{\text{th}}^{x_c}}{\beta_{\text{th}}^{x_l}}+\beta_{\text{th}}^{x_c}>\frac{\lambda_c}{\lambda_l}, \\ 0, \text{ khi } \beta_{\text{th}}^{x_c}\geq\frac{\lambda_c}{\lambda_1+\lambda_2} \text{ hoặc } \beta_{\text{th}}^{x_l}\geq\frac{\lambda_l}{\lambda_i}. \end{cases}$$

[16]

Phân tích hiệu suất trong bài báo cung cấp các công thức toán học chi tiết để tính toán OP và thông lượng của hệ thống RSMA-MW. Các công thức này được xây dựng dựa trên mô hình kênh Nakagami-m và các tham số thực tế của hệ thống. Kết quả phân tích cho thấy:

RSMA giúp giảm đáng kể OP so với NOMA.

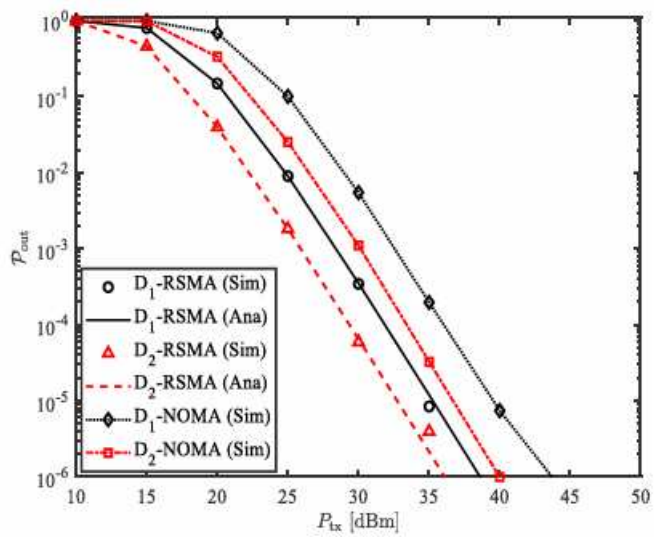
TAS và FDR đóng vai trò quan trọng trong việc cải thiện hiệu suất hệ thống, đặc biệt trong môi trường millimeter-wave.

Các tham số như công suất phát, khoảng cách, mức độ tự giao thoa (RSI), và tần số có ảnh hưởng lớn đến hiệu suất hệ thống.

2.5. Kết quả

So sánh RSMA và NOMA:

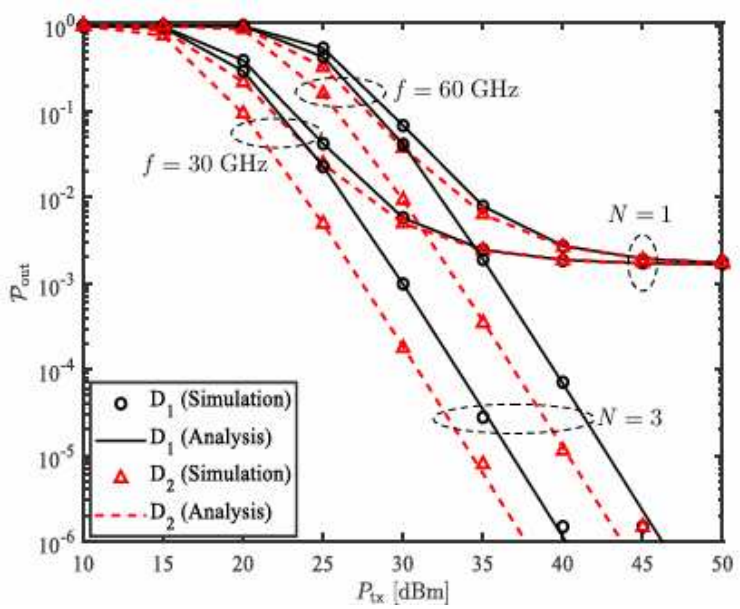
Hình 2 so sánh OP của hệ thống RSMA-MW và NOMA-MW. Kết quả cho thấy OP của hệ thống RSMA-MW thấp hơn đáng kể so với NOMA-MW. Ví dụ, tại $P_{\text{tx}} = 30$ dBm, OP tại D1 và D2 của RSMA-MW lần lượt là 3.6×10^{-4} và 6.6×10^{-5}, trong khi OP của NOMA-MW lần lượt là 5.6×10^{-3} và 1.1×10^{-3}. Điều này chứng tỏ RSMA hiệu quả hơn trong việc giảm OP.



Hình 2. Các OP tại D_1 và D_2 của hệ thống RSMA-MW so với P_{tx} với N = 3 ăng-ten, d_{sr} = 50 m, d_{RD_1} = 60 m, d_{RD_2} = 50 m, d_{RR} = 0,05 m, f = 40 GHz, R = 0,7 bpcu, $R_1 = R_2$ = 0,1 bpcu, α^2 = -120 dB và λ_c = 0,8, λ_1 = 0,1, λ_2 = 0,1.

Ảnh hưởng của TAS:

Hình 3 so sánh OP của hệ thống RSMA-MW với và không có TAS. Kết quả cho thấy việc sử dụng TAS ($N = 3$) giúp tránh được hiện tượng bão hòa OP do ảnh hưởng của tự giao thoa (RSI). Ngược lại, hệ thống không có TAS ($N = 1$) bị bão hòa OP ở mức 1.7×10^{-3} tại $P_{\text{tx}} = 50$ dBm.



Hình 3. Các OP tại D_1 và D2 của hệ thống RSMA-MW so với P_{tx} với d_{sr} = 50 m, d_{RD_1} = 60 m, d_{RD_2} = 50 m, d_{RR} = 0,05 m, R = 0,5 bpcu, $R_1 = R_2$ = 0,4 bpcu, $\alpha^2 = -110$ dB và λ_c = 0,6, λ_1 = 0,2, $\lambda 2$ = 0,2.

Ảnh hưởng của tần số MW:

Hình 3 cũng cho thấy OP tăng khi tần số MW tăng từ 30 GHz lên 60 GHz. Điều này phù hợp với đặc điểm của kênh truyền millimeter-wave, nơi suy hao đường truyền tăng nhanh ở tần số cao.

Bảng 2. Bảng tổng hợp

Mô hình	Đặc điểm chính	Ưu điểm	Hạn chế
RSMA-MW	Kết hợp RSMA, FDR, TAS, mmWave, kênh Nakagami-m	OP thấp, thông lượng cao, quản lý nhiễu tốt	RSI, yêu cầu LOS, phức tạp triển khai
NOMA-MW	NOMA với mmWave, SIC, không dùng relay	Đơn giản hơn, băng thông rộng	OP cao hơn, nhiễu khó quản lý

Mô hình hệ thống RSMA-MW kết hợp các công nghệ tiên tiến như RSMA, FDR, và TAS để cải thiện hiệu suất truyền thông trong môi trường millimeter-wave. Các công thức toán học được đưa ra để mô tả quá trình truyền tín hiệu và tính toán SINR tại các nút trong hệ thống. Mô hình này là cơ sở để phân tích hiệu suất của hệ thống, bao gồm xác suất dừng (Outage Probability) và thông lượng (Throughput). So với NOMA-MW, RSMA-MW mang lại độ tin cậy cao hơn, đặc biệt ở tần số mmWave cao, mở ra cơ hội cho các ứng dụng đòi hỏi tốc độ và độ tin cậy cao.

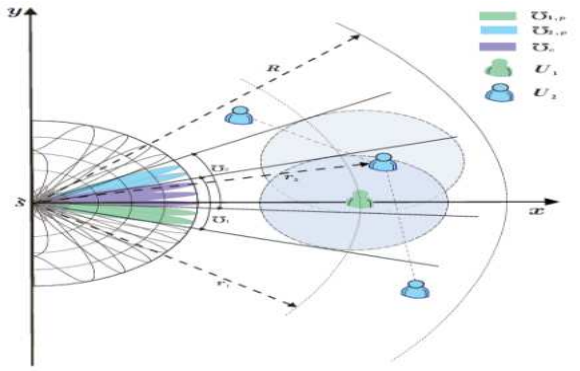
2.2. Mô hình RSMA-MW

a. Mô hình hệ thống

Hệ thống bao gồm một trạm gốc (BS) với N_t anten và hai người dùng (U_1 và U_2) với một anten duy nhất [12]. Trong đó:

U_1 là người dùng cố định, cách trạm gốc một khoảng r_1.

U_2 là người dùng ngẫu nhiên, phân bố đều trong một vùng hình tròn bán kính R.



Hình 5. Mô hình hệ thống trình bày một trạm cơ sở (S) và hai người dùng (U1 và U2)

b. Kênh truyền mmWave

Kênh truyền mmWave được mô tả bằng mô hình kênh hình học với các đặc điểm:

Phân tán thưa thớt: Kênh mmWave có ít tia phản xạ và có thể được mô tả bằng một số lượng hữu hạn các đường truyền.

Đường truyền có thể phân giải: Số lượng đường truyền có thể phân giải L phụ thuộc vào góc tới (AoD) và khoảng cách giữa trạm gốc và người dùng.

Kênh truyền giữa trạm gốc và người dùng U_i được biểu diễn như sau:

$$\mathbf{h}_i = \sqrt{\frac{N_t P_L(r_i)}{L_i}}\mathbf{g}_i\mathbf{U}^H \qquad [17]$$

trong đó:

$P_L(r_i) = r_0 r_i^{-\alpha}$ là suy hao đường truyền, với $r_0 = 10^{-\beta_L/10}$, $\beta_L = 32.4 + 20\log_{10}(f_c)$, và $f_c = 28$ GHz.

$\mathbf{g}_i = [g_{i,1}, g_{i,2}, \dots, g_{i,N_t}]$ là vector hệ số khuếch đại phức.

$\mathbf{U} = [\mathbf{a}(\Psi_1), \mathbf{a}(\Psi_2), \dots, \mathbf{a}(\Psi_{N_t})]$ là cơ sở trực giao không gian,

với $\mathbf{a}(\Psi_n) = \frac{1}{\sqrt{N_t}}[1, e^{-j\frac{2\pi d}{\lambda}\Psi_n}, \dots, e^{-j(N_t-1)\frac{2\pi d}{\lambda}\Psi_n}]^T$.

c. Phân loại đường truyền

Dựa trên sự tương quan không gian giữa hai người dùng, các đường truyền được chia thành:

Đường truyền chung (overlapped paths): Các đường truyền mà cả hai người dùng đều có thể nhận được.

Đường truyền riêng (non-overlapped paths): Các đường truyền chỉ có một người dùng nhận được.

d. Phương pháp beamforming

Bài báo đề xuất hai phương pháp beamforming để cải thiện độ tin cậy của hệ thống:

TCCP (Transmit Common messages on Common Paths): Luồng chung s_c được truyền trên các đường truyền chung, trong khi các luồng riêng s_1 và s_2 được truyền trên các đường truyền riêng.

TCAP (Transmit Common messages on All Paths): Luồng chung s_c được truyền trên tất cả các đường truyền (cả chung và riêng), trong khi các luồng riêng vẫn được truyền trên các đường truyền riêng.

e. Tín hiệu truyền đi

Tín hiệu truyền đi từ trạm gốc được biểu diễn như sau:

$$\mathbf{x} = \mathbf{w}_c\sqrt{P\tau_c}s_c + \mathbf{w}_1\sqrt{P\tau_1}s_1 + \mathbf{w}_2\sqrt{P\tau_2}s_2 \quad [18]$$

trong đó:

$\mathbf{w}_c$, $\mathbf{w}_1$, và $\mathbf{w}_2$ là các vector beamforming.

P là công suất phát.

τ_c, τ_1, và τ_2 là các hệ số phân bổ công suất cho các luồng chung và riêng.

f. Tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu và tạp âm (SINR)

Tỷ lệ SINR tại người dùng U_i được tính toán như sau:

TCCP:

$$\gamma_{c,i,L_c}^{\text{TCCP}} = \frac{P\tau_c\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_c\|^2}{P\tau_1\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_1\|^2 + P\tau_2\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_2\|^2 + \sigma_n^2} \quad [19]$$

$$\gamma_{p,i,L_c}^{\text{TCCP}} = \frac{P\tau_i\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_i\|^2}{P\tau_j\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_j\|^2 + \sigma_n^2} \quad [20]$$

TCAP:

$$\gamma_{c,i,L_c}^{\text{TCAP}} = \frac{P\tau_c\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_c\|^2}{P\tau_1\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_1\|^2 + P\tau_2\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_2\|^2 + \sigma_n^2} \quad [21]$$

$$\gamma_{p,i,L_c}^{\text{TCAP}} = \frac{P\tau_i\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_i\|^2}{P\tau_j\|\mathbf{h}_i\mathbf{w}_j\|^2 + \sigma_n^2} \quad [22]$$

g. Phân tích xác suất gián đoạn (Outage Probability)

Xác suất gián đoạn (OP) được định nghĩa là xác suất mà tỷ lệ SINR thấp hơn một ngưỡng nhất định. OP của người dùng U_i được tính toán như sau:

$$P_{\text{out},i} = \sum_{k=0}^{L} \omega_k P_{\text{out},i,k} \quad [23]$$

trong đó:

ω_k là xác suất có k đường truyền chung.

$P_{\text{out},i,k}$ là OP của người dùng U_i khi có k đường truyền chung.

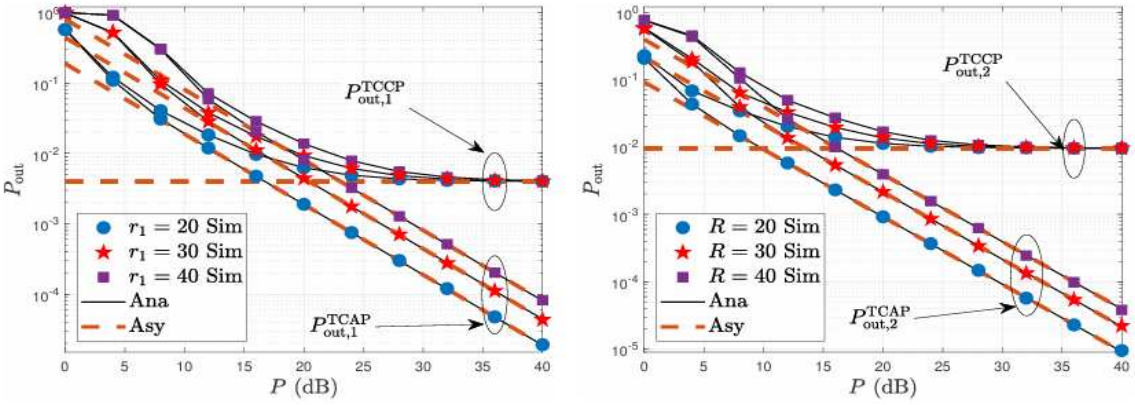
i. Kết quả mô phỏng

Các kết quả mô phỏng cho thấy:

Ảnh hưởng của công suất phát *P*

TCCP: OP của cả hai người dùng U_1 và U_2 giảm khi công suất phát P tăng. Tuy nhiên, trong vùng công suất cao, OP có xu hướng đạt đến một giá trị không đổi (OP floor). Điều này là do luồng chung s_c trở thành nút cổ chai của hệ thống.

TCAP: OP tiếp tục giảm khi công suất phát P tăng mà không đạt đến giá trị không đổi. Điều này là do luồng riêng trở thành nút cổ chai và có thể được cải thiện bằng cách điều chỉnh hệ số phân bổ công suất.

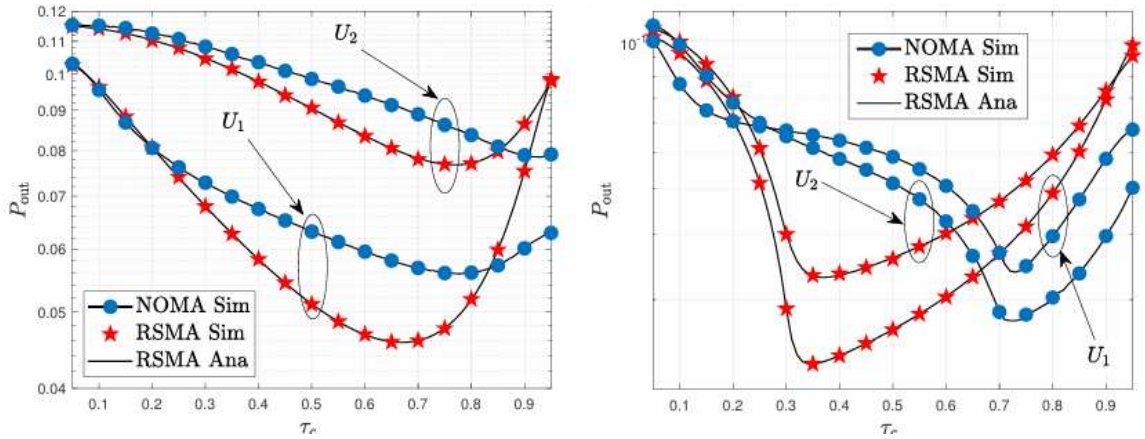


(a) OP để thay đổi r_1 với $N_t = 50$. *(b) OP để thay đổi R với $N_t = 50$.*

*Hình 6. Ảnh hưởng của công suất phát **P***

So sánh với NOMA

RSMA vs NOMA: OP của hệ thống RSMA tốt hơn so với NOMA trong vùng τ_c thấp. Điều này là do trong RSMA, luồng chung được giải mã trước và loại bỏ, giảm nhiễu cho các luồng riêng.



(a) OP với TCCP để thay đổi τ_c. *(b) OP với TCAP để thay đổi τ_c.*

Hình 7. OP so với τ_c thay đổi với $N_t = 50$, $L = 5$, $P = 15$ dB, $r_1 = 20$, $R = 30$

Mô hình toán học của hệ thống RSMA kết hợp mmWave trong bài báo cung cấp một cái nhìn toàn diện về cách thức hoạt động và hiệu suất của hệ thống. Các phân tích và kết quả

mô phỏng cho thấy tiềm năng của việc kết hợp RSMA với mmWave trong việc nâng cao hiệu suất và độ tin cậy của các hệ thống truyền thông không dây thế hệ mới.

3. Kết luận

Các mô hình kết hợp RSMA và mmWave mang lại nhiều lợi ích về hiệu suất phổ, quản lý nhiễu, và tốc độ truyền dẫn trong các hệ thống truyền thông không dây. Tuy nhiên, việc triển khai các mô hình này đòi hỏi các giải pháp kỹ thuật để giải quyết các thách thức như suy hao do vật cản và khí quyển, cũng như độ phức tạp tính toán. Với sự phát triển của các kỹ thuật như beamforming, Massive MIMO, và IRS, các mô hình kết hợp RSMA và mmWave được kỳ vọng sẽ đóng vai trò quan trọng trong các mạng thế hệ mới như 5G và Beyond 5G.

Tài liệu tham khảo

1. Zheng, G., Wen, M., Wen, J., & Shan, C. (2024). *Joint Hybrid Precoding and Rate Allocation for RSMA in Near-Field and Far-Field Massive MIMO Communications*. IEEE Wireless Communications Letters, 13(4), 1034-1038.
2. Aswini, K., & Surendar, M. (2024). *Performance Analyses of Intelligent Reflecting Surface Aided Downlink Multi-User Rate-Splitting Multiple Access System for 6G Applications*. Computer Network, 242, 110271.
3. Shang, W., Ren, P., Xiang, Z., & Yang, L. (2024). *An Exact Analysis on Matrix-Based Precoding for the Common Message in Downlink Rate Splitting Multiple Access*. IEEE Communications Letters, 28(4), 927-931.
4. Faramarzi, S., Javadi, S., Zeinali, F., et al. (2024). *Meta Reinforcement Learning for Resource Allocation in Aerial Active-RIS-Assisted Networks With Rate-Splitting Multiple Access*. IEEE Internet of Things Journal, 11(15), 26366-26383.
5. Ji, I., Shen, L., & Clerckx, B. (2024). *Synergizing Beyond Diagonal Reconfigurable Intelligent Surface and Rate-Splitting Multiple Access*. IEEE Transactions on Wireless Communications, 23(8), 8717-8729.
6. Rappaport, T. S., Sun, S., Mayzus, R., Zhao, H., Azar, Y., Wang, K. & Gutierrez, F. (2013). *Millimeter wave mobile communications for 5G cellular: It will work*! IEEE Access, 1, 335-349.
7. Andrews, J. G., Buzzi, S., Choi, W., Hanly, S. V., Lozano, A., Soong, A. C., & Zhang, J. C. (2014). *What will 5G be*? IEEE Journal on Selected Areas in Communications, 32(6), 1065-1082.
8. Heath, R. W., Gonzalez-Prelcic, N., Rangan, S., Roh, W., & Sayeed, A. M. (2016). *An overview of signal processing techniques for millimeter wave MIMO systems*. IEEE Journal of Selected Topics in Signal Processing, 10(3), 436-453.
9. Rangan, S., Rappaport, T. S., & Erkip, E. (2014). *Millimeter-wave cellular wireless networks: Potentials and challenges*. Proceedings of the IEEE, 102(3), 366-385.
10. Roh, W., Seol, J. Y., Park, J., Lee, B., Lee, J., Kim, Y., ... & Cheun, K. (2014). *Millimeter-wave beamforming as an enabling technology for 5G cellular communications: Theoretical feasibility and prototype results*. IEEE Communications Magazine, 52(2), 106-113.
11. Nguyen, B. C., Tran, X. N., Tran, D. T., Pham, X. N., & Dung, L. T. (2020). *Impact of Hardware Impairments on the Outage Probability and Ergodic Capacity of One-Way and Two-Way Full-Duplex Relaying Systems*. IEEE Transactions on Vehicular Technology, 69(8), 8555-8567.

12. Lei, H., Zhou, S., Park, K.-H., Ansari, I. S., Tang, H., & Alouini, M.-S. (2023). *Outage Analysis of Millimeter Wave RSMA Systems*. IEEE Transactions on Communications, 71(3), 1504-1520.

13. Hung Dinh, C., Nghia Pham, X., Thi Thanh, H., Tan Tran, D. and Cao Nguyen, B. (2025), *Transmit Antenna Selection for Full-Duplex Relay Millimeter-Wave Communications Employing Rate-Splitting Multiple Access*. Int J Commun Syst, 38: e6113. https://doi.org/10.1002/dac.6113

Application of Rate Splitting Multiple Access (RSMA) in Millimeter-Wave Relay Systems: An Optimal Solution for High-Speed Communications

Abstract: *In the era of rapidly advancing technology, the demand for high-speed and high-bandwidth wireless communication networks is continuously increasing. Millimeter-wave (mmWave) wavelengths are considered a promising solution to meet this demand due to their ability to provide wide bandwidth and high data transmission rates. However, mmWave still faces significant challenges, particularly in transmission through complex environments over long distances. Relay systems have emerged to enhance the propagation capability of mmWave and improve transmission performance. In this context, Rate Splitting Multiple Access (RSMA) technology has emerged as a potential solution to optimize the performance of mmWave relay systems.*

Keywords: Rate Splitting Multiple Access (RSMA), Millimeter wave (mmWave).

Đánh giá tốc độ dữ liệu của hệ thống truyền thông đa truy nhập phân chia theo tỉ lệ sử dụng bề mặt thông minh có khả năng tái cấu hình

Vương Nhật Minh[1]

[1] *Hệ Quản lý Học viên SĐH, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: v.nhatminh2310@gmail.com, Số điện thoại: 0919422202

Tóm tắt

Bài báo này khảo sát tốc độ dữ liệu của hệ thống truyền thông đa người dùng, đa ăng-ten kết hợp giữa đa truy nhập phân chia theo tỉ lệ (RSMA: Rate-Splitting Multiple Access) và bề mặt thông minh có khả năng tái cấu hình (RIS: Reconfigurable Intelligent Surface). Trong đó, RSMA cho phép xử lý nhiễu linh hoạt và tối ưu hóa hiệu quả sử dụng phổ tần thông qua phân chia bản tin thành các phần chung và riêng. Trong khi đó, RIS điều chỉnh môi trường truyền dẫn, giúp tiết kiệm năng lượng và có khả năng tái cấu hình linh hoạt. Thảo luận phẩm chất hệ thống thông qua tiêu chuẩn tốc độ tổng có trọng số (WSR: Weighted Sum Rate). Kết quả mô phỏng cho thấy hệ thống RSMA-RIS vượt trội về WSR so với các kỹ thuật truyền thống như đa truy nhập không trực giao (NOMA: Non-Orthogonal Multiple Access) và đa truy nhập phân chia theo không gian (SDMA: Space Division Multiple Access). Các yếu tố chính ảnh hưởng đến hiệu năng bao gồm số lượng phần tử RIS, phân bổ trọng số người dùng và phân bổ công suất giữa luồng chung với luồng riêng.

Từ khóa: *Đa truy nhập phân chia theo tỉ lệ, Bề mặt thông minh có khả năng tái cấu hình, tốc độ tổng có trọng số*

1. Mở đầu

Hiện nay, mạng di động thế hệ thứ năm (5G: Fifth Generation) đang được triển khai trên toàn cầu, trọng tâm nghiên cứu và phát triển đã chuyển sang những công nghệ mới đột phá cho thế hệ mạng thứ sáu (6G: Sixth Generation) nhằm nâng cao độ tin cậy truyền dẫn cũng như mở rộng vùng phủ sóng. Trong bối cảnh đó, RSMA ở cấp độ giao thức [1] và RIS ở cấp độ hạ tầng [2] là hai kỹ thuật được quan tâm đặc biệt.

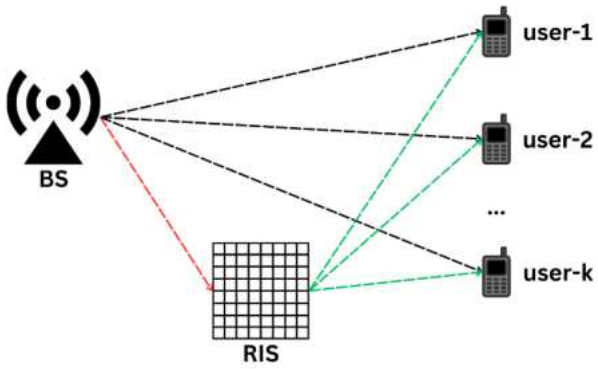
RSMA thực hiện phân chia bản tin của người dùng thành các phần chung và riêng, từ đó mang lại khả năng quản lý nhiễu linh hoạt và tối ưu hóa hiệu quả sử dụng phổ tần [3]. Trong khi đó, RIS, với khả năng điều chỉnh hoặc tối ưu góc pha của phần tử phản xạ, giúp điều khiển hướng đến và phản xạ tín hiệu linh hoạt, mở rộng phạm vi phủ sóng và tiết kiệm năng lượng [4]. Việc kết hợp RSMA và RIS cung cấp hiệu quả năng lượng và cải thiện phẩm chất hệ thống vô tuyến thế hệ mới. Hơn nữa, RSMA và RIS còn có vai trò bổ trợ lẫn nhau, RSMA có thể khắc phục được nhược điểm của RIS, đồng thời RIS cũng giúp giảm độ phức tạp, tăng hiệu suất cho RSMA [5].

Nhiều nghiên cứu về RSMA kết hợp với RIS đã được thực hiện [6-10]. Mô hình truyền dẫn RSMA sử dụng RIS cho các mạng đa người dùng, đa ăng-ten [6] đạt hiệu quả năng lượng cao hơn NOMA và đa truy nhập phân chia theo tần số trực giao (OFDMA: Orthogonal Frequency Division Multiple Access). Truyền dẫn RSMA sử dụng RIS cũng cải thiện tính công bằng giữa các người dùng [7], giảm công suất phát [8] và duy trì kết nối tin cậy [9, 10] so với các truyền thống chỉ sử dụng RIS hỗ trợ. Tuy nhiên, tất cả các công trình trên chỉ sử dụng kiến trúc RIS với các phần tử trên đường chéo (diagonal-RIS) hoạt động. Gần đây cũng đã có một số nghiên cứu bắt đầu xem xét sự kết hợp giữa RSMA và RIS với các kiến trúc khác nhau, bao gồm cả kiến trúc RIS với sự hoạt động của cả các phần tử ngoài đường chéo

(beyond-diagonal: BD-RIS) [11-14]. Do đó, bài báo này sẽ nghiên cứu một mô hình RSMA sử dụng kiến trúc BD-RIS, đánh giá WSR mà hệ thống đạt được cũng như các yếu tố ảnh hưởng đến WSR của hệ thống. Chú ý rằng, trong nghiên cứu sử dụng BD-RIS, tức là tất cả các phần tử của BD-RIS được kết nối với tất cả các thành phần khác trong hệ thống, trong khi đó diagonal-RIS không có kết nối giữa các phần tử .

2. Mô hình mạng truyền dẫn RSMA sử dụng RIS

Xét một hệ thống đường xuống đa người dùng (MU: Multi-User) nhiều đầu vào một đầu ra (MISO: Multiple Input Single Output) sử dụng BD-RIS, bao gồm một trạm gốc (BS: Base Station) được trang bị L ăng-ten, một BD-RIS có N phần tử phản xạ thụ động và tập $\mathcal{K}=\{1,...,K\}$ gồm K người dùng đơn ăng-ten. BS sẽ phục vụ đồng thời cho K người dùng nhờ sự hỗ trợ của BD-RIS như trong Hình 1.



Hình 1. Mô hình mạng MU-MISO sử dụng BD-RIS.

Trong đó:

Kênh truyền giữa BS và người dùng thứ k ký hiệu là $\mathbf{g}_k \in \mathbb{C}^{L\times 1}$.

Kênh truyền giữa RIS và người dùng thứ k ký hiệu là $\mathbf{h}_k \in \mathbb{C}^{N\times 1}$.

Kênh truyền giữa BS và RIS ký hiệu là $\mathbf{E} \in \mathbb{C}^{N\times L}$.

Ma trận phản xạ (hay còn gọi là ma trận tạo búp sóng thụ động) của RIS được ký hiệu là $\Theta \in \mathbb{C}^{N\times N}$. Công thức dạng đóng cho Θ để tối ưu hóa kênh là $\Theta = \text{symuni}(\mathbf{H}\mathbf{G}^H\mathbf{E}^H)$ [4], trong đó symuni là phép chiếu đơn vị đối xứng (được trình bày cụ thể trong [4]).

Khi đó, kênh truyền tổng hợp giữa BS và người dùng thứ k (bao gồm cả kênh phản xạ qua RIS) được ký hiệu là $\mathbf{f}_k = \mathbf{g}_k + \mathbf{E}^H\Theta^H\mathbf{h}_k$ với $\mathbf{f}_k \in \mathbb{C}^{L\times 1}$.

Bản tin của người dùng thứ k, ký hiệu là W_k $\forall k \in \mathcal{K}$, được chia thành 2 phần là phần chung $W_{c,k}$ và phần riêng $W_{p,k}$. Phần chung của tất cả các người dùng, $\{W_{c,1},...,W_{c,K}\}$, được gộp lại và mã hóa thành luồng chung s_c, luồng này sẽ được giải mã bởi tất cả các người dùng. Phần riêng $W_{p,k}$ được mã hóa thành các luồng $s_{p,k}$ và sẽ chỉ được giải mã bởi người dùng thứ k. Những phần trên được mã hóa tuyến tính bằng ma trận mã hóa trước $\mathbf{P} = \left[\mathbf{p}_c, \mathbf{p}_{p,1}, ..., \mathbf{p}_{p,K}\right]^T \in \mathbb{C}^{L\times(K+1)}$, bao gồm bộ mã hóa trước $\mathbf{p}_c$ và $\mathbf{p}_{p,k}$ để mã hóa các luồng chung và luồng riêng. Khi đó, tín hiệu phát sẽ có dạng

$$\mathbf{x} = \mathbf{p}_c s_c + \sum_{k \in \mathcal{K}} \mathbf{p}_{p,k} s_{p,k} \tag{1}$$

trong đó $\mathbf{x}$ bị ràng buộc công suất $\mathbb{E}\left\{\left\|\mathbf{x}\right\|^2\right\} \le P$.

Không mất tính tổng quát, giả sử phương sai tạp âm bằng 1 đối với tất cả người dùng. Tỉ số công suất tín hiệu trên tạp âm (SNR: Signal-to-Noise Ratio) phát bằng với tổng công suất tiêu thụ P_t. P_t được chia thành hai phần là αP_t cho luồng chung và $\left(1-\alpha\right)P_t$ cho các luồng riêng với $\alpha \in \left[0,1\right]$. Bộ mã hóa trước $\mathbf{p}_{p,k}$ được thiết lập bằng $\mathbf{p}_{p,k} = p_{p,k} \frac{\mathbf{f}_k}{\left\|\mathbf{f}_k\right\|}$, trong đó $p_{p,k} = \frac{\left(1-\alpha\right)P_t}{K}$ là công suất được phân bổ của luồng riêng mỗi người dùng. Bộ mã hóa trước $\mathbf{p}_c$ được thiết lập bằng $\mathbf{p}_c = p_c \mathbf{u}_c$ trong đó $p_c = \alpha P_t$ và $\mathbf{u}_c$ là vector singular trái lớn nhất của ma trận kênh $\mathbf{F} = \left[\mathbf{f}_1, ..., \mathbf{f}_K\right]$.

Tín hiệu thu được tại người dùng thứ k là

$$y_k = \mathbf{f}_k^H \mathbf{x} + z_k \tag{2}$$

trong đó $z_k \sim \mathcal{CN}(0, \sigma_z^2)$ là tạp âm Gauss trắng cộng tính (AWGN) tại người dùng thứ k.

Ở phía thu, tất cả các người dùng sẽ giải mã luồng chung s_c trước bằng cách coi các luồng riêng $s_{p,k}$ là nhiễu. Khi đó tỉ số tín hiệu trên nhiễu cộng tạp âm (SINR: Signal-to-Interference-plus-Noise Ratio) của luồng chung ở người dùng thứ k là

$$\gamma_{c,k} = \frac{\left|\mathbf{f}_k^H \mathbf{p}_c\right|^2}{\sum_{i=1}^{K} \left|\mathbf{f}_k^H \mathbf{p}_{p,i}\right|^2 + \sigma_z^2} \tag{3}$$

Sau khi giải mã thành công và loại bỏ luồng chung bằng kỹ thuật khử nhiễu tuần tự (SIC: Successive Interference Cancellation), người dùng thứ k giải mã luồng riêng $s_{p,k}$ của chính nó bằng cách coi các luồng riêng của các người dùng khác là nhiễu[1]. Khi đó, SINR của luồng riêng ở người dùng thứ k là

$$\gamma_{p,k} = \frac{\left|\mathbf{f}_k^H \mathbf{p}_{p,k}\right|^2}{\sum_{i=1, i \ne k}^{K} \left|\mathbf{f}_k^H \mathbf{p}_{p,i}\right|^2 + \sigma_z^2} \tag{4}$$

Các tốc độ khả dụng với luồng s_c và $s_{p,k}$ của người dùng thứ k lần lượt là $R_{c,k} = \log_2\left(1+\gamma_{c,k}\right)$ và $R_{p,k} = \log_2\left(1+\gamma_{p,k}\right)$. Để đảm bảo rằng luồng chung s_c được giải mã thành công bởi tất cả các người dùng thì tốc độ của luồng chung không được vượt quá

[1] Phương thức này chỉ sử dụng kiểu phân chia 1 lớp (1-layer RSMA), trường hợp sử dụng kiểu phân chia nhiều lớp, nhiễu ở các luồng riêng sẽ giảm đi nhưng độ phức tạp cao hơn.

$R_c = \min\left\{R_{c,1},...,R_{c,K}\right\}$. R_c được chia sẻ giữa các người dùng sao cho $C_{c,k}$ là phần tốc độ luồng chung dành cho người dùng thứ k với $\sum_{k\in\mathcal{K}} C_{c,k} = R_c$. Tốc độ tổng mà người dùng thứ k có thể đạt được là $R_{t,k} = C_{c,k} + R_{p,k}$. Với vector trọng số người dùng cho trước $\mathbf{w} = \left[w_1,...,w_k\right]$ thì WSR của hệ thống là

$$\mathrm{WSR}(\mathbf{w}) = \max_{\mathbf{P},\mathbf{c}} \sum_{k\in\mathcal{K}} w_k R_{t,k} \tag{5}$$

với các ràng buộc là $\sum_{k\in\mathcal{K}} C_{c,k} \le R_c$; $\mathrm{tr}\left(\mathbf{P}\mathbf{P}^H\right) \le P_t$; $R_{t,k} \ge R_k^{th}, \forall k \in \mathcal{K}$ và $\mathbf{c} \ge \mathbf{0}$ với $\mathbf{c} = \left[C_{c,1},...,C_{c,k}\right]$. Với một vector trọng số cho trước, WSR có thể được xác định bằng phương pháp sai số bình phương trung bình cực tiểu có trọng số (WMMSE: Weighted Minimum Mean Square Error) [3].

3. Kết quả mô phỏng và thảo luận

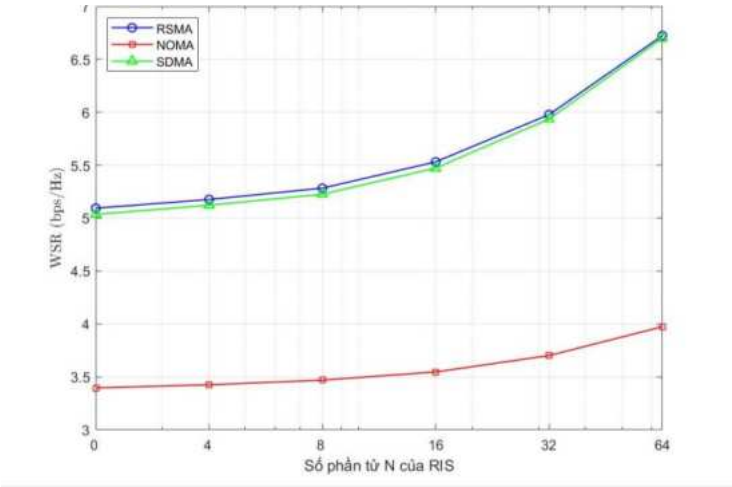
Để thống nhất và thuận tiện trong tính mô phỏng, bài báo sử dụng công cụ MATLAB và thiết lập các tham số cơ bản của hệ thống RSMA-RIS như trong Bảng 1. Tuy nhiên, một số tham số trong Bảng 1 có thể thay đổi để phù hợp với kịch bản mô phỏng.

Bảng 1: Các tham số của hệ thống sử dụng cho mô phỏng

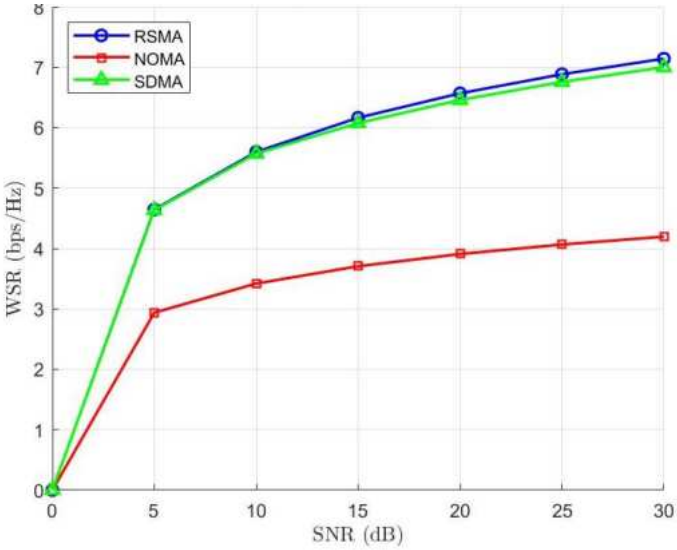
Tham số	Kí hiệu	Giá trị
Số lượng kênh thực nghiệm	n	100
Số lượng ăng-ten phát của BS	L	4
Số lượng người dùng	K	3
Số phần tử của RIS	N	64
Trọng số người dùng	$\mathbf{w}$	[0.2, 0.3, 0.5]
Tỉ số tín hiệu trên tạp âm	SNR	20 dB
Tỉ lệ phân bổ công suất cho phần chung	α	0.2

Kịch bản mô phỏng 1: So sánh hiệu suất của RSMA với NOMA và SDMA khi kết hợp với RIS. Kết quả mô phỏng thể hiện trên Hình 2 và Hình 3.

Trong Hình 2, WSR của các hệ thống RSMA, NOMA, SDMA đã được tính toán với số lượng phần tử RIS khác nhau. Kết quả cho thấy cả 3 hệ thống khi không sử dụng RIS (tương đương với $N = 0$) đều có WSR thấp hơn hẳn so với khi kết hợp RIS. Khi số lượng phần tử của RIS tăng lên, hiệu suất của các hệ thống cũng được cải thiện đáng kể. Ngoài ra, WSR của hệ thống RSMA-RIS cũng tốt hơn một chút so với SDMA-RIS và vượt trội hơn hẳn NOMA-RIS. Tương tự trong Hình 3, WSR theo SNR của hệ thống RSMA-RIS cũng thể hiện hiệu suất tốt nhất.



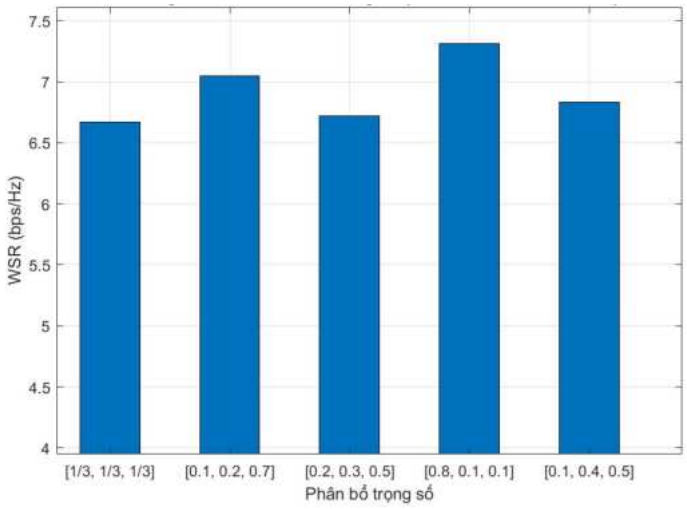
Hình 2. WSR của hệ thống RSMA, NOMA, SDMA với số lượng phần tử RIS khác nhau.



Hình 3. WSR của hệ thống RSMA, NOMA, SDMA với SNR khác nhau.

Kịch bản mô phỏng 2: Đánh giá hiệu suất của RSMA-RIS theo các giá trị trọng số người dùng $\mathbf{w}$. Kết quả mô phỏng thể hiện trên Hình 4.

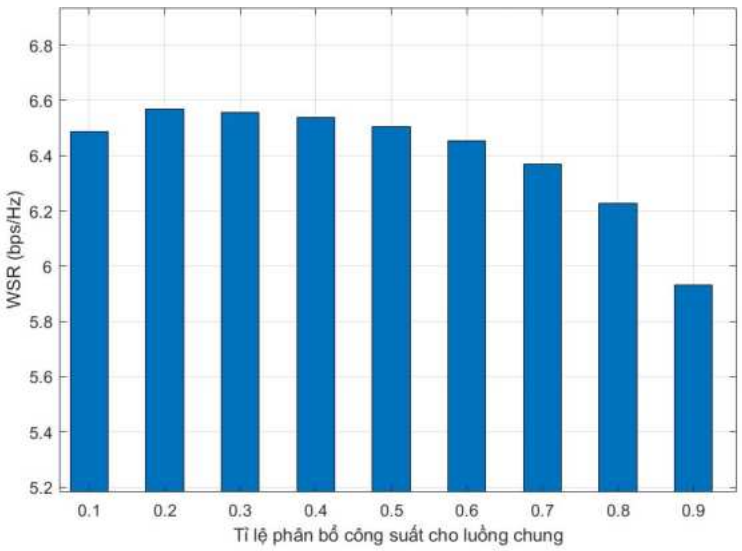
Phân bổ trọng số đồng đều $\left[\frac{1}{3},\frac{1}{3},\frac{1}{3}\right]$ có giá trị WSR thấp hơn so với các phân phối không đồng đều. Các phân phối không đồng đều, ví dụ $\left[0.8,0.1,0.1\right]$ và $\left[0.1,0.2,0.7\right]$, đạt giá trị WSR trung bình cao nhất. Điều này chứng tỏ rằng việc ưu tiên nhiều hơn cho một người dùng nhất định có thể giúp tối ưu hóa tổng hiệu năng của hệ thống. Có thể thiết lập trọng số phù hợp để cân bằng giữa hiệu năng tổng thể và sự công bằng giữa các người dùng.



Hình 4. WSR của hệ thống RSMA-RIS với trọng số người dùng khác nhau.

Kịch bản mô phỏng 3: Đánh giá hiệu suất của RSMA-RIS theo tỉ lệ phân bổ công suất luồng chung α. Kết quả mô phỏng thể hiện trên Hình 5.

WSR của hệ thống đạt giá trị cao nhất khi α nằm trong khoảng $0.2 \div 0.4$. Điều này cho thấy sự cân bằng giữa luồng riêng và luồng chung giúp tối ưu hóa WSR. Khi công suất lớn được phân bổ cho luồng chung ($\alpha > 0.5$), các luồng riêng bị hạn chế, dẫn đến giảm hiệu suất RSMA-RIS trong việc hỗ trợ nhiều người dùng.



Hình 5. WSR của hệ thống RSMA-RIS với tỉ lệ phân bổ công suất luồng chung khác nhau.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày một mô hình truyền dẫn RSMA một lớp sử dụng kiến trúc RIS kết nối đầy đủ nhằm nâng cao hiệu suất của các hệ thống mạng đa người dùng, đa ăng-ten. Thông qua các nghiên cứu và mô phỏng, bài báo đã làm rõ các yếu tố ảnh hưởng đến hiệu năng của hệ thống, bao gồm số lượng phần tử RIS, trọng số người dùng và tỷ lệ phân bổ công suất luồng chung. Kết quả mô phỏng cho thấy rằng:

- RSMA-RIS vượt trội so với các phương pháp truyền thống như NOMA và SDMA trong nhiều kịch bản khác nhau nhờ khả năng quản lý nhiễu hiệu quả hơn.

- Hiệu suất của hệ thống được cải thiện đáng kể khi số lượng phần tử RIS tăng lên và khi các trọng số người dùng được tối ưu hóa phù hợp.

- Phân bổ cân đối công suất giữa luồng chung và luồng riêng đóng vai trò quan trọng trong việc tối ưu hóa WSR của hệ thống.

Các kết quả trên khẳng định tiềm năng của RSMA-RIS nhằm đạt hiệu suất tốt hơn trong các hệ thống truyền dẫn không dây hiện đại. Nghiên cứu này mở ra hướng phát triển mới cho thế hệ mạng 6G, đồng thời tạo nền tảng cho các nghiên cứu tương lai nhằm khai thác tối đa hiệu năng của RSMA-RIS trong những điều kiện thực tế và phức tạp hơn.

Tài liệu tham khảo

1. Mao, Y., et al. (2022). *Rate-splitting multiple access: Fundamentals, survey, and future research trends*, IEEE Communications Surveys & Tutorials, 24(4), 2073-2126. https://doi.org/10.1109/COMST.2022.3191937
2. Renzo, M. D., et al. (2020). *Smart radio environments empowered by reconfigurable intelligent surfaces: How it works, state of research, and road ahead*, IEEE Journal on Selected Areas in Communications, 38(11), 2450–2525. https://doi.org/10.1109 /JSAC. 2020.3007211
3. Mao, Y., et al. (2018). *Rate-splitting multiple access for downlink communication systems: Bridging, generalizing, and outperforming SDMA and NOMA*. EURASIP Journal on Wireless Communications and Networking, 2018(1), 133. https://doi.org/10.1186/ s13638-018-1104-7
4. Fang, T., & Mao, Y. (2023). *A low-complexity beamforming design for beyond-diagonal RIS aided multi-user networks*. IEEE Communications Letters, 28(1), 203-207. https://doi.org/10.1109/LCOMM.2023.3333411
5. Li, H., Mao, Y., Dizdar, O., & Clerckx, B. (2022). *Rate-splitting multiple access for 6G - Part III: Interplay with reconfigurable intelligent surfaces*. IEEE Communications Letters, 26(10), 2242-2246. https://doi.org/10.1109/LCOMM.2022.3192041
6. Yang, Z., Shi, J., Li, Z., Chen, M., Xu, W., & Shikh-Bahaei, M. (2020). *Energy efficient rate splitting multiple access (RSMA) with reconfigurable intelligent surface*. IEEE International Conference on Communications Workshops (ICC Workshops), 1–6. https://doi.org/10.1109/ICCWorkshops49005.2020.9145189
7. Fu, H., Feng, S., & Kwan Ng, D. W. (2021). *Resource allocation design for IRS-aided downlink MU-MISO RSMA systems*. IEEE International Conference on Communications Workshops (ICC Workshops), 1–6. https://doi.org/10.1109/ICCWorkshops50388.2021. 9473650
8. Weinberger, K., Ahmad, A. A., & Sezgin, A. (2021). *On synergistic benefits of rate splitting in IRS-assisted cloud radio access networks*. IEEE International Conference on Communications (ICC) 1–6. https://doi.org/10.1109/ICC42927.2021.9500732
9. Bansal, A., Singh, K., & Li, C.-P. (2021). *Analysis of hierarchical rate splitting for intelligent reflecting surfaces-aided downlink multiuser MISO communications*. IEEE Open Journal of the Communications Society, 2, 785–798. https://doi.org/10.1109/ OJCOMS.2021.3070340
10. Bansal, A., Singh, K., Clerckx, B., Li, C.-P., & Alouini, M.-S. (2021). *Rate-splitting multiple access for intelligent reflecting surface aided multiuser communications*. IEEE

Transactions on Vehicular Technology, 70(9), 9217-9229. https://doi.org/10.1109/TVT.2021.3102212

11. Kim, M.-A., Yoo, S.-G., Kim, H.-D., Shin, K.-H., You, Y.-H., & Song, H.-K. (2023). *Group-Connected Impedance Network of RIS-Assisted Rate-Splitting Multiple Access in MU-MIMO Wireless Communication Systems*. Sensors, 23(8), 3934. https://doi.org/10.3390/s23083934
12. Huroon, A. M., Huang, Y., & Wang, L. (2023). *Optimized transmission strategy for UAV-RIS 2.0 assisted communications using rate splitting multiple access*. 98th IEEE Vehicular Technology Conference (VTC Fall 2023), 1–6. https://doi.org/10.1109/VTC2023-Fall60731.2023.10333560.
13. Katwe, M. V., Deshpande, R., Singh, K., Ku, M.-L., & Clerckx, B. (2024). *RSMA-enabled aerial RIS-aided MU-MIMO system for improved spectral-efficient URLLC*. IEEE Transactions on Vehicular Technology, 74(2), 3110-3127. https://doi.org/10. 1109/TVT.2024.3483449
14. Pala, S., Katwe, M., Singh, K., Tsiftsis, T. A., & Li, C.-P. (2024). *Robust transmission design for RIS-aided full-duplex-RSMA V2X communications via multi-agent DRL.* IEEE Transactions on Vehicular Technology, 74(1), 761-775. https://doi.org/10.1109/TVT.2024.3453253

Evaluating the Weighted Sum Rate of Reconfigurable Intelligent Surface-Aided Rate-Splitting Multiple Access Systems

Abstract: *This paper investigates a communication system that integrates Rate-Splitting Multiple Access (RSMA) and Reconfigurable Intelligent Surface (RIS) to enhance the performance of multi-user, multi-antenna networks. RSMA enables flexible interference management and spectral efficiency optimization by splitting user messages into common and private parts. Meanwhile, RIS adjusts the propagation environment, offering energy efficiency and flexible reconfigurability. This study evaluates an RSMA system utilizing a fully connected RIS architecture to improve performance and examines factors affecting system efficiency. Simulation results demonstrate that the RSMA-RIS system outperforms traditional techniques such as Non-Orthogonal Multiple Access (NOMA) and Space Division Multiple Access (SDMA) in terms of Weighted Sum Rate (WSR). Key factors influencing performance include the number of RIS elements, user weight allocation, and power allocation between common and private streams.*

Keywords: Rate-Splitting Multiple Access, Reconfigurable Intelligent Surfaces, Weighted Sum-Rate.

❑

Evaluating the Impacts of Gradient Compression on Gradient Attacks in Federated Learning on MNIST and Cifar-10 Datasets

Dao Thi Nga[1]

[1] *Faculty of Radio-Electronics Engineering, Le Quy Don Technical University*

Email: daothinga.mta@edu.vn, Contact number: 0328291451

Abstract

Federated learning is a distributed platform where multiple clients can collaboratively train a global model by using knowledge of these clients while preserving data privacy. In this work, one of main challenges in federated learning is under consideration, which is called gradient leakage attack, where training data can be reconstructed by using shared gradient and global model. The performance of gradient attacks depends on multiple factors including gradient compression that allows reduction in bandwidth for gradient transmission. However, there is a lack of analysis on impacts of gradient compression on both global model and gradient attacks in federated learning. Therefore, this work aims to answer the following question: "How gradient compression methods, such as gradient quantization and gradient sparsification, affect the convergence ability of the global model and gradient attack in federated learning?". The performance of classification model is evaluated on MNIST and Cifar-10 datasets with different parameters of gradient compression. Through experimental results, the importance of parameter selection on performance of both classification model and gradient attacks in federated learning is analyzed.

Keywords: *Federated learning, gradient leakage attack, gradient compression*

1. Introduction

Federated Learning (FL) [1-3] is a decentralized machine learning approach that enables the training of models across multiple devices or servers while preserving privacy and security. Instead of centralizing data, FL shares model updates or gradients with a central server to train a global model collaboratively. This paradigm addresses challenges like data privacy and scalability, making it ideal for applications involving sensitive data, such as healthcare and personalized user experiences. By leveraging distributed data, FL develops robust and generalizable models while preserving user privacy, positioning it as a key solution for privacy-preserving AI in the era of big data.

Gradient leakage attacks [4-7] exploit the gradients exchanged during FL training to infer training data. Gradient leakage attacks can be categorized into two classes: Iteration-based and recursion-based attacks. In the iteration-based group, the attacker first generates a dummy training input and then the dummy gradient is derived by using the dummy data. The dummy data is obtained by solving an optimization problem with the objective of minimizing the difference between the dummy gradient and real gradient. In the recursion-based attack, the input of each layer is recursively derived by solving a set of linear equations. The threat of gradient leakage challenges the perceived privacy guarantees of FL, especially in sensitive applications like healthcare, finance, and personalized services.

Gradient compression techniques [8-10] in Federated Learning (FL) are strategies designed to reduce the communication overhead during the transmission of model updates between devices and the central server. These techniques are crucial for improving the efficiency

and scalability of FL, especially in scenarios with limited bandwidth or a large number of participating devices. Common approaches include quantization, which represents gradients with fewer bits to minimize data size; sparsification, which selectively transmits only significant gradients while setting smaller ones to zero; and structured updates, which approximate gradients using low-dimensional representations. When studying FL, people are curious about how gradient compression can affect the performance of the global model and gradient attacks.

Therefore, the impacts of gradient compression on gradient attacks in federated learning has been studied in this work. The purpose is to find a practical setup for a reliable yet effective FL. Specifically, the performance of FL with different numbers of bits used for gradient quantization is examined. In addition, a various value of pruning ratio is considered for performance evaluation. It can be inferred from the experimental results that there is a tradeoff between the performance of the global model and the bandwidth required for gradient transmission. Through experimental results, the purpose is to provide the readers more information on the effects of different gradient compression methods on both gradient attacks and classification performance in FL.

The structure of the paper is described as below. Section 2 presents related work of gradient compression in federated learning including gradient quantization and gradient sparsification. Section 3 describes and analyzes the impacts of gradient compression on gradient leakage attacks in FL. Finally, Section 4 concludes the paper by summarizing key findings and discussing the implications.

2. Gradient compression in federated learning

In this subsection, two common gradient compression methods in federated learning including gradient quantization and gradient sparsification are presented.

2.1 Gradient Quantization

In FL, by quantizing gradients to low-bit precision instead of sending full precision (32-bit), communication overhead can be significantly reduced. Existing studies show that performance of distributed learning when using quantized gradient is close to that of full precision. Gradient quantization is a quite simple but effective compression method in FL. n_b is defined as the number of bits for each gradient value. Assume that ∇W is the computed gradient by local training. Then, the gradient after quantization ∇W_q is derived as below.

$$\nabla W_q = \left\lfloor \frac{\nabla W}{\max|\nabla W|} * 2^{\frac{n_b}{2}} \right\rfloor / 2^{\frac{n_b}{2}}$$

2.2 Gradient Sparsification

In gradient sparsification, only a subset of gradient updates is transmitted to the central server instead of sending a full model gradient. There are several main ways to sparsify gradient: top-k, random-k, and threshold sparsification. In the top-k method, k gradients with the largest absolute values are sent. Then, only selected gradients and their indices are sent. The random-k sparsification method is quite similar to the top-k method except that k gradients are randomly selected. Meanwhile, the threshold sparsification method focuses on significant updates only by retaining gradients whose magnitude exceeds a threshold.

Although gradient sparsification requires transmitting the indices of the selected values, it allows for high sparsity and low distortion.

In practice, multiple gradient compression methods can be combined to further reduce communication data while transmitting gradient to the central server. However, selection of parameters for these gradient compression methods should be carefully considered. In this work, the purpose is to evaluate the impacts of different gradient compression solutions on gradient attacks and global model in FL.

3. Results and Discussion

It is assumed that there are 20 agents and one central server in the federated learning architecture, which is referred to [11]. MNIST and Cifar-10 datasets are used for performance evaluation. The number of training epochs is 20. Each agent has their own dataset with identical and independent distribution. First, the impacts of gradient compression on classification performance of federated learning are presented. Then, gradient attacks with gradient compression have been launched and reconstructed images have been shown for visualization.

3.1. Impacts of gradient compression on classification accuracy of the global model

The number of bits for gradient quantization is varied from 4 to 16 for simplification. Performance metrics include accuracy and loss on the test set. As can be seen in Figure 1, the performance of the global model increases with a large number of bits. When the number of bits is 10, the performance of the classification model almost stable. It can be inferred from Figure 1 that the global model can still be converged even if fewer bits for each gradient value are used. Instead of using float number with 32 bits for a gradient value, the bandwidth for gradient transmission can be reduced.

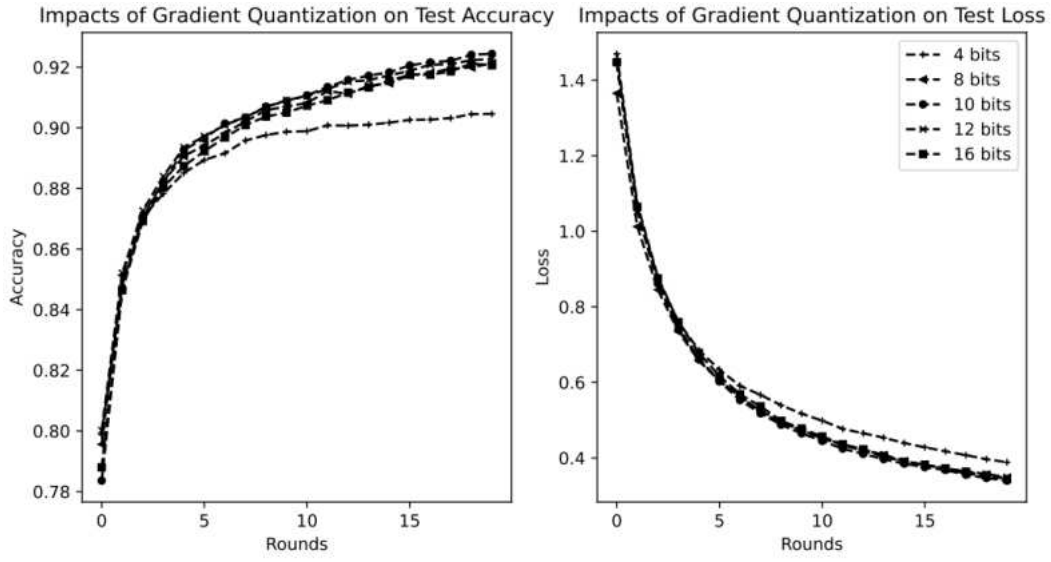


Figure 1: Impacts of gradient quantization on test accuracy and test loss.

Similarly, Figure 2 shows the effects of the top-k gradient compression method on the performance of the global model. Pruning rate is set to 0.5, 0.9, 0.99, and 0.995, which means compression percentage of 50%, 10%, 1%, and 0.5%, respectively. A fully connected neural network with two hidden layers of 64 neurons is used for evaluation. In can be inferred from

Figure 2 that performance of the global model tends to decrease if pruning ratio increases. For example, when pruning ratio is set to 0.9, i.e., 90% of small gradients are pruned, a global model with high accuracy can be constructed.

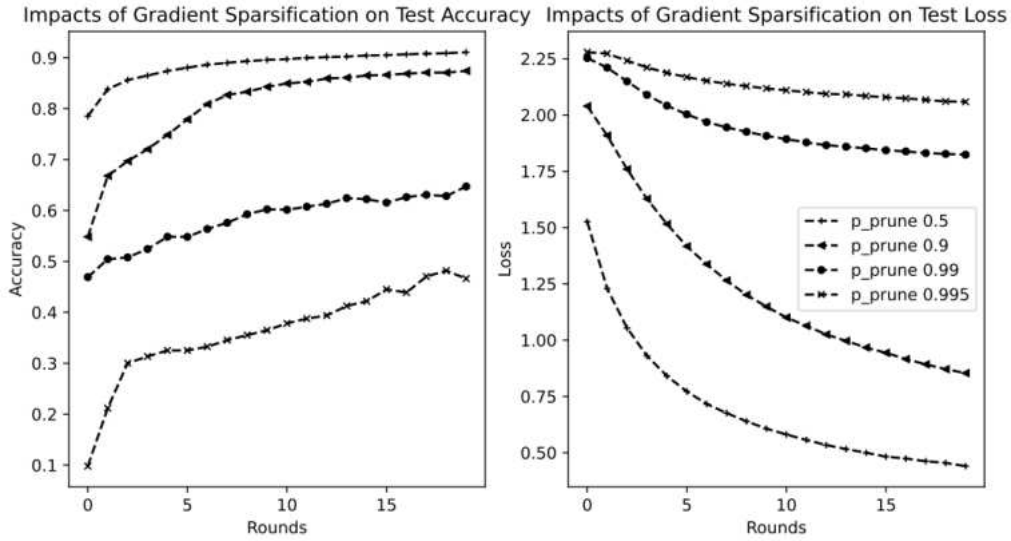
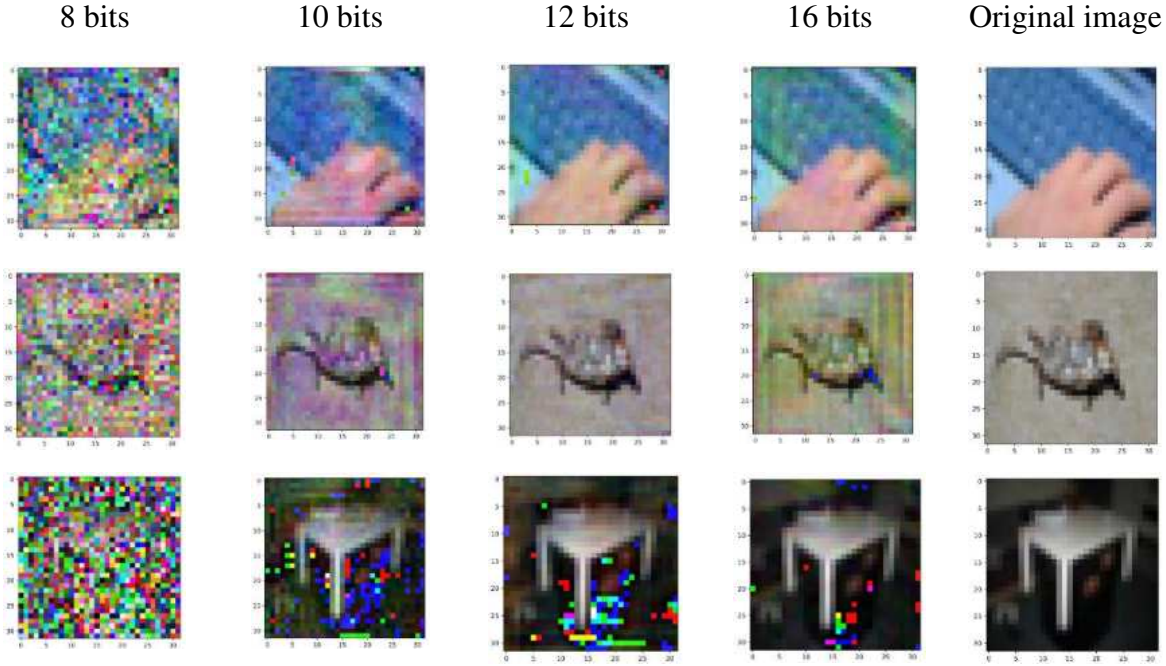
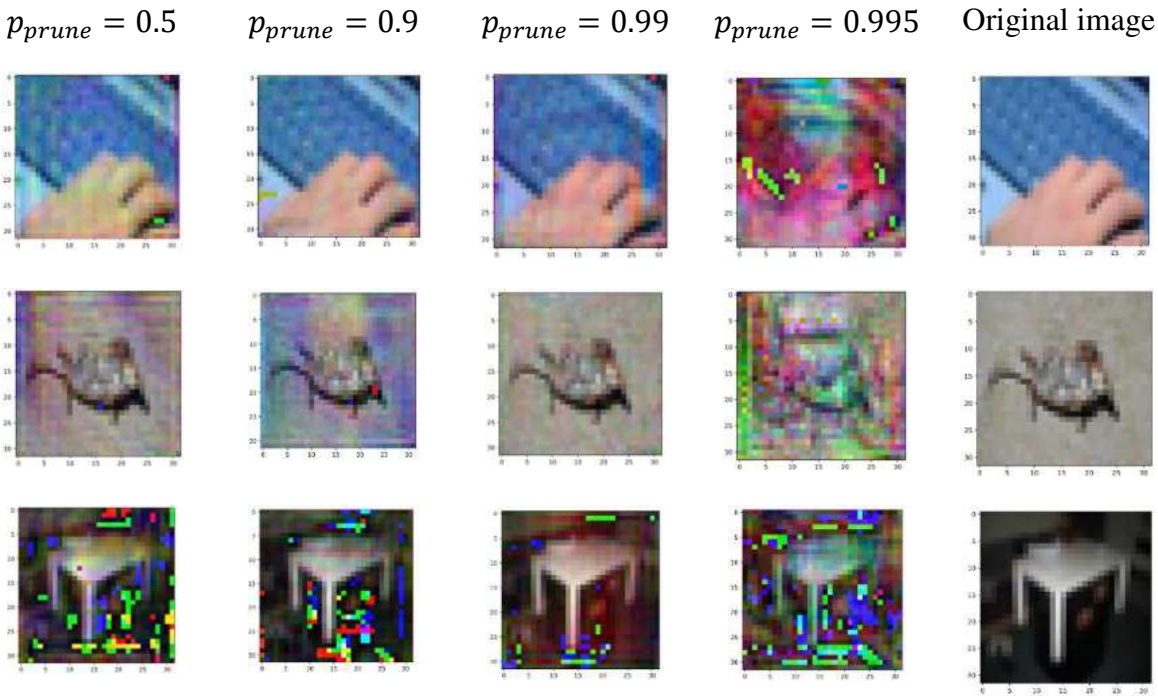


Figure 2: Impacts of gradient sparsification on test accuracy and test loss.

3.2. Impacts of gradient compression on gradient attacks in federated learning

In this part, reconstructed images are compared to original images, which are randomly selected from the dataset. Reconstructed images are shown in both gradient compression methods as follows. When using more than 10 bits for gradient values, main patterns of original images can be constructed. Meanwhile, if pruning ratio is less than or equal to 0.99, reconstructed images are almost similar to original ones. Note that only one image is selected to update model parameters at each training epoch at a client.





4. Conclusion

By evaluating the impacts of gradient compression on gradient attacks in federated learning, a tradeoff between bandwidth reduction and classification performance of the global model in federated learning can be observed. Specifically, the less gradient compression is, the better classification performance can be observed. For gradient attacks in FL, the adversary can still be able to successfully recover images even when using only 10 bits for each gradient value instead of 32 bits in cases of float value. Interestingly, the gradient attack can be done with a very high compression rate of 0.5%. In summary, by analyzing different factors that can affect gradient attacks, more knowledge of gradient leakage attacks can be gained, which allows us to design a reliable federated learning model. It is important to acknowledge that the network setup employed in this study is relatively simplistic in comparison to practical settings, and the performance metrics are somewhat constrained. As future work, a broader range of network configurations should be considered to facilitate more realistic experiments, such as utilizing larger training batches with additional images or incorporating more complex classification models.

References

1. McMahan, B., Moore, E., Ramage, D., Hampson, S., & y Arcas, B. A. (2017, April). *Communication-efficient learning of deep networks from decentralized data*. In Artificial intelligence and statistics (pp. 1273-1282). PMLR.
2. Li, T., Sahu, A. K., Talwalkar, A., & Smith, V. (2020). *Federated learning: Challenges, methods, and future directions.* IEEE signal processing magazine, 37(3), 50-60.
3. Kairouz, P., McMahan, H. B., Avent, B., Bellet, A., Bennis, M., Bhagoji, A. N. & Zhao, S. (2021). *Advances and open problems in federated learning*. Foundations and trends in machine learning, 14(1–2), 1-210.

4. Yang, H., Ge, M., Xue, D., Xiang, K., Li, H., & Lu, R. (2023). *Gradient leakage attacks in federated learning: Research frontiers, taxonomy and future directions*. IEEE Network.
5. Zhu, L., Liu, Z., & Han, S. (2019). *Deep leakage from gradients.* Advances in neural information processing systems, 32.
6. Gong, H., Jiang, L., Liu, X., Wang, Y., Gastro, O., Wang, L., ... & Guo, Z. (2023). *Gradient leakage attacks in federated learning.* Artificial Intelligence Review, 56(Suppl 1), 1337-1374.
7. Du, J., Hu, J., Wang, Z., Sun, P., Gong, N. Z., & Ren, K. (2024). SoK: *Gradient Leakage in Federated Learning*. arXiv preprint arXiv:2404.05403.
8. Alistarh, D., Grubic, D., Li, J., Tomioka, R., & Vojnovic, M. (2017). QSGD: *Communication-efficient SGD via gradient quantization and encoding*. Advances in neural information processing systems, 30.
9. Bernstein, J., Wang, Y. X., Azizzadenesheli, K., & Anandkumar, A. (2018, July). signSGD: *Compressed optimisation for non-convex problems*. In International Conference on Machine Learning (pp. 560-569). PMLR.
10. Wangni, J., Wang, J., Liu, J., & Zhang, T. (2018). *Gradient sparsification for communication-efficient distributed optimization*. Advances in Neural Information Processing Systems, 31.
11. McMahan, B., Moore, E., Ramage, D., Hampson, S., & y Arcas, B. A. (2017, April). *Communication-efficient learning of deep networks from decentralized data*. In Artificial intelligence and statistics (pp. 1273-1282).

Đánh giá tác động của việc nén Gradient đối với tấn công Gradient trong học liên kết

Tóm tắt: *Học liên kết là một nền tảng học phân tán, trong đó nhiều thiết bị có thể cùng nhau huấn luyện một mô hình toàn cục bằng cách sử dụng dữ liệu của những thiết bị này trong khi vẫn bảo vệ quyền riêng tư của dữ liệu. Trong nghiên cứu này, một trong những thách thức chính trong học liên kết, được gọi là tấn công rò rỉ gradient sẽ được xem xét, trong đó dữ liệu huấn luyện có thể được tái tạo bằng cách sử dụng thông tin gradient được chia sẻ và mô hình toàn cục. Hiệu suất của các cuộc tấn công khôi phục dữ liệu phụ thuộc vào nhiều yếu tố bao gồm phương pháp nén gradient nhằm giảm băng thông để truyền gradient. Nhiều thí nghiệm đã được tiến hành để đánh giá tác động của hai phương pháp nén gradient phổ biến (đó là lượng tử hóa gradient và làm thưa gradient) lên các cuộc tấn công gradient trong học liên kết. Ngoài ra, hiệu suất của mô hình phân loại được đánh giá bằng các tham số nén gradient khác nhau. Thông qua kết quả thử nghiệm, tầm quan trọng của việc lựa chọn tham số đối với hiệu suất của mô hình phân loại và các cuộc tấn công gradient trong học liên kết sẽ được phân tích.*

Từ khóa: Học liên kết, tấn công khôi phục dữ liệu, phương pháp nén gradient.

Nghiên cứu giải mã và mô phỏng tay điều khiển hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 sử dụng LabVIEW

Đặng Hoàng Pháp[1], Nguyễn Huy Hoàng[1], Phan Nguyên Nhuệ[2], Nguyễn Minh Huệ[3]

[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[3]*Khoa Hóa – Lý kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: hoangphap041091@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo trình bày quá trình giải mã và mô phỏng lệnh điều khiển từ tay điều khiển của hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 trên tàu Kiểm ngư Việt Nam. Dựa trên dữ liệu giải mã từ giao thức RS422, nhóm nghiên cứu đã phát triển phần mềm mô phỏng bằng LabVIEW, tái hiện đầy đủ và chính xác các chức năng điều khiển trong môi trường mô phỏng. Phần mềm được kiểm chứng tín hiệu tương đồng với tay điều khiển thực tế qua máy hiện sóng và thử nghiệm trực tiếp trên hệ thống SeaFLIR 230. Kết quả thử nghiệm cho thấy phần mềm mô phỏng có độ tin cậy cao, mở ra hướng phát triển tay điều khiển mới, khắc phục hạn chế hiện tại và phục vụ tốt cho công tác bảo đảm kỹ thuật, bảo dưỡng, sửa chữa cho các hệ thống quang điện tử tương tự.

Từ khóa: *Giải mã tín hiệu RS422; phần mềm mô phỏng điều khiển; SeaFLIR230*

1. Mở đầu

Trong lĩnh vực quan sát và giám sát hàng hải, các hệ thống quang điện tử đóng vai trò quan trọng trong việc thực hiện nhiệm vụ trinh sát, giám sát ngày và đêm. Hệ thống SeaFLIR 230, được trang bị trên các tàu Kiểm ngư Việt Nam, là một trong những hệ thống hiện đại, với khả năng cung cấp hình ảnh mục tiêu trong mọi điều kiện thời tiết khắc nghiệt. Tuy nhiên, sau thời gian dài sử dụng, các thiết bị điều khiển, đặc biệt là tay điều khiển, bắt đầu bộc lộ một số hạn chế, như thiếu tính tiện dụng, khó khăn trong thao tác, và dễ gặp sự cố trong môi trường khắc nghiệt trên biển.

Việc nâng cao độ tin cậy và tính tiện dụng của tay điều khiển là yêu cầu cần thiết để đảm bảo sự vận hành liên tục và hiệu quả của hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230. Tay điều khiển của hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 (Hình 1 (b)) là đồng bộ kèm theo của hệ thống, giá thành rất cao, khó có điều kiện trang bị thêm để dự phòng. Một trong những phương pháp tiếp cận tiềm năng là nghiên cứu chế tạo tay điều khiển mới có khả năng giao tiếp và điều khiển được hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 với kết cầu cần điều khiển sử dụng joystick. Để từng bước thực hiện được công việc này, nhóm nghiên cứu đã giải mã lệnh điều khiển từ tay điều khiển hiện tại, từ đó phát triển phần mềm mô phỏng, làm cơ sở cho việc cải tiến và thiết kế tay điều khiển mới.

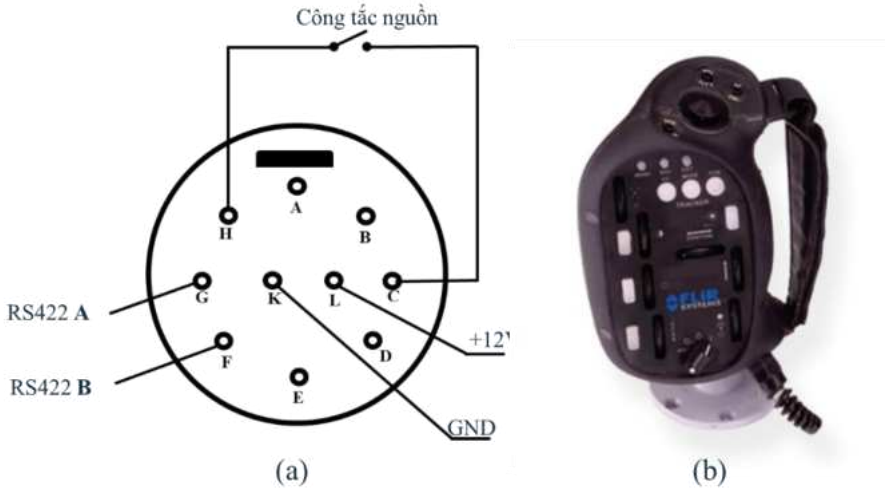
Bài báo tập trung vào quá trình giải mã tập lệnh điều khiển theo giao thức RS422 của tay điều khiển SeaFLIR 230 và phát triển phần mềm mô phỏng trên LabVIEW. Phần mềm mô phỏng được xây dựng không chỉ giúp tái hiện chính xác các chức năng điều khiển mà còn mở ra khả năng kiểm tra, thử nghiệm và cải tiến tay điều khiển trong tương lai.

2. Thực nghiệm

Để hiểu rõ cấu trúc và hoạt động của tay điều khiển hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230, nhóm nghiên cứu đã thực hiện các bước khảo sát thực tế trên hệ thống được lắp đặt trên tàu Kiểm ngư Việt Nam.

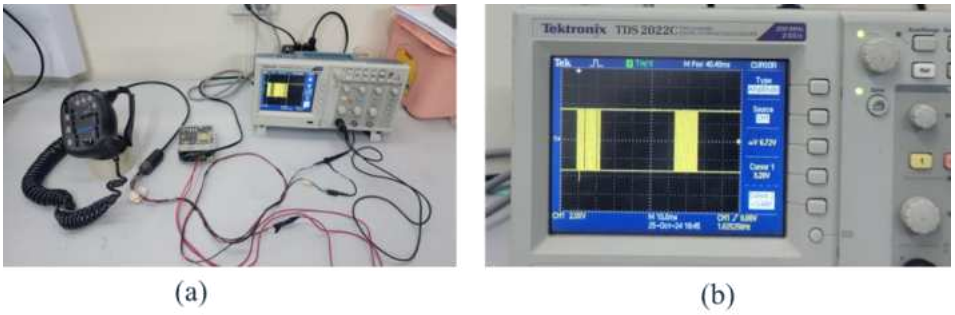
2.1. Xác định chuẩn giao tiếp và đặc tính của gói tin điều khiển

Bước đầu tiên, việc xác định nguồn sử dụng và chuẩn giao tiếp được tiến hành. Tay điều khiển kết nối với hệ thống SeaFLIR 230 thông qua giắc kết nối với 12 dây dẫn, như thể hiện ở Hình 1. Qua khảo sát, khi công tắc nguồn được bật, chân H và chân C được kết nối với nhau, lúc này hệ thống SeaFLIR 230 cung cấp nguồn +12V vào hai chân K và L.



Hình 1. Kết quả xác định các chân trong giắc kết nối (a), tay điều khiển SeaFLIR230 (b) [2]

Để xác định chuẩn giao tiếp của tay điều khiển, chúng tôi đã sử dụng máy hiện sóng khảo sát tín hiệu điều khiển từ tay cầm của tất cả các chân còn lại trên giắc kết nối. Hình 2 (a) là hình ảnh thực nghiệm xác định chuẩn giao tiếp của tay điều khiển. Kết quả khảo sát như sau:



Hình 2. Hình ảnh thực nghiệm xác định chuẩn giao tiếp của tay điều khiển

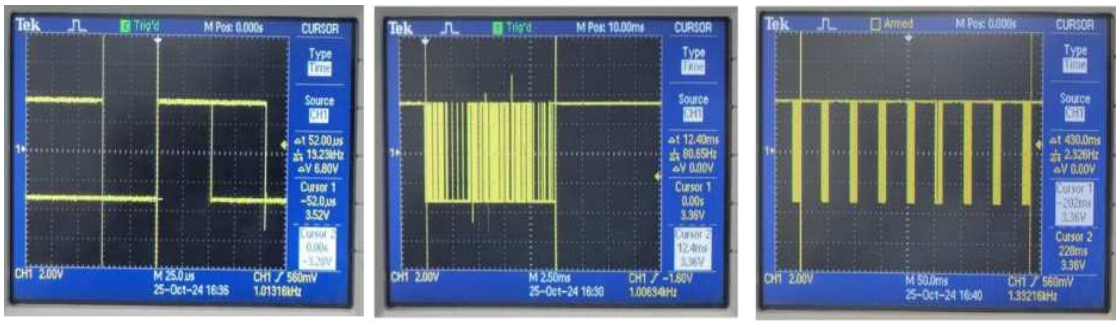
Trên chân G và F luôn có tín hiệu điều khiển được gửi từ tay cầm. Quan sát hình ảnh tín hiệu nhận được từ máy hiện sóng cho thấy đây là tín hiệu giao tiếp nối tiếp. Với cự ly truyền lệnh điều khiển của hệ thống SeaFLIR 230 dao động từ 20 đến 50 m [1], có thể khẳng định rằng tín hiệu điều khiển tuân theo chuẩn giao tiếp RS422 (RS485). Theo phương thức truyền dẫn, chuẩn RS422 sử dụng truyền dẫn tín hiệu vi sai, trong đó hai dây dẫn (A và B) được sử dụng để truyền tín hiệu, giúp giảm nhiễu và hạn chế mất tín hiệu trên đường truyền dài. Ngoài ra, tín hiệu vi sai dựa trên sự chênh lệch điện áp giữa hai dây A và B, thay vì tham chiếu với đất (GND) như trong RS232. Hình 2(b) thể hiện tín hiệu vi sai từ hai dây dẫn G và F có mức điện áp 6,72 V, phù hợp với chuẩn giao tiếp RS422.

Sau khi xác định được chuẩn giao tiếp, chúng ta có thể xác định được tốc độ truyền, chiều dài gói tin và chu kỳ truyền tin của tay điều khiển.

Chuẩn RS422 truyền tín hiệu theo dạng vi sai với các gói tin chứa dữ liệu được truyền nối tiếp. Cấu trúc một ký tự (frame) truyền thông thường gồm [3]:

- 1 bit start: Đánh dấu bắt đầu một ký tự, thường ở mức logic 0.
- 8 bit dữ liệu: Biểu thị nội dung dữ liệu.
- 1 bit chẵn lẻ (parity): Tùy thuộc vào cấu hình giao tiếp (có thể không sử dụng).
- 1 hoặc 2 bit stop: Đánh dấu kết thúc ký tự, thường ở mức logic 1.

Với cấu hình phổ biến của chuẩn RS422, tổng số bit trên mỗi ký tự: 1 bit start + 8 bit dữ liệu + 1 bit stop = 10 bit mỗi ký tự.



Hình 3. Hình ảnh kết quả khảo sát tín hiệu điều khiển từ tay cầm SeaFLIR 230
(a) *Xác định tốc độ truyền, (b) Xác định chiều dài gói tin (c) Xác định chu kỳ truyền tin*

2.1.1. Xác định tốc độ truyền

Hình 3 (a) là kết quả xác định độ rộng của một bít tín hiệu. Thời gian 1 bit đo được là 52 µs. Do đó, tốc độ truyền được tính như sau:

$$\text{Baud rate} = \frac{1}{\text{Thời gian 1 bit}} = \frac{1}{52\times10^{-6}} \approx 19.230\,\text{bps}$$

Đây là tốc độ truyền tương ứng với chuẩn tốc độ 19.200 bps của RS422 [3].

2.1.2 Xác định chiều dài gói tin

Dựa vào kết quả khảo sát ở hình 3 (b), chúng ta nhận thấy chiều rộng của một gói tin đo được là 12,4 ms. Số ký tự (frame) trong gói tin có thể được tính như sau:

$$\text{Số ký tự} = \frac{\text{Baud rate} \times \text{Thời gian gói tin}}{\text{Số bít của một ký tự}}$$

Với Baud rate = 19.200 bps, Thời gian gói tin = 12,4 ms, và 10 bit mỗi ký tự, ta có:

$$\text{Số ký tự} = \frac{19200\times12,4\times10^{-3}}{10} \approx 24 \text{ ký tự.}$$

Như vậy, mỗi gói tin gửi lên gồm 24 byte dữ liệu.

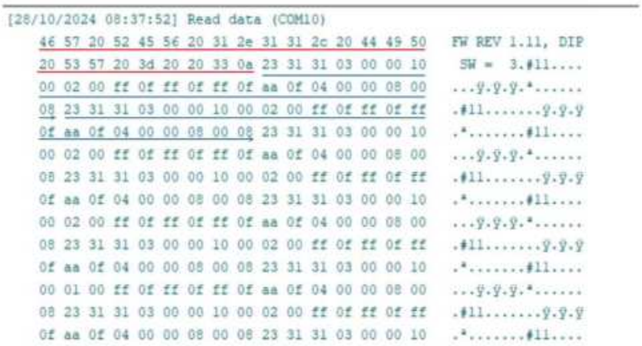
2.1.3. Xác định chu kỳ truyền tin

Dựa vào kết quả đo thời gian truyền của 8 gói tin như thể hiện ở Hình 3 (c), chúng ta xác định chu kỳ truyền tin: 53,6 ms (tần số truyền tin: khoảng 18,66 Hz).

Như vậy, qua khảo sát chúng ta xác định được chuẩn giao tiếp của tay điều khiển với hệ thống SeaFLIR 230 là RS422, với tốc độ truyền là 19.200 bps, mỗi gói tin chứa 24 byte dữ liệu với chu kỳ truyền tin là 18,66 Hz.

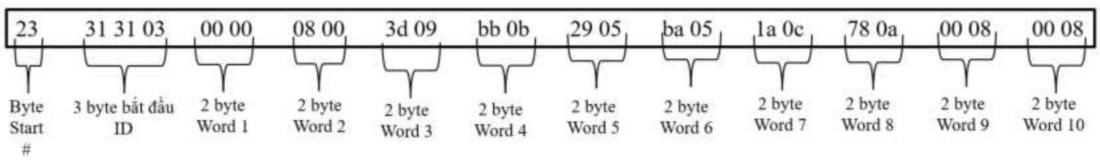
2.2. Giải mã tín hiệu điều khiển

Quá trình giải mã tín hiệu được thực hiện bằng cách kết nối tay điều khiển với mô đun RS422 và sử dụng phần mềm máy tính thu nhận một vài gói tin gửi lên từ tay điều khiển. Hình 4 thể hiện một vài gói tin được gửi lên từ tay điều khiển của SeaFLIR 230. Khi vừa khởi động, tay điều khiển sẽ gửi thông tin về FirmWare, sau đó sẽ gửi các gói tin, mỗi gói 24 byte.



Hình 4. Dữ liệu điều khiển từ tay điều khiển SeaFLIR 230

Mỗi gói tin có 24 byte được tách thành hai phần (Hình 5): Phần thứ nhất là các byte cố định bắt đầu các gói tin. Phần này gồm 4 byte: 23 31 31 03. Phần thứ hai là 20 byte dữ liệu. Các byte dữ liệu này sẽ thay đổi khi chúng ta thay đổi trạng thái của các nút bấm trên tay điều khiển.



Hình 5. Định dạng của một gói tin gửi từ tay điều khiển SeaFLIR 230

Để thuận lợi cho việc giải mã lệnh từ tay điều khiển, phần mềm đọc và hiển thị sự thay đổi của từng bit trong gói dữ liệu 20 byte đã được xây dựng bằng LabVIEW. Kết quả giải mã các lệnh điều khiển cho thấy WORD 1 và WORD 2 chứa thông tin về các nút chức năng, như thể hiện trong Bảng 1 và Bảng 2.

Bảng 1. Chức năng các byte của WORD 1

Bit	0	1	2	3	4	5	6	7
Nội dung	A/M		POS – H. Hold	Calib	POL	CCD - IR	NULL	Focus IR +
Bit	8	9	10	11	12	13	14	15
Nội dung	Menu	Select	Exit	O/I	Mode	System	Laser	A/M/H

Bảng 2. Chức năng các byte của WORD 2

Bit	0	1	2	3	4	5	6	7
Nội dung	Null	Null	Null	Null	Null	Null	Null	Null
Bit	8	9	10	11	12	13	14	15
Nội dung	Focus IR -	Focus +	Focus -	Reset	OFF	ON	RNG	Shift

WORD 3: 2-byte 16 bit – Kích thước bám (Gate)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 4: 2-byte 16 bit – Độ tương phản (Gain)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 5: 2-byte 16 bit – Độ sáng (Level)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 6: 2-byte 16 bit – Tốc độ quay quét (Scan)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 7: 2-byte 16 bit – Thiết lập vị trí Home theo phương ngang (Pos-H)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 8: 2-byte 16 bit – Thiết lập vị trí Home theo phương dọc (Pos-V)

Giá trị từ 2 (02 00) đến 4095 (FF0F)

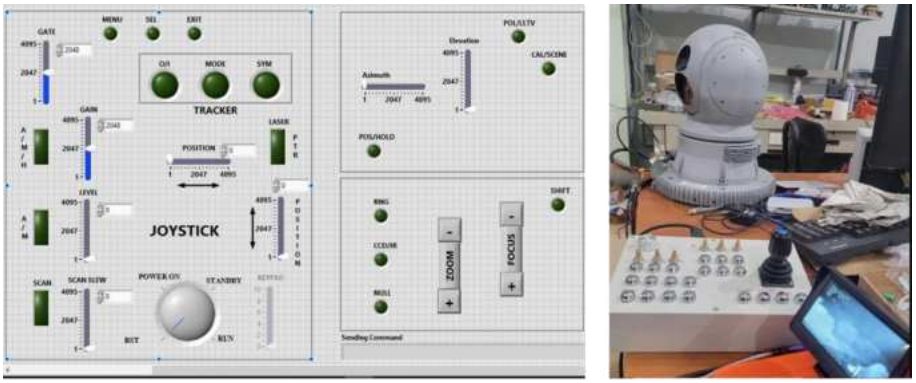
WORD 9: 2-byte 16 bit – Quay theo phương hướng (Pan)

Giá trị từ 0 (00 00) đến 4095 (FF0F)

WORD 10: 2-byte 16 bit – Quay theo phương tầm (Tilt)

Giá trị từ 0 (00 00) đến 4095 (FF0F)

2.3. Phát triển và kiểm tra hoạt động của phần mềm mô phỏng



Hình 6. Giao diện của phần mềm mô phỏng tay điều khiển (a) và hình ảnh thử nghiệm trên hệ thống SeaFLIR 230 (b)

Dựa trên dữ liệu giải mã, phần mềm mô phỏng tay điều khiển đã được phát triển bằng LabVIEW. Hình 6 hiển thị giao diện của phần mềm mô phỏng trên LabVIEW. Phần mềm này tái hiện đầy đủ các nút bấm, cần điều khiển, và các chế độ hoạt động tương tự tay cầm thực tế như cho phép điều chỉnh các tham số chính như độ sáng, độ tương phản, tốc độ quay và vị trí camera. Phần mềm mô phỏng này cũng đã được kết nối thử nghiệm với phần mềm giải mã và cho kết quả điều khiển trùng khớp như tay điều khiển thực tế của hệ thống SeaFLIR 230. Phần mềm tiếp tục được thử nghiệm bằng cách kết nối trực tiếp với hệ thống SeaFLIR 230 và gửi các lệnh điều khiển. Kết quả cho thấy tín hiệu từ phần mềm mô phỏng có thể điều khiển đầy đủ và chính xác đến hệ thống SeaFLIR 230 mà không cần sử dụng tay điều khiển nguyên bản của hệ thống. Điều này tạo tiền đề cho việc chế tạo tay điều khiển mới tương thích với hệ thống SeaFLIR 230.

2. Kết quả và thảo luận

Quá trình nghiên cứu giải mã tay điều khiển hệ thống quang điện tử SeaFLIR 230 đã được thực hiện với một số kết quả sau: Tay điều khiển SeaFLIR 230 sử dụng chuẩn giao tiếp RS422 với tốc độ truyền 19.200 bps. Mỗi gói tin có chiều dài 24 byte chứa các lệnh điều khiển và các tham số như vị trí, độ sáng, tốc độ quay quét… Phần mềm tự xây dựng bằng LabVIEW được sử dụng để giải mã từng bit dữ liệu gửi lên từ tay điều khiển, nhằm khảo sát từng nút lệnh. Kết quả cho thấy gói dữ liệu điều khiển bao gồm các lệnh với cấu trúc dữ liệu, biểu thị các chức năng và tham số điều khiển. Các lệnh điều khiển được mã hóa trong 20 byte dữ liệu, tương ứng với 10 WORD cụ thể: WORD 1 và 2: Thực hiện điều khiển các nút chức năng như chế độ ảnh (CCD-IR), hiệu chỉnh (Focus), chế độ menu, và bật/tắt hệ thống. WORD 3–10: Điều khiển các thông số như độ sáng, độ tương phản, tốc độ quay quét, và vị trí theo các phương ngang-dọc (Pan-Tilt). Việc giải mã tín hiệu điều khiển từ tay cầm SeaFLIR 230 cung cấp thông tin quan trọng về cấu trúc lệnh và cách thức hệ thống xử lý dữ liệu. Tạo cơ sở để phát triển tay điều khiển mới tương thích với hệ thống.

Dựa trên kết quả giải mã lệnh điều khiển, một phần mềm mô phỏng được xây dựng với thiết kế đầy đủ các nút chức năng của tay điều khiển. Khi thử nghiệm, phần mềm mô phỏng gửi các gói lệnh điều khiển đến hệ thống SeaFLIR 230 và nhận được phản hồi chính xác. Toàn bộ các chức năng như điều chỉnh góc quay tầm – hướng, chuyển đổi chế độ ảnh (CCD-IR) và hiệu chỉnh độ sáng, độ tương phản được thực hiện thành công. Phần mềm này giúp tiết kiệm thời gian và chi phí trong quá trình nghiên cứu, kiểm tra và cải tiến thiết kế tay điều khiển.

3. Kết luận

Nghiên cứu đã thành công trong việc giải mã tín hiệu tay điều khiển SeaFLIR 230 và phát triển phần mềm mô phỏng tương thích. Phần mềm đã thể hiện tính chính xác và hiệu quả trong việc tái tạo các chức năng của tay cầm thực tế, đồng thời được thử nghiệm trên hệ thống SeaFLIR 230 với kết quả khả quan. Thành công này là tiền đề cho việc chế tạo tay điều khiển mới, khắc phục hạn chế hiện tại, đặc biệt phù hợp với điều kiện môi trường khắc nghiệt trên biển.

Kết quả nghiên cứu có thể được ứng dụng vào việc cải tiến và phát triển tay điều khiển cho các hệ thống quang điện tử tương tự, không chỉ nâng cao hiệu quả hoạt động mà còn giúp tiết kiệm chi phí sửa chữa và bảo trì. Ngoài ra, nghiên cứu cũng đóng góp quan trọng vào việc nâng cao khả năng tự chủ trong sản xuất thiết bị kỹ thuật tại Việt Nam.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu được hỗ trợ bởi đề tài TBAN.08 chương trình sản phẩm quốc gia.

Tài liệu tham khảo

1. *Hướng dẫn sử dụng và tài liệu kỹ thuật của hệ thống SeaFLIR 230.*

2. Datasheet SeaFLIR 230, *https://www.mba-security.com/wp/wp-content/themes/mba-security/ img/flir/ SeaFLIR230*.pdf

3. Maxim Integrated Products (2000). Maxim IC Application Note 723 *'Selecting and Using RS-232, RS-422, and RS-485 Serial Data Standards' (PDF).* MaximIntegrated.com.

4. Texas Instruments (2002). *Texas Instruments Application Report 422 and 485 Standards Overview and System Configurations.* Focus.TI.com.

Research on decoding and simulation of the controller for the SeaFLIR 230 electro-optical system using LabVIEW

Abstract: *The paper presents the process of decoding and simulating control commands from the controller of the SeaFLIR 230 electro-optical system on Vietnam Fisheries Surveillance vessels. Based on decoded data from the RS422 protocol, the research team developed simulation software using LabVIEW, accurately replicating all control functionalities in a simulated environment. The software's signals were verified for consistency with the actual controller using an oscilloscope and were directly tested on the SeaFLIR 230 system. Experimental results confirmed the high reliability of the simulation software, paving the way for a new controller to overcome current limitations and enhance the maintenance, repair, and technical support of similar electro-optical systems.*

Keywords: RS422 signal decoding, control simulation software, SeaFLIR 230.

Mở rộng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho bài toán định hướng (DOA) với mảng anten lồng ghép (Nested) trong sonar thụ động

Nguyễn Văn Sơn[1, 3], Nguyễn Ngọc Đông[2], Vũ Văn Vương[1]
[1]*Hệ Quản lý Học viên SĐH, Học viện Kỹ thuật Quân sự*
[2]*Bộ môn Ra đa, Khoa vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*
[3]*Viện Kỹ thuật Hải quân*
Email: nguyenson91hvktqsk45@gmail.com; Tel: 0824.581.234

Tóm tắt

Bài báo này nghiên cứu việc áp dụng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS (Combine Filter - Broadband - Simultaneous Orthogonal Matching Pursuit - Least Squares) cho bài toán định hướng tín hiệu (DOA) trong sonar thụ động sử dụng mảng anten lồng ghép (Nested). Thuật toán này kết hợp biểu diễn thưa và lọc răng lược thích nghi, được nhóm tác giả đề xuất trước đó. Bài báo tập trung phân tích mô hình tín hiệu cho mảng Nested và đánh giá hiệu suất của phương pháp đề xuất thông qua mô phỏng. Kết quả chỉ ra rằng phương pháp này cải thiện độ phân giải phổ, giảm số lượng đỉnh phụ và nâng cao độ chính xác định hướng so với mảng thẳng cách đều (ULA).

Từ khóa: *sonar, nested, thụ động, định hướng, thưa*

1. Đặt vấn đề

Trong các hệ thống sonar thụ động, việc xác định chính xác hướng tín hiệu đến (Direction of Arrival - DOA) là một yếu tố cực kỳ quan trọng, đặc biệt trong các ứng dụng quân sự, an ninh, giám sát môi trường và các hệ thống cảnh báo [1-5]. Mục tiêu của bài toán DOA là xác định hướng của các nguồn tín hiệu, từ đó giúp các hệ thống sonar định vị và phân tích các nguồn âm thanh, đặc biệt là trong môi trường phức tạp với nhiều nguồn tín hiệu khác nhau. Tuy nhiên, bài toán DOA trong các hệ thống sonar không phải lúc nào cũng đơn giản, vì các yếu tố như nhiễu, phản xạ, độ phân tán của tín hiệu và môi trường xung quanh có thể làm giảm độ chính xác của các phương pháp định hướng truyền thống.

Một trong những giải pháp phổ biến nhất để giải quyết bài toán DOA là sử dụng ưu điểm vượt trội của loại mảng anten. Các mảng anten giúp thu tín hiệu từ nhiều cảm biến khác nhau, từ đó sử dụng các kỹ thuật xử lý tín hiệu để ước lượng DOA của các nguồn tín hiệu. Tuy nhiên, khi các nguồn tín hiệu không phải là các nguồn điểm đơn giản mà có sự phân tán hoặc bị nhiễu, độ chính xác của các phương pháp DOA truyền thống như: Phân loại tín hiệu đa nguồn (Multiple signals classification-MUSIC ước lượng thông số tín hiệu thông qua kỹ thuật quay bất biến (Estimation of signal parameters via rotational invariance technique-ESPRIT) [6] và các biến thể của chúng [7, 8], Giữ chậm tính tổng (Conventional Beamforming-CB) [9], phương sai không méo cực tiểu (Minimum variance distortionless response-MVDR) [10, 11] sẽ bị ảnh hưởng nghiêm trọng. Hơn nữa, trong các hệ thống sonar thụ động, tín hiệu đến thường có sự suy giảm hoặc biến đổi theo không gian và thời gian, dẫn đến bài toán trở nên ngày càng phức tạp.

Chúng ta đã biết rằng trong một mảng thẳng cách đều (ULA) với N cảm biến có thể phát hiện tối đa tới N-1 nguồn tín hiệu. Nếu cần phát hiện nhiều nguồn hơn, những phương pháp này yêu cầu nhiều cảm biến hơn, dẫn đến tăng chi phí phần cứng và gánh nặng tính toán.

Nói cách khác, đối với các phương pháp ước lượng DOA truyền thống tập trung vào mảng hình học ULA, số nguồn tín hiệu mà hệ thống có thể phát hiện bị hạn chế bởi số lượng cảm biến trong mảng. Các mảng thưa có thể tăng số nguồn, điều này đã thu hút sự chú ý của nhiều nhà nghiên cứu trong [12] và [13]. Gần đây, các mảng lồng ghép (Nested) [14, 15] đã được nghiên cứu. Cả hai loại mảng đều có hình học thưa. Mảng Nested bao gồm một cặp ULA nối tiếp nhau.

Trong những năm gần đây, các phương pháp ước lượng hướng đến (DOA) cho mảng Nested đã được phát triển nhằm giải quyết các vấn đề về phân tán góc và tương tác giữa các cảm biến. Ban đầu, các giải pháp dựa trên mảng hiệu (difference co-array) kết hợp với bộ lọc và xấp xỉ hạng thấp có cấu trúc (SLRA) đã cải thiện độ phân giải [16]. Tuy nhiên, phương pháp này vẫn còn hạn chế do không thể loại bỏ hoàn toàn ảnh hưởng của sự ghép nối giữa các cảm biến.

Để khắc phục hạn chế đó, một bước tiến được thực hiện bằng cách kết hợp mảng Nested thưa với mảng nguyên tố đồng dạng, sử dụng các kỹ thuật như SS-MUSIC, ANM-GL và DFT-OC nhằm giảm thiểu tác động của ghép nối và tăng khẩu độ ảo [17]. Mặc dù giảm được độ phức tạp tính toán, nhưng các phương pháp này vẫn chưa đạt hiệu suất tối ưu trong môi trường có yêu cầu chính xác cao.

Các hướng nghiên cứu tiếp theo như xây dựng họ cấu hình mảng Nested tổng quát (GNA) kết hợp với cảm biến nén (CS) [18] và ứng dụng mảng cảm biến vectơ âm thanh (AVS) với quaternion thông qua ANQ-MUSIC (QDCA) [19] đã nỗ lực cân bằng giữa độ chính xác và chi phí tính toán. Tuy nhiên, trong điều kiện thực tế với các nguồn tín hiệu có độ tương quan cao, hiệu suất của các giải pháp này vẫn còn hạn chế.

Các cải tiến gần đây như mảng Nested thưa song song kép (DS-PNA) cho ước lượng DOA hai chiều [20] các cấu trúc RSNA-I/II cho tín hiệu không tròn [21] và mảng Nested ba chiều [22] đã giúp giảm tương tác giữa cảm biến, nhưng vẫn gặp khó khăn trong việc xử lý các nguồn tín hiệu phức tạp. Bên cạnh đó, các cấu trúc nâng cao như EEAS-NA-CPA [23] và mảng Nested mở rộng thưa (SENA) cho thấy tiềm năng tăng khẩu độ và số nguồn phát hiện, nhưng vấn đề sai số ghép nối vẫn tồn tại [24].

Cùng với sự phát triển của kỹ thuật biểu diễn thưa, các cấu trúc mảng anten đặc biệt như mảng anten Nested đã được đề xuất như một giải pháp tiềm năng để cải thiện khả năng phân giải DOA. Mảng anten lồng ghép có thể cung cấp số nguồn phát hiện lớn hơn so với các mảng anten truyền thống, nhờ vào sự kết hợp giữa các mảng anten có khoảng cách cảm biến khác nhau, từ đó mở rộng khả năng phân tách các nguồn tín hiệu và nâng cao độ chính xác của việc xác định hướng đến nguồn tín hiệu. Tuy nhiên, việc ứng dụng kỹ thuật biểu diễn thưa trong mảng anten lồng ghép vẫn còn gặp nhiều thách thức, đặc biệt khi tín hiệu trong các hệ thống sonar thụ động không phải lúc nào cũng tuân theo mô hình tuyến tính đơn giản. Trong các hệ thống sonar thụ động, tín hiệu đến thường có tính chất không đồng đều và không tuyến tính, đặc biệt khi nguồn tín hiệu là các tín hiệu phân tán thay vì nguồn điểm như trong các mô hình truyền thống. Điều này yêu cầu các phương pháp DOA phải được điều chỉnh và cải tiến để có thể hoạt động hiệu quả trong các điều kiện môi trường thực tế. Bên cạnh đó, sự tồn tại của nhiễu trong tín hiệu cũng làm giảm độ chính xác của các phương pháp định hướng truyền

thống, nhất là khi các mảng anten có cấu trúc thưa như mảng anten Nested. Do đó, mục tiêu của nghiên cứu này là ứng dụng kỹ thuật biểu diễn thưa vào bài toán DOA trong các hệ thống sonar thụ động sử dụng mảng anten Nested.

Trong [25] nhóm tác giả đề xuất một giải pháp định hướng mới, là sự kết hợp giữa thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS bản chất là sự kết hợp giữa biểu diễn thưa và bộ lọc răng lược thích nghi mới chỉ áp dụng cho mảng ULA. Trong bài báo này nhóm tác giả sẽ áp dụng phương pháp đó cho mảng Nested với mục tiêu là cải thiện hiệu suất định hướng trong các tình huống phức tạp, đặc biệt là khi áp dụng cho các mục tiêu biển có chân vịt, vốn là nguồn tín hiệu có độ tương quan cao. Thông qua các kết quả mô phỏng, nghiên cứu này đã đánh giá hiệu quả của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS khi áp dụng cho mảng Nested. Các kết quả cho thấy, thuật toán này không chỉ giảm thiểu sai số định hướng mà còn cải thiện độ phân giải phổ và giảm số lượng đỉnh phụ, khả năng phát hiện tốt nguồn tương quan và tăng số lượng nguồn phát hiện (so với các giải pháp truyền thống áp dụng cho mảng ULA).

Trên cơ các phân tích đó, phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau: Phần 2 mô hình dữ liệu sẽ phân tích về mô hình toán học của dữ liệu thu trên cơ sở hệ thống mạng anten Nested; Phần 3 sẽ trình bày về mô hình tiếng ồn từ các mục tiêu biển có chân vịt; thuật toán áp dụng kết hợp bộ lọc răng lược thích nghi và biểu diễn thưa tín hiệu (CMBF-BB-SOMP-LS); Phần 4 kết quả mô phỏng và thảo luận; cuối cùng là Phần kết luận.

Ký hiệu: Các ký tự in đậm chữ thường (chữ hoa) được sử dụng để đại diện cho các vector (ma trận).

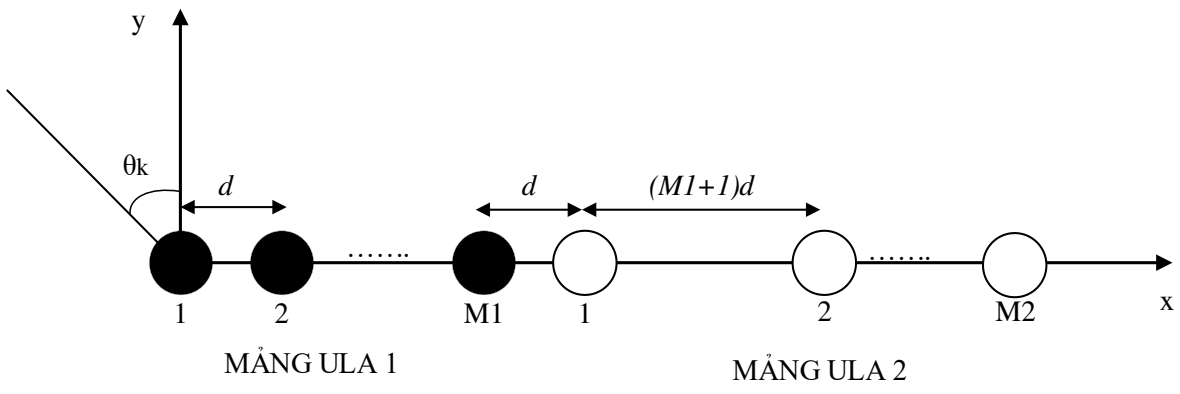
2. Mô hình dữ liệu mảng Nested

Trong phần này, mô hình tín hiệu của mảng Nested tổng quát được giới thiệu, kết hợp với cấu trúc mảng bao gồm mảng vật lý và mảng ULA ảo.

2.1. Mảng vật lý

Cấu hình của mảng Nested tổng quát được minh họa trong Hình 1, trong đó θ_k là hướng đến (DOA) của nguồn thứ k.

Mảng Nested tổng quát bao gồm hai mảng tuyến tính đồng pha (ULA) nối tiếp nhau: Mảng ULA thứ nhất có M_1 cảm biến với khoảng cách giữa các phần tử là $d = \alpha.\lambda/2$. Mảng ULA thứ hai có M_2 cảm biến với khoảng cách giữa các phần tử là $(M_1+1).\alpha.\lambda/2$. Khoảng cách giữa hai mảng ULA là $d = \alpha.\lambda/2$, trong đó λ là bước sóng của sóng mang, α là hệ số tỉ lệ ($\alpha > 0$).



Hình 1. Cấu hình mảng Nested

Giả sử có K nguồn băng hẹp không tương quan từ vùng xa tác động đến mảng tuyến tính, tín hiệu thu được tại mảng tuyến tính được biểu diễn như sau:

$$\mathbf{x}(t) = \mathbf{A}\mathbf{s}(t) + \mathbf{n}(t), \tag{1}$$

Trong đó: $\mathbf{A}$ là ma trận hướng (steering matrix); $\mathbf{s}(t) = [s_1(t), s_2(t), \ldots, s_K(t)]^T$ là vector tín hiệu; $\mathbf{n}(t)$ là nhiễu Gaussian trắng cộng có kỳ vọng bằng 0 và phương sai σ^2.

Trong mảng Nested, ma trận hướng $\mathbf{A}$ được biểu diễn như:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_1 \\ \mathbf{A}_2 \end{bmatrix}, \tag{2}$$

với $\mathbf{A}_1$ và $\mathbf{A}_2$ lần lượt là các ma trận con tương ứng với ULA thứ nhất và ULA thứ hai.

$$\mathbf{A}_1 = \left[\mathbf{a}_1(\theta_1), \mathbf{a}_1(\theta_2), \ldots, \mathbf{a}_1(\theta_K)\right], \tag{3}$$

Trong đó $\mathbf{a}_1(\theta_k)$ là vector hướng của nguồn thứ k đối với ULA thứ nhất:

$$\mathbf{a}_1(\theta_k) = \left[1, e^{-j\alpha\pi\sin\theta_k}, \ldots, e^{-j(M_1-1)\alpha\pi\sin\theta_k}\right]^T. \tag{4}$$

$$\mathbf{A}_2 = \left[\mathbf{a}_2(\theta_1), \mathbf{a}_2(\theta_2), \ldots, \mathbf{a}_2(\theta_K)\right], \tag{5}$$

Trong đó $\mathbf{a}_2(\theta_k)$ là vector hướng của nguồn thứ k đối với ULA thứ hai:

$$\mathbf{a}_2(\theta_k) = \left[e^{-jM_1\alpha\pi\sin\theta_k}, e^{-j(M_1+1)\alpha\pi\sin\theta_k}, \ldots, e^{-j(M_1+M_2-1)\alpha\pi\sin\theta_k}\right]^T. \tag{6}$$

Kết quả, ma trận hướng của mảng Nested được biểu diễn như sau:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{a}_1(\theta_1) & \ldots & \mathbf{a}_1(\theta_K) \\ \mathbf{a}_2(\theta_1) & \ldots & \mathbf{a}_2(\theta_K) \end{bmatrix}. \tag{7}$$

2.2. Xây dựng mảng ULA ảo từ mảng Nested (Virtual ULA)

Từ tín hiệu thu được $\mathbf{x}(t)$ trong (1), ma trận hiệp phương sai được tính như sau:

$$\mathbf{R} = \mathbb{E}\left[\mathbf{x}(t)\mathbf{x}^H(t)\right] = \mathbf{A}\mathbf{R}_s\mathbf{A}^H + \sigma_n^2\mathbf{I}, \tag{8}$$

với σ_n^2 là công suất nhiễu.

Sau khi vector hóa $\mathbf{R}$, ta có:

$$\mathrm{vec}(\mathbf{R}) = \mathbf{B}\mathbf{p} + \mathbf{e}_n, \tag{9}$$

Với $\mathbf{p} = [\sigma_1^2, \sigma_2^2, \ldots, \sigma_K^2]^T$ là công suất tín hiệu của các nguồn từ 1 đến K, và $\mathbf{e}_n$ là nhiễu.

Để mô tả ULA ảo, ta có thể sử dụng tích Kronecker giữa vector điều khiển của mảng vật lý và phép biến đổi liên hợp của nó. Cụ thể, ta có:

$$\mathbf{a}(\theta_k) = \mathbf{a}_k \otimes \mathbf{a}_k^*, \; k = 1, 2, \ldots, K. \tag{10}$$

và $\mathbf{a}(\theta_k)$ là vector hướng tương ứng với nguồn thứ k.

Với cách biểu diễn này, $\mathbf{B}$ đại diện cho mảng ULA ảo được tạo ra từ tích Kronecker của vector hướng của mảng vật lý và phép biến đổi liên hợp của nó. Vị trí các phần tử trong $\mathbf{B}$ là sự khác biệt giữa các vị trí cảm biến vật lý.

Mảng ULA ảo của mảng tuyến tính có các vị trí phần tử được biểu diễn như sau:

$$\mathbb{P} = \left\{ p = p_1 - p_2 |\ p_1, p_2 \in P \right\}, \tag{11}$$

trong đó P là tập hợp các vị trí của cảm biến vật lý.

Theo các phương trình (4), (6), (7) vị trí vật lý của các cảm biến trong mảng Nested được biểu diễn như sau:

$$\begin{aligned} \mathbb{P}' &= \left\{ \alpha m\lambda / 2 |\ m = 0,1,\ldots,M_1 - 1 \right\} \\ &\cup \left\{ \alpha n\lambda / 2 |\ n = M_1 + 0\left(M_1+1\right), M_1 + 1\left(M_1+1\right), \ldots, M_1 + \left(M_2-1\right)\left(M_1+1\right) \right\} \end{aligned} \tag{12}$$

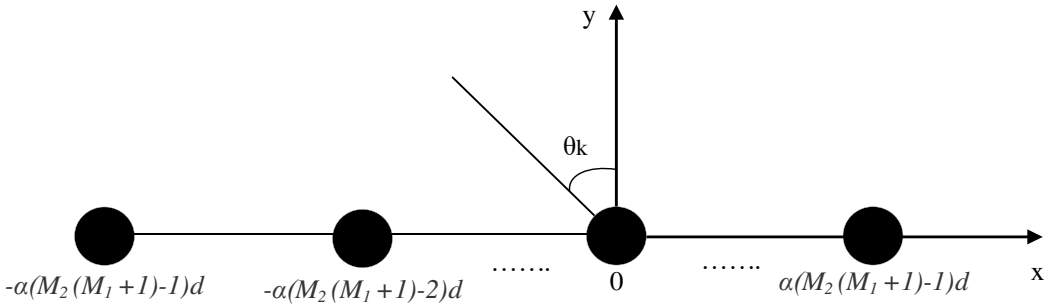
Như đã biết, vị trí của mảng ULA ảo trong mảng Nested thông thường với $\alpha = 1$ được cho bởi [18].

$$\begin{aligned} \mathbb{P}_d = \ & \left\{ m\lambda / 2 |\ m = -\left(M_2\left(M_1+1\right)-1\right), -\left(M_2\left(M_1+1\right)-2\right), \ldots, \right. \\ & \left. 0, \ldots, M_2\left(M_1+1\right)-1 \right\} \end{aligned} \tag{13}$$

Theo các phương trình (11)- (13), chúng ta có thể suy ra rằng các vị trí của mảng ULA ảo trong mảng Nested được biểu diễn là:

$$\mathbb{P}_d^{'} = \left\{ \alpha m\lambda / 2 |\ m = -\left(M_2\left(M_1+1\right)-1\right), -\left(M_2\left(M_1+1\right)-2\right), \ldots, 0, \ldots, M_2\left(M_1+1\right)-1 \right\} \right\} \tag{14}$$

Điều này tương ứng với một mảng thẳng cách đều (ULA), trong đó khoảng cách giữa các phần tử liên tiếp lớn hơn một hệ số α so với ULA thông thường. Nhìn chung, việc ước lượng hướng đến (DOA) với mảng Nested có thể được chuyển đổi thành ước lượng với mảng thẳng cách đều ULA trong trường hợp chỉ có một ảnh chụp duy nhất, theo phương trình (9). Hình 2 minh họa cấu trúc hình học của mảng ULA ảo của mảng Nested.



Hình 2. Cấu trúc hình học của mảng ULA ảo trong mảng Nested, trong đó $d = \lambda / 2$.

3. Thuật toán áp dụng kết hợp bộ lọc răng lược thích nghi và biểu diễn thưa tín hiệu CMBF-BB-SOMP-LS

3.1. Mô hình tín hiệu tiếng ồn của các mục tiêu biển có chân vịt

Như [25] đã trình bày, mô hình toán học của tín hiệu tiếng ồn từ mục tiêu biển chân vịt như sau:

$$s(t) = s_D(t) + s_C(t) + n(t) = s_D(t) + \left(1 + a(t)\right)c(t) + n(t), \tag{15}$$

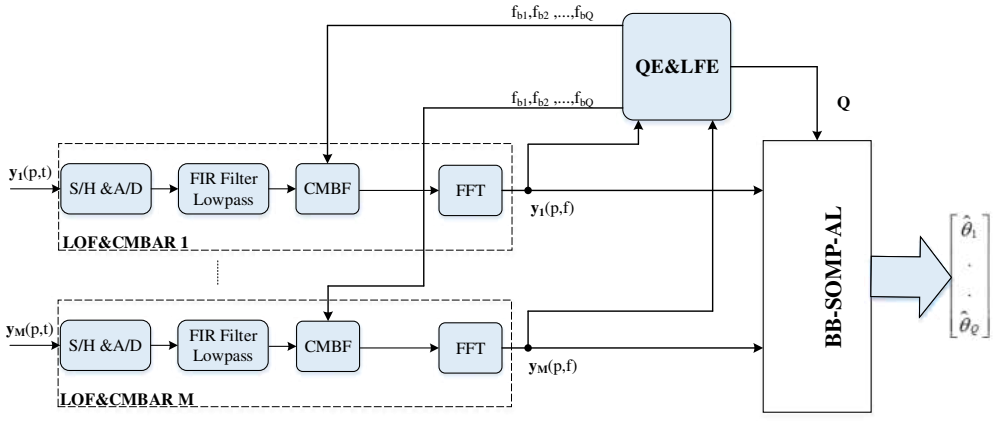
Trong đó: $s_D(t) = \sum_{j=1}^{J} A_j \sin(2\pi f_j t + \phi_j)$, là thành phần phổ rời rạc gây ra bởi các cơ cấu cơ khí, máy móc, chân vịt trên mục tiêu; J là tổng số các vạch phổ; A_j, f_j, ϕ_j lần lượt là biên độ, tần số và pha của vạch phổ thứ j; $s_C(t)$ là thành phần liên tục gây ra bởi nhiễu thủy động và các bọt khí vỡ trong quá trình chân vịt quay: $c(t)$ tiếng ồn có tần số cao và $a(t)$ là hàm điều chế biên độ; $n(t)$ tổng các thành phần tạp âm tác động lên hệ thống.

Phổ tiếng ồn tổng hợp của mục tiêu tàu có chân vịt có một số điểm chung như sau: 1) những thành phần phổ rời rạc vùng hạ âm thường có mức phổ lớn hơn trung bình, nằm trong khoảng từ 10 dB đến 25 dB tùy theo loại mục tiêu và điều kiện vận hành; 2) đối với phổ liên tục ở vùng tần số thấp, mức phổ tăng +6 dB/octave (quãng tám), còn ở vùng tần số cao, mức phổ lại giảm -6 dB/octave. Những đặc tính này giúp ích rất nhiều cho việc phát hiện tín hiệu yếu trên nền nhiễu và phân loại các mục tiêu. Đặc biệt, việc điều chế biên độ tín hiệu tiếng ồn dải rộng gây ra bởi chân vịt tạo ra một số thành phần phổ vạch dải hạ âm. Các vạch phổ tạo ra bởi $s_D(t)$ trong vùng hạ âm được sử dụng để giải một số bài toán quan trọng trong xử lý tín hiệu, đặc biệt là bài toán định hướng.

3.2. Thuật toán áp dụng kết hợp bộ lọc răng lược thích nghi và biểu diễn thưa tín hiệu (CMBF-BB-SOMP-LS)

Thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS đã được chúng tôi đề xuất và trình bày chi tiết trong [25], đây là thuật toán kết hợp giữa bộ lọc răng lược và biểu diễn thưa tín hiệu sau đây là sơ đồ khối của thuật toán:

Chức năng và làm việc của mỗi khối như sau:



Hình 3. Sơ đồ khối chức năng triển khai thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS

LOF&CMBAR (Low Frequency Analysis, Recording and Adaptive Comb Filter): Bộ phân tích, ghi kết hợp lọc răng lược thích nghi đấu nối với đấu ra của chấn tử anten. Bộ LOFAR (Low Frequency Analysis and Recording) để tách được các thành phần đơn tần, tần số thấp, các bộ lọc răng lược thích nghi được thêm vào LOFAR, nằm sau bộ lọc thông thấp FIR và nằm trước FFT, với mục đích chọn lọc các tần số cơ bản xác định đặc trưng của chân vịt. Các bộ lọc răng lược được xây dựng trên cơ sở các bộ cộng hưởng kỹ thuật số, ghép song

song, mỗi khâu cộng hưởng tại một tần số tương ứng trong $s_D(t)$. Với M chấn tử sẽ có M bộ LOF&CMBAR, *p* là chỉ số mẫu.

QE&LFE (Source Number and Lines Frequency Estimation): Bộ ước lượng số lượng mục tiêu và các tần số cơ bản của chân vịt.

BB-SOMP-LS: Bộ ước lượng hướng dải rộng sử dụng thuật toán SOMP-LS để xác định góc hướng của các mục tiêu có tín hiệu dải rộng. Thuật toán SOMP-LS (Simultaneous Orthogonal Matching Pursuit with Least Squares) là một kỹ thuật kết hợp hai phương pháp phổ biến trong lý thuyết phục hồi tín hiệu thưa: SOMP và Least Squares (LS).

4. Kết quả mô phỏng và thảo luận

Thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS áp dụng cho mô hình biểu diễn thưa trong sonar giám giát ngầm thụ động cho mảng thẳng cách đều ULA đã mang đến hiệu quả được thể hiện trong [25] và trong phần này, chúng tôi mô phỏng để chứng minh tính ưu việt của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS áp dụng cho mô hình biểu diễn thưa cho mảng Nested có cùng số lượng cảm biến và khẩu độ anten.

Đầu vào: Tín hiệu sau LOF&CMBAR (các phổ vạch) của 02 nguồn tương quan với các thông số như sau: Vận tốc truyền âm trong nước: 1512 m/s; tần số tín hiệu 12 Hz, SNR = 10 dB; Hướng -10^0; $+10^0$; Loại tín hiệu hình Sin; Hệ số tương quan 0,85; Độ dài 01 khung dữ liệu: 1024; Số khung dữ liệu: 256; Tần số lấy mẫu 2100 Hz; Độ phân giải góc: 0.5^0; Độ dài đoạn dữ liệu xử lý của SOMP-LS: 64.

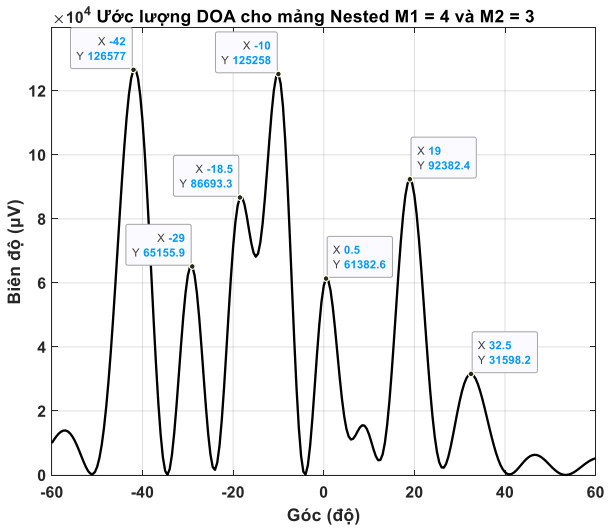
Bài mô phỏng 1: So sánh khả năng phát hiện số nguồn tín hiệu sử dụng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng Nested có $M_1 = 4$ và $M_2 = 3$ với phương pháp truyền thống sử dụng mảng ULA, dải hẹp, các nguồn giả định {-40^0 ; -30^0 ; -20^0 ; -10^0 ; 0^0 ; 20^0 ; 30^0 }.

Cấu hình hình mảng Nested:

Chúng tôi chọn số lượng cảm biến của mảng ULA thứ nhất và thứ 2 lần lượt là $M_1 = 4$ và $M_2 = 3$, hệ số tỉ lệ $\alpha = 1$ để cấu thành mảng Nested, bao gồm $M_1 + M_2 = 7$ cảm biến vật lý; Đặc tính định hướng: vô hướng. Vị trí cảm biến của mảng ULA 1:{0, 1d, 2d, 3d}. Vị trí cảm biến của mảng ULA 2: {4d, 9d, 14d}. Như vậy, vị trí cảm biến của mảng ULA ảo sẽ là {-14d, -13d, -12d, -11d , … ,0, …, 11d, 12d, 13d, 14d). Với $d = \lambda / 2$.

Nhận xét:

Như chúng ta đã biết các phương pháp ước lượng DOA truyền thống khi áp dụng cho mảng ULA có N cảm biến chỉ có thể phát hiện tối đa N-1 nguồn tín hiệu, với N = 7, tối đa chỉ có thể phát hiện tối đa 6 nguồn. Trên hình 4 có thể nhận thấy phương pháp ước lượng DOA sử dụng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng Nested cũng chỉ có 7 cảm biến vật lý nhưng có thể phát hiện 7 nguồn, các nguồn được phát hiện tương đối chính xác lần lượt là {-42^0 ; -29^0 ; $-18{,}5^0$; -10^0 ; $0{,}5^0$; 19^0 ; $32{,}5^0$}. Như vậy, phương pháp ước lượng DOA sử dụng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng Nested ưu điểm hơn so với phương pháp truyền thống áp dụng cho mảng ULA về phát hiện số lượng nguồn tín hiệu khi có cùng số lượng cảm biến vật lý.



Hình 4. Khả năng phát hiện số nguồn tín hiệu của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng Nested (số nguồn bằng số cảm biến vật lý)

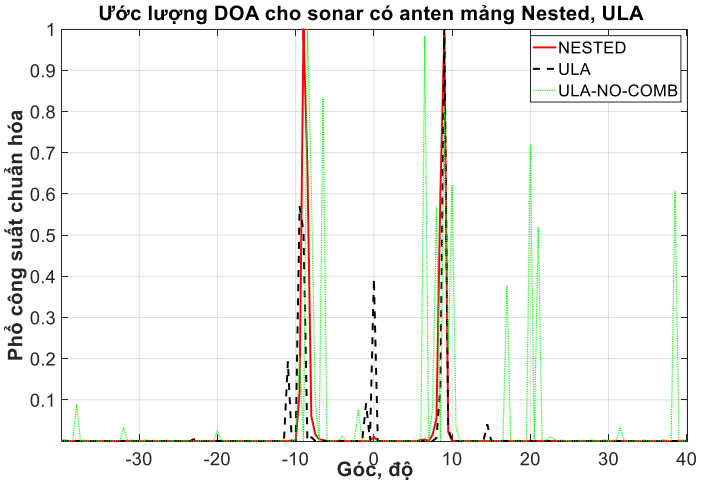
Bài mô phỏng 2: So sánh hiệu năng hoạt động của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng ULA và mảng Nested, dải rộng, khi áp dụng và không áp dụng bộ lọc răng lược thích nghi (NO-COMB), kết quả thể hiện như Hình 5.

Cấu hình hình mảng ULA:

Số cảm biến (M): 9; Khoảng cách giữa các cảm biến $d = \lambda/2 = 63(m)$; Đặc tính định hướng: vô hướng.

Cấu hình hình mảng Nested:

Chọn số lượng cảm biến của mảng ULA thứ nhất và thứ 2 lần lượt là $M_1 = 5$ và $M_2 = 4$, hệ số tỉ lệ $\alpha = 1$ để cấu thành mảng Nested, bao gồm $M_1 + M_2 = 9$ cảm biến vật lý; Đặc tính định hướng: vô hướng. Vị trí cảm biến của mảng ULA 1:{0, 1d, 2d, 3d, 4d}. Vị trí cảm biến của mảng ULA 2:{5d, 11d, 17d, 23d}. Như vậy, vị trí cảm biến của mảng ULA ảo sẽ là {-23d, -22d, -21d, -20d , … ,0, …, 20d, 21d, 22d, 23d). Với $d = \lambda/2 = 63(m)$.



Hình 5. Hàm phổ không gian ước lượng DOA khi áp dụng thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng

Nested và mảng ULA

Nhận xét:

Mục đích của mô phỏng là so sánh hiệu suất định hướng của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS trong ba trường hợp: 1. Mảng Nested (biểu đồ NESTED), 2. Mảng ULA (biểu đồ ULA), 3. Mảng ULA, không sử dụng bộ lọc răng lược thích nghi trong thuật toán (biểu đồ ULA-NO-COMB). Kết quả cho thấy

Về khả năng định hướng chính xác: Cả ba trường hợp đều xác định đúng hướng của hai nguồn tín hiệu tương quan tại góc -10^o và 10^o.

Về hiện tượng đỉnh phụ: Trường hợp 3 (ULA-NO-COMB) xuất hiện nhiều đỉnh phụ, trong đó một số đỉnh phụ có phổ công suất chuẩn hóa lớn hơn cả đỉnh chính, làm giảm hiệu quả định hướng. Việc sử dụng bộ lọc răng lược thích nghi giúp giảm đáng kể các đỉnh phụ, chứng tỏ vai trò quan trọng của bộ lọc trong cải thiện hiệu suất. Trường hợp 1 (Nested) xuất hiện ít đỉnh phụ hơn (1 đỉnh tại góc 0^o với phổ công suất chuẩn hóa rất thấp). Trường hợp 2 (ULA) xuất hiện 4 đỉnh phụ tại các góc -11^o, -1^o, 0^o, và $14,5^o$, trong đó một số đỉnh phụ có phổ công suất chuẩn hóa khá cao, làm giảm độ tin cậy của kết quả định hướng.

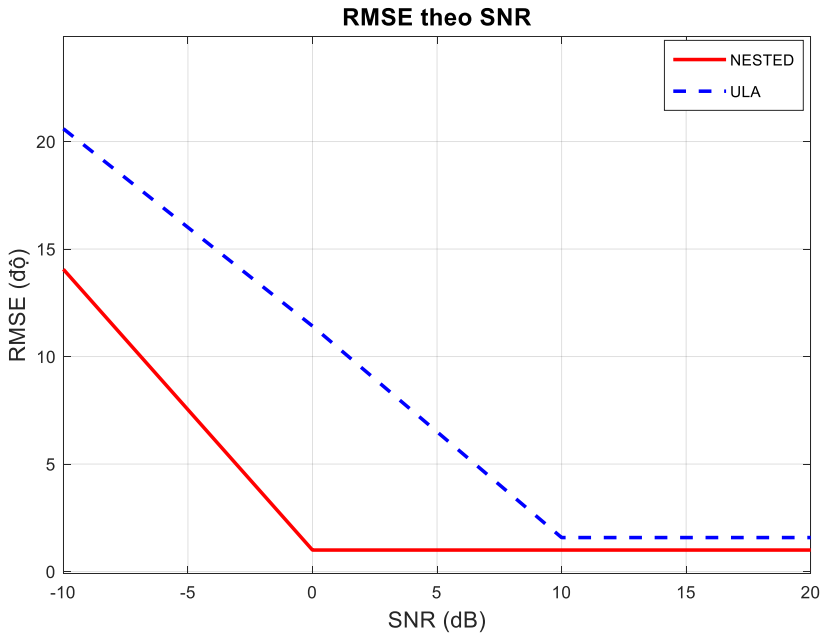
Về mức suy giảm công suất phổ chuẩn hóa giữa hai nguồn: Trường hợp 2 (ULA) cho thấy mức suy giảm lớn giữa hai nguồn chính. Phổ công suất chuẩn hóa tại nguồn thứ nhất (-10^0) chỉ đạt 56,98% so với giá trị cực đại tại nguồn thứ hai (10^0). Trường hợp 1 (Nested) thể hiện phổ công suất chuẩn hóa đồng đều hơn, với phổ tại nguồn thứ hai đạt 98,4% so với giá trị cực đại tại nguồn thứ nhất.

Như vậy, thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS khi áp dụng trên mảng Nested cho hiệu suất vượt trội so với mảng ULA, đặc biệt trong việc: Duy trì mức suy giảm nhỏ giữa hai đỉnh phổ chính và giảm thiểu số lượng và cường độ đỉnh phụ. Kết quả này khẳng định ưu thế của cấu trúc mảng Nested kết hợp với bộ lọc răng lược thích nghi và biểu diễn thưa tín hiệu trong bài toán định hướng tín hiệu.

Bài mô phỏng 3: Đánh giá sai số chuẩn RMSE theo SNR (Với các tham số mảng ULA và mảng Nested như bài mô phỏng 2)

Nhận xét:

Mục đích của mô phỏng này là đánh giá và so sánh hiệu suất ước lượng của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS khi áp dụng cho hai cấu hình mảng khác nhau, bao gồm mảng ULA và mảng Nested, thông qua tiêu chí sai số trung bình (RMSE). Phân tích RMSE giúp làm rõ sự ảnh hưởng của các điều kiện SNR khác nhau đến độ chính xác của thuật toán. Kết quả cho thấy các thuật toán đều hoạt động hiệu quả và ổn định trong vùng SNR cao ($SNR \geq 10\,dB$), sai số RMSE cỡ 2^o. Tuy nhiên, khi mức nhiễu tăng đáng kể (tương ứng với sự suy giảm nhanh của SNR), thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS áp dụng cho mảng ULA ghi nhận sai số lớn. Ngược lại, khi áp dụng thuật toán này trên mảng Nested, sai số ước lượng được duy trì ở mức nhỏ và ổn định trong toàn bộ dải SNR được khảo sát. Do đó, mảng Nested không chỉ giúp thuật toán duy trì độ chính xác cao hơn mà còn đảm bảo hiệu suất ổn định, làm nổi bật lợi thế vượt trội so với mảng ULA.



Hình 6. Sai số thuật toán khi áp dụng cho mảng ULA và mảng Nested

Tuy nhiên, có thể thấy rằng khi áp dụng thuật toán cho mảng Nested chỉ hiệu quả trong vùng SNR cỡ $SNR \geq 0\,dB$, ngược lại thuật toán cho sai số rất lớn; thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS khá phức tạp khi kết hợp cùng mảng Nested còn phải tính toán ngoại suy phần tử nên thời gian tính toán khá lâu, tiêu tốn phần cứng khi mô phỏng và kể cả khi triển khai trên thực tế (nếu được triển khai).

5. Kết luận

Bài báo đã đề xuất và phân tích một phương pháp mở rộng của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS cho mảng anten lồng ghép (Nested) trong định hướng nguồn tín hiệu cho các hệ thống sonar thụ động. Phương pháp này, dựa trên sự kết hợp giữa biểu diễn thưa và lọc răng lược thích nghi, đã chứng minh tính hiệu quả so với mảng thẳng cách đều (ULA) trong cả độ chính xác lẫn hiệu suất định hướng. Kết quả mô phỏng cho thấy nhiều ưu điểm quan trọng, bao gồm: cải thiện độ phân giải phổ, giảm khoảng cách giữa các đỉnh phổ chính, giảm số lượng đỉnh phụ, giảm sai số định hướng và nâng cao tính ổn định trong dải $SNR \geq 0\,dB$. Đặc biệt, phương pháp vẫn duy trì số lượng cảm biến tương tự như ULA, đồng thời tối ưu hóa khả năng định hướng các nguồn tín hiệu tương quan, phù hợp với đặc điểm môi trường biển phức tạp. Những kết quả này khẳng định tiềm năng ứng dụng rộng rãi của thuật toán CMBF-BB-SOMP-LS khi kết hợp với mảng Nested, mở ra hướng phát triển mới và đáp ứng nhu cầu nâng cao độ chính xác và độ tin cậy cho các hệ thống sonar hiện đại trong việc phát hiện và định hướng tín hiệu mục tiêu biển có chân vịt. Tuy nhiên, khi nghiên cứu phương pháp mở rộng cho mảng Nested, nhóm tác giả nhận thấy một số hạn chế như sai số lớn trong dải SNR nhỏ hơn 0 dB, thời gian tính toán lớn, yêu cầu phần cứng phức tạp và nhóm tác giả mới chỉ nghiên cứu trường hợp áp dụng nhiễu Gauss, chưa áp dụng cho nhiễu K và Weibull là 2 loại nhiễu thường gặp trong môi trường biển, do đó mô phỏng chưa thực sự sát với thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. I. Bekkerman and J. Tabrikian, "*Target detection and localization using MIMO radars and sonars*," IEEE Transactions on Signal Processing, vol. 54, no. 10, pp. 3873-3883, 2006. https://doi.org/10.1109/TSP.2006.879267
2. S. He, J. Chen, X. Li, X. Shen, and Y. Sun, "*Mobility and intruder prior information improving the barrier coverage of sparse sensor networks*," IEEE transactions on mobile computing, vol. 13, no. 6, pp. 1268-1282, 2013. https://doi.org/ 10.1109/ TMC. 2013.129
3. J. Ma, H. Tao, and P. Huang, "*Subspace-based super-resolution algorithm for ground moving target imaging and motion parameter estimation*," IET Radar, Sonar & Navigation, vol. 10, no. 3, pp. 488-499, 2016. https://doi.org/10.1049/iet-rsn.2015.0188
4. X. Sheng and Y.-H. Hu, "*Maximum likelihood multiple-source localization using acoustic energy measurements with wireless sensor networks*," IEEE transactions on signal processing, vol. 53, no. 1, pp. 44-53, 2004. https://doi.org/ 10.1109/ TSP. 2004. 838930
5. K. T. Wong and M. D. Zoltowski, "*Closed-form underwater acoustic direction-finding with arbitrarily spaced vector hydrophones at unknown locations*," IEEE journal of oceanic engineering, vol. 22, no. 4, pp. 649-658, 1997. https://doi.org /10.1109 /48. 650831
6. J. Foutz, A. Spanias, and M. Banavar, *Narrowband direction of arrival estimation for antenna arrays*. Springer Nature, 2022. https://doi.org/10.2200 /S00118ED1 V01 Y200805ANT008
7. C. Qian, L. Huang, and H.-C. So, "*Computationally efficient ESPRIT algorithm for direction-of-arrival estimation based on Nyström method*," Signal Processing, vol. 94, pp. 74-80, 2014. https://doi.org/10.1016/j.sigpro.2013.05.007
8. B. D. Rao and K. S. Hari, "*Performance analysis of root-MUSIC*," IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing, vol. 37, no. 12, pp. 1939-1949, 1989. https://doi.org/10.1109/29.45540
9. Z. Meng, F. Shen, and W. Zhou, "*Adaptive beamforming using the cyclostationarity of the source signals,*" Electronics Letters, vol. 53, no. 13, pp. 858-860, 2017. https://doi.org/10.1049/el.2017.1190
10. M. Haardt and J. A. Nossek, "*Unitary ESPRIT: How to obtain increased estimation accuracy with a reduced computational burden*," IEEE transactions on signal processing, vol. 43, no. 5, pp. 1232-1242, 1995. https://doi.org/10.1109/78.382406
11. S. Karimian-Azari, J. R. Jensen, and M. G. Christensen, "*Fast joint DOA and pitch estimation using a broadband MVDR beamformer*," in 21st European Signal Processing Conference (EUSIPCO 2013), 2013: IEEE, pp. 1-5. https://ieeexplore. ieee.org/abstract/document/6811627
12. A. Moffet, "*Minimum-redundancy linear arrays*," IEEE Transactions on antennas and propagation, vol. 16, no. 2, pp. 172-175, 1968. https://doi.org /10.1109 /TAP. 1968. 1139138
13. G. S. Bloom and S. W. Golomb, "*Applications of numbered undirected graphs*," Proceedings of the IEEE, vol. 65, no. 4, pp. 562-570, 1977. https://doi.org/10.1109 /PROC.1977.10517

14. P. Pal and P. Vaidyanathan, "*Nested arrays in two dimensions, Part I: Geometrical considerations*," IEEE Transactions on Signal Processing, vol. 60, no. 9, pp. 4694-4705, 2012. https://doi.org/10.1109/TSP.2012.2203814

15. P. Pal and P. P. Vaidyanathan, "*Nested arrays: A novel approach to array processing with enhanced degrees of freedom*," IEEE Transactions on Signal Processing, vol. 58, no. 8, pp. 4167-4181, 2010. https://doi.org/10.1109 /TSP .2010.2049264

[16. C. Wen, G. Shi, and X. Xie, "*Estimation of directions of arrival of multiple distributed sources for nested array*," Signal Processing, vol. 130, pp. 315-322, 2017. https://doi.org/10.1016/j.sigpro.2016.07.011

17. J. Li, Y. He, P. Ma, X. Zhang, and Q. Wu, "*Direction of arrival estimation using sparse nested arrays with coprime displacement*," IEEE Sensors Journal, vol. 21, no. 4, pp. 5282-5291, 2020. https://doi.org/10.1109/JSEN.2020.3034761

18. P. Zhao, Q. Wu, Z. Chen, G. Hu, L. Wang, and L. Wan, "*Generalized nested array configuration family for direction-of-arrival estimation*," IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 72, no. 8, pp. 10380-10392, 2023. https://doi.org/10.1109 /TVT.2023.3260196

19. Y. Lou, X. Qu, D. Wang, and J. Cheng, "*Direction-of-arrival estimation for nested acoustic vector-sensor arrays using quaternions*," IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, vol. 61, pp. 1-14, 2023. https://doi.org/10.1109 /TGRS .2023 .3274182

20. G. Jiang, J. Huang, and Y. Yang, "*Dual-Sparse Parallel Nested Array for Two-Dimensional Direction of Arrival Estimation*," Circuits, Systems, and Signal Processing, vol. 43, no. 12, pp. 8060-8073, 2024. https://doi.org/10.1007/s00034-024-02816-w

21. L. Zhou, Z. Feng, K. Ye, J. Qi, and S. Hong, "*Design of relocating sparse nested arrays for DOA estimation of non-circular signals*," AEU-International Journal of Electronics and Communications, vol. 173, p. 154976, 2024. https://doi.org/10.1016 /j.aeue.2023.154976

22. G. Jiang, J. Huang, and Y. Yang, "*High-accuracy 2D DOA estimation with three parallel sparse nested array,*" AEU-International Journal of Electronics and Communications, vol. 179, p. 155319, 2024. https://doi.org /10.1016 /j.aeue. 2024. 155319

23. C. Qin, L. Yang, J. Dang, B. Dang, and Y. Zhou, "*An enhanced expanding and shift sparse array based on the coprime array and nested array*," IET Radar, Sonar & Navigation, vol. 18, no. 3, pp. 493-499, 2024. https://doi.org/10.1049/rsn2.12495

24. S. He, N. Sun, and Z. Yang, "*Designing sparse extended nested arrays with high degrees of freedom and low coupling*," Signal Processing, vol. 227, p. 109702, 2025. https://doi.org/10.1016/j.sigpro.2024.109702

25. N. Van Son, N. T. Chinh, and N. N. Dong, "*A Novel Directional Finding Algorithm Applying to Underwater Passive Sonar System Based on Sparse Representation Combined Adaptive Comb Filter*," in The International Conference on Intelligent Systems & Networks, 2024: Springer, pp. 382-391. https://doi.org /10.1007/978-981-97-5504-2_45

Extending the CMBF-BB-SOMP-LS algorithm for Direction of Arrival (DOA) estimation with a Nested Array in passive sonar.

Summary: *This paper investigates the application of the CMBF-BB-SOMP-LS (Combine Filter - Broadband - Simultaneous Orthogonal Matching Pursuit - Least Squares) algorithm for Direction of Arrival (DOA) estimation in passive sonar using a Nested Array. The algorithm integrates sparse representation and adaptive comb filtering, which was previously proposed by the authors. The paper focuses on analyzing the signal model for the Nested Array and evaluating the performance of the proposed method through simulations. The results demonstrate that this approach improves spectral resolution, reduces the number of sidelobes, and enhances DOA accuracy compared to the Uniform Linear Array (ULA).*

Keywords: sonar, nested, passive, direction finding, sparse

Nghiên cứu sử dụng giải pháp mặt đất không hoàn hảo (DGS) thiết kế anten ba băng tần cho các ứng dụng BLE, Wi-Fi, 5G

Nguyễn Thanh Tâm[1]

[1]*Hệ quản lý học viên sau đại học*

Email: tamnt@lqdtu.edu.vn, Contact number: 0978660785

Tóm tắt

Bài báo này trình bày tổng quan về phương pháp mặt đất không hoàn hảo (Defected Ground Structure) và các ứng dụng của nó trong thiết kế ăng-ten. Đồng thời, một cấu trúc đất không hoàn hảo hình chữ T được sử dụng để tối ưu kích thước ăng-ten ba băng tần gồm 2.45 GHz, 3.5 GHz và 5.8 GHz có thể dùng cho các ứng dụng BLE, Wi-Fi và 5G. Ăng-ten được chế tạo trên chất nền FR-4 có giá thành rẻ và độ dày 0.8mm.

Từ khóa: *Ăng-ten đa băng tần, mặt đất không hoàn hảo (DGS).*

1. Giới thiệu chung

Ăng-ten vi dải thông thường có một số hạn chế, đó là băng thông trở kháng thấp, độ lợi thấp, kích thước lớn hơn và các vấn đề về phân cực. Có một số kỹ thuật đã được sử dụng để cải thiện các tham số của ăng-ten vi dải truyền thống như: phương pháp xếp chồng, các kỹ thuật cấp nguồn khác nhau, bề mặt chọn lọc tần số (FSS), công nghệ dải chắn điện từ (EBG), công nghệ dải chắn quang tử (PBG), siêu vật liệu... Phương pháp sử dụng cấu trúc mặt đất không hoàn hảo (DGS) đã trở nên phổ biến trong nâng cao các tham số của anten do cấu trúc đơn giản của nó. Các khe được khắc trên mặt phẳng nền của mạch vi dải được gọi là Cấu trúc đất không hoàn hảo. Ban đầu DGS được sử dụng trong các bộ lọc. Sau đó, DGS đã được sử dụng trong lĩnh vực ăng-ten vi dải để tăng cường băng thông và độ lợi của ăng-ten vi dải, đồng thời triệt tiêu các sóng hài ở chế độ cao hơn, ghép nối lẫn nhau giữa phần tử lân cận và phân cực chéo để cải thiện đặc tính bức xạ của ăng-ten vi dải. Các ứng dụng của DGS trong công nghệ vi sóng được tóm tắt trong bài báo này và các ứng dụng của DGS trong lĩnh vực ăng-ten sẽ được thảo luận.

Trong [1], Park et al lần đầu đề xuất cấu trúc mặt đất không hoàn hảo (DGS) và sử dụng thuật ngữ "DGS" để mô tả một cấu trúc mặt đất không hoàn hảo hình quả tạ đơn. DGS có thể được coi là một dạng cấu trúc EBG đơn giản, cũng thể hiện đặc tính chặn dải [2]. DGS mở ra cánh cửa cho các nhà nghiên cứu ứng dụng trong nhiều lĩnh vực. Nhiều DGS mới đã được đề xuất và nhiều ứng dụng đã được khám phá rộng rãi trong các vi mạch. Sự phát triển của DGS được trình bày chi tiết trong [3]. Sau đó, hai cuốn sách [4], [5] đã đề cập đến anten vi dải bằng DGS. DGS đã trở thành giải pháp thay thế EBG cho các ứng dụng hiện đại do tính đơn giản và chi phí thấp. DGS hình quả tạ ban đầu được sử dụng để tạo ra bộ lọc [6] và các hình dạng khác sau đó được báo cáo là để tạo ra các mạch vi sóng khác nhau như bộ lọc [7], [8], bộ khuếch đại [9], bộ ghép nối lai [10], bộ ghép dòng nhánh, và bộ chia công suất Wilkinson [11], [12]. Trong [13], DGS được tích hợp với anten vi dải.

2. Tổng quan về cấu trúc đất không hoàn hảo

Các khe hình học nhỏ gọn được nhúng trên mặt phẳng đất của ăng-ten được gọi là cấu trúc mặt đất không hoàn hảo (DGS). Các phần khuyết trên mặt đất không hoàn hảo làm xáo trộn sự phân bố dòng của mặt phẳng mặt đất; sự nhiễu loạn này làm thay đổi các đặc

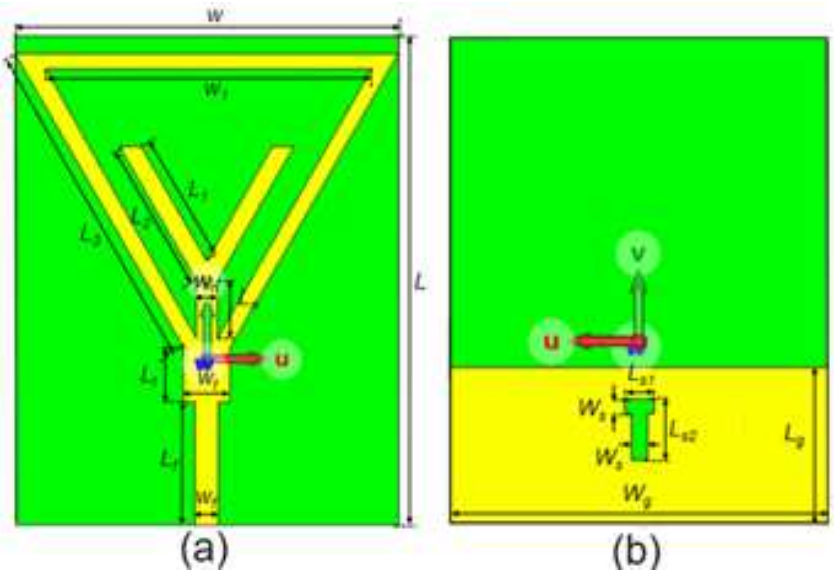
tính của cấu trúc khi xuất hiện thêm một số tham số (điện trở khe, điện dung khe và độ tự cảm của khe) vào các tham số của các cấu trúc ban đầu (điện trở, điện dung và điện cảm). Nói cách khác, bất kỳ khe nào được khắc trong mặt đất bên dưới đường vi dải sẽ thay đổi điện dung và độ tự cảm hiệu dụng của đường vi dải bằng cách thêm điện trở, điện dung và điện cảm của khe.

Một loạt các hình dạng hình học khác nhau được nhúng trên mặt phẳng đất dưới đường vi dải đã được đề xuất trong ca. Những hình dạng này bao gồm quả tạ hình chữ nhật, quả tạ hình tròn, hình xoắn ốc, hình chữ "U", chữ "V", chữ "H", hình chữ thập và các vòng đồng tâm. Một số hình dạng phức tạp cũng đã được nghiên cứu bao gồm các đường uốn khúc, bộ cộng hưởng vòng chia và fractal.

Mỗi phần kim loại của anten vi dải là sự kết hợp của điện trở, điện dung và điện cảm tương đương. Do đó mỗi mô hình có thể được biểu diễn bằng mô hình mạch tương đương của nó. Theo nguyên tắc của Babinate, mỗi khe cắm tương ứng với cấu trúc kim loại của nó và cũng có thể được biểu diễn bằng mô hình điện trở, điện dung và điện cảm tương đương. Phân tích toàn sóng được sử dụng để phân tích tác động của DGS và tìm ra mô hình mạch tương đương. Tuy nhiên, phân tích toàn sóng không mô tả được kích thước vật lý và vị trí của DGS. Mạch tương đương của DGS có thể được trích xuất theo bốn loại gồm: (1) mạch tương đương LC hoặc RLC, (2) mạch tương đương hình π, (3) mạch tương đương Quasi-static, (4) mạch tương đương sử dụng biến áp lý tưởng.

DGS được sử dụng rộng rãi ngày nay như các thiết bị chủ động và thụ động. Mỗi hình dạng DGS có những đặc điểm riêng và ảnh hưởng đến hiệu suất của thiết bị theo hình dạng và kích thước của nó. DGS đã được sử dụng trong các bộ lọc, ống dẫn sóng đồng phẳng, bộ khuếch đại vi sóng và ăng-ten để cải thiện hiệu suất của chúng. DGS được sử dụng để thu nhỏ kích thước của thành phần, tăng cường băng thông và độ lợi hoạt động, giảm sự ghép nối lẫn nhau giữa hai mạng, triệt tiêu các sóng hài bậc cao và sự phân cực chéo không mong muốn, đồng thời tạo ra sự giao thoa băng tần để ngăn chặn với bất kỳ băng tần nào.

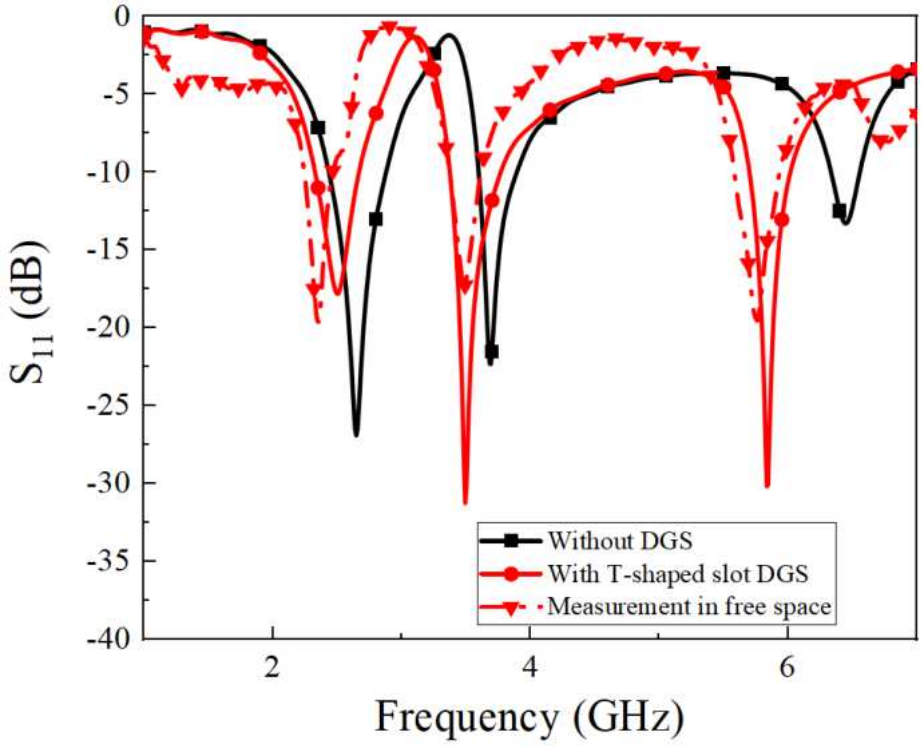
3. Ứng dụng cấu trúc đất không hoàn hảo trong thiết kế anten ba băng tần



Hình 1. Cấu trúc hình học của anten đề xuất (a) mặt trước, (b) mặt sau

Trong bài báo này, chúng tôi sử dụng phần mềm CST để mô phỏng anten đề xuất thông qua phương pháp toàn sóng. Anten đề xuất có cấu trúc hình học như trong hình 1. Mặt trước anten gồm một miếng patch hình tam giác bị khoét ở giữa và một đường vi dải hình chữ Y. Mặt sau của anten gồm một mặt đất không hoàn hảo với khe hình chữ "T" bị khoét dọc theo đường cấp nguồn ở mặt trước của anten.

Kết quả mô phỏng S11 của anten đề xuất cho thấy sự ảnh hưởng của khe hình chữ "T" hiệu năng của anten. Khi có khe hình chữ "T", tần số cộng hưởng tại các dải tần lần lượt được điều chỉnh từ 2,65 GHz giảm xuống 2,49 GHz, từ 3,7 GHz giảm xuống 3,5 GHz, từ 6,45 GHz về 5,83 GHz tương ứng với các tần số thuộc băng tần BLE, Wi-Fi, 5G. Anten được chế tạo trên chất nền FR-4, độ dày 0,8mm. Kết quả đo tương đối trùng hợp với các kết quả mô phỏng. Các kết quả này chứng minh tiềm năng ứng dụng của anten đề xuất trong các ứng dụng BLE, Wi-Fi, 5G.



Hình 2. Kết quả mô phỏng và đo S_{11} của anten đề xuất

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày tổng quan về khái niệm, nguyên lý làm việc và các ứng dụng của cấu trúc đất không hoàn hảo. Bên cạnh đó, tác giả đã trình bày kết quả nghiên cứu, thiết kế anten hoạt động lần lượt tại 2,65 GHz, 3,7 GHz và 6,45 GHz. Sử dụng cấu trúc đất không hoàn hảo hình chữ "T" tại vị trí phù hợp đã điều chỉnh tần số hoạt động của anten lần lượt là 6,8% tại dải tần 2,45 GHz, 5,8% tại dải tần 3,5 GHz and 10,6% tại dải tần 5,8 GHz. Bên cạnh đó, kết quả đo trùng hợp với kết quả mô phỏng và chứng minh tiềm năng ứng dụng của anten cho các ứng dụng BLE, Wi-Fi và 5G.

Tài liệu tham khảo

1. J.-I. Park et al., "*Modeling of a photonic bandgap and its application for the low-pass filter design*," in 1999 Asia Pacific Microwave Conference. APMC'99. Microwaves Enter the 21st Century. Conference Proceedings (Cat. No. 99TH8473), IEEE, 1999, pp. 331–334.
2. F. Yang and Y. Rahmat-Samii, *Electromagnetic band gap structures in antenna engineering*. Cambridge university press Cambridge, UK, 2009.
3. D. Guha, S. Biswas, and Y. M. Antar, "*Defected ground structure for microstrip antennas*," microstrip and printed antennas: New Trends, Techniques and Applications, pp. 387–434, 2010.
4. B. A. Briones, "*Wiley encyclopedia of electrical and electronics engineering*," The Charleston Advisor, vol. 21, no. 2, pp. 51–54, 2019.
5. K. Fujimoto and H. Morishita, *Modern small antennas*. Cambridge University Press, 2014.
6. D. Ahn, J.-S. Park, C.-S. Kim, J. Kim, Y. Qian, and T. Itoh, "*A design of the low-pass filter using the novel microstrip defected ground structure*," IEEE transactions on microwave theory and techniques, vol. 49, no. 1, pp. 86–93, 2001.
7. H. W. Liu, Z. F. Li, and X. W. Sun, "*A novel fractal defected ground structure and its application to the low-pass filter*," Microwave and Optical Technology Letters, vol. 39, no. 6, pp. 453–456, 2003.
8. D.-J. Woo, T.-K. Lee, J.-W. Lee, C.-S. Pyo, and W.-K. Choi, "*Novel U-slot and V-slot DGSs for bandstop filter with improved Q factor,*" IEEE transactions on microwave theory and techniques, vol. 54, no. 6, pp. 2840–2847, 2006.
9. Y.-C. Jeong, S.-G. Jeong, J.-S. Lim, and S. Nam, "*A new method to suppress harmonics using/spl lambda bias line combined by defected ground structure in power amplifiers*," IEEE Microwave and Wireless Components Letters, vol. 13, no. 12, pp. 538–540, 2003.
10. Y. Sung, C. Ahn, and Y.-S. Kim, "*Size reduction and harmonic suppression of rat-race hybrid coupler using defected ground structure*," IEEE Microwave and Wireless Components Letters, vol. 14, no. 1, pp. 7–9, 2004.
11. J.-S. Lim, C.-S. Kim, J.-S. Park, D. Ahn, and S. Nam, "*Design of 10 dB 90 branch line coupler using microstrip line with defected ground structure*," Electronics Letters, vol. 36, no. 21, pp. 1784–1785, 2000.
12. J.-S. Lim, S.-W. Lee, C.-S. Kim, J.-S. Park, D. Ahn, and S. Nam, "*A 4.1 unequal Wilkinson power divider*," IEEE microwave and wireless components letters, vol. 11, no. 3, pp. 124–126, 2001.
13. D. Guha, M. Biswas, and Y. M. Antar, "*Microstrip patch antenna with defected ground structure for cross polarization suppression*," IEEE antennas and wireless propagation letters, vol. 4, pp. 455–458, 2005.

This study investigates the implementation of a Detected Ground Structure (DGS) in the design of a triple-band antenna for applications in BLE, Wi-Fi and 5G communication systems

Abstract: *This paper presents an overview of the Defected Ground Structure (DGS) technique and its applications in antenna design. A T-shaped DGS is employed to optimize the size of a triple-band antenna operating at 2.45 GHz, 3.5 GHz, and 5.8 GHz, suitable for BLE, Wi-Fi, and 5G applications. The proposed antenna is fabricated on a cost-effective FR-4 substrate with a thickness of 0.8 mm.*

Keywords: Multiband antenna, Defected Ground Structure (DGS).

Nghiên cứu thiết kế chế tạo bộ lọc dải thông siêu rộng băng tần S sử dụng thanh cộng hưởng chữ nhật cho hệ thống ra đa thụ động

Vũ Minh Thành[1,3], Nguyễn Đình Tĩnh[2], Vũ Chí Thanh[3], Lương Văn Trình[3]

[1]*Hệ Quản lý Học viên SĐH, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[2]*Bộ môn Ra đa, Khoa vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[3]*Viện Ra đa, Viện KH-CN QS, Bộ Tổng Tham Mưu*

Email: vu.minh.thanh87@gmail.com, Tel: 0977778318

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu thiết kế, chế tạo bộ lọc dải thông siêu rộng ứng dụng trong các hệ thống thu thụ động dải rộng, băng tần S. Bộ lọc thông dải dải siêu rộng sử dụng các thanh kim loại chữ nhật cộng hưởng trong ống sóng không khí với chiều dài bằng nhau Trên cơ sở ứng dụng lý thuyết siêu cao tần và các công cụ phần mềm tính toán mô phỏng (Matlab, CST), nhóm tác giả đã tính toán thiết kế chế tạo bộ lọc thông dải đạt các yêu cầu kỹ thuật và có thể sử dụng trong các hệ thống thu thụ động dải rộng băng tần S gồm: suy hao chèn nhỏ hơn 0,57 dB; hệ số phản xạ không lớn hơn -13,48 dB trong dải tần số 2 – 4 GHz và độ suy giảm lớn hơn 50 dB ở tần số 5 GHz.

Keywords: *Bộ lọc dải thông dải siêu rộng, bộ lọc hốc cộng hưởng, ra đa trinh sát thụ động.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh an ninh quốc phòng ngày càng phức tạp, các hệ thống ra đa trinh sát thụ động ngày càng đóng vai trò quan trọng trong việc bảo vệ chủ quyền và an ninh quốc gia. Khác với các hệ thống ra đa chủ động, hệ thống ra đa trinh sát thụ động không tự phát tín hiệu mà chủ yếu dựa vào việc thu và phân tích các tín hiệu phát ra từ các nguồn phát khác. Điều này giúp hệ thống hoạt động một cách bí mật, khó bị phát hiện, đồng thời giảm thiểu khả năng bị gây nhiễu hoặc tấn công từ đối phương. Các hệ thống ra đa trinh sát thụ động như M405, Konchuga, MRP25... thường phải đáp ứng yêu cầu băng thông tần số rất rộng, thường từ 200 MHz đến 18 GHz. Để đảm bảo tỷ lệ tín hiệu trên nhiễu (SNR) đủ lớn, trong thiết kế hệ thống thu, phổ tần thường được chia nhỏ thành các dải tần số hẹp hơn, phổ biến là các băng tần số tiêu chuẩn: UHF, L, S, C, X, và Ku. Khi đó, các bộ lọc thông dải cần đáp ứng yêu cầu băng thông đủ rộng, suy hao chèn thấp, và đảm bảo khả năng chọn lọc tín hiệu theo tần số trong từng dải hoạt động. Trong cấu trúc máy thu của các hệ thống này, các bộ lọc thông dải thường được bố trí ngay trước các tầng khuếch đại tạp thấp. Theo [1] hệ số suy hao chèn của tầng đầu tiên sẽ ảnh hưởng rất lớn đến hệ số tạp toàn tuyến thu cũng như SNR tại đầu ra. Do đó, một yêu cầu quan trọng khi thiết kế và chế các bộ lọc dải thông kiểu này là phải có hệ số suy hao chèn càng nhỏ càng tốt.

Các bộ lọc dải thông có băng thông tương đối (Fractional Bandwidth) lớn hơn 60% hoặc nhỏ hơn 1% thường gặp nhiều thách thức trong thiết kế. Nhiều nghiên cứu đã tập trung phát triển bộ lọc dải siêu rộng cho toàn bộ băng S (2–4 GHz) nhưng chủ yếu thực hiện trên công nghệ mạch vi dải. Sharman [2, 3] thiết kế bộ lọc với ba đường truyền ghép và Stub hở mạch đạt băng thông 66%, tần số trung tâm 3 GHz, suy hao chèn tối đa 1 dB. R.Zhang [4] kết hợp Stub ngắn và hở mạch trên cùng chất nền, đạt băng thông 68%, tần số 3,55 GHz, suy hao chèn 0,8 dB, nhưng dải chặn kém. Qian-kun [5] đề xuất bộ lọc gồm cấu trúc cộng hưởng chéo, đường ghép song song và mặt phẳng đất không hoàn hảo (Defected Ground Structure –

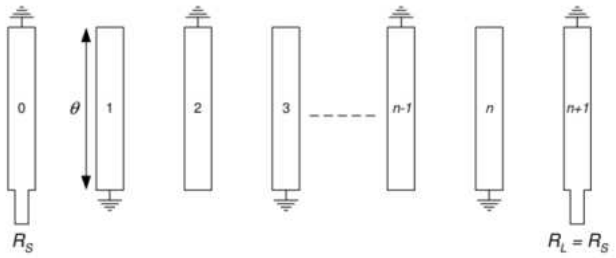
DGS), đạt băng thông 76%, tần số 2,92 GHz, suy hao chèn 1,1 dB, với dải chặn phía trên rộng hơn đáng kể.

Có thể thấy rằng, hầu hết các nghiên cứu công bố tập trung vào thiết kế bộ lọc dải thông siêu rộng trên cấu trúc mạch vi dải, do ưu điểm nhỏ gọn và dễ chế tạo. Tuy nhiên, tổn hao do chất điện môi làm giảm hệ số phẩm chất không tải (Unloaded Q), có thể dẫn đến suy hao chèn cao. Các nghiên cứu hiện tại mới dừng ở mức độ thử nghiệm, với bảng mạch chưa được lắp trong hộp bảo vệ, trong khi thực tế, hộp bảo vệ có thể ảnh hưởng đáng kể đến đặc tính bộ lọc. Ngoài ra, bộ lọc vi dải khó hiệu chỉnh sau khi chế tạo, khiến tham số thực tế phụ thuộc nhiều vào sai số gia công. Bộ lọc hốc cộng hưởng đồng trục có thể được chế tạo mà không cần sử dụng vật liệu điện môi hỗ trợ, giúp giảm thiểu đáng kể tổn hao điện môi và duy trì suy hao chèn thấp. Tuy nhiên, chưa có nhiều nghiên cứu công bố về bộ lọc dải thông siêu rộng dựa trên cấu trúc này. Do đó, bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu thiết kế và chế tạo bộ lọc dải thông siêu rộng sử dụng các thanh nhôm hình chữ nhật cộng hưởng trong môi trường điện môi không khí. Bộ lọc này có kích thước nhỏ gọn, suy hao chèn thấp, đảm bảo dải chặn cao và có khả năng tối ưu hóa sau chế tạo nhờ các vít chỉnh cơ khí đơn giản. Quá trình thiết kế bộ lọc được thực hiện dựa trên các lý thuyết siêu cao tần, kết hợp tính toán và mô phỏng bằng các phần mềm chuyên dụng như MATLAB và CST. Đồng thời, phương pháp gia công chế tạo được đề xuất nhằm đáp ứng các yêu cầu kỹ thuật đặt ra.

2. Cơ sở xây dựng cấu trúc bộ lọc

2.1. Mạch điện tương đương, hệ số ghép và hệ số phẩm chất của bộ lọc.

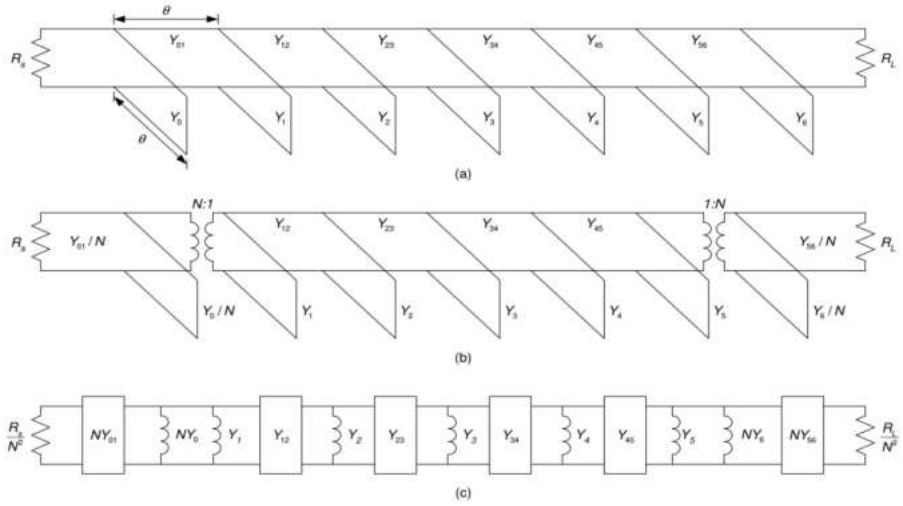
Các bộ lọc thông dải được xây dựng dựa trên đáp ứng được dẫn xuất từ mạch nguyên mẫu của bộ lọc thông thấp sử dụng các phần tử tập trung. Đáp ứng của bộ lọc thông dải được tạo ra thông qua phép biến đổi từ thông thấp sang thông dải áp dụng trên mạch nguyên mẫu thông thấp. Mức độ tương đồng giữa đáp ứng của bộ lọc thông dải và mạch nguyên mẫu thông thấp phụ thuộc vào việc các dẫn nạp của các phần tử cộng hưởng phân tán hoặc kết hợp có xấp xỉ với dẫn nạp của các phần tử cộng hưởng tập trung hay không. Trong điều kiện lý tưởng, các dẫn nạp này sẽ bằng nhau ở mọi tần số. Tuy nhiên, trên thực tế, các dẫn nạp chỉ bằng nhau trong vùng lân cận của tần số cộng hưởng [6].



Hình 1. Cấu trúc vật lý của một bộ lọc thông dải bậc n

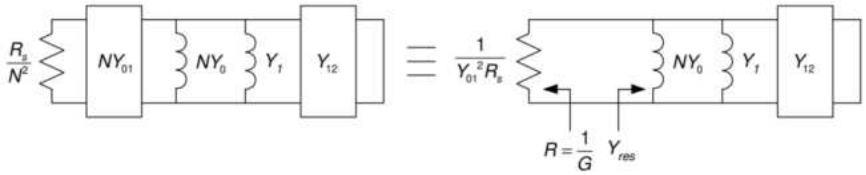
Cấu trúc vật lý của bộ lọc được mô tả trong Hình 1 bao gồm các thanh cộng hưởng chế độ TEM trong dạng Stripline. Mỗi phần tử cộng hưởng có chiều dài bằng một phần tư bước sóng tại tần số trung tâm và bị nối ngắn ở một đầu, hở mạch ở đầu còn lại. Các đường vào và ra đóng vai trò như các phần tử phối hợp trở kháng với R_S, R_L lần lượt là trở kháng nguồn, trở kháng tải; θ là độ dài điện của phần tử cộng hưởng. Mạch điện tương đương của bộ lọc thông dải có thể được xác định bằng cách sử dụng phép biến đổi từ hai dải dẫn song song

không đối xứng chế độ TEM sang mạch đường dây hở mạch tương đương và sử dụng định lý Kuroda như được trình bày trong [7]. Mạch điện tương đương của một bộ lọc thông dải bậc năm được mô tả trong **Error! Reference source not found.**. Trong trường hợp này, mỗi đoạn đường truyền một phần tư bước sóng hoạt động như một bộ đảo dẫn nạp, với $J = Y_0$. Các đường truyền nối ngắn mạch xuất hiện dưới dạng cuộn cảm trong mặt phẳng S trong Hình 2(c), đóng vai trò như các cộng hưởng**.**



Hình 2. Sơ đồ mạch điện tương dương của bộ lọc thông dải bậc 5

Việc xác định hệ số phẩm chất bên ngoài ở phía nguồn có thể được xác định trong [7] bằng cách đánh giá phần của mạch cho đến bộ đảo dẫn nạp đầu tiên với mạch tương đương được mô tả trong Hình 3.



Hình 3. Mạch điện tương đương để xác định hệ số phẩm chất phía nguồn

Dẫn nạp Y_{res} được tính bằng:

$$Y_{\text{res}} = -j\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\cot\left(\theta\right) = -j\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\cot\left(\frac{\omega\ell}{v}\right) = jB_1\left(\omega\right) \tag{1}$$

Đạo hàm của $B_1\left(\omega\right)$ theo tần số:

$$\frac{dB_1\left(\omega\right)}{d\omega} = \frac{\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\ell}{v\sin^2\left(\frac{\omega\ell}{v}\right)} \tag{2}$$

Hệ số phẩm chất bên ngoài ở phía nguồn:

$$Q_S = \frac{b_1}{G} = \frac{\frac{\omega_0}{2}\frac{dB_1\left(\omega\right)}{d\omega}\Big|_{\omega=\omega_0}}{Y_0^2 R_S} = \frac{\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\theta_0}{2Y_0^2 R_S \sin^2\left(\theta_0\right)} \tag{3}$$

Đối với bộ lọc thông dải với $\theta_0 = \pi/2$. Do đó, phương trình (3) được rút gọn thành:

$$Q_S = \frac{\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\left(\pi/2\right)}{2Y_{01}^2 R_S \sin^2\left(\pi/2\right)} = \frac{\pi\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)}{4Y_{01}^2 R_S} \tag{4}$$

Theo [7] dẫn nạp đặc trưng của một đường truyền đồng nhất không tổn hao hoạt động trong chế độ TEM được liên hệ với điện dung song song của nó bởi:

$$Y_0 = vC = \frac{\sqrt{\varepsilon_r}C}{\eta_0 \varepsilon} = \frac{\sqrt{\varepsilon_r}C'}{\eta_0} \tag{5}$$

trong đó: v là tốc độ lan truyền dọc theo đường truyền, ε_r là hằng số điện môi tương đối của môi trường, ε là độ thẩm thấu điện của môi trường, η_0 là trở kháng của không gian tự do có giá trị sấp sỉ 376.73 Ω.

Viết lại Phương trình (4) theo hàm của các điện dung riêng và tương hỗ, ta có:

$$Q_S = \frac{\pi\eta_0\left(NC_0^{'} + C_1^{'} + C_{12}^{'}\right)}{4\sqrt{\varepsilon_r}C_{01}^{'2}R_S} \tag{6}$$

Hệ số phẩm chất bên ngoài tại phía tải có thể được tìm thấy theo cách tương tự, và được cho bởi:

$$Q_L = \frac{\pi\eta_0\left(NC_6^{'} + C_5^{'} + C_{45}^{'}\right)}{4\sqrt{\varepsilon_r}C_{56}^{'2}R_L} \tag{7}$$

Từ định nghĩa hệ số ghép được đưa ra bởi [7], hệ số ghép giữa thanh cộng hưởng thứ nhất và thứ hai có thể được viết như sau:

$$\begin{aligned} k_{12} &= \frac{J_{12}}{\sqrt{b_1 b_2}} = \frac{Y_{12}}{\sqrt{\left(\frac{\left(NY_0 + Y_1 + Y_{12}\right)\theta_0}{2\sin^2\left(\theta_0\right)}\right)\left(\frac{\left(Y_{12} + Y_2 + Y_{23}\right)\theta_0}{2\sin^2\left(\theta_0\right)}\right)}} \\ &= \frac{4C_{12}^{'}}{\pi\sqrt{\left(NC_0^{'} + C_1^{'} + C_{12}^{'}\right)\left(C_{12}^{'} + C_2^{'} + C_{23}^{'}\right)}} \end{aligned} \tag{8}$$

Tương tự, hệ số ghép giữa thanh cộng hưởng thứ tư và thứ năm được cho bởi:

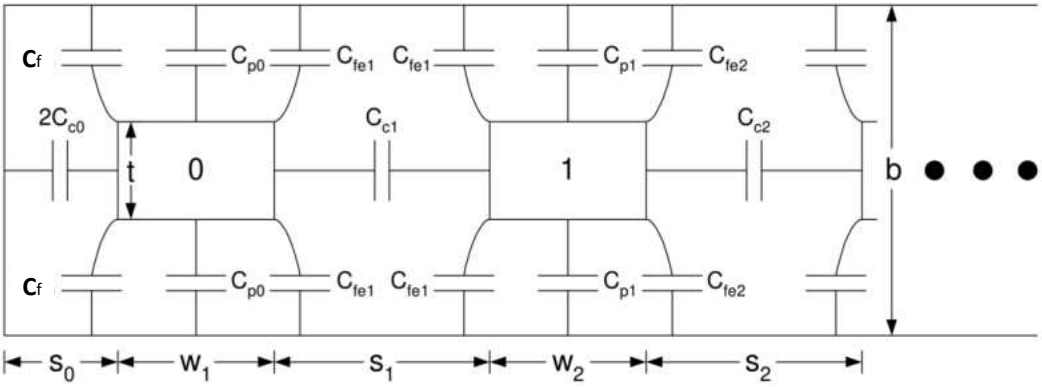
$$k_{45} = \frac{J_{45}}{\sqrt{b_4 b_5}} = \frac{4C_{45}^{'}}{\pi\sqrt{\left(NC_6^{'} + C_5^{'} + C_{45}^{'}\right)\left(C_{45}^{'} + C_4^{'} + C_{34}^{'}\right)}} \tag{9}$$

Hệ số ghép cho các cộng hưởng bên trong nói chung được viết như sau:

$$k_{n,n+1} = \frac{J_{n,n+1}}{\sqrt{b_n b_{n+1}}} = \frac{4C_{n,n+1}^{'}}{\pi\sqrt{\left(C_{n-1,n}^{'} + C_n^{'} + C_{n,n+1}^{'}\right)\left(C_{n,n+1}^{'} + C_{n+1}^{'} + C_{n+1,n+2}^{'}\right)}} \tag{10}$$

Như vậy việc tính toán các hệ số phẩm chất bên ngoài và các hệ số ghép được giảm xuống thành việc tính toán các điện dung riêng và tương hỗ.

2.2. Xác định điện dung riêng, tương hỗ và kích thước vật lý của bộ lọc thông dải



Hình 4. Cấu trúc vật lý của mảng đường truyền ghép và các điện dung thành phần

Cấu trúc vật lý và điện dung thành phần của các thanh ghép chữ nhật giữa hai mặt phẳng song song thể hiện như **Error! Reference source not found.**. Hai mặt phẳng song song đặt cách nhau một khoảng cách b, các thanh chữ nhật đặt ở giữa và song song với nhau, giả định rằng các thanh đều có đồ dày *t* bằng nhau. C_c là điện dung ghép trên đơn vị chiều dài hay còn gọi là điện dung ghép tương hỗ, C_f là điện dung mép bên ngoài, C_{fe} là điện dung mép bên trong, C_p là điện dung mặt phẳng song song. Các điện dung này được xác định như sau:

$$\frac{C_c}{\varepsilon} = A\left[\frac{C_c}{\varepsilon}\right]_{t=0} = \frac{2A}{\pi}\ln\left[\coth\left(\frac{\pi s}{2b}\right)\right] \tag{11}$$

$$\frac{C_f}{\varepsilon} = \frac{1}{\pi}\left[2t_b\ln\left(t_b+1\right)-\left(t_b-1\right)\ln\left(t_b^2-1\right)\right] \text{ với } t_b = 1/(1-\frac{t}{b}) \tag{12}$$

$$\frac{C_{fe}}{\varepsilon} = A\left(\frac{s}{b}-\frac{2}{\pi}\ln\left[\cosh\left(\frac{\pi s}{2b}\right)\right]\right)+B \tag{13}$$

$$\frac{C_p}{\varepsilon} = 2\frac{w_{\text{eff}}}{b-t} \tag{14}$$

Trong đó, b là khoảng cách giữa hai mặt phẳng song song, t là độ dầy của thanh dẫn, s là khoảng cách giữa hai thanh liền kề. Các hệ số hiệu chỉnh A và B được suy ra từ các kết quả của Getsinger [8] bằng cách lựa chọn hợp lý các yếu tố chuẩn hóa. Tham số w_{eff} được định nghĩa là bề rộng hiệu dụng, Mối quan hệ giữa chiều rộng vật lý w với w_{eff} khi tính tổng điện dung của một dải bất kỳ là:

$$\frac{w_{\text{eff}}}{b} = \begin{cases} \dfrac{w}{b}-W_{c0}\left[1.0-\sqrt{\dfrac{wt}{bb}\cdot\dfrac{1}{0.015}}\right]^2 & ,\dfrac{wt}{bb}<0.015, \\ \dfrac{w}{b} & ,\dfrac{wt}{bb}\geq 0.015. \end{cases} \tag{15}$$

trong đó $W_{c0} = \dfrac{2}{\pi}\ln 2+\dfrac{w}{b}-\dfrac{1}{2}-\dfrac{2}{\pi}\ln\left[2\coth\left(\dfrac{\pi w}{4b}\right)\right]$.

Điện dung riêng tổng cộng (còn gọi là điện dung chế độ chẵn) cho mỗi dải của mảng có thể được tính bằng tổng tất cả các thành phần điện dung, như được hiển thị trong Hình 4. Thanh đầu tiên và thanh cuối cùng của mảng mỗi dải có điện dung riêng tổng cộng được tính bằng:

$$C_0 = 2\left(C_f + C_{p0} + C_{fe1}\right) \tag{16}$$

$$C_N = 2\left(C_f + C_{pN} + C_{feN}\right) \tag{17}$$

Mỗi đường bên trong có hai thành phần điện dung chế độ chẵn ở mép và một thành phần điện dung tấm song song:

$$C_k = 2\left(C_{fe(k-1)} + C_{pk} + C_{fek}\right) \tag{18}$$

trong đó, chỉ số k đề cập đến dải; $C_{fe(k-1)}$ là điện dung chế độ chẵn của dải ở mép gần nhất với dải trước đó; và C_{fek} là điện dung chế độ chẵn ở mép gần nhất với dải tiếp theo. Điện dung mép ngoài C_f là giống nhau đối với dải đầu tiên và dải cuối cùng vì giả định rằng tất cả các dải đều có cùng độ dày.

3. Thiết kế chế tạo bộ lọc dải thông siêu rộng băng S cho hệ thống ra đa thụ động

3.1. Xác định yêu cầu tham số kỹ thuật cho bộ lọc

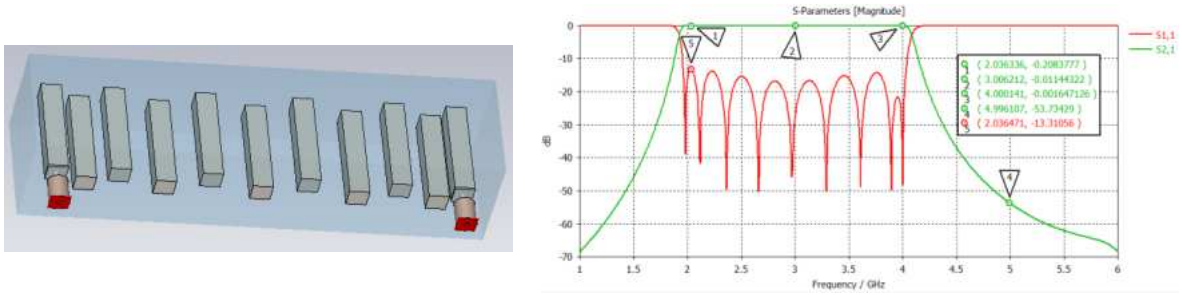
Các yêu cầu tham số kỹ thuật cho bộ lọc được xác định dựa trên cơ sở đo thực tế của bộ lọc dải thông băng tần S đang được sử dụng cho hệ thống ra đa thụ động MRP25, các tham số chính gồm:

- Tần số trung tâm: 3000 MHz
- Băng thông gợn (Ripple Bandwith): 2000 ÷ 4000 MHz
- Hệ số suy hao chèn: ≤ 0,5 dB
- Hệ số phản xạ tại đầu vào / ra: ≤ -10 dB
- Mức suy giảm tại tần số 5 GHz: ≥ 50 dB.

3.2. Các bước tính toán cho thiết kế và mô phỏng

Các phương trình trong Mục 2 được triển khai trên phần mềm Matlab để xác định các tham số vật lý của bộ lọc. Trong đó, các kích thước vật lý được xác định trước bao gồm: các thanh dẫn có kích thước giống nhau với độ rộng w = 4 mm, độ dày thanh dẫn t = 4 mm, chiều dài vật lý của thanh dẫn $\theta_0 = 80^o$; khoảng cách giữa hai mặt phẳng song song b = 22 mm, khoảng cách giữa thanh dẫn vào / ra so với mặt phẳng đất ss = 4mm. Quá trình tính toán trên Matlab cho ra các kết quả cuối cùng về khoảng cách vật lý giữa các thanh dẫn như sau: s1 = 1,3619 mm; s2 = 3,2182 mm; s3 = 4,8534 mm; s4 = 5,6023 mm; s5 = 5,8196 mm.

Phần mềm mô phỏng CST được sử dụng để mô phỏng và tối ưu tham số S của bộ lọc từ kết quả đã tính toán. Kỹ thuật hiệu chỉnh tối ưu theo hệ số trễ pha nhóm (Group Delay) [9] được áp dụng. Kết quả sau tối ưu thu được: s1 = 1,3388 mm; s2 = 3,0896 mm; s3 = 4,5892 mm; s4 = 5,2533 mm; s5 = 5,4453 mm. **Error! Reference source not found.** thể hiện mô hình và kết quả mô phỏng tham số S, bộ lọc cho đáp ứng tham số S trong dải thông với suy hao chèn lớn nhất là 0,2 dB và hệ số phản xạ lớn nhất -13,3 dB.



Hình 5. Mô hình 3D và kết quả mô phỏng trên CST.

3.3. Chế tạo và đo kiểm

Từ kết quả tính toán và mô phỏng, có thể thấy rằng các khoảng cách giữa các thanh dẫn, đặc biệt là khoảng cách từ thanh đầu vào đến thanh thứ nhất có khoảng cách S1 = 1,3619 mm. Khoảng cách này là rất nhỏ và không thể gia công chính xác bằng phương pháp CNC với kích thước nhỏ như vậy. Để giải quyết vấn đề này trong chế tạo thực tế, bộ lọc được chia thành hai phần chính: một phần bao gồm các thanh dẫn vào/ra và các thanh dẫn chẵn, phần còn lại bao gồm các thanh dẫn lẻ. Hai phần này sau đó được kết nối với nhau bằng các vít cố định.



Hình 6. Bộ lọc dải thông sau khi lắp ráp hoàn thiện.

Hình 6 trình bày hình ảnh thực tế của bộ lọc sau khi lắp ráp hoàn chỉnh, với kích thước vật lý 108 × 50 × 27 mm, bao gồm cả giắc kết nối SMA và vít hiệu chỉnh. Hình 7 hiển thị kết quả đo hệ số phản xạ và suy hao chèn, được thực hiện bằng máy phân tích mạng Rohde & Schwarz ZNH18. Các tham số chính của bộ lọc sau chế tạo được so sánh với các bộ lọc có tham số tương đương trong các nghiên cứu trước đây, như thể hiện trong Bảng 1. Bộ lọc đề xuất của nhóm tác giả có nhiều ưu điểm so với các bộ lọc thông dải tương đương đã được phát triển trước đó, bao gồm: suy hao chèn thấp hơn, hệ số phản xạ nhỏ hơn, và mức suy giảm tại tần số 5 GHz cao hơn đáng kể.



Hình 7. Kết quả đo hệ số phản xạ và suy hao chèn

Bảng 1. So sánh các tham số của bộ lọc đề xuất và các bộ lọc có tham số tương đương được phát triển trong các nghiên cứu trước đây.

Tham chiếu	**Suy hao chèn (dB)**	**Hệ số phản xạ (dB)**	**Dải thông tương đối(%)**	**Mức suy giảm tại 5GHz**	**Độ dốc suy giảm phía trên - Upper Roll-off Rate (dB/GHz)**
Tác giả	*≤ 0,57*	*≤ -13,4*	*66,7*	*54,7*	*54*
[2]	≤ 1,0	≤ -11	66	40	37
[3]	≤ 1,0	≤ -10	66	42	38
[4]	≤ 0,8	≤ -20	68,6	27	80 (Dải chặn phía trên kém)
[5]	≤ 1,1	≤ -11,2	75,6	50	49

4. Kết luận

Nghiên cứu đã thiết kế và chế tạo thành công bộ lọc dải thông siêu rộng cho băng tần S, với băng thông tương đối đạt 66,7%. Bộ lọc sau khi chế tạo có kích thước nhỏ gọn, suy hao chèn thấp (không vượt quá 0,57 dB) và hệ số phản xạ nhỏ (không lớn hơn -13,48 dB). Kết quả thu được đáp ứng tốt các yêu cầu thiết kế và cho thấy hiệu suất cao khi tích hợp vào hệ thống thu của đài radar thụ động. Cấu trúc bộ lọc này có khả năng mở rộng, cho phép ứng dụng trong thiết kế bộ lọc ở các băng tần khác như băng L và băng C. Thực tế, nhóm tác giả đã chế tạo thành công các bộ lọc băng L và băng C dựa trên cấu trúc này, đảm bảo đáp ứng các yêu cầu kỹ thuật đề ra. Tuy nhiên, đối với các băng tần cao hơn như băng X, Ku và các dải tần số cao hơn, kích thước và khoảng cách giữa các thanh dẫn trở nên rất nhỏ, gây ra thách thức đáng kể trong quá trình gia công và chế tạo.

Tài liệu tham khảo

1. M. L.Skolnik. (2008). *Chapter 6: Radar Receivers*, Radar Handbook, Third Edition. The McGraw-Hill Companies.
2. H. N. Shaman. (2012). *New S-band bandpass filter (BPF) with wideband passband for wireless communication systems*, IEEE Microwave and Wireless Components Letters, vol. 22, no. 5, pp. 242-244.
3. H. N. Shaman. (2012). *S-band wideband bandpass filter (BPF) with improved upper-stopband performance for satellite communication systems*, in 2012 Ninth International Conference on Wireless and Optical Communications Networks (WOCN): IEEE, pp. 1-4.
4. R. Zhang and L. Zhu. (2013). *Design of a wideband bandpass filter with composite short- and open-circuited stubs*, IEEE microwave and wireless components letters, vol. 24, no. 2, pp. 96-98.
5. Q.-k. Xu, Z.-n. Zhang, X.-h. Wu, J.-z. Wang, and L. Peng. (2023). *A compact S-band band-pass filter with ultra-wide stopband*, Frequenz, vol. 77, no. 1-2, pp. 17-22.
6. D. M. Pozar. (2012). *Microwave Engineering*. JohnWiley & Sons, ISBN 978–0–470–63155–3.
7. H. Jia-Sheng and M. Lancaster. (2001). *Microstrip filters for RF/microwave applications*, New York: John Wiley&Sond. Inc, pp. 235-272.
8. Getsinger, W. J. (2003). *Coupled rectangular bars between parallel plates*, IRE transactions on microwave theory and techniques, vol. 10, no. 1, pp. 65-72,.

9. J. B. Ness. (1998). *A unified approach to the design, measurement, and tuning of coupled-resonator filters*, IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques, vol. 46, no. 4, pp. 343-351,

Research on the design and fabrication of an S-band ultra-wideband bandpass filter using rectangular resonators for passive radar receiving systems

Abstract: *The paper presents the results of research on the design and fabrication of an ultra-wideband band-pass filter for use in wideband passive receiving systems in the S-band. The ultra-wideband band-pass filter uses rectangular metal resonators in an air waveguide, all of equal length. By applying microwave theory and using computational simulation tools (Matlab, CST), the authors have designed and fabricated a band-pass filter that meets technical requirements and can be used in wideband passive receiving systems in the S-band. The filter specifications include an insertion loss of less than 0,57 dB, a reflection coefficient no greater than -13,48 dB in the 2–4 GHz frequency range, and attenuation of more than 50 dB at 5 GHz.*

Keywords: Ultra-wideband bandpass filter, resonator cavity filter, passive surveillance radar.

Nghiên cứu cải thiện tỷ lệ hệ thống sử dụng mã tích SPC đột lỗ

Khương Bảo Trung[1*], Phạm Xuân Nghĩa[1], Hoàng Văn Dũng[1]

[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: trungkb92@gmail.com; Tel: 0965386268

Tóm tắt

Bài báo này trình bày nghiên cứu về việc cải thiện hiệu suất của hệ thống truyền dẫn số sử dụng mã tích (product code) dựa trên kỹ thuật đột lỗ (punctrure). Các mẫu đột lỗ được lựa chọn nhằm đánh giá hiệu quả của kỹ thuật này cho mã tích trong việc nâng cao hiệu suất truyền tin trên kênh AWGN. Kết quả mô phỏng cho thấy rằng việc đột lỗ các bit kiểm tra chẵn lẻ cho phép cải thiện tỷ lệ mã hóa cho mã tích SPC (8,7) từ 0,76 lên 0,78 mà không làm suy giảm đáng kể hiệu suất của hệ thống. Tuy nhiên, trong trường hợp các bit thông tin (information bit) bị đột hoặc số lượng bit đột vượt quá khả năng kiểm soát lỗi của mã tích, hiệu suất của hệ thống suy giảm đáng kể, yêu cầu SNR cao hơn để đạt cùng tỷ lệ lỗi bit BER. Nhằm tối ưu hóa việc sử dụng kỹ thuật đột lỗ cho mã tích đòi hỏi cần lựa chọn và thiết kế các mẫu đột lỗ một cách tối ưu, từ đó cho phép nâng cao hiệu suất của hệ thống truyền tin.

Từ khoá: *Mã kiểm tra chẵn lẻ; mã tích; SPC; Product Codes; Puncturing.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh phát triển nhanh chóng của các hệ thống truyền dẫn số, yêu cầu về độ tin cậy và hiệu suất của các hệ thống truyền tin ngày càng trở nên quan trọng. Một trong những giải pháp hiệu quả để cải thiện độ tin cậy của hệ thống truyền tin là sử dụng các phương pháp mã hóa kênh [1]. Các kỹ thuật mã hóa hiện đại như Reed-Solomon, Turbo code, LDPC code [2], [3], [4] không chỉ giúp giảm thiểu tỷ lệ lỗi trong quá trình truyền tin mà còn giúp nâng cao khả năng sử dụng băng thông hiệu quả.

Sự ra đời của mã tích (Product code) [5] với các phương pháp giải mã thành phần hiệu quả như giải mã tuần tự (Sequential decoding) [6], giải mã lặp [7], giải mã SISO [8] và giải mã đối ngẫu (Dual decoding) [9] đã mở ra hướng đi mới trong việc nâng cao khả năng kiểm soát lỗi và gia tăng độ tin cậy của các hệ thống truyền tin. Tuy nhiên, để nâng cao hơn nữa hiệu suất của các hệ thống truyền tin, một trong các giải pháp triển vọng là sử dụng kỹ thuật đột lỗ (Puncturing), đặc biệt là áp dụng cho mã tích [10-15].

Mặc dù kỹ thuật đột lỗ đã được nghiên cứu và áp dụng rộng rãi, tuy nhiên vẫn tồn tại một số hạn chế như: hiệu suất truyền tin suy giảm đáng kể khi đột các bit thông tin hoặc khi mẫu đột lỗ không tối ưu. Do đó, vấn đề đặt ra là cần thiết phải tìm kiếm các mẫu đột lỗ tối ưu, đặc biệt là đối với mã tích sử dụng mã kiểm tra chẵn lẻ (SPC), nhằm đạt được tỷ lệ mã hóa cao hơn mà vẫn đảm bảo khả năng sửa lỗi tốt, từ đó nâng cao hiệu suất tổng thể của hệ thống truyền tin.

Trong bài báo này, chúng tôi tập trung nghiên cứu và phân tích kỹ thuật đột lỗ để cải thiện hiệu suất của hệ thống truyền tin sử dụng mã tích SPC (8,7). Bài báo sẽ trình bày cụ thể về việc đánh giá hiệu quả của các mẫu đột lỗ khác nhau, từ đó đưa ra định hướng thiết kế và lựa chọn mẫu đột lỗ tối ưu nhằm cân bằng giữa việc tăng tỷ lệ mã hóa và duy trì hiệu suất giải mã trên kênh AWGN. Cấu trúc bài báo bao gồm: Phần 2 trình bày cấu trúc mã tích và phương pháp giải mã cho mã tích SPC×SPC; Phần 3 mô tả kỹ thuật đột lỗ áp dụng cho mã tích; Phần 4 thực

hiện mô phỏng và đánh giá hiệu suất; Phần 5 tổng kết kết quả nghiên cứu một cách chi tiết và đề xuất hướng nghiên cứu tiếp theo.

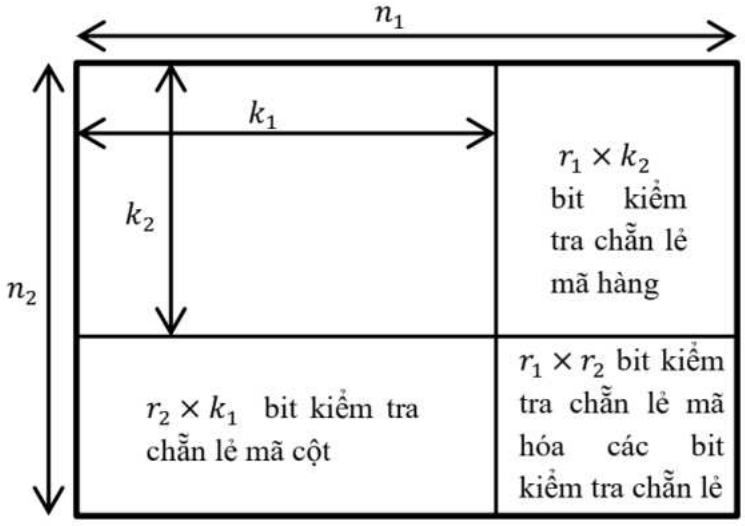
2. Cấu trúc mã tích và phương pháp giải mã cho mã tích SPC×SPC

2.1 Cấu trúc mã tích

Mã tích (Product Codes) là một kỹ thuật mã hóa mạnh mẽ, kết hợp các mã khối đơn giản (gọi là mã thành phần) để tạo thành một cấu trúc lưới hai chiều giúp tăng cường khả năng sửa lỗi. Quá trình mã hóa bắt đầu bằng việc tổ chức dữ liệu đầu vào thành một ma trận kích thước $k_1 \times k_2$, với k_1 là số hàng và k_2 là số cột. Mỗi hàng trong ma trận được mã hóa bằng một mã thành phần đầu tiên, tạo ra một ma trận mới kích thước $n_1 \times k_2$, với $n_1 > k_1$. Tiếp theo, ma trận này được mã hóa theo từng cột bằng mã thành phần thứ hai, tạo thành ma trận cuối cùng kích thước $n_1 \times n_2$, với $n_1 \times n_2$. Tổng thể $k_1 k_2$ bit thông tin được mã hoá thành $n_1 n_2$ bit mã, tỷ lệ mã hoá là $\left(\frac{k_1}{n_1}\right)\left(\frac{k_2}{n_2}\right)$ và khoảng cách Hamming tối thiểu là $(d_1 d_2)$ với d_1, d_2 lần lượt là khoảng cách Hamming tối thiểu của mã C_1 và C_2. Giả sử P_n là số lượng bit đột lỗ, thì tỷ lệ mã hóa của mã đột lỗ được tính bằng công thức:

$$R = \frac{k_1 k_2}{n_1 n_2 - P_n}$$

Cấu trúc mã tích $C = C_1 \otimes C_2$ với 2 mã thành phần là mã SPC được minh họa trong Hình 1. Chúng ta có thể xây dựng các mã khối dài bằng cách kết hợp hai mã ngắn.



Hình 1. Cấu trúc mã tích

Như được thể hiện trên *Hình 1*. cấu trúc mã tích đơn giản nhất có thể xây dựng với các mã thành phần là mã khối. Đối với mã tích, quá trình giải mã có thể được thực hiện song song, điều này cho phép giảm thiểu thời gian và độ trễ xử lý. Quá trình giải mã bao gồm hai giai đoạn chính: giải mã theo hàng và giải mã theo cột.

Để nâng cao chất lượng của mã tích, thuật toán giải mã lặp được áp dụng. Sau mỗi vòng lặp, thông tin ngoại lai cung cấp độ tin cậy cho các bit mã được đưa vào, từ đó được cung cấp trở lại cho bộ giải mã nội bộ. Quá trình giải lặp sẽ tiếp tục cho đến khi đạt đến một giới hạn nhất định, tại đó thông tin ngoại lai không còn mang lại hiệu quả đáng kể cho quá trình giải mã.

2.2 Giải mã sử dụng kỹ thuật DCAPC

Một trong những thuật giải mã thành phần hiệu quả cho mã khối (tỷ lệ mã hóa $R_c > 0,5$) được [16] đưa ra là thuật toán Giải mã đối ngẫu cho mã tích(DCAPC) đã chứng minh hiệu quả trong quá trình giải mã với cấu trúc xử lý lặp, và cho phép thực hiện giải mã thành phần song song, giảm thiểu độ trễ, tăng tốc độ xử lý giúp tối ưu hóa hiệu suất của hệ thống.

Thuật toán DCAPC được tóm tắt như sau:

Sau khi nhận được tin y, bộ giải mã thực hiện các bước giải mã:

Khởi tạo: Tính $L(\hat{c}'_{ij})$ của từng bit trong tin nhận được.

Tại vòng lặp thứ nhất

Bước 1: Giải mã n_1 cột mã tích.

+ Tính p_l tương ứng cho từng bit của từng cột

+ Cập nhật φ_i tương ứng cho từng bit của từng cột.

Bước 2: Giải mã n_2 hàng mã tích.

Với giá trị thông tin φ_i của các bit nhận được từ bước 1, tính lại p_l cho từng bit của từng hàng.

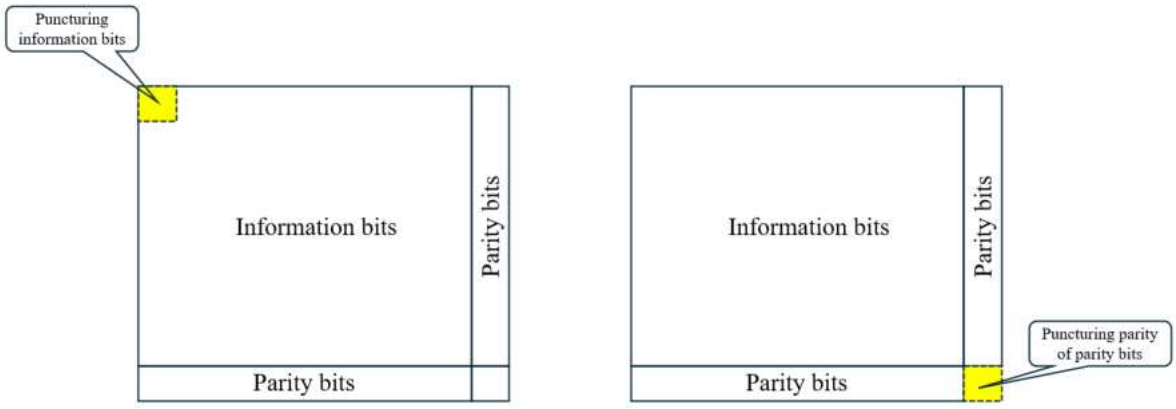
+ Cập nhật φ_j tương ứng cho từng bit của từng hàng.

Quay trở lại bước 1 thực hiện vòng lặp tiếp theo.

Bước 3: Quyết định từ mã đầu ra.

Thực hiện xong 10 vòng lặp, bộ giải mã quyết định từ mã đầu ra dựa vào giá trị φ_{ij} nhận được của từng bit trong từ mã tích c theo quy tắc: $c_{ij} = 1$ khi $\varphi_{ij} > 1$; $c_{ij} = 0$ trong trường hợp còn lại.

3. Kỹ thuật đột cho mã tích SPC×SPC



Hình 2. Cấu trúc mã tích bị đột bit tin và đột bit kiểm tra

3.1. Mã SPC(8,7)

Bít kiểm tra được tính bằng tổng XOR của tất cả $k = 7$ bít tin

$$p = u_1 \oplus u_2 \oplus \cdots \oplus u_7.$$

3.2. Mã tích SPC(8,7) × SPC(8,7)

- Mã tích của 2 mã SPC(8,7) tạo thành ma trận mã hóa kích thước 8×8:

+) Hàng: Mã hóa bằng mã SPC(8,7).

+) Cột: Mã hóa bằng mã SPC(8,7).

- Số lượng bít tin:

$$k_{prod} = k_{row} \cdot k_{\text{col}} = 7 \cdot 7 = 49.$$

- Số lượng bit mã:

$$n_{prod} = n_{row} \cdot n_{\text{col}} = 8 \cdot 8 = 64.$$

3.3. Ma trận đầu vào (a)

- Ma trận tin đầu vào (a) có kích thước 7×7, chứa các bít tin:

$$a = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & \cdots & a_{17} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & \cdots & a_{27} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{71} & a_{72} & a_{73} & \cdots & a_{77} \end{bmatrix}.$$

3.4. Quy trình mã hóa

Bước 1: Mã hóa theo hàng bằng SPC(8,7)

- Mỗi hàng của a được mã hóa bằng mã SPC(8,7).

- Bít kiểm tra của hàng i được tính bằng:

$$p_{i8} = a_{i1} \oplus a_{i2} \oplus a_{i3} \oplus \cdots \oplus a_{i7}.$$

- Kết quả là ma trận trung gian b có kích thước 8×7:

$$b = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & \cdots & a_{17} & p_{18} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & \cdots & a_{27} & p_{28} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ a_{71} & a_{72} & a_{73} & \cdots & a_{77} & p_{78} \end{bmatrix}.$$

Bước 2: Mã hóa theo cột bằng SPC(8,7)

- Mỗi cột của b được mã hóa bằng mã SPC(8,7).

- Bít kiểm tra của cột j được tính bằng:

$$p_{8j} = b_{1j} \oplus b_{2j} \oplus b_{3j} \oplus \cdots \oplus b_{7j}.$$

- Kết quả là ma trận mã hóa cuối cùng c có kích thước 8×8:

$$c=\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & \cdots & a_{17} & p_{18} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & \cdots & a_{27} & p_{28} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ a_{71} & a_{72} & a_{73} & \cdots & a_{77} & p_{78} \\ p_{81} & p_{82} & p_{83} & \cdots & p_{87} & p_{88} \end{bmatrix}.$$

3.5. Tính c_{ij} theo a_{ij}

a. Các bít trong hàng 1 đến 7 $(c_{ij}, i\in[1,7])$

- Với $j\in[1,7], c_{ij}=a_{ij}$.

- Với $j=8$, c_{i8} là bít kiểm tra của hàng i:

$$c_{i8}=a_{i1}\oplus a_{i2}\oplus a_{i3}\oplus\cdots\oplus a_{i7}.$$

b. Các bít trong hàng 8 $(c_{8j}, j\in[1,8])$

- Với $j\in[1,7], c_{8j}$ là bít kiểm tra của cột j:

$$c_{8j}=a_{1j}\oplus a_{2j}\oplus a_{3j}\oplus\cdots\oplus a_{7j}.$$

- Với $j=8$, c_{88} là bít kiểm tra tổng thể (cột thứ 8):

$$c_{88}=c_{18}\oplus c_{28}\oplus c_{38}\oplus\cdots\oplus c_{78}.$$

3.6. Kết quả cuối cùng

$$c_{ij}=\begin{cases} a_{ij}, & \text{if } i\in[1,7],\ j\in[1,7], \\ a_{i1}\oplus a_{i2}\oplus\cdots\oplus a_{i7}, & \text{if } i\in[1,7],\ j=8, \\ a_{1j}\oplus a_{2j}\oplus\cdots\oplus a_{7j}, & \text{if } i=8,\ j\in[1,7], \\ c_{18}\oplus c_{28}\oplus c_{38}\oplus\cdots\oplus c_{78}, & \text{if } i=8,\ j=8. \end{cases}$$

Puncturing c_{88} (bit parity of parity):

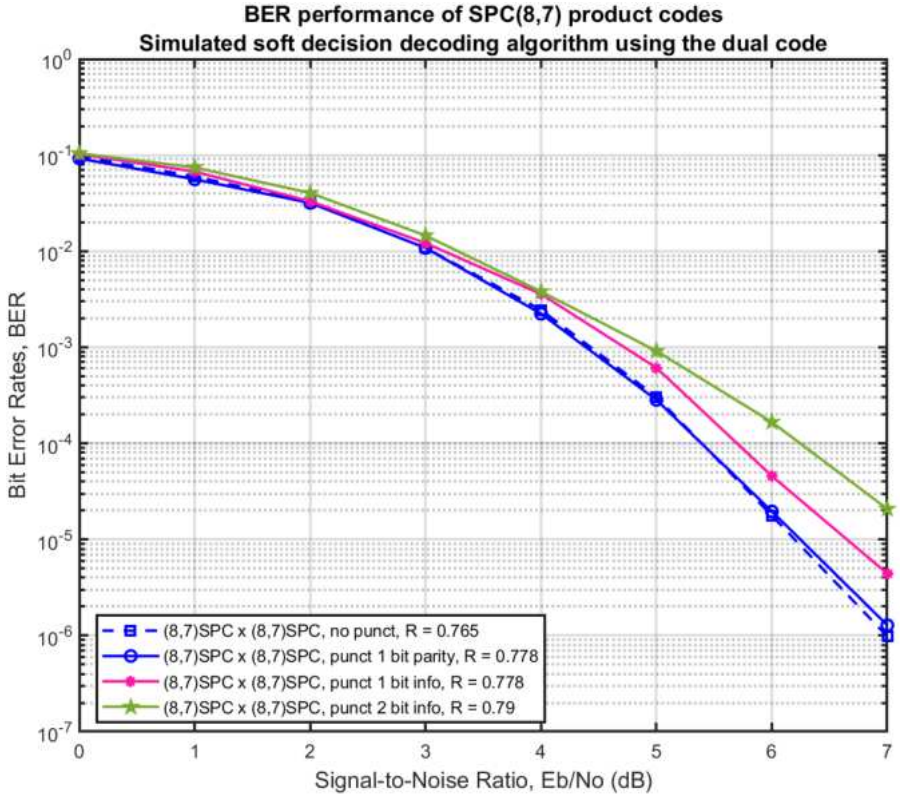
- Mất bít kiểm tra tổng thể, nhưng không ảnh hưởng trực tiếp đến thông tin.
- Hệ thống giải mã lặp vẫn hoạt động hiệu quả, nhờ các bít kiểm tra cục bộ còn lại.

Puncturing c_{11} (bit info):

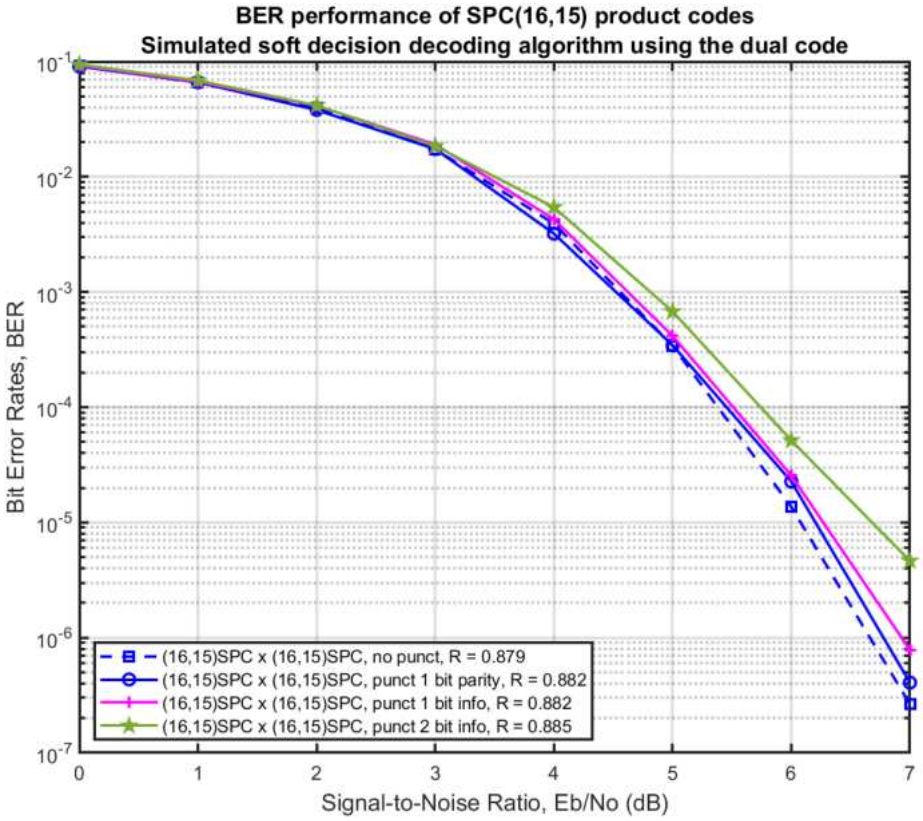
- Mất trực tiếp thông tin tin a_{11}, gây khó khăn lớn cho giải mã.
- BER cao hơn vì hệ thống không thể khôi phục thông tin đầy đủ khi xảy ra lỗi.

4. Kết quả mô phỏng

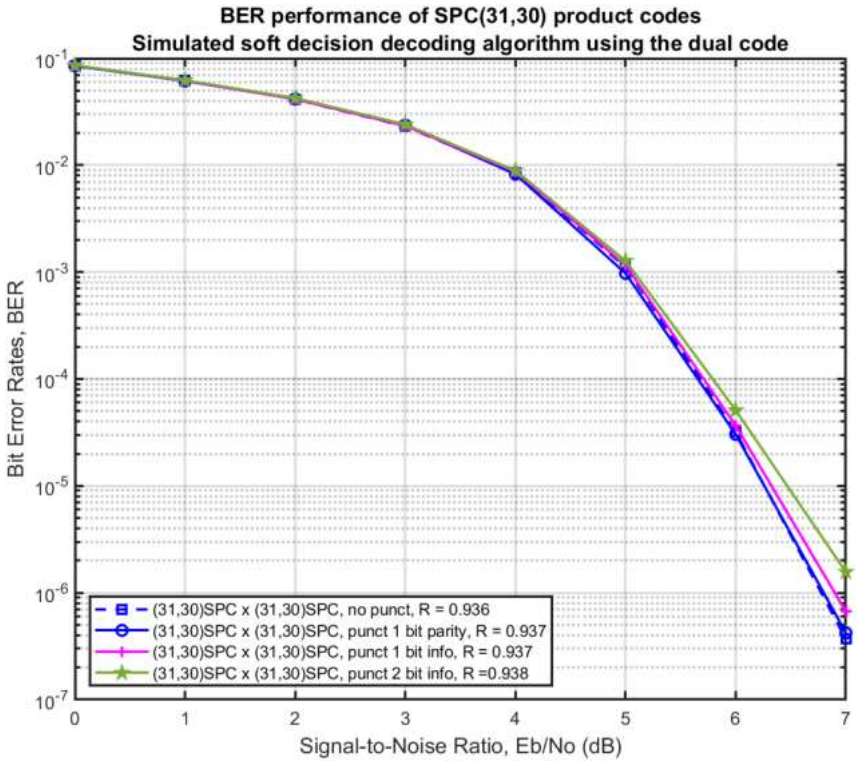
- Tiến hành mô phỏng hệ thống truyền tin sử dụng mã tích SPC×SPC trên kênh AWGN.
- Mã tích với các mã thành phần là mã SPC (8,7), (16,15), (31,30). Số vòng giải mã lặp 10.
- Để đánh giá tiến hành mô phỏng theo các giả thuyết: Đột 01bit parity, đột 01 bit information, đột 02 bit (vượt quá khả năng sửa lỗi và phát hiện lỗi).



Hình 3. Chất lượng sửa lỗi của mã tích SPC (8,7)



Hình 4. Chất lượng sửa lỗi của mã tích SPC(16,15)



Hình 5. Chất lượng sửa lỗi của mã tích SPC(31,30)

Mô phỏng được thực hiện với ba mã tích SPC(8,7), SPC(16,15), SPC(31,30) trên kênh AWGN, nhằm đánh giá hiệu quả kỹ thuật đột lỗ.

Kết quả chỉ ra rằng:

- Việc đột lỗ các bit kiểm tra chẵn lẻ đều cải thiện nhẹ tỷ lệ mã hóa (SPC(8,7): 0,76 lên 0,78; SPC(16,15): 0,88 lên 0,90; SPC(31,30): 0,94 lên 0,95) mà không ảnh hưởng đáng kể đến hiệu suất ở mức BER = 10^{-6}.

- Khi đột lỗ bit thông tin, hiệu suất giải mã suy giảm rõ rệt, yêu cầu tăng mức SNR từ 0,5 đến 0,7 dB để duy trì cùng mức BER = 10^{-6}.

Kết quả mô phỏng cũng cho thấy rằng, khi số lượng bit bị đột vượt quá khả năng kiểm soát lỗi của mã thành phần, hiệu suất có thể giảm nhanh chóng.

Từ những phân tích trên có thể thấy rằng, hiệu suất của hệ thống truyền tin sử dụng mã tích phụ thuộc rất lớn vào cấu trúc đột (số lượng và vị trí bít đột). Do vậy, đòi hỏi cần xây dựng và đưa ra một kỹ thuật đột lỗi cho phép khai thác hiệu quả ưu điểm của kỹ thuật này để áp dụng cho mã tích nhằm gia tăng hiệu suất của hệ thống truyền tin .

5. Kết luận

Nghiên cứu này đã chứng minh rằng kỹ thuật đột lỗ, khi được áp dụng hợp lý cho các bit kiểm tra chẵn lẻ trong mã tích SPC, có thể cải thiện tỷ lệ mã hóa mà không làm giảm đáng kể hiệu suất sửa lỗi. Kết quả mô phỏng với các mã SPC(8,7), SPC(16,15), SPC(31,30) cho thấy việc đột lỗ các bit kiểm tra giúp tăng nhẹ tỷ lệ mã hóa trong khi vẫn duy trì BER ổn định ở mức thấp. Ngược lại, đột lỗ các bit thông tin dẫn đến suy giảm hiệu suất rõ rệt, yêu cầu mức SNR cao hơn để đạt cùng BER.

Tuy nhiên, nghiên cứu vẫn còn hạn chế khi chỉ thực hiện trên kênh AWGN lý tưởng và sử dụng các mẫu đột lỗ đơn giản, chưa tối ưu. Bên cạnh đó, phạm vi nghiên cứu chỉ giới hạn trong mã SPC mà chưa mở rộng sang các loại mã khác.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần phát triển mẫu đột lỗ tối ưu bằng thuật toán, mở rộng đánh giá trên các kênh fading thực tế và khảo sát thêm hiệu quả khi kết hợp với các mã thành phần khác hoặc kỹ thuật giải mã tiên tiến. Những hướng đi này sẽ giúp khai thác toàn diện tiềm năng của kỹ thuật đột lỗ trong các hệ thống truyền tin hiện đại.

Tài liệu tham khảo

1. Elias, P. (1954). Error-free coding. *IRE Transactions on Information Theory,* IT-4(4), 29–37.
2. Reed, I. S., & Solomon, G. (1960). *Polynomial codes over certain finite fields*. Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics, 8(2), 300–304.
3. Berrou, C., Glavieux, A., & Thitimajshima, P. (1993). *Near Shannon limit error-correcting coding and decoding: Turbo codes*. In Proceedings of IEEE International Conference on Communications (ICC) (pp. 1064–1070).
4. Gallager, R. G. (1962). *Low-density parity-check codes*. IRE Transactions on Information Theory, 8(1), 21–28.
5. Forney, G. D. (1965). *Concatenated codes*. MIT Research Laboratory of Electronics Technical Report (No. 440).
6. Forney, G. D. (1973). *The Viterbi algorithm*. IEEE Transactions on Information Theory, 13(2), 268–278.
7. Hagenauer, J., Offer, E., & Papke, L. (1996). *Iterative decoding of binary block and convolutional codes*. IEEE Transactions on Information Theory, 42(2), 429–445.
8. Bahl, L. R., Cocke, J., Jelinek, F., & Raviv, J. (1974). *Optimal decoding of linear codes for minimizing symbol error rate*. IEEE Transactions on Information Theory, 20(2), 284–287.
9. Nguyễn Thị Hồng Nhung, & Phạm Xuân Nghĩa. (2016). *Giải mã mềm mã Hamming dựa trên các mã đối ngẫu*. Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ Quân sự, 46, 27–35.
10. Janvars, T., & Farkaš, P. (2013). *Punctured 2D turbo product codes and their performance*. In 2013 IEEE TSP Conference (pp. 259–262).
11. Hagenauer, J. (1995). *Rate-compatible punctured turbo (RCPT) codes*. IEEE Transactions on Communications, 43(9), 1261–1269.
12. Ha, J., Kim, J., & McLaughlin, S. W. (2004). *Rate-compatible punctured low-density parity-check codes for capacity-approaching ARQ scheme*. IEEE Transactions on Information Theory, 50(11), 2824–2836.
13. Yardi, A., & Pellikaan, R. (2017). *On shortened and punctured cyclic codes*. arXiv preprint, arXiv:1705.09859. Retrieved from https://arxiv.org/abs/1705.09859

14. Guruswami, V., Jin, L., & Xing, C. (2015). *Efficiently list-decodable punctured Reed-Muller codes*. arXiv preprint, arXiv:1508.00603. Retrieved from https://arxiv.org/ abs/1508.00603

15. Eltawil, A. E., & George, A. D. (2006). *Design of rate-compatible punctured low-density parity-check codes for hybrid ARQ applications*. IEEE Transactions on Communications, 54(6), 1073–1081.

16. Phạm Xuân Nghĩa, & Nguyễn Thị Hồng Nhung. (2018). *Giải mã tích bằng giải mã quyết định mềm dùng mã đối ngẫu đảm bảo tính khả dụng*. Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ Quân sự, 57, 11–17.

Improving the System Rate Using Punctured SPC Product Codes

Abstract: *This paper presents a study on improving the performance of digital transmission systems using product codes based on puncturing techniques. Selected puncturing patterns are evaluated to assess their effectiveness in enhancing the performance of product codes over AWGN channels. Simulation results show that puncturing parity bits can improve the coding rate of SPC (8,7) product codes from 0,76 to 0,78 without significantly degrading system performance. However, in cases where information bits are punctured or the number of punctured bits exceeds the error correction capability of the product codes, system performance significantly declines, requiring higher SNR to achieve the same bit error rate (BER). To optimize the use of puncturing techniques for product codes, it is essential to carefully select and design puncturing patterns, thereby enhancing the efficiency of communication systems.*

Keywords: Parity-check codes; Product Codes; SPC; Puncturing; Dual Decoding.

Nghiên cứu đánh giá rò rỉ bảo mật qua kênh bên công suất tiêu thụ của kiến trúc CGRA ứng dụng cho mật mã

Lưu Văn Tuấn[1], Hoàng Văn Phúc[1], Nguyễn Văn Trung[1], Nguyễn Văn Tình[2]

[1]*Viện Tích hợp hệ thống, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: tuanlv.isi@lqdtu.edu.vn; Số điện thoại: 0987631462

Tóm tắt

CGRA – Coarse-Grained Reconfigurable Architecture là cấu trúc tính toán dữ liệu được cho là tối ưu khi giải quyết được bài toán về năng lực xử lý, tính linh hoạt và tiết kiệm năng lượng. Việc dùng CGRA cho phát triển các lõi tăng tốc mã mật đem lại nhiều hiệu quả và được bắt đầu nghiên cứu nhiều trong những năm gần đây. Tuy nhiên, các nghiên cứu mới chỉ tập trung nâng cao năng lực xử lý, vấn đề lỗ hổng bảo mật phần cứng chống phân tích kênh bên vẫn chưa có nhiều nghiên cứu và công bố chi tiết đối với CGRA mật mã. Bài báo này chúng tôi lần đầu tiên trình bày về phân tích lỗ hổng bảo mật kênh bên công suất tiêu thụ cho CGRA mật mã có cấu trúc đường ống và đa luồng ở ba trường hợp cấu hình sử dụng phổ biến. Chúng tôi đã triển khai thực nghiệm thu thập và phân tích 5000 vết công suất tiêu thụ của CGRA mật mã với số mảng các phần tử xử lý là 4x4, thực thi thuật toán mã mật AES-128 và triển khai trên bo mạch FPGA Sakura-X. Kết quả của nghiên cứu đã chỉ ra được chỉ số mức độ rò rỉ bảo mật cụ thể theo phương pháp đánh giá TVLA đối với từng trường hợp, đưa ra các khuyến cáo cho người dùng khi sử dụng cũng như giúp các nhà nghiên cứu biết và đề xuất các giải pháp kháng lỗ hổng bảo mật này trên CGRA mật mã.

***Từ khóa**: CGRA, Phân tích kênh bên, bảo mật phần cứng, TVLA*

1. Mở đầu

Tấn công kênh bên là một phương pháp hiệu quả để thu thập khóa bí mật của hệ thống mật mã được giới thiệu lần đầu tiên bởi Kocher vào năm 1999 [1], đây là một lỗ hổng bảo mật lớn và nghiêm trọng, nó có thể phân tích và tìm ra được khóa bí mật trong một thời gian rất ngắn ngay cả với những mã mật được cho là an toàn về mặt thuật toán và phải mất nhiều năm mới có thể phá giải được. Các kênh bên phổ biến dùng cho phân tích như: năng lượng bức xạ trường điện từ, công suất tiêu thụ, nhiệt độ, âm thanh, … trong số đó, tấn công phân tích kênh bên công suất tiêu thụ được coi là phương pháp hiệu quả, kẻ tấn công sẽ ghi lại dấu vết công suất tiêu thụ của thiết bị mật mã và suy đoán khóa bí mật bằng phân tích thống kê [2]. Để đánh giá mức độ rò rỉ bảo mật kênh bên, các nhà nghiên cứu hiện tại đang dùng 2 phương pháp chính: phương pháp dùng các tiêu chuẩn đánh giá rò rỉ bảo mật TVLA dùng t-test, χ^2-test, hoặc đánh giá rò rỉ dùng Deep Learning là DL-LA [3]. Phương pháp thứ hai là dùng các cách tấn công phân tích kênh bên cụ thể như SPA, DPA, CPA, DL [4], [5]. Với nguy cơ lớn của lỗ hổng bảo mật phân tích kênh bên được chỉ ra trong các nghiên cứu, các lõi mã mật hiện đại khi được thiết kế ngoài đảm bảo hiệu năng, hiệu quả sử dụng năng lượng tốt, các nhà thiết kế cũng đã quan tâm tới mức độ rò rỉ bảo mật kênh bên và có các giải pháp để khắc phục ngăn chặn các lỗ hổng này. Lõi tăng tốc mã mật dựa trên cấu trúc mảng thô có thể tái cấu hình (CGRA) đang là giải pháp tốt nhằm phát triển các các lõi thực thi mã mật, đặc biệt dùng trong các trung tâm xử lý dữ liệu lớn của IoT hay các thiết bị chuyên dụng cho lĩnh vực bảo mật, các nghiên cứu gần đây nhất mới chỉ tập trung vào

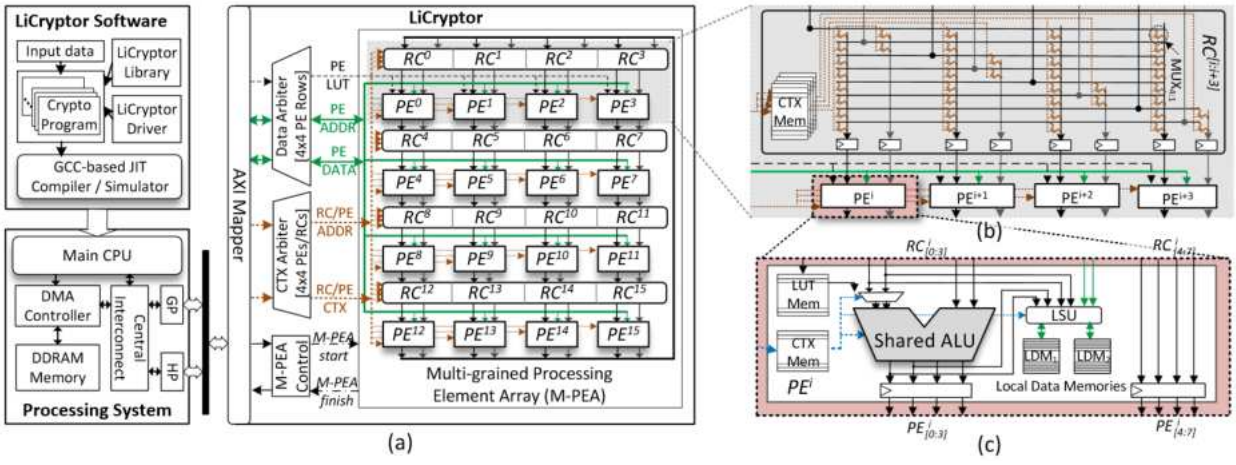
nâng cao các đặc tính về thông lượng, tính linh hoạt và hiệu suất sử dụng năng lượng, thật không may chưa có một nghiên cứu cụ thể nào đánh giá mức độ rò rỉ bảo mật kênh bên, nhất là kênh bên năng lượng công suất tiêu thụ cho lõi tăng tốc mã mật dựa trên cấu trúc CGRA này [6], [7], [8]. Rõ ràng đây là một thiếu sót và cần được phân tích nghiên cứu để đánh giá mức độ rò rỉ bảo mật của lõi CGRA mật mã, từ đó có các biện pháp bảo vệ phù hợp song song với việc phát triển nâng cao các tính năng khác của chúng. Bài báo này bước đầu đi giải quyết vấn đề thiếu sót này.

Để đánh giá phân tích rò rỉ bảo mật cho CGRA mật mã, trong bài báo này chúng tôi lựa chọn một cấu trúc CGRA mật mã với mảng các phần tử xử lý là 4x4 [9] làm điển hình. Phương pháp TVLA được sử dụng cho đánh giá rò rỉ bảo mật dựa trên kiểm định t-test. Ở nội dung tiếp theo chúng tôi sẽ trình bày chi tiết hơn về thiết bị CGRA mật mã được nhắm là mục tiêu, tiêu chuẩn TVLA được dùng trong đánh giá, xây dựng hệ thống thực nghiệm thu thập và đánh giá mức độ rò rỉ bảo mật trong ba trường hợp hay sử dụng của CGRA mật mã.

2. Thiết bị mục tiêu CGRA mật mã và đánh giá rò rỉ bảo mật dùng TVLA

2.1. Thiết bị mục tiêu CGRA mật mã

Nhóm nghiên cứu sử dụng lõi CGRA mật mã có tên là LiCryptor với thông lượng dữ liệu cao trong báo cáo của tác giả Pham Hoai Luan và cộng sự [9] được công bố vào năm 2024 làm nền tảng. Đây là lõi tăng tốc mã mật hiệu năng cao, tác giả đã cố gắng đề xuất các giải pháp nhằm tăng hiệu năng, tính linh hoạt và hiệu quả sử dụng năng lượng. Hình 1 mô tả hệ thống SoC mật mã của Luan và cộng sự, ở đây họ đã kết hợp LiCryptor với một lõi vi xử lý nhúng của ARM làm hệ thống xử lý PS (Processing System), CGRA mật mã này như một bộ tăng tốc tính toán mật mã dựa trên phần cứng, kết nối giao tiếp giữa chúng là chuẩn bus AXI. Tất cả được triển khai thực nghiệm trên bo mạch FPGA ZCU102 của Xilinx.

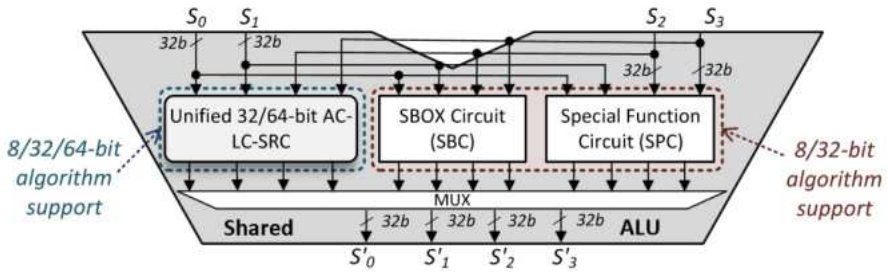


Hình 1. Hệ thống SoC mật mã với LiCryptor [9]

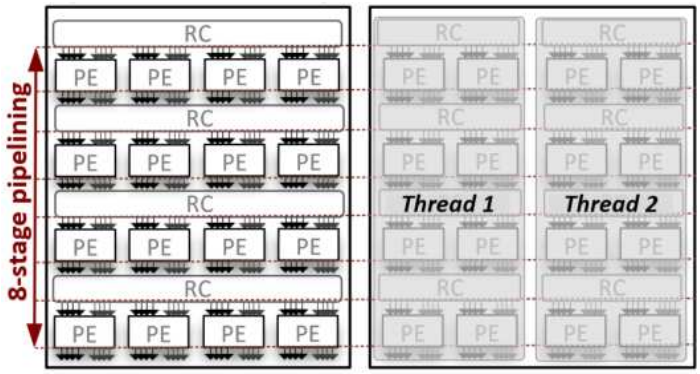
Trong cấu trúc của CGRA mật mã LiCryptor, tác giả đã tùy biến cấu trúc của khối xử lý toán học và logic (ALU) với nhiều phép toán chuyên dụng dùng cho hoạt động mã mật như Sbox, iSbox, MixCol, … như mô tả trong Hình 2.

CGRA LiCryptor mật mã này có kiến trúc hai làn xử lý song song và mỗi làn hoạt động với cấu trúc đường ống 8 tầng như được mô tả trong Hình 3. Trong 8 tầng đó, có 4 tầng đệm là

khối định tuyến hàng RC xem kẽ 4 tầng các phần tử xử lý PE. Do vậy có thể nói, CGRA mật mã này có thể xử lý 16 luồng dữ liệu cùng một lúc. Các khối xử lý PE (Processing Element) trên cùng một hàng sẽ thực hiện đồng thời trong cùng một tầng của cấu trúc đường ống.



Hình 2. Khối ALU với các chức năng đặc biệt dùng cho mật mã [9]

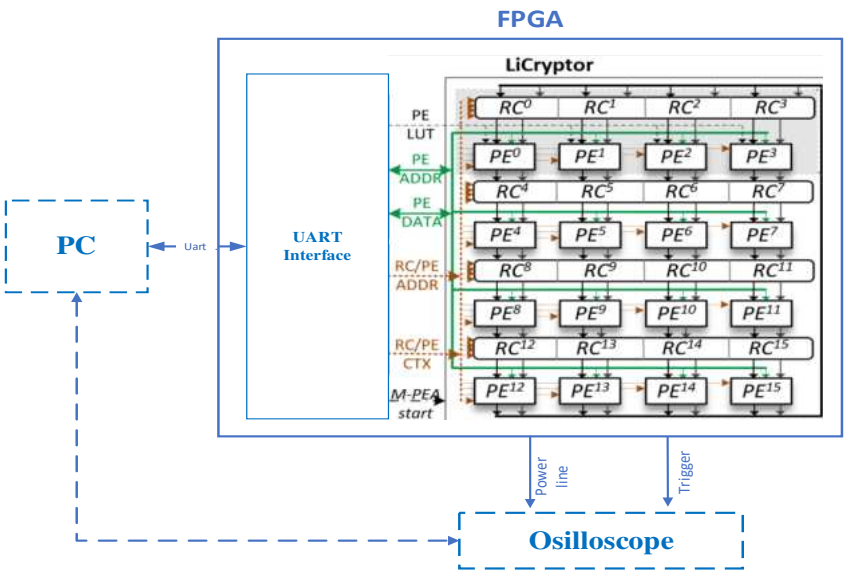


Hình 3. Cấu trúc đường ống của LiCryptor [9]

Thiết bị mục tiêu được lựa chọn trong nghiên cứu này là lõi tăng tốc mật mã CGRA LiCiryptor, để thuận tiện cho quá trình nghiên cứu đánh giá rò rỉ kênh bên của LiCryptor, nhóm nghiên cứu đã tách riêng lõi CGRA mật mã LiCryptor khỏi lõi vi xử lý ARM và thay thế giao tiếp bus AXI bằng một khối giao tiếp qua chuẩn UART và giao tiếp điều khiển bởi phần mềm trên máy tính. Mục đích của việc làm này nhằm loại bỏ ảnh hưởng điện năng tiêu thụ do PS và khối điều khiển bus AXI chiếm tài nguyên lớn gây ra khi hoạt động, làm ảnh hưởng tới kết quả đánh giá với thiết bị mục là CGRA đang được nhắm tới này.

Ngoài ra để thuận tiện cho quá trình lấy dữ liệu nghiên cứu đánh giá rò rỉ bảo mật kênh bên năng lượng tiêu thụ, dữ liệu thu thập phản ánh đúng trong khoảng thời gian CGRA đang hoạt động tính toán mật mã, một tín hiệu Trigger được thêm vào thiết kế để cung cấp cho máy hiện sóng số bên ngoài giúp đánh dấu khoảng thời gian lấy dữ liệu này.

Hình 4 mô tả cấu trúc hệ thống dùng trong thực nghiệm đánh giá rò rỉ dữ liệu kênh bên công suất tiêu thụ cho CGRA mật mã LiCryptor. Khối giao tiếp UART và LiCryptor được tổng hợp và triển khai trên bo mạch FPGA Sakura X, phần mềm trên máy tính PC sẽ thay thế chức năng của PS trong hệ thống [9] dùng cho điều khiển cấu hình và vào ra dữ liệu cho CGRA thông qua chuẩn giao tiếp UART. Tín hiệu Trigger và đường nguồn của FPGA sẽ đưa vào 2 kênh của oxilo số phục vụ cho quá trình lấy dữ liệu.



Hình 4. Cấu trúc hệ thống thực nghiệm dùng cho phân tích rò rỉ kênh bên CGRA

2.2. Các trường hợp phân tích rò rỉ kênh bên với CGRA mật mã

Với cấu trúc CGRA mật mã được nhắm là mục tiêu cho phân tích bảo mật như trình bày ở trên, mỗi lần thực thi thiết bị mục tiêu có thể thực thi được 16 luồng AES-128 khác nhau độc lập về cả khóa (Key) và bản rõ (Plaintext). Với tính năng này cho phép lõi CGRA mật mã có nhiều cách sử dụng khác nhau để tăng hiệu suất thực thi mã mật. Trong nghiên cứu này chúng tôi trình bày 3 trường hợp sử dụng phổ biến về cách thức sử dụng lõi CGRA khi thực thi mã mật AES-128 với các mục đích khác nhau và thực thi phân tích rò rỉ kênh bên năng lượng với các trường hợp này:

+ *Trường hợp 1*: Sử dụng 16 AES có cùng Key cố định.

Trường hợp này là trường hợp phổ biến nhất, dùng trong trường hợp ưu tiên tăng tối đa thông lượng luồng dữ liệu cho CGRA khi thực thi mã mật AES-128. Ở đây, tất cả 16 lõi AES-128 của CGRA sẽ thực thi với cùng một Key và 16 khối dữ liệu plaintext 128 bít đầu vào tương ứng song song. Điều đó có nghĩa bản tin cần được mã hóa sẽ được chia thành các khối 16x128 bit và làm đầu vào cho CGRA, trường hợp này làm cho tốc độ thực thi mã mật gần như tăng lên tới 16 lần so với lõi tăng tốc AES-128 đơn kiểu đường ống thông thường.

Ở góc nhìn của bên tấn công khi phân tích rò rỉ bảo mật, trường hợp này sẽ có nhiều thông tin rò rỉ nhất, bởi tất cả 16 AES-128 là giống nhau về Key, phần năng lượng rò rỉ có thể khai thác sẽ thể hiện rõ hơn trên nền nhiều của hệ thống. Trong trường hợp này, để khai thác tối đa thông tin rò rỉ qua kênh bên năng lượng tiêu thụ, khi phân tích rò rỉ bảo mật sẽ thiết lập 16 khối dữ liệu bản rõ đầu vào là giống nhau, khi đó tỉ số tín/tạp sẽ là tốt nhất.

+ *Trường hợp 2*: Sử dụng 16 AES-128 có key khác nhau và cố định.

Trường hợp này ưu tiên khai thác tính linh hoạt và hỗ trợ tối đa các nguồn dữ liệu khác nhau cần thực thi hoạt động mã mật. Cụ thể, tại một thời điểm CGRA mật mã có thể phục vụ mật mã AES-128 với 16 luồng bản tin đầu vào với khóa bí mật khác nhau và độc lập. Xét về thông lượng ở trường hợp này thông lượng mật mã cũng sẽ tăng lên tới 16 lần so với AES-128 đơn kiểu đường ống.

Ở góc nhìn của bên tấn công khi phân tích rò rỉ bảo mật, trường hợp này thông tin rò rỉ có ít nhất bởi 16 lõi AES-128 là có khóa bí mật khác nhau, tại một thời điểm chỉ có thể phân tích rỏ rỉ bảo mật với một khóa bí mật của AES, do vậy 15 luồng dữ liệu còn lại sẽ được xem như là nhiễu hệ thống, nhiễu này có thuộc tính giống với AES đang nhắm làm mục tiêu, do đó về mặt định tính đây là trường hợp khó bị tấn công bảo mật kênh bên năng lượng tiêu thụ.

+ *Trường hợp 3*: Sử dụng 04 AES-128 có cùng key, mã hóa cùng 1 Plaintext, 12 AES-128 còn lại có thể có key khác nhau, hoặc cùng key và Plaintext ngẫu nhiên và khác nhau.

Trường hợp này được dùng cho các ứng dụng mật mã đòi hỏi mức độ tin cậy và tính toàn vẹn dữ liệu cao, và không ưu tiên về thông lượng dữ liệu. Với cụm 4 lõi AES có cũng khóa bí mật và cùng đầu vào, người dùng sẽ thực thi giám sát và so sánh sự giống nhau ở 4 đầu ra tương ứng, về mặt lý tưởng 4 đầu ra này sẽ có giá trị giống nhau. Tuy nhiên, với các ứng dụng đòi ở độ tin cậy cao, người dùng sẽ thực thi việc so sánh sự giống nhau và bình chọn lấy dữ liệu ở đầu ra nào mà số lượng đầu ra giống nhau chiếm đa số trong 4 đầu ra. Với cách sử dụng này, dữ liệu sẽ đảm bảo với độ tin cậy cao hơn và tránh lỗi dữ liệu do nội bố hệ thống hoặc do tấn công bảo mật bằng phương pháp tiêm lỗi (Fault Injection Attack). Lý do chọn 4 lõi AES là để vừa đủ số lượng phục vụ cho quá trình bình chọn và lấy đa số, ngoài ra do cấu trúc của CGRA [9], sẽ có 2 AES trên một hàng PE sẽ thực thi đồng bộ và song song hoàn toàn, khi đó lượng thông tin rò rỉ bảo mật sẽ lớn nhất, phục vụ tốt cho việc đánh giá mức độ an toàn bảo mật.

Ở góc nhìn của bên tấn công bảo mật, trường hợp này lượng thông tin rò rỉ bảo mật sẽ kém hơn trường hợp 1 và nhiều hơn trường hợp 2, 12 lõi AES còn lại có thể sử dụng cho 12 luồng dữ liệu có ích khác hoặc có thể là luồng gây nhiễu chủ động, kết quả đều được coi là nhiễu về năng lượng tiêu thụ đối với 4 lõi AES chính với dùng khóa bí mật đang được nhắm đến là mục tiêu phân tích bảo mật.

Trong phần tiếp theo chúng tôi sẽ trình bày về phương pháp đánh giá rò rỉ dùng tham số t-score của tiêu chuẩn đánh giá rò rỉ TVLA. Sau đó, sẽ dùng tiêu chuẩn đánh giá này thực hiện đánh giá rò rì bảo mật kênh bên công suất tiêu thụ cho 3 trường hợp sử dụng CGRA mật mã ở trên.

2.3. Đánh giá rò rỉ bảo mật dùng TVLA

TVLA - Test Vector Leakage Assessment, là một phương pháp kiểm tra đánh giá rò rỉ thông tin kênh bên được Goodwill và cộng sự giới thiệu lần đầu tiên vào năm 2011 [10], và sau đó đã được cộng đồng nghiên cứu về đánh giá rò rỉ bảo mật kênh bên chấp nhận và dùng như một tiêu chuẩn cho đánh giá mức độ rỏ rỉ bảo mật kênh bên của hệ thống mã mật trên phần cứng. Sau đó, bằng thực nghiệm Cooper và cộng sự cho biết việc thực hiện kiểm tra rò rỉ thông tin kênh bên dùng TVLA nhanh hơn một đến hai bậc so với việc thực hiện các cuộc tấn công phân tích công suất (power analysis) cụ thể trong thực tế [3] .Phương pháp TVLA được thực hiện dựa trên việc đo các vết công suất tiêu thụ của thiết bị được nhắm mục tiêu trong khi thực hiện các hoạt động mật mã trên một tập hợp các vector thử nghiệm đầu vào được xác định trước, sau đó sử dụng

kiểm tra giả thuyết thống kê để phát hiện xem có giá trị trung gian nhạy cảm nào ảnh hưởng đáng kể đến các vết công suất được đo hay không.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi cũng sử dụng kiểm tra TVLA để đánh giá mức độ rò rỉ bảo mật của CGRA mật mã với 3 trường hợp như đề xuất ở trên.

Quy trình kiểm tra TVLA có thể được mô tả như sau.

Bước 1: Thu thập các tập mẫu tiêu thụ công suất. Hai tập mẫu tiêu thụ công suất (DataSet-1 và DataSet-2) phải được thu thập bằng cách đo tiêu thụ công suất của thiết bị mục tiêu trong khi thực hiện mã hóa AES-128 với một khóa mã hóa cụ thể là 0x30313233343536373839616263646566, để tránh bị ảnh hưởng bởi nhiễu hệ thống cũng như các tác động nhiễu không mong muốn thay đổi trong quá trình thu thập dữ liệu việc thực thi thu thập hai tập DataSet-1, DataSet-2 sẽ là xen kẽ nhau trong suất quá trình.

+ Đối với tập DataSet-1, khóa mã hóa sẽ cố định như trên và plaintext cố định là: 0xBF7158809CF4F3C762E7160F38B4DA56. Thực hiện mã hóa N1 lần, thu thập N1 vết năng lượng công suất tiêu thụ tương ứng cho tập DataSet-1.

+ Đối với tập DataSet-2, khóa mã hóa sẽ cố định như trên và plaintext là ngẫu nhiên. Thực hiện mã hóa N2 lần, thu thập N2 vết năng lượng công suất tiêu thụ tương ứng cho tập DataSet-2. Thông thường N1 = N2 = N.

Bước 2: Tính toán kiểm định t – Welch [11] trên N1 mẫu từ DataSet-1 và N2 mẫu từ DataSet-2. Với t được tính theo phương trình (1).

$$t = \frac{\overline{X_1} - \overline{X_2}}{\sqrt{\frac{S_1^2}{N_1} + \frac{S_2^2}{N_2}}} \quad (1)$$

Trong đó, X_1 và X_2 là các kì vọng của hai tập dữ liệu con tương ứng S_1, S_2 là độ lệch chuẩn mẫu. Kết quả là, một tập giá trị t-score có độ dài L là số mẫu dữ liệu trong một vệt công suất tiêu thụ được thu được.

Bước 3: So sánh tập dữ liệu t-score với một ngưỡng ±4,5.

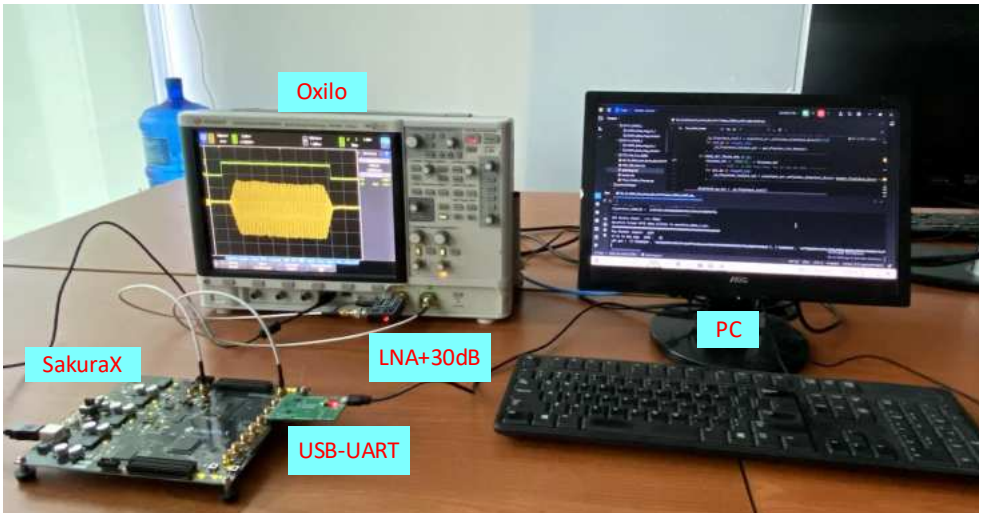
Kiểm định t-Welch được sử dụng để kiểm tra giả thuyết không có sự khác biệt về kì vọng và phương sai giữa hai tập dữ liệu về công suất (tập cố định đầu vào và tập ngẫu nhiên đầu vào). Nói cách khác, người kiểm tra không thể phát hiện bất kỳ giá trị trung gian nhạy cảm nào ảnh hưởng đến tập mẫu công suất đo được. Giá trị t-score ở mức cao cho thấy mức độ khẳng định giả thuyết là không đúng. Phạm vi ±4,5 được chọn để nếu t-score vượt quá giới hạn đó, giả thuyết không thể bác bỏ với độ tin cậy 99,99%. Nếu t-score tính toán duy trì trong phạm vi ±4,5, thiết bị được nhắm mục tiêu sẽ được coi là an toàn khỏi các cuộc tấn công phân tích công suất lên đến N mẫu công suất, và ngược lại nếu t-score vượt quá mức ±4,5 thì được coi là có giá trị trung gian nhạy cảm có thể bị phát hiện và không an toàn với phân tích tấn công kênh bên công suất.

3. Triển khai thực nghiệm

Một hệ thống thực nghiệm được chúng tôi thiết lập để tự động thu thập các vết công suất. Hình 5 mô tả hệ thống thực nghiệm thu thập dữ liệu, hệ thống bao gồm một máy tính giám sát,

một máy hiện sóng số Keysight Infini Vision 2000 X-Series và bo mạch Sakura-X với chíp FPGA Kintex-7 XC7K160T dùng triển khai thiết kế CGRA mật mã. Một điện trở shunt nối giữa nguồn VDD và đường cấp nguồn cho FPGA và các điểm nối đầu đo trên đường nguồn cấp VDD cho FPGA.

Dữ liệu công suất tiêu thụ sẽ được đo tại đầu đo trên đường nguồn cấp cho FPGA, điện áp thay đổi trong quá trình hoạt động thể hiện thuộc tính công suất tiêu thụ, sự thay đổi này là rất nhỏ, do vậy cần thêm một bộ khuếch đại tạp âm thấp +30dB (1000 lần) để khuếch đại tín hiệu trước khi đưa vào kênh 1 của Oxilo số để quan sát. Để đồng bộ và lấy được dữ liệu đúng thời điểm hoạt động mật mã diễn ra, một tín hiệu Trigger trong thiết kế được tạo ra và nối tới kênh 2 của Oxilo số.



Hình 5. Mô hình hệ thống thực nghiệm

Máy hiện sóng số Keysight Infini Vision 2000 X-Series được thiết lập tốc độ lấy mẫu là 1.5 GSa/s, số mẫu dữ liệu số hóa của một vết công được thiết lập là 2.000 mẫu cho mỗi kênh. Dữ liệu sau mỗi lần thực thi sẽ được oxilo thu thập và lưu lại sau đó gửi xuống cho máy tính tổng hợp.

Máy tính với chương trình giám sát và điều khiển viết bằng mã python, điều khiển đồng bộ và lấy dữ liệu trên máy hiện sóng thông qua kết nối ethernet, giám sát và điều khiển thiết bị mục tiêu thông qua chuẩn giao tiếp UART, cổng COM ảo của máy tính sẽ được kết nối với cổng UART của bo mạch UART qua bộ chuyển đổi UART-USB.

Máy tính với chương trình điều khiển sẽ vận hành toàn bộ hệ thống một cách tự động. Với mỗi chu trình lấy dữ liệu, chương trình sẽ thực hiện giám sát và bắt đầu chu trình khi thiết bị mục đã sẵn sàng, khởi tạo tham số và chế độ hoạt động của máy hiện sóng, sẵn sàng nhận dữ liệu. Tiếp theo, chương trình gửi bản rõ ngẫu nhiên đến thiết bị mục tiêu và thiết bị mục tiêu sẽ thực hiện mã hóa với khóa bí mật của nó. Tín hiệu đồng bộ sẽ giúp máy hiện sóng thu thập được vùng dữ liệu cần thiết ở thời điểm lõi CGRA thực hiện mã hóa AES. Khi quá trình mã hóa kết thúc, máy tính sẽ điều khiển nhận dữ liệu về vết công suất đã thu thập được từ máy hiện sóng, và lưu trữ lại tạo ra cơ sở dữ liệu dùng cho phân tích rò rỉ sau này. Trong quá trình đó, một chương trình mã hóa mềm cũng được tiến hành trước đó trên máy tính, dữ liệu sau mã hóa trên thiết bị mục

tiêu sau đó được đọc trở lại máy tính và so sánh với dữ liệu sau mã hóa thực hiện trên phần mềm máy tính, vết công suất chỉ được ghi nhận và lưu vào cơ sở dữ liệu khi kết quả mã hóa từ hai nguồn này là giống nhau.

Chương trình máy tính sẽ điều khiển luồng dữ liệu bản rõ để thu thập các vết công suất tiêu thụ của hai tập dữ liệu DataSet-1 và DataSet-2 là xen kẽ nhau, điều này giúp giảm sai số và tác động của sự thay đổi của nhiễu trong suất quá trình thu thập dữ liệu.

4. Kết quả

Thực nghiệm trên hệ thống đã thiết lập như ở trên, thiết lập hệ thống lấy dữ liệu về vết công suất tiêu thụ đối với 3 trường hợp như đã mô tả, kết quả với mỗi trường hợp đánh giá, nhóm nghiên cứu đã thực hiện lấy 5000 vết năng lượng thể hiện công suất tiêu thụ nguồn. Sau khi tiền xử lý dữ liệu, các mẫu nằm ngoài vùng tín hiệu trigger sẽ được loại bỏ vì không nằm trong khoảng thời gian lõi CGRA thực thi thuật toán AES để giảm bớt khối lượng dữ liệu đưa vào phân tích TVLA. Ở dữ liệu sau cùng, mỗi vết công suất tiêu thụ sẽ có 1350 mẫu.

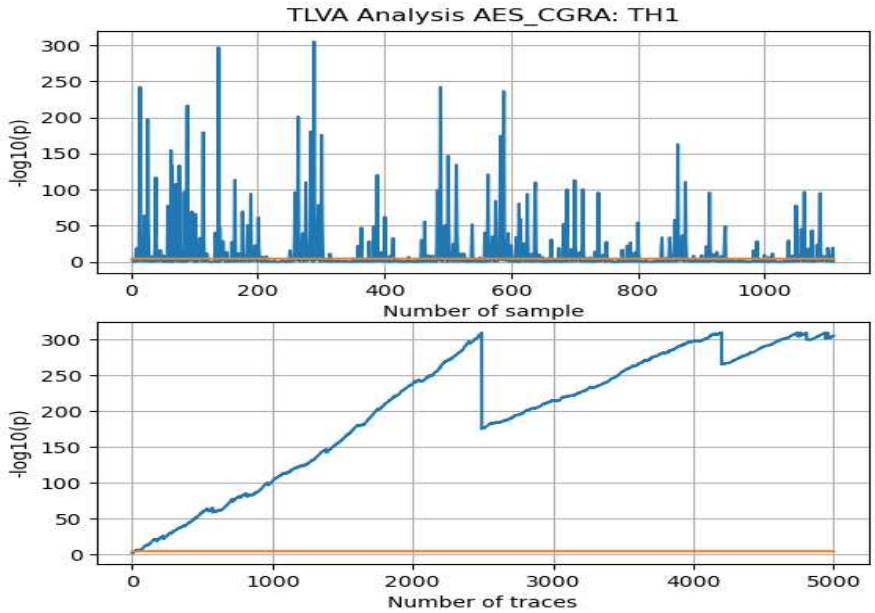


Hình 6. Vết năng lượng công suất tiêu thụ khi CGRA mật mã thực hiện mã mã hóa

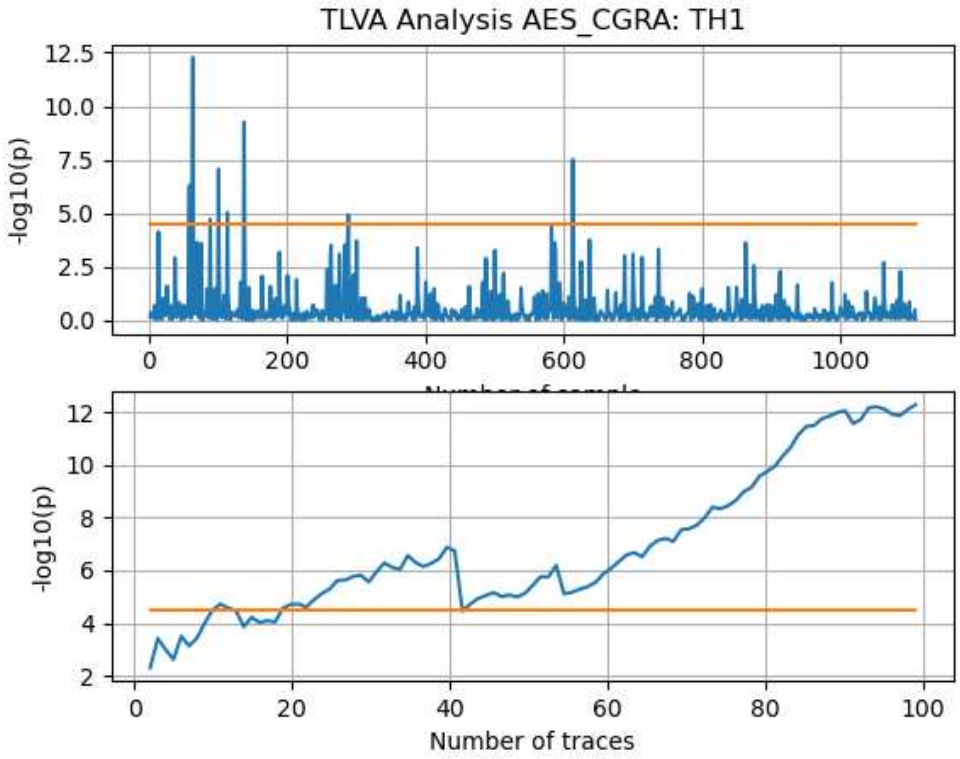
Để thuận lợi cho quan sát kết quả, giá trị t-score sau khi được tính theo bước 2 của TVLA ở trên sẽ được lấy trị tuyệt đối, p = |t-score|. Khi đó việc kiểm tra là so sánh giá trị của p với ngưỡng 4,5 thay vì so sánh t-score với cả hai ngưỡng ±4,5. Ngoài ra để thuận tiện cho việc phân tích biết yêu cầu tối thiểu bao nhiêu vệt dữ liệu công suất đưa vào phân tích thì p bắt đầu vượt ngưỡng, nhóm nghiên cứu đã thực hiện khảo sát và biểu thị sự thay đổi của p khi tăng số lượng vết dữ liệu phân tích, giá trị của p khi đó có thể tăng lên nhanh và rất lớn và để thuận tiện quan sát, các kết quả được biểu thị bởi giá trị $\log_{10}$.

Kết quả phân tích TVLA đối với 3 trường hợp nghiên cứu đánh giá rò rỉ bảo mật cụ thể như sau:

4.1. Với trường hợp sử dụng CGRA mật mã thứ nhất

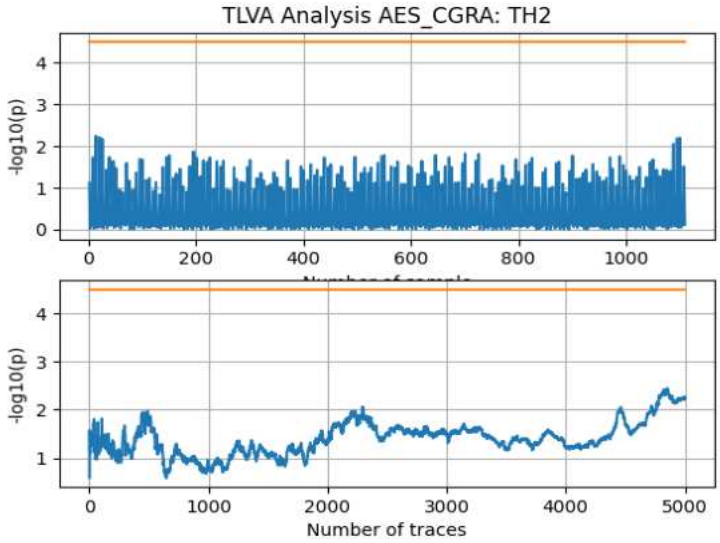


Hình 7. Kết quả phân tích TLVA trên tập dữ liệu trường hợp thứ nhất



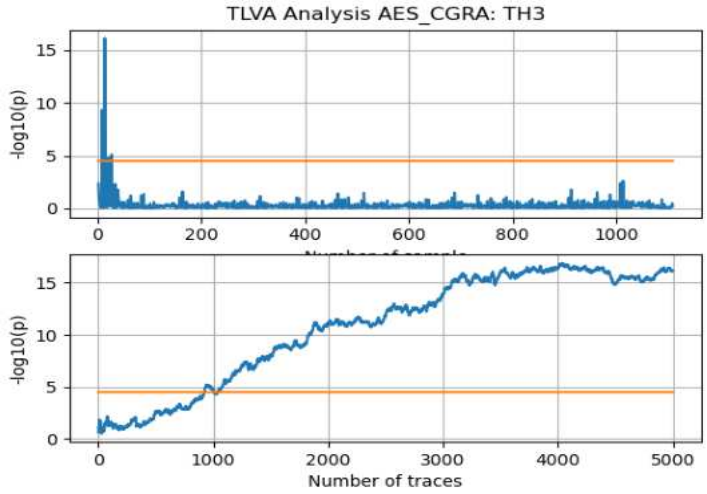
Hình 8. Kết quả phân tích TLVA trên tập dữ liệu trường hợp thứ nhất (vùng vượt ngưỡng)

4.2. Với trường hợp sử dụng CGRA mật mã thứ hai



Hình 9. Kết quả phân tích TLVA trên tập dữ liệu trường hợp thứ hai

4.3. Với trường hợp sử dụng CGRA mật mã thứ ba



Hình 10. Kết quả phân tích TLVA trên tập dữ liệu trường hợp thứ ba

Kết quả tổng hợp phân tích rò rỉ dữ liệu kênh bên dùng TVLA như bảng dưới đây:

Bảng 1. Bảng tổng hợp kết quả phân tích TVLA cho 3 trường hợp nghiên cứu

TT	Trường hợp phân tích	Số vệt công suất dùng cho phân tích	Số vệt công suất tối thiểu để p vượt ngưỡng 4.5
	Trường hợp 1	5000	19
	Trường hợp 2	5000	>5000
	Trường hợp 3	5000	930

5. Kết luận và hướng nghiên cứu tiếp theo

Kết quả phân tích mức độ rò rỉ kênh bên công suất tiêu thụ dùng tiêu chuẩn kiểm tra rò rỉ TVLA với ba trường hợp sử dụng phổ biến nhất với lõi tăng tốc mã mật dựa trên cấu trúc CGRA, cho thấy các mức độ rò rỉ bảo mật khác nhau ở từng trường hợp. Trường hợp thứ nhất, sử dụng toàn bộ 16 lõi AES -128 con với cùng một khóa bí mật, dùng cho việc tăng tốc tính toán mã mật khi muốn ưu tiên thông thượng dữ liệu sẽ gây ra rì rỏ bảo mật kênh bên công suất tiêu thụ lớn nhất. Cụ thể chỉ mới 19 vết năng lượng đưa vào phân tích, chỉ số p ($p = |t\text{-}score|$) về mức độ rò rỉ bảo mật đã bắt đầu vượt qua ngưỡng cho phép 4,5. Ở trường hợp thứ hai, khi 16 lõi AES-128 con dùng cho 16 luồng mã hóa khác nhau, ưu tiên cho các ứng dụng đa dạng luồng xử lý sẽ có mức rò rỉ bảo mật thấp nhất, cụ thể với 5000 vết năng lượng tiêu thụ đưa vào phân tích chỉ số p về rỏ rỉ bảo mật chỉ thay đổi và luôn nhỏ hơn mức 2,4 vẫn chưa bị vượt ngưỡng cho phép là 4,5. Đây là trường hợp có thể khẳng định là an toàn nhất với CGRA mật mã. Với trường hợp thứ 3 là trường hợp dùng cho các ứng dụng đặc biệt cần đảm bảo độ tin cậy và bảo toàn dữ liệu cao, tránh được lõi hệ thống, phù hợp trong trường hợp bị tấn công tiêm lỗi, ở đó dùng 4 lõi AES-128 đơn cho một hoạt động mật mã, mức độ rò rỉ bảo mật vẫn có, với khoảng 930 vết công suất tiêu thụ đưa vào phân tích thì chỉ số rò rỉ p bắt đầu vượt ngưỡng 4,5.

Với kết quả phân tích ở trên cho thấy, lõi tăng tốc mật mã CGRA tuy phức tạp, cấu trúc đường ống có ưu điểm rất lớn về thông lượng tính toán và tính linh hoạt khi sử dụng nhưng các rò rỉ bảo mật qua kênh bên công suất tiêu thụ là vẫn còn trong một số trường hợp sử dụng. Theo hiểu biết của nhóm nghiên cứu thì đây là những đánh cụ thể đầu tiên về mức độ rò rỉ bảo mật kênh bên của CGRA mật mã có cấu trúc đường ống và đa luồng. Kết quả nghiên cứu giúp người dùng nhận thức được mức độ rò rỉ và có cách sử dụng lõi tăng tốc mã mật CGRA sao cho hiệu quả nhất. Một số hạn chế của nghiên cứu có thể thấy là nghiên cứu được thực hiện trong trường hợp hoạt động đơn giản nhất là không thay đổi khóa trong quá trình thực hiện, việc kiểm chứng mức độ bảo mật bằng các cuộc tấn công cụ thể như SPA, DPA, CPA hay Deep Learning cũng chưa được thực hiện, … Các công việc này sẽ được chúng tôi nghiên cứu và đánh giá sâu hơn trong thời gian tới.

Tài liệu tham khảo

1. P. Kocher and J. Ja, "*Differential Power Analysis*," Springer-Verl. Berl. Heidelb., pp. 388–397, 1999.
2. M. Randolph and W. Diehl, "*Power Side-Channel Attack Analysis: A Review of 20 Years of Study for the Layman*," Cryptography, vol. 4, no. 2, p. 15, May 2020, doi: 10.3390/cryptography4020015.
3. G. Becker et al., "*Test Vector Leakage Assessment (TVLA) methodology in practice*," 2013. Accessed: Dec. 24, 2024. [Online]. Available: https://www.semanticscholar.org/paper/Test-Vector-Leakage-Assessment-(-TVLA-)-methodology-Becker-cooper/60b993cb11 fff28 c9ea657b0e2882867b8f810e1
4. C. Wong, "*Analysis of DPA and DEMA Attacks*," Master of Science, San Jose State University, San Jose, CA, USA, 2012. doi: 10.31979/etd.9qtz-uy4r.

5. J.-S. Ng et al., "*A Highly Efficient Power Model for Correlation Power Analysis (CPA) of Pipelined Advanced Encryption Standard (AES)*," in 2020 IEEE International Symposium on Circuits and Systems (ISCAS), Seville, Spain: IEEE, Oct. 2020, pp. 1–5. doi: 10.1109/ISCAS45731.2020.9180778.
6. V. T. D. Le, H. L. Pham, T. H. Tran, T. S. Duong, and Y. Nakashima, "*Efficient and High-Speed CGRA Accelerator for Cryptographic Applications*," in 2023 Eleventh International Symposium on Computing and Networking (CANDAR), Nov. 2023, pp. 189–195. doi: 10.1109/CANDAR60563.2023.00033.
7. L. Fiolhais, F. Goncalves, R. P. Duarte, M. Vestias, and J. T. De Sousa, "*Low Energy Heterogeneous Computing with Multiple RISC-V and CGRA Cores*," in 2019 IEEE International Symposium on Circuits and Systems (ISCAS), Sapporo, Japan: IEEE, May 2019, pp. 1–5. doi: 10.1109/ISCAS.2019.8702538.
8. V. T. D. Le, V. D. Tran, and T. H. Vu, "*CTFE: A High-Efficient Heterogeneous Cryptographic CGRA for Diverse Security Applications*," vol. 14, no. 8, 2015.
9. H. L. Pham, V. T. D. Le, V. D. Tran, T. H. Vu, and Y. Nakashima, "*LiCryptor: High-Speed and Compact Multi-Grained Reconfigurable Accelerator for Lightweight Cryptography*," IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap., pp. 1–14, 2024, doi: 10.1109/TCSI.2024.3434686.
10. G. Goodwill, B. Jun, J. Jaffe, and P. Rohatgi, "*A testing methodology for side-channel resistance validation*".
11. B. L. Welch, "*The Generalization of `Student's*' Problem when Several Different Population Variances are Involved," Biometrika, vol. 34, no. 1/2, p. 28, Jan. 1947, doi: 10.2307/2332510.

Research on the power consumption side channel leakage assessment for cryptographic CGRA

Abstract: *Coarse-Grained Reconfigurable Architecture (CGRA) is considered an optimal computational structure for addressing challenges related to processing capability, flexibility, and energy efficiency. The application of CGRA in developing cryptographic acceleration cores has shown significant promise and has become a topic of increasing research interest in recent years. However, existing studies primarily focus on enhancing processing capabilities, while issues regarding hardware vulnerabilities against side-channel analysis remain underexplored, particularly for cryptographic CGRAs. In this work, we present, for the first time, a side-channel vulnerability analysis of power consumption in cryptographic CGRAs under three common configuration scenarios. We conducted experiments involving the collection and analysis of 5,000 power traces from a 4x4 CGRA executing the AES-128 cryptographic algorithm, implemented on the FPGA-based Sakura-X board. The results reveal specific security leakage levels assessed through the Test Vector Leakage Assessment (TVLA) methodology for each scenario. Based on these findings, our study provides recommendations for users and offers insights for researchers to propose countermeasures to mitigate these vulnerabilities in cryptographic CGRAs.*

Key words: *CGRA, Side channel attack, Hardware Security, TVLA.*

Phương pháp xác định vị trí bắn của pháo binh trong ra đa phản pháo kết hợp thuật toán tối ưu hóa bầy đàn và thuật toán Levenberg – Marquardt

Nguyễn Đình Văn[1] , Dương Quang Huy[1] , Vũ Văn Đáng[2]

[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Trung tâm APS, FPT Automotive*

Email: ndv@lqdtu.edu.vn; Tel: 0387587896

Tóm tắt

Ra đa phản pháo đóng vai trò quan trọng trong chiến tranh hiện đại, đặc biệt trong bối cảnh hai bên đều sử dụng pháo binh và tên lửa làm phương tiện tấn công chủ lực. Hệ thống này giúp cả hai bên xác định nhanh chóng vị trí của đối phương để phản công hoặc phòng thủ hiệu quả hơn. Trong bài báo này đề xuất phương pháp xác định vị trí bắn của pháo binh trong ra đa phản pháo sử dụng thuật toán tối ưu tối ưu bầy đàn kết hợp với thuật toán Levenberg – Marquardt và đánh giá độ chính xác xác định tọa độ bắn của pháo binh. Hiệu quả của của phương pháp xác định vị trí bắn được đánh giá bởi mô phỏng trên phần mềm Matlab. Kết quả cho thấy phương pháp kết hợp thuật toán tối ưu bầy đàn với thuật toán Levenberg – Marquardt xác định vị trí bắn của pháo binh với độ chính xác tốt hơn so với thuật toán Levenberg – Marquardt. Ngoài ra còn cải thiện được khả năng hội tụ của thuật toán Levenberg – Marquardt khi các tham số dự đoán sai lệch lớn so với giá trị thực tham số của đạn pháo.

Từ khóa: *Levenberg – Marquardt; thuật toán tối ưu bầy đàn; Ra đa phản pháo.*

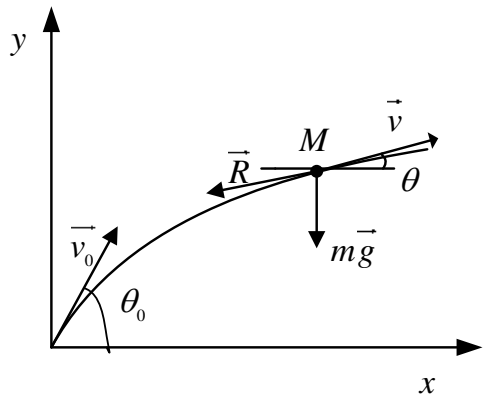
1. Mở đầu

Trong lĩnh vực trinh sát ra đa, ra đa phản pháo là phương tiện cung cấp thông tin về vị trí của các phương tiện hỏa lực của đối phương trên địa hình. Việc sử dụng các đài ra đa này cho phép xác định tọa độ vị trí của các hệ thống pháo phản lực, các tổ hợp pháo binh và súng cối, bệ phóng tên lửa và các loại khác (xác định vị trí bắn), nhận dạng loại hệ thống pháo sử dụng, cũng như hỗ trợ điều khiển hỏa lực cho các phương tiện hỏa lực của mình. Nguyên tắc hoạt động của ra đa phản pháo dựa trên việc xác định tọa độ quỹ đạo bay của đạn pháo tại các thời điểm khác nhau nhằm tính toán quỹ đạo của nó[1]. Dựa trên việc ngoại suy các tọa độ đo được của quỹ đạo bay của đạn pháo để xác định vị trí của các phương tiện hỏa lực của đối phương [1]. Mô hình ngoại suy các giá trị tọa độ đo được của quỹ đạo bay của đạn pháo dựa trên phương pháp xấp xỉ theo hàm bậc hai (hàm parabol). Đây là đặc trưng cho quỹ đạo bay của đạn cối điển hình. Tuy nhiên, quỹ đạo của đạn pháo và đạn pháo phản lực không tuân theo hàm bậc hai, vì vậy chúng đòi hỏi một mô hình chi tiết hơn về quỹ đạo bay của đạn pháo, và do đó, phương pháp xác định điểm bắn của đạn pháo trở nên phức tạp hơn [2]. Nội dung tiếp theo của bài báo được trình bày như sau: phần 2 mô tả phương trình quỹ đạo bay của đạn pháo khi có lực cản không khí. Phần 3 đánh giá các phương pháp ngoại suy bằng thuật toán Levenberg – Marquardt và phương pháp kết hợp thuật toán tối ưu bầy đàn với thuật toán Levenberg – Marquardt. Phần cuối cùng là đánh giá sai số khi xác định vị trí bắn của pháo binh và kết luận

2. Phương trình quỹ đạo bay của đạn pháo khi tính đến lực cản của không khí

Xác định quỹ đạo bay của đầu đạn pháo là bài toán kinh điển trong lĩnh vực thuật phóng ngoài.Trong các tài liệu về thuật phóng ngoài đã mô tả rất cụ thể về quỹ đạo bay của đạn pháo, tên lửa trong không gian với nhiều các ngoại lực tác dụng như lực Coriolis, vận tốc

quay của đầu đạn và các lực khí động học khác[3,4]. Tuy nhiên trong trường hợp mục tiêu là các loại pháo và tên lửa có vận tốc đầu nòng không cao, cự ly hoạt động trung bình nên ít chịu ảnh hưởng bởi các lực trên. Mà chủ yếu chịu tác động của lực cản của không khí có phương tiếp tuyến với quỹ đạo bay của đạn pháo $\vec{R}$ và chiều ngược lại so với véc tơ vận tốc $\vec{v}$. Thành phần này thường phụ thuộc vào tiết diện của đầu đạn pháo và vận tốc tức thời. Hình 1 biểu diễn các thành phần tác động đến quỹ đạo bay của đạn pháo[3,4].



Hình 1. Chuyển động của đạn pháo dưới tác động của lực cản không khí và trọng lực

Hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của đạn pháo được biểu diễn như sau [1,2]:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = -\dfrac{R}{m} - g\sin(\theta) \\ \dfrac{d\theta}{dt} = -g\cos(\theta) \\ \dfrac{dx}{dt} = v\cos(\theta) \\ \dfrac{dy}{dt} = v\sin(\theta) \end{cases} \tag{1}$$

trong đó R là lực cản của không khí, θ là góc nghiêng của véc tơ vận tốc so với trục ox, v là vận tốc tức thời của đầu đạn, x và y là toạ độ của đạn pháo trên mặt phẳng 0xy.

Vec tơ lực cản của không khí được xác định như sau [3,4]:

$$R = C_x s \rho v^2 \tag{2}$$

trong đó C_x là hệ số cản, s là tiết điện của đạn pháo thường đước tính bằng $\dfrac{\pi d^2}{4}$, ρ là mật độ không khí phụ thuộc vào độ cao.

3. Phương pháp xác định vị trí bắn của pháo binh bằng thuật toán Levenberg-Marquardt (LM) kết hợp thêm thuật toán tối ưu bầy đàn (PSO)

Vấn đề phức tạp trong việc giải bài toán xác định các vị trí bắn của đạn pháo bằng phương pháp được đề xuất xuất phát từ việc không biết trước các điều kiện ban đầu của quá trình bắn. Các điều kiện ban đầu của quá trình bắn được hiểu là một vector gồm các tham số chưa biết, đặc trưng cho quỹ đạo bay của đạn pháo đang được phân tích [2]:

$$\mathbf{x} = \left(v_0, \theta_0, \varphi_0, x_0, y_0, m, d\right)$$

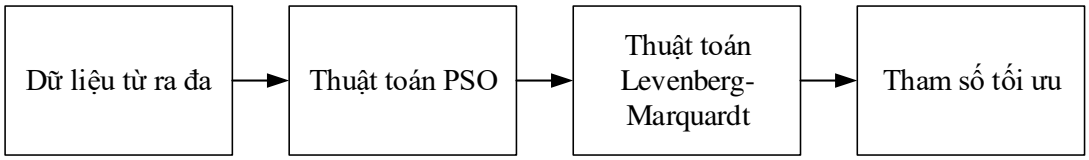
trong đó v_0 là vận tốc ban đầu, θ_0 là góc bắn ban đầu, φ_0 là góc hướng bắn so với trục Ox, x_0, y_0 là vị trí ban đầu của pháo, m là khối lượng của đạn và d là đường kính của đạn.

Thuật toán Levenberg-Marquardt (LM) là một thuật toán tối ưu hóa phi tuyến được sử dụng để tìm nghiệm gần đúng của các bài toán tối ưu hóa phi tuyến hoặc bài toán ngoại suy ngược. Nó kết hợp hai thuật toán là Gauss-Newton và Gradient Descent. Thuật toán hoạt động dựa trên tiêu chí tối thiểu hóa tổng bình phương sai số (least squares)[2]:

$$E(\mathbf{x}) = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}\left[r_i(\mathbf{x})\right]^2 \tag{3}$$

trong đó $\mathbf{x}$ là véc tơ tham số cần tối ưu, $r_i(\mathbf{x})$ là sai số mô hình và dữ liệu thực tế

Ưu điểm của thuật toán Levenberg-Marquardt là có độ chính xác cao, thích hợp để xử lý các mô hình phi tuyến hoặc bài toán ngoại suy có nhiều biến số. Tuy nhiên nhược điểm quan trọng của thuật toàn này đó là cần phải xác định giá trị ban đầu của véc tơ tham số. Thuật toán sẽ có độ chính xác thấp khi các giá trị ban đầu của véc tơ tham số sai lệch nhiều so với giá trị thực của mô hình. Để cải thiện nhược điểm này chúng ta có thể áp dụng thuật toán tối ưu bầy đàn để xác định sơ bộ véc tơ tham số tối ưu, sau đó ta lấy giá trị sơ bộ này làm giá trị ban đầu của thuật toán Levenberg-Marquardt. Trước hết chúng ta cần tìm hiểu về thuật toán tối ưu bầy đàn



Hình 2. Quy trình xử lý để tìm véc tơ tham số tối ưu

Tối ưu hóa bầy đàn PSO (Particle Swarm Optimization) là phương pháp dựa trên quần thể kỹ thuật tối ưu hóa ngẫu nhiên lấy cảm hứng từ hoạt động xã hội của đàn chim hoặc đàn cá [5,6]. Trong PSO, mỗi cá thể duy nhất là một hạt, nằm ở vị trí $\mathbf{x}(x_1, x_2, ..., x_n)$ trong không gian tìm kiếm *n* chiều. Trong bài toán này mỗi vị trí đại diện cho giá trị trọng số của bộ tự động bù khử. Vị trí tốt nhất là tập giá trị trọng số tối ưu cho bộ tự động bù khử. Về bản chất, vị trí và vận tốc của một hạt lần lượt là x_i và v_i, có thể được cập nhật như sau[7,8]:

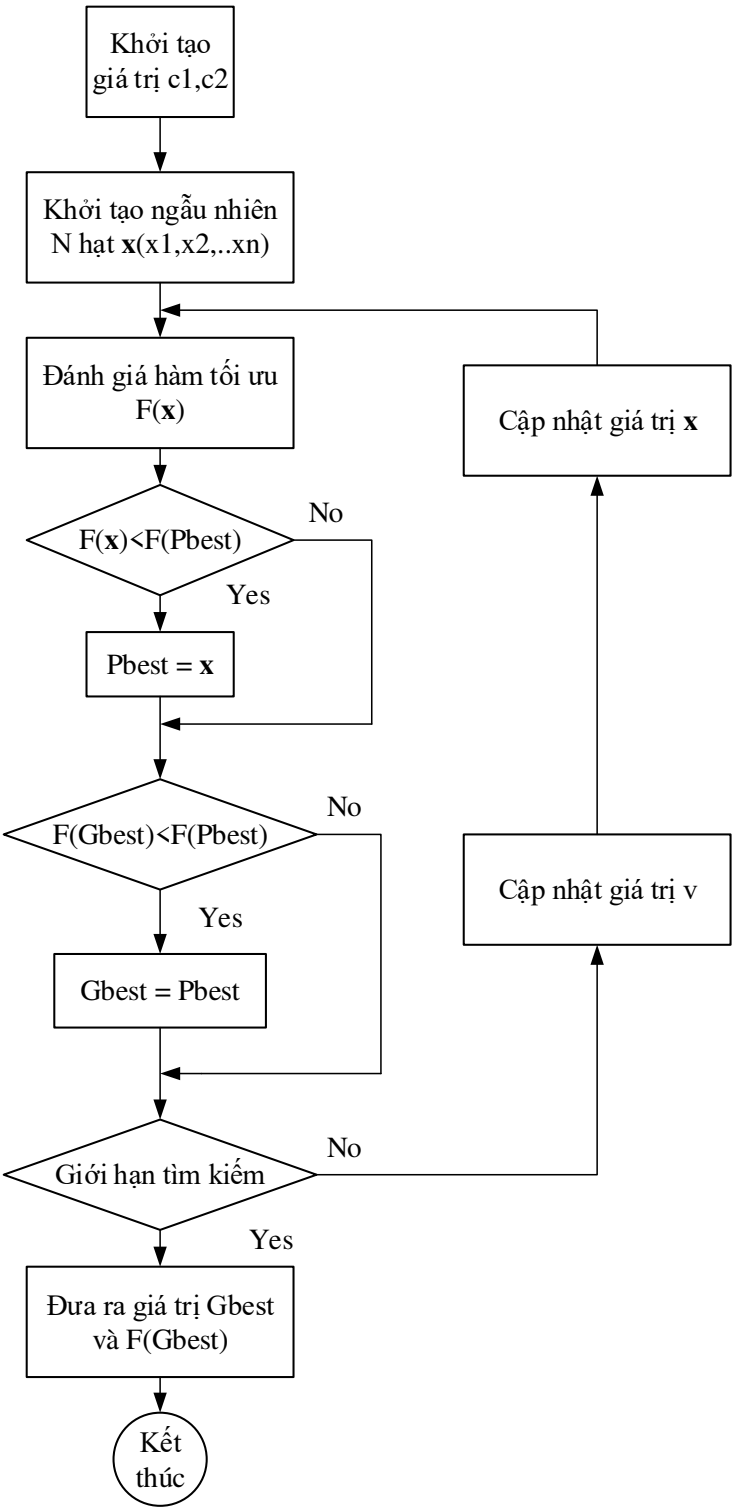
$$\begin{aligned}\mathbf{v}_i^{n+1} &= \mathbf{v}_i^n + \alpha c_1(g^* - \mathbf{x}_i^n) + \beta c_2(\mathbf{x}_i^* - \mathbf{x}_i^n),\\ \mathbf{x}_i^{n+1} &= \mathbf{x}_i^n + \mathbf{v}_i^{n+1},\end{aligned} \tag{6}$$

trong đó c_1 và c_2 là hai vector ngẫu nhiên có giá trị từ [0,1]; giá trị α, β là các hệ số gia tốc thường được chọn bằng 2 [11,12]; g^* và $\mathbf{x}_i^*$ là tương ứng giá trị cập nhật tốt nhất toàn cục (global best) và tốt nhất cục bộ (personal best). Hàm mục tiêu của thuật toán PSO cũng sử dụng hàm tổng bình phương sai số (least squares):

$$E(\mathbf{x}) = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}\left[r_i(\mathbf{x})\right]^2 \tag{7}$$

trong đó $\mathbf{x}$ là véc tơ tham số cần tối ưu, $r_i(\mathbf{x})$ là sai số mô hình và dữ liệu thực tế

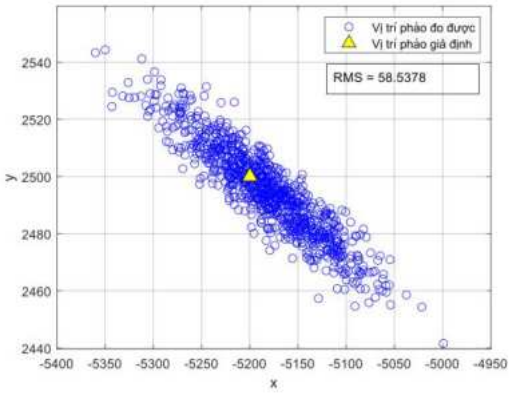
Thuật toán tối ưu bày đàn PSO dễ dàng triển khai trên các nền tảng lập trình khác nhau. Không cần tính đạo hàm của hàm mục tiêu, phù hợp với các bài toán không liên tục, phi tuyến hoặc không khả vi. Nhược điểm của thuật toán này đó là yêu cầu khối lượng tính toán lớn, tốc độ hội tụ chậm và độ chính xác không cao so với giá trị tối ưu. Tuy nhiên ngày nay với sự phát triển của các thiết bị tính toán, nhược điểm về khả năng tính toán có thể được giải quyết ngoài ra đây cũng là bước tiền xử lý do đó chưa đòi hỏi cao về độ chính xác. Lưu đồ thuật toán tối ưu bầy đàn được biểu diễn trong hình 3.



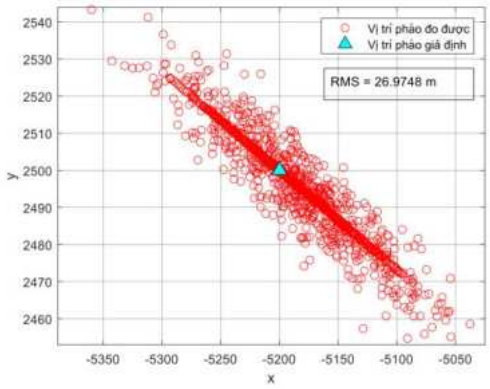
Hình 3. Lưu đồ thuật toán tối ưu bầy đàn (PSO)

4. Mô phỏng và đánh giá kết quả

Trong bài báo này để đánh giá hiệu quả của thuật toán chúng ta sử dụng công cụ mô phỏng trên phần mềm Matlab. Chúng ta so sánh sai số xác định vị trí pháo binh trong hai trường hợp có và không sử dụng thuật toán tối ưu bầy đàn kết hợp với thuật toán Levenberg-Marquardt. Số lượng các điểm dữ liệu phụ thuộc vào thời gian quan sát và chu kỳ quan sát của đài ra đa. Trong trường hợp này chúng ta sử dụng các tham số kỹ chiến thuật của một đài ra đa phản pháo như sau: độ rộng búp sóng theo mặt phẳng phương vị $\Delta\beta = 2.6^o$, độ rộng búp sóng theo mặt phẳng góc tà $\Delta\varepsilon = 1.7^o$, độ chính xác khi bám theo cự ly là 1m, sai số đo góc phương vị là 0.06 và sai số đo góc tà là 0.03, chu kì quan sát của của đài ra đa là $\Delta t = 0.1$s, thời gian quan sát là 6s. Do đó số điểm quỹ đạo của đạn pháo mà đài ra đa quan sát được là N = 60 điểm. Các tham số của đạn pháo dùng để mô phỏng bao gồm: $v_0 = 800$ m/s, $\theta_0 = 30^0$, $\varphi_0 = -15^0$, $x_0 = -5200$ và $y_0 = 2500$. Để đánh giá sai số bình phương trung bình (RMS) trong việc xác định vị trí bắn của pháo binh, ta tiến hành số mẫu đo là N = 10^5. Sai số bình phương trung bình và các lượt đo vị trí bắn đối với trường hợp sử dụng và không sử dụng thuật toán PSO kết hợp với thuật toán Levenberg-Marquardt được biểu diễn dưới hình 4 và 5.



Hình 4. Kết quả xác định vị trí pháo binh và sai số RMS khi dùng thuật toán Levenberg-Marquardt



Hình 5. Kết quả xác định vị trí pháo binh và sai số RMS khi dùng thuật toán Levenberg-Marquardt kết hợp với thuật toán PSO

Từ kết quả mô phỏng cho thấy khi kết hợp thêm thuật toán PSO cùng với thuật toán Levenberg-Marquardt sai số xác định vị trí pháo binh giảm xuống còn 26.9748m so với 58,5378m m ngoài ra khi kết hợp thuật toán PSO chúng ta không cần dự đoán giá trị véc tơ tham số ban đầu mà chỉ cần đặt giới hạn trên và dưới của véc tơ tham số đó.

5. Kết luận

Bài báo đã đưa ra phương pháp xác định vị trí pháo binh bằng cách kết hợp thuật toán tối ưu bầy đàn (PSO) với thuật toán Levenberg-Marquardt. Phương pháp này làm tăng giảm sai số khi xác định vị trí pháo binh. Ngoài ra phương pháp đề xuất còn khắc phục được nhược điểm của phương pháp sử dụng thuật toán Levenberg-Marquardt đó là sự phụ thuộc của sai số xác định vị trí pháo binh vào vecto tham số $\mathbf{x}_0$ ban đầu của đầu đạn. Nếu chọn véc tơ tham số này có sai lệch lớn so với véc tơ tham số thực tế của đầu đạn pháo thì có thể dẫn mất tính hội tụ của thuật toán Levenberg-Marquardt. Tuy nhiên phương pháp này cũng tồn tại nhược điểm đó

là khối lượng các phép tính toán lớn đòi hỏi phải có các công nghệ xử lý tốc độ cao. Ngày nay các công nghệ xử lý tốc độ cao đang pháp triển không ngừng do đó nhược điểm này có thể được khắc phục.

Tài liệu tham khảo

1. Крупников, А. *Радиолокационные станции контрбатарейной борьбы основных зарубежньх стран* / А. Крупников // Зарубеж. воен. обозрение. -2010. - № 12 - С. 32-41.
2. Леонович А. С., *Способ решения задачи определения точек старта (падения) снарядов применительно к радиолокационной артиллерийской разведке с использованием оптимизационного метода*/ Леонович А. С, Ярмолик С. Н., Свинарский М. В./ Иформационные радиосистемы и радиотехнологии 2022» научно-техническая конференция, 29-30 ноября 2022 г., Минск, Республика Беларусь
3. Дмитриевский, А. А. *Внешняя баллистика* / А. А. Дмитриевский, Л. Н. Лысенко. - 4-е изд., перераб. и доп. - М. : Машиностроение, 2005. - 608 с.
4. Лысенко Л.Н. *Внешняя баллистика* / Л.Н. Лысенко - МГТУ им. Н. Э. Баумана., 2020. - 332 с.
5. Охрименко, А. Е. *Основы радиолокации и радиоэлектронная борьба*: учеб. А. Е, Охрименко. - М. : Воениздат, 1983. - Ч. 1. Основы радиолокации. -456 с.
6. Олейников, О. А. *Сигналы и помехи*. Обнаружение. Обзор. Распознавание / О. А. Олейников, В. В. Латушкин, С. Н. Ярмолик. - Минск : ВА РБ, 2004. - 184 с.
7. Gad, A.G., "*Particle Swarm Optimization Algorithm and Its Applications: A Systematic Review*," Arch Computat Methods Eng 29, 2531-2561 (2022). doi: https://doi.org/10.1007/s11831-021-09694-4.
8. Trivedi, V., Varshney, P. & Ramteke, M. *A simplified multi-objective particle swarm optimization algorithm*.Swarm Intell 14, 83-116 (2020). https://doi.org/10.1007/s11721-019-00170-1.
9. Bassem R. Mahafza, Ph.D, Atef Z. Elsherbeni, "*Matlab Simulations for Radar Systems Design*", 2004.
10. Ярмолик, С. Н. *Радиолокационное распознавание класса артиллерийских стреляющих систем с использованием метода Левенберга-Марквардта* / С. Н. Ярмолик [и др.]. // Вест. Воен. акад. Респ. Беларусь. – 2022. – № 3. – С. 62–71.
11. Ярмолик, С. Н. *Математическая модель динамики минометной мины и ее верификация по таблицам стрельбы* / С. Н. Ярмолик [и др.]. // Вест. Воен. акад. Респ. Беларусь. – 2022. – № 1. – С. 87–96.
12. Ярмолик, С. Н. *Модифицированная модель кинематики артиллерийского снаряда и ее верификация по таблицам стрельбы* / С. Н. Ярмолик [и др.]. // Вест. Воен. акад. Респ. Беларусь. – 2021. – № 2. – С. 94–103.

Evaluation of artillery firing location capability using particle swarm optimization in firefinder radar

Abstract: *Firefinder radar plays an important role in modern warfare, especially in the context of both sides using artillery and missiles as the main means of attack. This system helps both sides quickly determine the position of the enemy to counterattack or defend more effectively. In this*

paper, a method for determining the firing position of artillery in counter-artillery radar is proposed using the particle swarm optimization (PSO) algorithm combined with the Levenberg – Marquardt algorithm and evaluating the accuracy of determining the firing coordinates of artillery. The effectiveness of the method for determining the firing position is evaluated by simulation on Matlab. The results show that the particle swarm optimization algorithm combined with the Levenberg – Marquardt algorithm determines the firing position of artillery with better accuracy than the Levenberg – Marquardt algorithm. In addition, the convergence ability of the Levenberg – Marquardt algorithm is improved when the predicted parameters deviate greatly from the actual value of the artillery shell.

Keywords: *Firefinder radar*; *Levenberg – Marquardt algorithm*; *particle swarm optimization.*


HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ
MILITARY TECHNICAL ACADEMY