# BỘ QUỐC PHÒNG Học Viện kỹ thuật quân sự



# TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRỂ LẦN THỨ XIX - NĂM 2024

(TẬP 1: HÓA-LÝ KỸ THUẬT, CƠ KHÍ, VŨ KHÍ-ĐẠN-TPTN-KTQH, HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ)



NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN ISBN: 978-604-485-700-8

Hà Nội - 2024

## BỘ QUỐC PHÒNG HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

200



# TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRỂ LẦN THỨ XIX – NĂM 2024 (TẬP 1: HÓA-LÝ KỸ THUẬT, CƠ KHÍ, VŨ KHÍ, HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ)



# NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN

ISBN: 978-604-485-700-8

Hà Nội - 2024

# MỤC LỤC

ТТ	T Tác giả		Tên bài báo				
1.	Trần Hoàng	Phi <i>et al</i> .	Năng lượng Hydrogen tại Việt Nam, tiềm năng, cơ hội và thách thức dưới góc nhìn của Công nghệ hóa học	1			
2.	Tran Trong	An et al.	Corrosion resistance of zinc-doped hydroxyapatite coating on titanium substrate using plasma electrolytic oxidation for biomedical applications	2			
3.	Nguyễn Quang	Đạt <i>et al</i> .	Tổng hợp vật liệu LiNi0,8Mn0,1Co0,1O2 (NMC811) bằng phương pháp đồng kết tủa, ứng dung chế tao pin ion liti	16			
4.	Tạ Văn	Hoàng <i>et al</i> .	Vật liệu mới trên cơ sở $ACo_2S_4$ (A = Ni và Mn) ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện	25			
5.	Pham Van	Phuoc <i>et al</i> .	Fabrication of Sn spheres on the silicon substrate by chemical vapor deposition method	36			
6.	Trịnh Viết	Linh <i>et al</i> .	Nghiên cứu và tối ru hóa quy trình tổng hợp miramistin ứng dung làm hợp chất kháng vi sinh vật kiểm đinh	41			
7.	Vũ Hữu	Mạnh <i>et al</i> .	Kim loại Rhodium xúc tác phản ứng amid hóa trên nền cơ chất azine	49			
8.	Nguyen Thi	Thanh <i>et al</i> .	Study of microwave absorption performance of biomass- derived carbon from coconut shell	57			
9.	Vũ Anh	Hùng <i>et al</i> .	Khảo sát, đánh giá các hệ thống robot trinh sát sinh học, hóa học và phóng xa	66			
10.	Lê Đình	V <u>i</u> et al.	Cơ chế hình thành và công nghệ chế tạo vật liệu xốp cấu trúc nano trên cơ sở ô-xít nhôm bằng ăn mòn điện hóa	72			
11.	Nguyễn Văn	Chương	Vật liệu bán dẫn thế hệ mới: Thách thức và cơ hội	81			
12.	Lê Phạm	Bình <i>et al</i> .	Dynamic analysis of FGM porous nanoplates resting on elastic foundation using nonlocal elasticity theory	82			
13.	Nguyễn Hữu	Chiến <i>et al</i> .	Adhesion evalutation of the PLC deposited coatings on 316L stainless steel substrate	90			
14.	Trần Huy	Chương <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của kích thước hạt sinh khối đến quá trình cháy của than Antraxit trong buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W	98			
15.	Nguyễn Văn	Cường et al.	The influence of electrostatic forces on the resonance frequency of the accelerometer sensor	105			
16.	Nguyễn Trường	Giang et al.	Tổng quan gia công tia lửa điện có trộn bột dẫn điện	113			
17.	Vũ Minh	Hoàn <i>et al</i> .	Design and simulation of a flexible robot for moving in a tube	124			
18.	Đinh Đức	Mạnh <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số công nghệ chính đến hình dạng đường hàn đơn được chế tạo bởi công nghệ in 3D vật liệu Inconel sử dụng nguồn nhiệt hồ quang dạng CMT	133			
19.	Phùng Văn	Minh <i>et al</i> .	Experimental and numerical study on the effectiveness of high-strength steels protecting against API BZ projectiles	139			

TΤ	Tác	giả	Tên bài báo	Trang
20.	Dương Văn	Ngụy et al.	Ånh hưởng của một số thông số công nghệ đến chất lượng đường đơn khi tạo hình thép không gỉ 316l bằng công nghệ bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser	155
21.	Bùi Hữu	Toán <i>et al</i> .	Một ý tưởng về hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh hiệu năng cao	164
22.	Nguyễn Văn	Toàn <i>et al</i> .	Nghiên cứu tương tác chất lưu – nhiệt – kết cấu (FTSI) một chiều của dây Nichrome trong điều kiện sôi màng bằng phương phán số	183
23.	Đào Mạnh Anh	Tuấn <i>et al</i> .	Xác định lực và áp lực lên khuôn khi ép qua kênh gấp khúc vật liệu đồng M1 bằng phương pháp mô phỏng số và so sánh với phương pháp giải bằng phương pháp định trị trên	191
24	Ta Văn	Dirong <i>et al</i>	Laser sinh học thông minh dùng cho chặm sóc sức khỏe	202
2 <del>4</del> . 25.	Hoàng Văn	Cường <i>et al</i> .	Úng dụng phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng tác dụng đạn	202
26.	Nguyễn Ngọc	Dũng <i>et al</i> .	Phân tích các tham số làm việc của cơ cấu cảm biến mục tiêu kiểu va đâp sóng ứng suất	212
27.	Nguyễn Ngọc	Dũng et al.	Nghiên cứu sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lục kẹp chặt vỏ đạn pháo 23mm	218
28.	Nguyễn Trường	Giang <i>et al</i> .	Nghiên cứu xử lý số liệu thực nghiệm khi thành lập bảng bắn của vũ khí bô binh	226
29.	Bùi Thái	Hòa <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của góc tấn và vận tốc khi bay trong không khí của đầu đạn FG-45VN đến hệ số lực cản chính diện	236
30.	Bùi Văn	Kỳ et al.	Nghiên cứu tính toán uy lực đầu đạn đa dụng	244
31.	Nguyễn Hoài	Linh <i>et al</i> .	Đánh giá khả năng sử dụng cảm biến cơ – quang dùng trong ngòi đan	252
32.	Nguyễn Hoài	Linh <i>et al</i> .	Cơ chế hình thành dòng xuyên va tương tác với mục tiêu của đan lõm quay	260
33.	Phạm Hồng	Quân <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tao hình	268
34.	Lê Văn	Tám <i>et al</i> .	Nghiên cứu tăng tầm cho đạn cối 100 mm bằng giải pháp dùng vòng bịt kín và thay thế liều phụ	278
35.	Lê Văn	Tám <i>et al</i> .	Phân tích tham số làm việc của cảm biến điện từ dạng xoáy từ trong ngòi tên lửa IGLA	286
36.	Hứa Trường	Thịnh <i>et al</i> .	Nghiên cứu nâng cao hiệu quả chống đạn cho mô đun giáp nhiều lớp	294
37.	Bùi Văn	Tính <i>et al</i> .	Xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi bằng phương pháp mô phỏng số	303
38.	Đào Văn	Toàn <i>et al</i> .	Nghiên cứu các giải pháp tăng xuyên cho đạn súng ngắn K51 theo phương án sử dụng kết cấu đầu đan nhỏ hơn cỡ	312
39.	Vương Văn	Tùng <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số thiết kế phần chiến đấu đến uy lực xuyên của đạn xuyên lõm	322

TT	Tác	giả	Tên bài báo	Trang
40.	Đoàn Đắc	Ước et al.	Ånh hưởng của biến tính bột nano Co-Fe-Ni đến một số chỉ tiêu cơ tính của chi tiết lõi xuyên đầu đạn chế tạo trên cơ sở vật liệu cachit vonfram	332
41.	Nguyễn Nam	Son <i>et al</i> .	Ảnh hưởng của nano sắt (III) oxit và graphen lên một số đặc trưng cháy và phát xạ hồng ngoại của thuốc hỏa thuật Magie- Teflon-Viton	340
42.	Dương Đình	Phước <i>et al</i> .	Khảo sát ảnh hưởng của các sai số khi thiết lập máy gia công đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang ảnh nhiệt có sử dụng bề mặt phi cầu/nhiễu xa	350
43.	Nguyễn Doãn	Thông <i>et al</i> .	Nghiên cứu xây dựng hàm số xác định vị trí đỉnh để tái tạo biên dạng bề mặt chi tiết quang cơ bằng phương pháp giao thoa ánh sáng trắng	360
44.	Hứa Trường	Thịnh <i>et al</i> .	Nghiên cứu giải pháp tăng xuyên cho đạn 7,62x25mm theo phương án đan thoát vỏ	369
45.	Võ Duy	Thông et al.	Nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng làm việc của ngòi MД-8	379
46.	Kongsathith	Phanthavong <i>et al</i> .	Giản đồ độ nhạy của cơ cấu va đập quán tính ngòi MД-10	387
47.	Nguyễn Quang	Tuân <i>et al</i> .	Một phương pháp nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát tới quá trình thoát vỏ của đạn xuyên kiểu SLAP bắn trên súng ngắn	393
48.	Đào Văn	Toàn <i>et al</i> .	Nghiên cứu thiết kế hệ thống bảo hiểm mạch chiến đấu của ngòi điện tử dùng cho lưu đan	398
49.	Đỗ Văn	Giôn <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của chuyển động khối quán tính trong cơ cấu va đập toàn phương đến cường độ tín hiệu trong cảm biến va đập trong ngòi lưu đan cham nổ điện - cơ	407
50.	Ngô Văn	An et al.	Đánh giá khả năng hạn chế sóng nổ của ụ chống nổ lây nhà kho đạn dược với kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông	419
51.	Nguyễn Bảo	Khánh <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số đến điện áp phát của cảm biến va đập áp điện dùng trong ngòi B-15	428
52.	Hứa Trường	Thịnh <i>et al</i> .	Nghiên cứu khả năng ứng dụng công nghệ Vi cơ – điện (MEMS) trong thiết kế và chế tạo cơ cấu bảo hiểm ngòi đạn	435
53.	Nguyễn Hoài	Linh <i>et al</i> .	Ảnh hưởng của chuyển động quay quanh trục đến uy lực đạn M79-XL Việt Nam	443
54.	Nguyễn Việt	Anh <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng hình dạng ngòi đạn đến đặc trưng khí động của đạn 40x365mm HEI-T	450
55.	Phan Văn	Tuấn <i>et al</i> .	Nghiên cứu một số đặc tính khí động của đầu đạn 5K-18M bằng phương pháp mô phỏng	459
56.	Nguyễn Bảo	Khánh <i>et al</i> .	Xây dựng phương pháp kỹ thuật tính toán uy lực đạn lõm với mặt cắt phân hình vuông góc đường sinh phễu lót	468
57.	Phạm Đặng	Biên <i>et al</i> .	Nghiên cứu một số yếu tố ảnh hưởng đến hệ số cản sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xilanh máy hãm lùi	476

TT	Tác	giả	Tên bài báo	Trang
58.	Nguyễn Công	Chiến <i>et al</i> .	Nghiên cứu ổn định động của pháo 105mm khi lắp trên xe bánh xích	485
59.	Nguyễn Quốc	Đạt <i>et al</i> .	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 3Y23-2	492
60.	Lê Khả	Hải <i>et al</i> .	Khảo sát động lực học súng phóng lựu SPL 30	502
61.	Trần Trung	Hiếu <i>et al</i> .	Nghiên cứu bài toán động lực học súng bắn tập AK sử dụng năng lượng điện	511
62.	Nguyễn Thanh	Hiệu <i>et al</i> .	Khảo sát ảnh hưởng các thông số của lò xo đẩy lên khi chế tạo đến hoạt động của pháo khi bắn trên xe chiến đấu XCB- 01	521
63.	Nguyễn Hải	Nguyên et al.	Ảnh hưởng của hệ thống ổn định đến xác suất trúng mục tiêu của hệ thống phòng không tầm thấp khi lắp trên tàu hải quân	530
64.	Trần Xuân	Phong <i>et al</i> .	Nghiên cứu chất lượng bề mặt nhuộm đen vũ khí bộ binh theo quy trình nhuộm đen mới đang áp dụng tại kho K680/Cục Quân khí	540
65.	Dương Đình	Quång et al.	Khảo sát dao động của bệ phóng FMV lắp trên tàu Hải quân	549
66.	Nguyễn Lê	Minh et al.	Một số định hướng phát triển UAV quân sự tại Việt Nam	557
67.	Đoàn Văn	Sang et al.	Mô hình cơ cấu phát hoả súng bắn tỉa T5000	558
68.	Trương Trường	Son <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của thông số hãm lùi và đẩy lên đến hoạt động của pháo 37mm K39	565
69.	Dương Văn	Thạch	Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến ổn định của súng đại liên 7,62mm PKMS khi bắn bằng phương pháp thử nghiệm sàng lọc Plackett-Burman	572
70.	Trần Hoàng	Thông <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng các thông số trích khí đến dịch chuyển của pháo 23mm trên giảm giật	583
71.	Đặng Đình	Tráng <i>et al</i> .	Nghiên cứu sự mất liên kết của bánh pháo 85mmD44 khi bắn trên nền đất cứng có kể đến sự đàn hồi của bánh lốp	592
72.	Nguyễn Viết	Tuyến <i>et al</i> .	Xây dựng chương trình tự động tính năng lực sửa chữa của phân xưởng sửa chữa pháo phòng không cấp chiến lược	601
73.	Nguyễn Đức	Anh <i>et al</i> .	Nghiên cứu thiết kế chế tạo thiết bị điều khiển, giám sát năng lượng ắc quy ứng dụng trong các trạm đo nước	607
74.	Bùi Ngọc	Diệp et al.	Nghiên cứu xây dựng thiết bị kiểm tra linh kiện điện tử số của Nga trên cơ sở FPGA	618
75.	Phan Văn	Đạt <i>et al</i> .	Nghiên cứu, xây dựng chương trình gắp đặt tự động ứng dụng các thuật toán học sâu trên cơ sở tay máy UR5	631
76.	Vũ Minh	Đức et al.	Nhận dạng tham số ảnh hưởng đến kích thước mối hàn MIG sử dụng mô hình học máy	642
77.	Tạ Đức	Håi <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi kết cấu khung máy đến sai số quỹ đạo (đầu in) máy in 3D xây dựng	651
78.	Trần Xuân	Trung et al.	Phương pháp phân tích và xử lý dữ liệu GPS	659
79.	Nguyễn Tuấn	Anh et al.	Xây dựng mô hình kết cấu của robot di động WARTHOG	669

TT	Tác	giả	Tên bài báo	Trang
80.	Phan Đức	Đình <i>et al</i> .	Nghiên cứu tính toán ảnh hưởng của gió cạnh đến đặc tính khí động của máy bay YAK-130 trong giai đoạn cải bằng của quá trình hạ cánh bằng phần mềm ANSYS-CFX	680
81.	Trần Ngọc	Đoàn <i>et al</i> .	Nghiên cứu phân bố ứng suất giữa các lớp của panel trụ FG sandwich chịu tác dụng tải trọng tĩnh	687
82.	Nguyễn Trung	Dũng <i>et al</i> .	Trực quan hóa dòng chảy rối trên vùng tương tác bằng phương pháp thống kê tương quan hai điểm	698
83.	Phạm Văn	Duy et al.	Xây dựng mô hình và tính toán đặc tính khí động cho mẫu máy bay kết cấu dạng Heron	707
84.	Lê Đình	Hiếu <i>et al</i> .	Nghiên cứu đặc tính khí động của tên lửa cấu hình 'Con vịt' sử dụng cánh đuôi quay tự do	717
85.	Dương Mạnh	Hùng <i>et al</i> .	Thiết kế, thực nghiệm giải pháp giám sát và điều khiển từ xa Quadrotor qua mạng internet sử dụng modul SIM 4G	726
86.	Nguyễn Đình	Quang et al.	Xây dựng mô hình và khảo sát ảnh hưởng một số tham số hình học của rãnh dọc tới lực cản của vật thể bay dạng tròn xoay	737
87.	Dương Văn	Quang et al.	Flutter analysis of bio-inspired laminated composite panel in supersonic flow	750
88.	Dương Văn	Quang et al.	Stress analysis of FG-CNTRC cylinder shell with different boundary conditions in thermal environment	762
89.	Nguyễn Văn	Thắng <i>et al</i> .	Xây dựng phương pháp nghiên cứu tính toán khí động không dừng cho tên lửa	773
90.	Lê Vũ Đan	Thanh <i>et al</i> .	Thiết bị bay không người lái có độ cao lớn-thời gian bay dài (HALE UAV): lịch sử phát triển, ứng dụng và các vấn đề công nghệ	784
91.	Nguyễn Anh	Tuấn <i>et al</i> .	Nghiên cứu thuật toán xây dựng quỹ đạo cho UAV tìm kiếm cứu hộ, cứu nạn	793
92.	Dương Minh	Đức <i>et al</i> .	Nghiên cứu ảnh hưởng của tỷ lệ nhiên liệu và áp suất ban đầu tới thông số nổ Chapman - Jouget của hỗn hợp nhiên liệu metan - không khí	800
93.	Trịnh Quang	Kiên <i>et al</i> .	Tổng quan về thiết kế vi mạch: xu hướng, cơ hội và thách thức	808
94.	Lê Quang	Quyền <i>et al</i> .	Nghiên cứu, khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chuyển động và góc lắp lá cánh đến đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng	809

# Năng lượng Hydrogen tại Việt nam, tiềm năng, cơ hội và thách thức dưới góc nhìn của Công nghệ hóa học

#### TS Trần Hoàng Phi

Bộ môn Công nghệ Hóa học, Khoa Hóa - Lý kỹ thuật/Học viện KTQS Email: doanvn@lqdtu.edu.vn Tel: 0969697485

**Tóm tắt:** Hướng tới mục tiêu được thiết lập từ Hiệp ước Paris năm 2015, hướng tới ru tiên phát triển các hệ thống năng lượng ít phát thải cacbon, và giảm tốc độ nóng lên toàn cầu xuống dưới 2°C, ru tiên ngưỡng gần 1,5°C, tương đương trước cách mạng công nghiệp. Hydrogen xanh, được sản xuất từ quá trình điện phân, và tiếp nhận năng lượng từ những nguồn vô tận và không ổn định như năng lượng gió, năng lượng mặt trời, được sử dụng, như một ứng viên tiềm năng cho quá trình chuyển đổi năng lượng tái tạo sang năng lượng hóa học, có khả năng ru trội về lưu trữ và vận tải. Trong viễn cảnh lạc quan nhất, duy trì được quá trình tối ru hóa và giảm giá thành hai dạng năng lượng tái tạo phổ biến, song hành với sự tăng cường hiệu suất của các thiết bị điện phân, giá của hydrogen có thể dần dần tiệm cận ngưỡng thương mại vào năm 2050. Là một phần của tiến trình chuyển đội năng lượng, Việt Nam, với vị trí địa chính trị chiến lược thuận lợi, đem tới những tiềm năng và cơ hội rất lớn cho nghiên cứu và phát triển (R&D) năng lượng hydrogen. Tuy nhiên, vẫn còn tồn tại các rào cản và hạn chế cần từng bước gỡ bỏ. Đứng từ góc nhìn của công nghệ hóa học, quá trình chuyển đổi từ năng lượng tái tạo sẫn có sang năng lượng hydrogen tuy còn nhiều thách thức, nhưng hoàn toàn khả thi.

Từ khóa: Năng lượng hydrogen, thiết bị điện phân, điện gió ngoài khơi, điện mặt trời, công nghệ hóa học.

## Hydrogen Energy in Vietnam, potential, opportunity and challenge under Chemical-engineering perspective

**Abstract:** Towards achieving the goals set by the Paris Agreement, it is imperative to prioritize the development of low-carbon energy systems and to curb the global temperature increase to below 2°C, preferably close to 1.5°C, compared to preindustrial levels. Green hydrogen, generated through electrolysis and powered by abundant yet intermittent energy sources such as solar and wind energy, emerges as a highly promising candidate for converting renewable electricity into chemical energy, storage, and transportable forms. In an optimistic scenario, assuming the ongoing cost reduction trends in solar photovoltaics (PV), onshore and offshore wind energy, as well as improvements in electrolyzer efficiency, the cost of hydrogen could feasibly reach commercial viability by 2050. Vietnam's strategic geopolitical position presents significant potential and opportunities for research and development in hydrogen energy as part of the renewable energy transition. However, several remaining drawbacks and barriers must be gradually addressed. From a chemical engineering perspective, transitioning from onshore and offshore wind and solar energy to hydrogen energy generation poses significant challenges but is achievable.

Keywords: Green hydrogen; electrolyzer; offshore energy, chemical-engineering.

# **Corrosion Resistance of Zinc-Doped Hydroxyapatite Coating on Titanium Substrate Using Plasma Electrolytic Oxidation for Biomedical Applications**

#### Tran Trong An, Le Van Toan<sup>\*</sup>, Pham Hung Vuong, Duong Hong Quan, Pham Thi Mai Phuong, Ta Quoc Tuan

Hanoi University of Science and Technology, Dai Co Viet, Hanoi, Vietnam Environmental Engineering Department; Le Quy Don Technical University \*Email: levantoan2011@gmail.com; Tel:0868639828

#### Abstract:

This paper presents a method for depositing zinc-doped hydroxyapatite (HA) ( $Zn^{2+}$ ) on titanium (Ti/HA-Zn) using the plasma electrolytic oxidation (PEO) method in an electrolyte solution. The influence of the electrolyte composition on microstructural properties such as phase composition, and corrosion resistance of the Ti/HA-Zn coating is investigated. The PEO process is carried out in a solution containing calcium ions and phosphorus ions to form a hydroxyapatite layer on the surface of the titanium substrate. Additionally, the effect of zinc doping concentration in the hydroxyapatite layer on electrochemical properties compared to the undoped hydroxyapatite coating is studied. Surface morphology and phase are examined using scanning electron microscopy (SEM) and X-ray Diffraction (XRD). Corrosion resistance properties of the samples are analyzed in a simulated body fluid (SBF) solution using electrochemical impedance spectroscopy (EIS) and polarization curve measurements (I – E).

Keywords: titanium; hydroxyapatite; coating; anodizing; PEO; corrosion resistance

#### 1. Introduction

Titanium and titanium alloys are widely used materials in the field of biomedical applications due to their physical and mechanical properties, such as high strength, good corrosion resistance, low elastic modulus, good hardness, and low density [1]. The excellent biocompatibility of titanium and titanium alloys is attributed to the formation of a titanium dioxide layer influenced by natural factors such as exposure to air or moisture on the material surface. However, this oxide layer is thin, ranging from 1,5 to 10 nm, has low hardness, and limited corrosion resistance [2]. It is prone to abrasion under friction and can dissolve in the human body environment [3]. This dissolution not only adversely affects the bone healing process and surrounding tissues, leading to uncontrolled release of cytokines that can cause tissue damage, injury, or other chronic diseases [4] Therefore, improving properties such as increasing thickness and enhancing the corrosion resistance of the titanium dioxide layer, while integrating some bioactive components onto the surface, has been a subject of research interest. This is commonly achieved through various methods such as plasma electrolytic oxidation (PEO) [5, 6] micro-arc oxidation (MAO) [7], ion beam-assisted sputter deposition (IBASVD) [8], and plasma spraying [9].

Plasma electrolytic oxidation (PEO) is an electrochemical oxidation process that utilizes high voltage in a solution to induce plasma discharge phenomena. The formation of a coating on the electrode surface is attributed to factors such as ion dissociation, the combination of anions and cations at the electrolyte-electrode interface, and the absorption of compounds onto the anodic or cathodic surface during the PEO process. Therefore, the composition and properties of the coating

can be controlled by adjusting the chemical composition of the electrolyte. PEO method allows for the modulation of coating properties by varying parameters such as voltage, current density, time, and temperature during synthesis. The morphological characteristics of the electrode surface coating are also influenced by these parameters. Currently, PEO has been extensively researched to enhance the surface characteristics of various materials, including titanium, aluminum, niobium, and magnesium. It results in the formation of an oxide layer with a thickness ranging from 1–100  $\mu$ m, ensuring a thicker layer compared to naturally formed oxide films [10].

In the field of biomedical applications, many researchers have developed multilayer coatings of TiO<sub>2</sub>/ceramics on titanium surfaces using the PEO method [7]. The outermost ceramics layer can directly bond with human bones, exhibiting essential properties that can be exploited, such as corrosion resistance, load-bearing capacity, drug release, antibacterial properties, and biocompatibility. However, ceramics are mechanically weak and prone to fracture upon impact. Currently, hydroxyapatite (HA) is the most widely used ceramic material in graft materials due to its chemical structure closely resembling bone minerals [11]. However, it is not entirely stable in the human body environment.

The intermediate  $TiO_2$  layer can effectively inhibit the dissolution of titanium into the human body, reducing the mismatch in thermal expansion coefficients and elastic moduli between HA and the titanium substrate. This helps enhance the adhesion of HA to the titanium substrate [7].

To form an HA layer on titanium using the electrochemical method, an electrochemical system is utilized as shown in Fig.2, where the titanium electrode serves as the anode, and the counter electrode is a Pt electrode. The electrolyte solution typically contains ions such as  $Ca^{2+}$ ,  $HPO_4^{2-}$ ,  $PO_4^{3-}$ . When the PEO process begins, a layer of titanium dioxide is formed on the surface of the titanium due to the anodic oxidation process of titanium according to equations (1), (2), (3) occurring at the anode:

$Ti \rightarrow Ti^{4+} + 4e$	(1)
$\text{Ti}^{4+}$ + 4011 <sup>-</sup> → $\text{Ti}\Omega_2$ + 11 <sub>2</sub> 0	(2)
$\mathrm{Ti}^{4+} + 2\mathrm{H}_2\mathrm{O} \rightarrow \mathrm{TiO}_2 + 4\mathrm{H}^+$	(3)

In the electrolyte solution, the dissociation of chemical compounds occurs, leading to the formation of ions such as  $Ca^{2+}$ ,  $HPO_4^{2-}$ ,  $PO_4^{3-}$  and OH<sup>-</sup>. Under the influence of the high voltage in the PEO process, these ions combine during the formation of TiO<sub>2</sub> to create ceramic compounds similar to HA<sup>10</sup>, as described in the following reaction:

$$(10 - x)Ca^{2+} + 6PO_4^{3-} + (2 - 2x)OH^{-} + xH_2O \rightarrow Ca_{10-x}(HPO_4)_x(PO_4)_{6-x}(OH)_{2-x}$$
(4)  
$$(10 - x)Ca^{2+} + 6PO_4^{3-} + (8 - 2x)OH^{-} \rightarrow Ca_{10-x}(HPO_4)_x(PO_4)_{6-x}(OH)_{2-x} + (6 - x)H_2O(5)$$

Zinc (Zn) is an essential trace element in bone minerals, playing a regulatory role in the immune system and bone formation [12]. Additionally, it stimulates the division and development of bone cells, enhances enzyme function, maintains membrane structure, nucleic acid metabolism, and, most importantly, prevents pathological demineralization [13]. Moreover,

it can prevent mineral loss from bones, inhibit bone resorption by osteoclasts in vivo, promote bone growth and metabolism, increase bone density, and improve properties such as corrosion resistance, antifungal, and antibacterial activities [13]. Therefore, incorporating Zinc-doped hydroxyapatite can yield versatile materials for biomedical applications. By doping zinc into hydroxyapatite, zinc can substitute or exchange positions with calcium [14, 15] imparting mechanical and biological properties suitable for medical and biocompatible material applications.

This study focuses on investigating the influence of zinc doping concentration on the morphology, structure, and electrochemical properties of Zinc-doped Ti/HA coatings compared to undoped coatings and bare Ti samples in simulated body fluid (SBF).

#### 2. Experiment

#### 2.1. Substrate Material and Electrolyte Solution

The substrate material used is commercial titanium sheets with dimensions of 10x10x1 mm and a purity of 99.9% purchased from Bibus Metals AG, Essen, Germany. The titanium sheets are polished with 2000 grit sandpaper, followed by ultrasonic vibration in acetone for approximately 20 minutes. The test samples are then rinsed with deionized water and dried in a vacuum oven at 500 °C for 1 hour. The electrolyte solution used contains a mixture of (CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>Ca.H<sub>2</sub>O at 45 g/L and NaH<sub>2</sub>PO<sub>4</sub>.2H<sub>2</sub>O at 18 g/L as the main sources of calcium and phosphorus ions. To investigate the influence of the coating structure after doping, the chemical compound with the formula (CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>Zn is completely dissolved in the solution to provide zinc ions at concentrations of 2, 4, 6, and 8 mol.%. Control samples (Ti/HA without zinc) are immersed in the solution to compare the effects of zinc doping in the HA coating.

#### 2.2. Fabrication of Ti/HA and Ti/HA-Zn Materials by Plasma Electrolytic Oxidation Method

In the electrochemical system, the cleaned titanium sheets are used as the anode to form the HA coating, while platinum sheets of equivalent size serve as the cathode. Both electrodes are immersed in the prepared electrolyte as described in Section 2.1. The PEO process is conducted at a voltage of 500 V for 300 seconds using a DC power supply. Due to the high applied voltage, the electrolyte experiences an increase in temperature, accompanied by significant gas evolution at the electrodes resulting from the electron exchange of ionized water. To maintain the temperature of the electrolyte, a water circulation cooling system is employed, ensuring that the temperature remains around 35°C throughout the experiment, as illustrated in the experimental setup in Fig. 1.



Figure 1. Schematic of the PEO electrochemical system.

The PEO process yields samples corresponding to the PEO treatment of titanium with HA coating without zinc supplementation. The working electrode consists of titanium samples with HA coating supplemented with zinc salt at concentrations of 2, 4, 6, and 8 mol%, denoted as Ti/HA-Zn, Ti/HA-2%Zn, Ti/HA-4%Zn, Ti/HA-6%Zn, and Ti/HA-8%Zn, respectively. After synthesis, the samples are thoroughly rinsed with deionized water to completely remove any remaining solution adhering to the sample surfaces.

#### 2.3. Material Properties and Total Resistance Characteristics

Surface images of the fabricated samples were observed using a scanning electron microscope (SEM) JSM-5600LV at 20 kV. The phase composition of the coating was determined through X-ray diffraction (XRD) analysis using an X-ray diffractometer operating at 40 kV and 30 mA. Electrochemical impedance spectroscopy (EIS) and potentiodynamic polarization curve measurements (I – E) were performed in a simulated body fluid (SBF) solution (pH  $\approx$  7) [16]. The testing conditions were conducted at room temperature to assess the electrochemical properties and corrosion protection capability of the coatings on the material samples after fabrication.

The electrochemical measurements were conducted using a Thales Z2.10 USB potentiostat/galvanostat in a standard two-electrode configuration, with a platinum electrode serving as the counter electrode and the titanium material coated with HA and HA-Zn components as the working electrode. To stabilize the samples before corrosion testing, the samples were immersed in SBF solution for 30 minutes. The Tafel plots were obtained through linear potential scanning from an initial potential of -100 mV to a positive potential of 100 mV, with a scan rate of 10 mV.s<sup>-1</sup>. In the EIS measurement, direct current (DC) was used over a frequency range from 0.1 Hz to  $10^5$  Hz. The EIS spectra were processed using Eisanalyser software to extract the necessary parameters. The polarization resistance in the Tafel extrapolation method was determined using the formula (a) :

$$R_{p} = \frac{\beta_{a} \times \beta_{c}}{2.303 \times i_{corr} \times (\beta_{a} + \beta_{c})}$$
(a)

Where,  $\beta_a$  and  $\beta_r$  are the anodic and cathodic Tafel slopes of the sample;  $i_{corr}$  is the corrosion current density of the substrate;  $R_p$  is the polarization resistance of the substrate.

The corrosion rate (v) can be determined from the corrosion current density obeying Faraday's law:

$$v = \frac{M}{nF}i_{corr} = 3.73 \times 10^{-4} \frac{M}{n}i_{corr}(g/m^2h)$$
 (b)

Where, M is the molar mass of the metal (g/mol), n is the number of electrons exchanged per metal atom, F is the Faraday constant.

Using formula (c) to assess the corrosion protection efficiency of the Ti/HA coatings compared to bare titanium in SBF solution on the Tafel curve:

$$H(\%) = \frac{c_{R_{PEO}} - c_{R_{Ti}}}{c_{R_{Ti}}}.100\%$$
(c)

Where, H (%) is the corrosion protection efficiency of the Ti/HA coating synthesized by the PEO method (%),  $CR_{PEO}$  is the corrosion rate of the undoped/doped Zn-coated HA layer (mg/m<sup>2</sup>h);  $CR_{Ti}$  is the corrosion rate of bare Ti (mg/m<sup>2</sup>h).

#### 3. Results and Discussion

#### 3.1. Surface Morphology Analysis

The SEM images at 50X magnification in Fig.2 illustrate the influence of the electrolyte composition on the surface morphology of the coatings after the synthesis process using the PEO method. Accordingly, samples after forming HA on titanium (Fig.2b-f) exhibit a porous structure across the entire surface, differing significantly from the bare titanium sample (Fig.2a). Particularly, for the Ti/HA without Zn sample (Fig.2b), a foam-like porous structure appears prominently across the entire surface, with relatively uniform pore sizes of approximately 90 µm. As the Zn doping concentration on HA increases, there is no significant difference in the samples from Fig.2c-f. The pores become less distinct compared to Ti/HA without Zn, and/or the pores may not have developed as clearly. Studies suggest that during plasma electrolytic oxidation, under the influence of high voltage, the rapidly solidifying oxides formed in the sparking process quickly solidify to be absorbed on the substrate's surface, resulting in the formation of foam-like porous structures on the coating surface [16]. When increasing the concentration of zinc ions in the solution, which thickens the oxide layer, the melting of oxides becomes more challenging during the PEO process, and foam-like pores may not appear as distinctly as in Ti/HA without Zn.



*Figure 2. SEM images (50X magnification) of synthesized samples (a) Bare Ti; (b) Ti/HA; (c) Ti/HA-2%Zn; (d) Ti/HA-4%Zn; (e) Ti/HA-6%Zn; (f) Ti/HA-8%Zn* 

From the FESEM images at 500X magnification in Fig.3, some small pores are observed, possibly because of high voltage causing electrolysis of water on the electrode surface. The sparking process of water electrolysis occurs at the anode surface, leading to the release of oxygen, creating small pores. As the concentration of the (CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>Zn solution increases, water electrolysis at the cathode becomes more favorable, making the formation of oxygen gas bubbles on the electrode surface more favorable, and more small pores appear. In Fig.3f, when the doping concentration on the Ti/HA-8%Zn sample increases, the oxygen gas bubbles are more pronounced than in other samples. In Fig.4d, the porous holes on the surface of the Ti/HA-4%Zn sample are very deep, not sealed at the bottom, providing a large surface area, creating spaces for cells to penetrate and interact within the material.



Figure 3. SEM images (500X magnification) of synthesized samples (a) Bare Ti; (b) Ti/HA; (c) Ti/HA-2%Zn; (d) Ti/HA-4%Zn; (e) Ti/HA-6%Zn; (f) Ti/HA-8%Zn.

When the PEO process begins, an amorphous  $TiO_x$  layer is formed on the titanium surface due to contact with the electrolyte solution<sup>10</sup>. Under the influence of high voltage, this layer transforms into a crystalline  $TiO_2$  structure. On the other hand, in the solution containing calcium acetate Ca(CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>, sodium dibiphosphate NaH<sub>2</sub>PO<sub>4</sub>, and water, the electrolytic dissociation leads to the formation of Ca<sup>2+</sup>, HPO<sub>4</sub><sup>2-</sup>, PO<sub>4</sub><sup>3-</sup> and OH- ions, respectively. These ions can also contribute to the development of the TiO<sub>2</sub> layer, simultaneously synthesizing a mixed ceramic layer absorbed on the outer surface of the newly created material.

#### 3.2 X-ray Diffraction (XRD) Analysis

Fig.4 illustrates the XRD patterns of the synthesized samples recorded in the range from  $20^{\circ}$  to  $70^{\circ}$ . It can be observed that only characteristic phases of titanium are present at peaks  $38.3^{\circ}$  and  $44.5^{\circ}$  corresponding to  $\alpha$ -Ti in Fig.4a, according to the JCPDS standard card 44-1294 [17].

For the samples synthesized by the PEO method, the crystalline phases are clearly shown in Fig.4b-f. The variation in the concentration of Zn dopant reduces or eliminates the intensity of the titanium X-ray diffraction peak, with no appearance of TiO<sub>2</sub> peaks. In the 2 $\theta$  range from 20° to 40°, the peaks of CaHPO<sub>4</sub> and Ca<sub>x+2</sub>P<sub>2x</sub>O<sub>6x+2</sub> are observed according to the JCPDS standard cards 04-0513 [18], and 44-0752, respectively. The peaks of HA are found in the range of 20° to 50° according to the JCPDS standard card 09-0432. No characteristic peaks for Zn compounds are observed [19]. Moreover, there is no presence of background noise at 38.3° to 44.5° of titanium in all samples according to Fig.4b-f, indicating that the Ti/HA and Ti/HA-Zn coatings at different concentrations are well-encapsulated, exhibit few cracks, and are relatively thick. Particularly in Fig.4d, the Ti/HA-4%Zn sample does not show the Ca<sub>x+2</sub>P<sub>2x</sub>O<sub>6x+2</sub> peak at 2 $\theta$  values of 21° and 37°, which may be attributed to the substitution of Zn into Ca in HA, reducing the appearance of the Ca<sub>x+2</sub>P<sub>2x</sub>O<sub>6x+2</sub> peak compared to other samples.



Figure 4 . X-ray diffraction of synthesized samples (a) Bare Ti; (b) Ti/HA; (c) Ti/HA-2%Zn; (d) Ti/HA-4%Zn; (e) Ti/HA-6%Zn và (f) Ti/HA-8%Zn

# 3.2. Electrochemical Characteristics in Simulated Body Fluid 3.2.1. Corrosion Behavior Analysis

The free corrosion potential (FCP) plots are derived from the potentiodynamic polarization curves (I-E) of the substrate, doped, and undoped samples, as shown in Fig.5. Corrosion parameters utilizing Tafel curves are processed and summarized in Table 1.



Figure 5. (a) Free corrosion potential (FCP); (b) Potentiodynamic polarization curve (I-E)

The corrosion potential ( $E_{corr}$ ) and corrosion rate of pure titanium are -0,595 V and 3,161 mg/m<sup>2</sup>h, respectively. When forming an HA coating on titanium in both cases without Zn and with different concentrations of Zn, the corrosion potential increases, and the corrosion rate decreases consistently. Specifically, the corrosion potential of the Ti/HA without Zn sample increases to -0,491 V, indicating that the activity of the titanium is reduced when coated with HA, resulting in a corrosion protection efficiency increase of 62,54% compared to pure titanium.

When Zn is doped onto HA at different concentrations from 2 to 4%, the corrosion potential of the samples increases. Particularly, with 4% Zn doping, the corrosion potential increases to -0,301 V, and the corrosion protection efficiency increases to 93,45% compared to pure titanium. Thus, increasing the concentration of Zn dopant from 2% to 4% in PEO-treated samples enhances corrosion resistance compared to the pure titanium substrate. However, as the Zn concentration continues to increase, it leads to a reduction in the corrosion potential to -0,401 V and -0,437 V for 6% and 8% Zn doping, respectively. This suggests an increase in the chemical activation of the sample. The reason is that the increasing zinc concentration creates a more porous surface, leading to a decrease in the corrosion potential or an increase in the chemical activation of the samples.

Samples	E <sub>corr</sub> (V)	Ecorr (%)	i <sub>corr</sub> (x10 <sup>-7</sup> A/cm <sup>2</sup> )	R <sub>corr</sub> (kΩcm <sup>2</sup> )	CR (mg/m <sup>2</sup> h)	CP Efficient H(%)
Ti	-0,595	0%	0,7061	593	3,161	0%
Ti/HA	-0,491	17,48%	0,2645	1127	1,184	62,54%
Ti/HA- 2%Zn	-0,364	38,82%	0,0677	7916	0,303	90,41%
Ti/HA-	-0,301	49,41%	0,0463	12888	0,207	93,45%

Table 1. Electrochemical Behavior of Synthesized Samples

4%Zn						
Ti/HA- 6%Zn	-0,401	32,60%	0,1265	2947	0,566	82,09%
Ti/HA- 8%Zn	-0,437	26,55%	0,3024	1653	1,354	57,16%

The graph in Fig.6 depicts the change in corrosion protection efficiency of Ti/HA and Ti/HA-Zn samples at different concentrations compared to bare Ti samples. In this context, corrosion protection efficiency in the SBF solution increases with the formation of HA on titanium, and when Zn is doped onto HA, the corrosion protection efficiency may further increase. The Ti/HA-4%Zn sample achieves the highest corrosion protection efficiency at 93,45%.



*Figure 6. Corrosion protection efficiency of synthesized samples* **3.2.2. Electrochemical impedance spectroscopy** 

Fig.7a shows the Nyquist impedance spectra of synthesized samples in the simulated SBF solution. The Nyquist plot for pure titanium is nearly linear, forming a vertical line. This behavior is due to the formation of a stable oxide layer on the Ti surface, slowing down the charge transfer process from the Ti surface to the solution. The Bode phase plot of Ti in Fig.7c has a phase angle close to -800 Hz in the low-frequency range, and the frequency decrease on the Bode phase plot of titanium is evident, indicating the uniform and tight oxide layer formed on titanium, with a high corrosion resistance of approximately 398 k $\Omega$ cm<sup>2</sup>. The equivalent circuit of bare titanium is similar to that in Fig.8a.

The Nyquist plot for Ti/HA without Zn and Ti/HA-Zn resembles a semicircle with the diameter lying on the horizontal Zreal axis, with Ti/HA-4%Zn having the largest semicircle. This indicates that Ti/HA-4%Zn has the highest corrosion resistance among Ti/HA and Ti/HA-Zn. The equivalent circuit of Ti/HA-4%Zn is shown in Fig.8b, corresponding to  $n_c$  near 1. The Ti/HA without Zn and Ti/HA-Zn at other concentrations have equivalent circuits shown in Fig.8c, corresponding to  $n_c$  close to 0,5.



Figure 7. Impedance spectra of the investigated samples (a) Nyquist plot; (b) Bode impedance plot; (c) Bode phase plot



Figure 8. Equivalent layers and circuits in the EIS measurement (a) bare Ti; (b) Ti/HA-4%Zn và (c) Ti/HA, Ti/HA-2%Zn. Ti/HA-6%Zn và Ti/HA-8%Zn

The components in the equivalent circuit include the Ohmic resistance of the SBF solution ( $R_s$ ), charge transfer resistance ( $R_p$ ), and equivalent capacitor ( $CPE_p$ ) of the porous layer interface with the SBF solution. Additionally, it includes the resistance of the corrosion product ( $R_c$ ) in parallel with the constant phase element ( $CPE_c$ ) of the compact layer interface with respect to the titanium substrate. The charge transfer resistance ( $R_c$ ) is an important parameter, and  $R_c$  is inversely proportional to the corrosion rate for each type of coating. The  $R_c$  values are directly proportional to the thickness and inversely proportional to the porosity of the oxide layer. In Table 2, the values of  $R_c$  for bare Ti is 398 k $\Omega$ cm<sup>2</sup> and the values of  $R_p$  for Ti/HA-4%Zn is 153 k $\Omega$ cm<sup>2</sup>, indicating that the bare Ti substrate has corrosion resistance due to the compact layer, while the Ti/HA-4%Zn sample has corrosion resistance due to the porous layer.

The values of  $n_c$  for bare titanium and Ti/HA-4%Zn are 0,86458 and 0,80578, respectively, close to 1, indicating that the formed compound on the bare titanium and Ti/HA-4%Zn substrate is relatively tight with a small porosity. The compact layer can be considered as a capacitor. On the surface of Ti/HA, there is a porous layer, and the values of  $n_p$  and  $n_c$  for Ti/HA-4%Zn do not differ much, indicating that the two layers including porous layers and the compact layer formed on the Ti/HA-4%Zn sample do not significantly differ in morphology and electrochemical properties.

The CPE<sub>c</sub> values and phase angle  $n_c$  of the Ti/HA, Ti/HA-2%Zn, Ti/HA-6%Zn, and Ti/HA-8%Zn samples have  $n_c$  values close to n = 0.5. Therefore, their compact layer can be considered equivalent to a Warburg resistor. This suggests that the compact layer in these samples is less uniform, and more porous compared to the bare Ti and Ti/HA-4%Zn layers.

From the results of the corrosion potential measurements, corrosion rates, and EIS measurements, it can be observed that the outcomes are consistent. The Ti/HA-4%Zn sample forms two relatively compatible material layers on the titanium surface, thereby enhancing corrosion resistance compared to bare titanium, Ti/HA, and Ti/HA-Zn with Zn doped different concentrations

	Ti	Ti/HA	Ti/HA-	Ti/HA-	Ti/HA-	Ti/HA-
			2%Zn	4%Zn	6%Zn	8%Zn
$R_s (\Omega cm^2)$	34.818	79.298	89.045	62.155	90.514	49.871
$R_p(\Omega cm^2)$		9850.8	69078	$1.53 \times 10^{5}$	39677	25324
$R_c (\Omega cm^2)$	3.98x10 <sup>5</sup>	5174.1	163.6	58.118	2781.6	1606
CPE <sub>p</sub>		0.346	0.138	0.134	0.151	0.230
$(\mu F/cm^2)$						
n <sub>p</sub>		0.81039	0.67069	0.63439	0.78599	0.83514
CPE <sub>c</sub>	0.228	198.62	2.970	3.312	295.090	123.650

Table 2. The results of EIS modeling in SBF solution.

$(\mu F/cm^2)$						
n <sub>c</sub>	0.86458	0.3447	0.68394	0.80578	0.35882	0.41789

#### 4. Conclusion

The phases formed on the Ti surface are mainly hydroxyapatite (HA), CaHPO<sub>4</sub>,  $Ca_{x+2}P_{2x}O_{6x+2}$ , with a weak presence of TiO<sub>2</sub>. The surface of Ti/HA exhibits a foam-like porous structure. The HA and Zn-doped HA coatings on the Ti substrate are synthesized by PEO method with optimal additive concentration is 4% Zn, contributing to the highest corrosion resistance of the coating with a corrosion protection efficiency of up to 93,45% compared to the bare titanium substrate. The coating produced by the PEO method on the Ti substrate consists of two layers: an outer porous layer and a compact layer in contact with the titanium substrate. For the sample synthesized under the Ti/HA-4%Zn condition, the porous layer has a charge transfer resistance  $R_p$  of 153 k $\Omega$ cm<sup>2</sup>, and the compact layer with the titanium substrate has a phase angle n<sub>c</sub> close to 1. The sample surface is tightly sealed, with low porosity, exhibiting favorable electrochemical properties in protecting the titanium substrate against corrosion.

#### References

1. A. Krzakała, K. Słuzalska, G. Derczc, A. Macieja, A. Kazek, J. Szade, A. Winiarskid, M. Dudeke, J. Michalskaf, G. Tylko, A. M. Osyczkab, W. Simka: Characterisation of bioactive films on Ti–6Al–4V alloy. *Electrochimica Acta* **104**, 425 (2013).

2. K. Gulati, S. Ramakrishnan, M. Sinn Aw, G. J. Atkins, D. M. Findlay, D. Losic: Biocompatible polymer coating of titania nanotube arrays for improved drug elution and osteoblast adhesion. *Acta Biomaterialia* **8**, 449 (2012).

3. A. Fattah-Alhosseini, M. K. Keshavarz, M. Molaei, S. O. Gashti: Plasma Electrolytic Oxidation (PEO) Process on Commercially Pure Ti Surface: Effects of Electrolyte on the Microstructure and Corrosion Behavior of Coatings. *Metall Mater Trans A Phys Metall Mater Sci.* **49**, 4966 (2018).

4. M.C García-Alonso, L Saldaña, G Vallés, J.L González-Carrasco, J González-Cabrero, M.E Martínez, E Gil-Garay and L Munuera: In vitro corrosion behaviour and osteoblast response of thermally oxidised Ti6Al4V alloy. *Biomaterials* **24**, 19 (2003).

5. R. Chaharmahal, A. Fattah-alhosseini, K. Babaei: Surface characterization and corrosion behavior of calcium phosphate (Ca-P) base composite layer on Mg and its alloys using plasma electrolytic oxidation (PEO): A review. J. Magnes. Alloy. 9, 21 (2020).

6. F. C. Walsh, C. T. J. Low, R. J. K. Wood, K. T. Stevens, J. Archer, A. R. Poeton and A. Ryder: Plasma electrolytic oxidation (PEO) for production of anodized coatings on lightweight metal (Al, Mg, Ti) alloys. *Trans. Inst. Met.* **87**, 122 (2009).

7. J. Hao, Y. Li, X. Wang, X. Zhang, B. Li, H. Li, L. Zhou, F. Yin, C. Lianga, H. Wanga: Corrosion resistance and biological properties of a micro–nano structured Ti surface consisting of TiO<sub>2</sub> and hydroxyapatite. *RSC Adv.* **7**, 33285 (2017).

8. M. Hamdi and A. Ide-Ektessabi: Preparation of hydroxyapatite layer by ion beam assisted simultaneous vapor deposition. Surf. **163-164**, 362 (2003).

9. J. Wen, Y. Leng, J. Chen, C. Zhang: Chemical gradient in plasma-sprayed HA coatings. *Biomaterials* **21**, 1339 (2000).

10. E. Ahounbar, S. Mohammad Mousavi Khoei, H. Omidvar: Characteristics of in-situ synthesized Hydroxyapatite on  $TiO_2$  ceramics via plasma electrolytic oxidation. *Ceram. Int.* **45**, 1 (2018).

11. A. El-Ghannam, P. Ducheyne: 1.109 - Bioactive Ceramics. *Comprehensive Biomaterials*. 1, 157 (2011).

12. M. Molenda, J. Kolmas: The Role of Zinc in Bone Tissue Health and Regeneration— A Review. *Biol. Trace Elem. Res.* 201, 5640 (2023).

13. J. Patrick O'Connor, Deboleena Kanjilal, Marc Teitelbaum, Sheldon S. Lin and Jessica A. Cottrell: *MDPI – Materials*. **13**, 2211 (2020).

14. R. Luo, Y. Jiao, S. Zhang, J. Wu, X. Wu, K. Lu, P. Zhang, Y. Li and Q. Zhao: Fabrication, properties and biological activity of a titanium surface modified with zinc via plasma electrolytic oxidation. *Front. Mater.***10**, 1 (2023).

15. S.H. Kim, Y.H. Jeong, H.C. Choe, W. A. Brantley: Morphology change of HA films on highly ordered nanotubular Ti–Nb–Hf alloys as a function of electrochemical deposition cycle. *Surf. Coat. Technol.* **259**, 281 (2014).

16. A. Srinivasan, N. Rajendran: Surface characteristics, corrosion resistance and MG63 osteoblast-like cells attachment behaviour of nano  $SiO_2$ -ZrO<sub>2</sub> coated 316L stainless steel. *RSC Adv.* **5**, 26007 (2015).

17. Z. Sun, H. Zhang, X. Wei, R. Du, X. Hu: Fabrication and Electrochemical Properties of a SnO<sub>2</sub>-Sb Anode Doped with Ni-Nd for Phenol Oxidation. *J. Electrochem. Soc.* **162**, 590 (2015).

18. V. C. Ghantani, M. K. Dongare, S. B. Umbarkar: Nonstoichiometric Calcium Pyrophosphate: Highly Efficient and Selective Catalyst for Dehydration of Lactic Acid to Acrylic Acid. *RSC Adv.* **4**, 33319 (2014).

19. H. Hu, W. Zhang, Y. Qiao, X. Jiang, X. Liu and C. Ding: Antibacterial activity and increased bone marrow stem cell functions of Zn-incorporated TiO<sub>2</sub> coatings on titanium. *Acta Biomater.* **8**, 904 (2012).

### Nghiên cứu khả năng ăn mòn của lớp phủ hydroxyapatite pha tạp kẽm trên nền titan sử dụng phương pháp oxy hóa điện hóa ứng dụng cho y sinh

### Tóm tắt:

Bài báo này trình bày một phương pháp để tạo lớp phủ hydroxyapatite (HA) được doping zinc  $(Zn^{2+})$  lên titan (Ti/HA-Zn) bằng cách sử dụng phương pháp oxi hóa điện phân plazma (PEO) trong dung dịch điện phân. Nghiên cứu ảnh hưởng của thành phần dung dịch điện phân đối với các tính chất vi mô như thành phần pha, và khả năng chống ăn mòn của lớp phủ Ti/HA-Zn. Quá trình PEO được thực hiện trong dung dịch chứa ion canxi và ion phosphorus để tạo ra một lớp hydroxyapatite trên bề mặt của chất liệu titan. Thêm vào đó, nghiên cứu ảnh hưởng của nồng độ zinc trong lớp hydroxyapatite đối với các tính chất điện hóa so với lớp phủ hydroxyapatite không doping. Hình thái bề mặt và pha được kiểm tra bằng kính hiển vi quét điện tử (SEM) và Phân tích Tia X (XRD). Tính chống ăn mòn của các mẫu được phân tích trong dung dịch mô phỏng nước cơ thể (SBF) bằng cách sử dụng phổ điện trở phổ cảm ứng (EIS) và đo đường cong điện áp (I – E).

Từ khóa: titan; hydroxyapatite; lớp phủ; anot hóa; PEO; điện trở ăn mòn.

# Tổng hợp vật liệu LiNi<sub>0.8</sub>Mn<sub>0.1</sub>Co<sub>0.1</sub>O<sub>2</sub> (NMC811) bằng phương pháp đồng kết tủa, ứng dụng chế tạo pin ion Liti

Nguyễn Quang Đạt<sup>1</sup>, Ngô Thị Lan<sup>2</sup>, Tô Văn Nguyện<sup>2</sup>, Phan Văn Trường<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Học viên Cao học, Lớp KTHH 234D, Hệ QLHVSĐH
<sup>2</sup>Giáo viên, bộ môn CNHH, Khoa Hóa lý Kỹ thuật
<sup>3</sup>Trung tâm Nhiệt đới Việt Nga

#### Tóm tắt

Trong những năm gần đây, nhờ những ưu điểm vượt trội như: mật độ năng lượng cao, vòng đời dài và thân thiện, nhu cầu sử dụng pin ion liti tăng cao trong rất nhiều lĩnh vực. Điều này đã thúc đẩy việc phát triển pin ion liti có mật độ năng lượng cao hơn nhưng chi phí sản xuất thấp hơn. Trong nghiên cứu này vật liệu điện cực dương giàu niken ( $Li_{1.0}Ni_{0.8}Mn_{0.1}Co_{0.1}O_2$ ) (NMC811) được tổng hợp bằng cách cải tiến phương pháp đồng kết tủa kết hợp với quá trình nung sau đó. Vật liệu NMC811 có khả năng lưu trữ năng lượng cao với dung lượng riêng phóng điện lên tới xấp xỉ 221 mAhg<sup>-1</sup> ở mật độ dòng điện là 10 mAg<sup>-1</sup>, hiệu suất duy trì khoảng 65% sau 100 chu kỳ tương ứng với dung lượng của vật liệu và làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo.

#### 1. Đặt vấn đề

Pin lithium-ion (LIB) là môt trong những thiết bị lưu trữ năng lương được sử dung rông rãi nhất với nhiều ưu điểm vượt trội. Tuy nhiên, trữ lượng Liti có hạn và chi phí sản xuất cao đã đặt ra vấn đề cấp thiết là phải nâng cao tuổi tho và hiệu suất điện hóa cho loại pin này. Hiên nay, cải thiên vật liêu cathode được xem là một trong những phương pháp hiệu quả. Một số loại vật liệu cathode chính được sử dụng trong pin lithium-ion như LiCoO<sub>2</sub> (LCO)[1], LiMnO<sub>2</sub> (LMO) [2], LiFePO<sub>4</sub> (LFP) [3]. Mỗi loại vật liệu cathode đều có những ưu điểm và nhược điểm khác nhau. Vật liệu LiCoO<sub>2</sub> (LCO) có mật đô năng lượng tới 220 Wh/kg nhưng giá thành cao; điện áp, tốc đô nạp xả, đô an toàn thấp; tính chu kỳ han chế và không thân thiện với môi trường do coban là nguyên tố độc hại. Vật liệu LFP và LMO có các ưu điểm như giá thành rẻ; tính chu kỳ cao; tốc độ nạp xả lớn; giới hạn cháy nổ cao nhưng mật độ năng lượng thấp và điện áp làm việc hạn chế (110 Wh/kg - 3,2 V). Trong những năm gần đây, vật liệu chứa đồng thời cả 3 nguyên tố Ni, Co, Mn có công thức tổng quát LiNi<sub>x</sub>Mn<sub>y</sub>Co<sub>1-x-y</sub>O<sub>2</sub> (NMC) được quan tâm đặc biệt. Ưu điểm vượt trội của vật liệu NMC là điện áp làm việc cao, tốc độ nap xả lớn, giới han cháy nổ cao, tính chu kỳ cao và đặc biệt giá thành thấp và thân thiện hơn với môi trường. Tuy nhiên hàm lượng niken thấp và lượng coban được sử dụng trong NMC vẫn còn cao như: Li<sub>1.0</sub>Ni<sub>1/3</sub>Mn<sub>1/3</sub>Co<sub>1/3</sub>O<sub>2</sub> (NMC111) (33,33%) [4], Li<sub>1.0</sub>Ni<sub>0.5</sub>Mn<sub>0.3</sub>Co<sub>0.2</sub>O<sub>2</sub> (NMC532) (20%)[5].

Đơn giản hóa quá trình sản xuất là một trong những phương pháp được thực hiện để tối đa hóa chi phí sản xuất của NMC. Wook Ahn và cộng sự đã sử dụng phương pháp đốt cháy để tổng hợp NMC622 ở nhiệt độ duy nhất 800°C, dung lượng đạt được là 170 mAhg<sup>-1</sup> ở mật độ dòng điện là 20 mAg<sup>-1</sup> [6]. Huaquan Lu và cộng sự đã tổng hợp thành công NMC811 bằng phương pháp đồng kết tủa cacbonat với dung lượng đạt được 195,7 mAhg<sup>-1</sup> ở 0,1C. Phương pháp thực hiện ở 750°C/15 giờ thay vì 900°C /20 giờ như phương pháp phản ứng pha rắn [7]. Nhóm nghiên cứu của GS Yang-Kook Sun đã nghiên cứu ảnh hưởng tỷ lệ thành phần Ni, Mn, Co đến tính chất của vật liệu NMC [8]; kết quả cho thấy, hàm lượng Ni làm tăng khả năng lưu trữ điện, hàm lượng Mn làm tăng độ bền nhiệt, hàm lượng Co làm tăng độ ổn định cấu trúc của vật liệu. Xiaoxue Lu và cộng sự đã cải thiện bề mặt của LiNi<sub>0.6</sub>Mn<sub>0.2</sub>Co<sub>0.2</sub>O<sub>2</sub> (NMC622) bằng cách phủ một lớp SiO<sub>2</sub>. NMC622 phủ SiO<sub>2</sub> có hiệu suất chu kỳ lớn với việc giữ lại 80% dung lượng sau 700 chu kỳ ở 2C [9].

Tái phân phối nồng độ ion kim loại chuyển tiếp là phương pháp hiệu quả để tăng hiệu suất chu kỳ của vật liệu NMC. Một số nghiên cứu như Li $[(Ni_{0.8}Co_{0.1}Mn_{0.1})_{1-x}(Ni_{0.5}Mn_{0.5})_x]O_2$ [10], Li $[(Ni_{0.8}Co_{0.2})_{0.8}(Ni_{0.5}Mn_{0.5})_{0.2}]O_2$  [11] đều cải thiện về hiệu suất chu kỳ. Tuy nhiên, các phương pháp này khá phức tạp nên khó ứng dụng trong thương mại.

Trong nghiên cứu này, phương pháp đồng kết tủa sẽ được cải tiến tối ưu để tổng hợp vật liệu NMC811 (LiNi<sub>0.8</sub>Mn<sub>0.1</sub>Co<sub>0.1</sub>O<sub>2</sub>). Đối với phương pháp này, oxalic acid được chọn để cung cấp ion  $C_2O_4^{2^-}$  tạo kết tủa oxalate. Điều này giúp cho vật liệu đạt được độ tinh khiết cao do không phát sinh tạp chất. Hơn nữa ưu điểm của phương pháp là cho hiệu suất tổng hợp cao do chỉ cần một bước duy nhất để tạo được tiền chất LiNiMnCo-oxalate. Quá trình này không xảy ra sự mất mát ion trong các giai đoạn tổng hợp vật liệu so với phương pháp đồng kết tủa truyền thống. Sau khi nung ở nhiệt độ 850  $^{\circ}$ C, xảy ra quá trình phân hủy nhiệt, ion Li<sup>+</sup> phân bố ngẫu nhiên trong mạng tinh thể và tự động điều chỉnh tỉ lệ Li:Ni:Mn:Co hình thành pha NMC811. Phương pháp và kết quả đạt được trong nghiên cứu này sẽ là một trong những phương pháp tổng hợp vật liệu cathode hiệu quả góp phần nâng cao chất lượng cho pin lithium-ion.

#### 2. Thực nghiệm

#### 2.1. Hóa chất

Liti Cacbonat (Li<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>), mangan cacbonat (MnCO<sub>3</sub>), nicken nitrate hexahydrate (NiNO<sub>3</sub>.6H<sub>2</sub>O), cobalt nitrate hexahydrate (CoNO<sub>3</sub>.6H<sub>2</sub>O), oxalic acid (H<sub>2</sub>C<sub>2</sub>O<sub>4</sub>.2H<sub>2</sub>O), lá kim loại liti (Li), lithi perchlorate (LiClO<sub>4</sub>), Cacbon siêu dẫn (Super P), polyvinylidene fluoride (PVDF), N-methyl-2-pyrrolidone (NMP), ethylene carbonate (EC), và diethyl carbonate (DC).

#### 2.2. Chuẩn bị vật liệu

Phương pháp đồng kết tủa đã được cải tiến để tổng hợp vật liệu. Dung dịch acid oxalic được sử dụng để cung cấp ion  $C_2O_4^{2^-}$  để tạo ra kết tủa oxalate niken, oxalate mangan và oxalate coban. Các kết tủa này không cần lọc, rửa và sấy trước khi pha trộn với tiền chất cung cấp liti như thông thường. Thay vào đó tiền chất ion Li<sup>+</sup> với 5% dư được cung cấp ngay từ đầu và điều này giúp cho chúng phân bố ngẫu nhiên trong hỗn hợp và thu được trong quá trình bay hơi. Lượng các hóa chất cụ thể: 10,05 mmol Li<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>, 16 mmol Ni(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>.6H<sub>2</sub>O, 2 mmol MnCO<sub>3</sub> và 2 mmol Co(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>.6H<sub>2</sub>O được trộn và nghiền mịn tạo ra hỗn hợp tiền chất. Hòa tan 40 mmol H<sub>2</sub>C<sub>2</sub>O<sub>4</sub>.2H<sub>2</sub>O trong 80 mL nước cất. Thêm dung dịch acid vào hỗn hợp tiền chất trên trong điều kiện khuấy từ ở 500 rpm thu được dung dịch đặc sệt và được đun nóng ở 100°C cho đến khi khô hoàn toàn. Chất rắn thu được được nung ở 600°C trong 3 giờ trong không khí. Sản phẩm thu được tiếp tục nghiền mịn, sau đó được nung lại ở 850°C trong 10 giờ dưới khí oxy với lưu lượng 1 L/phút. Vật liệu cuối cùng thu được là NMC811.

#### 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 EDS, TEM và HR-TEM. Hiệu suất điện hóa của NMC811 đã được đánh giá thực nghiệm trên pin lithium-ion loại CR2032 bằng phương pháp quét thế vòng tuần hoàn CV, phương pháp nạp xả dòng không đổi GCD và phổ tổng trở điện hóa EIS. Pin ion liti CR2032 được chế tạo trong Glove box khí Ar với nồng độ  $O_2$  và  $H_2O$  nhỏ hơn 0,1 ppm bao gồm lá kim loại liti làm cực âm và NMC811 làm cực dương. Pin được sử dụng với màng polypropylene (PP) là lớp phân cách hai điện cực và dung dịch LiClO<sub>4</sub> 1M trong hỗn hợp của ethylene carbonate/diethylene carbonate (EC/DEC, tỷ lệ thể tích 1:1) làm chất điện ly. Để chuẩn bị cực dương, một hỗn hợp đen sệt được tạo ra bằng cách kết hợp vật liệu NMC811, Carbon siêu dẫn (Super P), và polyvinylidene fluoride (PVDF) làm chất kết dính trong N-methyl-2-pyrrolidone (NMP) với tỷ lệ 80:10:10. Hỗn hợp này được phủ đều lên lá nhôm có độ dày 15 µm, sấy ở 100°C trong lò hút chân không trong 12 giờ sau đó cắt thành tấm có mật độ 8–10 mg/tấm. Pin CR2032 đã được đặt vào Glove box và được ổn định trong 24 giờ.

#### 3. Kết quả và thảo luận

#### 3.1. Đặc trưng của vật liệu NMC811

#### 3.1.1. Cấu trúc tinh thể

Hình 1a thể hiện phổ XRD của vật liệu NMC811. Phổ XRD cho thấy NMC811 có cấu trúc lưới sáng tỏ theo hình thái lục giác của  $\alpha$ -NaFeO<sub>2</sub> thuộc nhóm không gian R-3m. Tất cả các tia phản xạ đều ghi nhận cấu trúc lục giác đơn, không có pha thứ cấp. Giá trị X<sup>2</sup> (chỉ số sự phù hợp) của NMC811 là khoảng 5.3 cho thấy phép đo XRD đạt chất lượng cao và các thông số đều đáng tin cậy.



Hình 1. Phổ XRD của NMC811

So sánh giữa cường độ của hai tia phản xạ tương ứng I(003)/I(104), tỷ lệ này là khoảng 1,9. Việc giá trị này lớn hơn 1,2 chứng tỏ có một cấu trúc lớp sắp xếp rất trật tự với sự kết hợp ion tối thiểu giữa Li<sup>+</sup> và Ni<sup>2+</sup> [12]. Cặp đỉnh tia xạ thuộc các hướng tia xạ (006)/(102), hai cặp đỉnh này phân chia rõ ràng, chứng tỏ rằng NMC811 có độ kết tinh cao với pha đơn tinh thể của cấu trúc phân lớp và cấu trúc c bị biến dạng trong cấu trúc FCC của phân mạng oxy [9; 13]. Thứ tự lục giác được xác định rõ ràng và được kiểm tra bằng chỉ số thứ tự lục giác (I(006) + I(102))/I(101) nhỏ hơn 0,6 [14], chỉ số tỷ lê này của NMC811 là 0,42.



Hình 2. Ảnh SEM (a,b) và phổ tán sắc năng lượng tia X (EDS)(c) của NMC811

Hình 2a, b thể hiện cấu trúc bề mặt của vật liệu NMC811. Ảnh phóng đại thấp cho thấy mẫu chứa nhiều hạt kết tụ, dày, bề mặt xù xì. Trong các bức ảnh với độ phân giải cao, hạt trong NMC811 có kích thước tương đối lớn (từ 200 nm đến 2 μm). Nguyên nhân của trạng thái này là do quy trình tổng hợp của NMC811 chỉ có một giai đoạn kết tủa và các chất thu được tiến hành nung ở 600°C và 850°C. Trong thực tế, bề mặt xù xì góp phần cải thiện hiệu suất của điện cực [15].



Hình 3. Ảnh HR – TEM (a) và SAED (b) của NMC811

Hình 2c, thể hiện phổ tán sắc năng lượng EDS. Phổ EDS cho thấy sự phân bố tốt của Ni, Mn và Co trong mẫu vật liệu. Nguyên tố Li không xuất hiện là do bản chất phép đo EDS không xác định được nguyên tố có khối lượng phân tử nhỏ như Li. Tỷ lệ Ni:Mn:Co trong NMC811 tương ứng là 27,08: 2,15: 1,59. Vật liệu tổng hợp đã được phân tích thêm bằng HR-TEM và SAED (Hình 3). Các đường gợn lưới rõ ràng được quan sát trên hình ảnh HR-TEM (Hình 3a), chỉ ra rằng vật liệu tổng hợp có tinh thể cao và trật tự nguyên tử tốt. Mặt phẳng (003) với khoảng cách d = 0,45 nm được xác định trên hình ảnh HR-TEM của NMC811 [16; 17]; Những quan sát này phù hợp tốt với vị trí tán xạ (2-theta) của mặt phẳng (003) trên biểu đồ XRD (Hình 1a). Kết quả SAED (Hình 3b) cho thấy nhiều phản xạ tinh thể của NMC811 phù hợp với các quan sát được rút ra từ phổ XRD.

#### 3.1.1. Tính chất điện hóa của vật liệu

Hình 4a cho thấy đường cong CV ở các tốc độ quét khác nhau của NMC811. Quá trình oxi hóa của NMC811 không thể xảy ra ở tốc độ quét cao 1 mV/s, nguyên nhân là do tốc độ khuếch tán của ion lithium từ điện cực không đáp ứng đối với thay đổi nhanh chóng của điện thế. Điều này thể bằng sự bất đối xứng của dòng điện tại cặp đỉnh oxi-hoá. Cặp đôi oxi-hoá được quan sát rõ trên các đường cong CV ở tốc độ quét thấp hơn.





Hai cặp oxi-hoá nằm ở (3,86 V)/(3,63-3,68 V) trên các đường cong CV ở tốc độ quét 0,1 mV/s, có thể được quy cho phản ứng oxi-hoá của Ni<sup>2+</sup>/Ni<sup>3+</sup>/Ni<sup>4+</sup> và Co<sup>3+</sup>/Co<sup>4+</sup> trong quá trình nạp/xả ion Li<sup>+</sup> [13]. Giá trị  $\Delta E$  I<sub>pa</sub>, I<sub>pc</sub> chỉ ra từ đường CV và sự dịch chuyển điện thế giữa các đỉnh anode và cathode khi thay đổi tốc độ quét xác định mức độ thuận nghịch của các phản ứng điện hóa. Điện cực NMC811 có tính thuận nghịch tương đối tốt. Hình 4b mô tả mối quan hệ giữa dòng điện tại các đỉnh oxi-hoá và căn bậc hai của tốc độ quét, mối quan hệ tuyến tính như mô tả bởi phương trình Randles–Sevcik [18]:

$$I_{p}=2.69\times10^{5}\times n^{3/2}\times A\times D^{1/2}\times C\times v^{1/2}$$

Hệ số khuếch tán của Li<sup>+</sup> của điện cực NMC811 là  $9,30 \times 10^{-8}/9,36 \times 10^{-8}$ . Giá trị hệ số khuếch tán của lithium tương đương trong quá trình oxy-hoá và khử, chứng tỏ sự tương đương về động học của quá trình nạp/xả Li<sup>+</sup>[19].



Hình 5. Đường GCD (a) và hiệu suất sau 35 chu kỳ của NMC811 (b)

Phổ GCD ở mật độ dòng hiện tại 10 mAg<sup>-1</sup> (Hình 5a) cho thấy sự đối xứng của các đường nạp và xả trong chu kỳ đầu và tăng dần trong các chu kỳ tiếp theo. Dung lượng riêng nạp/xả của 3 chu kỳ đầu tiên lần lượt là 268,5/221,4; 224,1/223,1; 224,2/221,4 mAhg<sup>-1</sup>. Tại chu kỳ đầu tiên, hiệu suất culong của vật liệu chỉ đạt 82,45%; chỉ ra rằng, quá trình trao đổi ion liti ở chu kỳ đầu tiên không thuận nghịch. Một lượng lớn ion liti từ cực dương sang cực âm trong quá trình nạp nhưng không trở về được hoàn toàn trong quá trình xả. Tuy nhiên, hiệu suất culong đã tăng nhanh chóng lên 99,55% ở chu kỳ thứ 2; 98,75% ở chu kỳ thứ 3. Kết quả này cho thấy vật liệu đã nhanh chóng đạt cấu trúc ổn định. Đường cong nạp sạc gần như trùng lặp, chứng tỏ có tính thuận nghịch cao trong các chu kỳ đầu trong quá trình nạp/xả Li<sup>+</sup>. Điện áp làm việc nằm trong khoảng từ 3,25 đến 4,25 V phù hợp với ghi nhận trên đường cong CV, chứng tỏ phạm vi điện áp làm việc của NMC811 rất cao.

Hình 5b thể hiện tốc độ nạp xả của vật liệu được đánh giá bằng phép đo GCD tại các mật độ khác nhau (10, 20, 50, 100 và 200 mAg<sup>-1</sup>). Dung lượng khi xả ở 10, 20, 50, 100 và 200 mAg<sup>-1</sup> lần lượt là 221, 203, 171, 141 và 116 mAhg<sup>-1</sup>. Dung lượng lưu trữ năng lượng của NMC811 không có sự khác biệt đáng kể ở mật độ dòng hiện tại  $\leq 100 \text{ mAg}^{-1}$ , sự chênh lệch đáng kể được ghi nhận ở mật độ dòng cao 200 mAg<sup>-1</sup>. Hiện tượng giảm dung lượng riêng khi mật độ dòng tăng liên quan đến động học của phản ứng điện hóa xảy ra trong pin. Hiệu suất của phản ứng điện hóa trong pin sẽ cao khi phản ứng xảy ra chậm. Dung lượng

riêng của vật liệu NMC811 không chỉ giảm khi chuyển từ mật độ dòng thấp sang mật độ dòng cao mà tại một mật độ dòng cũng giảm tương đối nhanh. Sau 35 chu kỳ liên tục dung lượng riêng của vật liệu NMC811 còn lại là 178,7 mAhg<sup>-1</sup> (80% dung lượng của chu kỳ đầu tiên). Nguyên nhân của vấn đề này là do sự di chuyển của ion Li<sup>+</sup> phải đi qua các vùng có các khuyết tật của mạng tinh thể. Dung lượng cụ thể ổn định trong các chu kỳ tiếp theo do lúc này cấu trúc đã ổn định.



Hình 6. Hiệu suất chu kỳ của NMC811 sau 100 chu kỳ

Hiệu suất chu trình của NMC811 được đánh giá bằng cách phép phân tích GCD thông qua 100 chu trình với mật độ dòng hiện tại là 10 mAg<sup>-1</sup> (Hình 6). Dung lượng cụ thể của NMC811 biến động không đều sau khoảng mỗi 100 chu trình. Sau 100 chu kỳ, NMC811 duy trì được 65% dung lượng ban đầu. Hiệu suất coulomb của điện cực là khoảng 97%.

Tên vật liệu	Phương pháp	Dung lượng riêng (0,1C)	Hiệu suất (0,1C)
$Li_{1.2}Ni_{1/3}Co_{1/3}Mn_{1/3}O_2[20]$	Thủy nhiệt	160 mAhg <sup>-1</sup>	78.6% /50 chu kỳ
$Li_{1.2}Mn_{0.51}Ni_{0.2175}Co_{0.0725}O_2[21]$	Sol – gel	210 mAhg <sup>-1</sup>	71% /100 chu kỳ
NMC622[22]	Sol – gel	174 mAhg <sup>-1</sup>	89% /100 chu kỳ
NMC811[7]	Đồng kết tủa	195.7 mAhg <sup>-1</sup>	73,8% /100 chu kỳ
NMC811	Đồng kết tủa cải tiến	$220 \text{ mAhg}^{-1} \circ 10 \text{ mAg}^{-1}$	65% /100 chu kỳ

Bảng 1. So sánh hiệu suất điện hóa của vật liệu NMC811 với vật liệu đã công bố

Kết quả cho thấy, mặc dù NCM811 tổng hợp có dung lượng riêng lớn (221 mAhg<sup>-1</sup>) nhưng hiệu suất chu kỳ của vật liệu vẫn thấp hơn so với một số vật liệu tương tự được công bố. Từ các đặc trưng điện hóa nêu trên cho thấy, cần phải cải thiện thêm độ ổn định cấu trúc, tính thuận nghịch trong quá trình trao đổi ion liti của vật liệu NMC811.

Phép đo quang phổ trở kháng điện hóa (EIS) thể hiện qua biểu đồ Nyquist của điện cực NMC811 ở Hình 7a, bao gồm một hình bán nguyệt ở dải tần số cao đến trung bình liên quan đến điện trở của điện cực, điện trở của dung dịch điện phân và điện trở truyền tải điện tích. Ngoài ra, có một đường thẳng ở dải tần số thấp liên quan đến trở kháng Warburg phản ánh sự lan truyền ion lithium vào vật liệu điện cực. Hình 7b thể hiện mối quan hệ giữa điện trở trục số thực ở dải tần số thấp (Z', Ohm) và nghịch đảo của căn bậc hai của tần số góc ( $\omega^{-1/2}$ ).



Hình 7. Phổ tổng trở kháng điện hóa (EIS)

Các thành phần của mạch tương đương (Rs - (Rct//CPE) - W) và các giá trị được thể hiện trong bảng 2. Các giá trị Rs/Rct của NMC811 (4.04/149.8  $\Omega$ ) thấp hơn so với các công bố trước về các vật liệu NMC như NMC622 (6.557/217.6  $\Omega$ ) [23], Li<sub>1.2</sub>Ni<sub>1/3</sub>Co<sub>1/3</sub>Mn<sub>1/3</sub>O<sub>2</sub> (3.7/513  $\Omega$ ) [20], NCA (8.71/159.7  $\Omega$ ) [24]. Với đặc tính đó, vật liệu NMC811 có khả năng vận chuyển điện tốt và tốc độ điện hóa nhanh hơn, giảm điện trở điện cực và kết quả là tăng hiệu suất điện hóa.

Giá trị	NMC811	NMC811[25]	$Li_{1.2}Ni_{1/3}Co_{1/3}Mn_{1/3}O_2$	NMC622	NCA
R <sub>s</sub>	4,04	5	3,7	6,557	8,71
R <sub>ct</sub>	149,8	76,87	513	217,6	159,7
$CPE_{T}(F)$	1,13.10-5	-	-	-	-
CPE <sub>P</sub>	0,73	-	-	-	-
$W_{R}\left( \Omega  ight)$	7824	-	-	-	-
$W_{T}(F)$	32,3	-	-	-	-
W <sub>P</sub>	0,84	-	-	-	-

Bảng 2. Các giá trị phần tử mạch tương đương của các vật liệu

#### 4. Kết luận

Nghiên cứu đã thành công trong việc tổng hợp vật liệu NMC giàu nickel  $(Li_{1.0}Ni_{0.8}Mn_{0.1}Co_{0.1}O_2)$  bằng phương pháp đồng kết tủa cải tiến. Phương pháp này cải thiện rõ khả năng lưu trữ năng lượng. Vật liệu NMC811 có dung lượng tối đa là 221 mAhg<sup>-1</sup> ở mật độ dòng 10 mAg<sup>-1</sup>, và ở mật độ dòng cao hơn là 200 mAg<sup>-1</sup>, vẫn có thể duy trì dung lượng cụ thể là 116 mAHg<sup>-1</sup>. Các tính chất điện hóa của NMC811 cho thấy vật liệu này có khả năng giảm đáng kể điện trở của điện cực, điện trở chuyển tiếp và sự cản trở điện cực so với các vật liệu tương tự. Tuy nhiên, hiệu suất chu kỳ của vật liệu còn hạn chế khi chỉ duy trì được 65% dung lượng sau 100 chu kỳ. Điều này đòi hỏi cần tối ưu cấu trúc và tính thuận nghịch của vật liệu. Phương pháp tổng hợp vật liệu được trình bày trong nghiên cứu cũng có thể được mở rộng tổng hợp nhiều vật liệu mới cho các ứng dụng pin lưu trữ năng lượng.

22

#### TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Ozawa, K. J. S. S. I. (1994). Lithium-ion rechargeable batteries with LiCoO2 and carbon electrodes: the LiCoO2/C system. *Solid State Ionics*, *69*(3-4), 212-221.

2. Zhu, X., Meng, F., et al. (2021). LiMnO2 cathode stabilized by interfacial orbital ordering for sustainable lithium-ion batteries. *ature Sustainability*, *4*(5), 392-401.

3. Chen, S.-P., Lv, D., et al. (2022). Review on defects and modification methods of LiFePO4 cathode material for lithium-ion batteries. *Energy & Fuels*, *36*(3), 1232-1251.

4. Li, F., Kong, L., et al. (2018). Micron-sized monocrystalline LiNi1/3Co1/3 Mn1/3O2 as high-volumetric-energy-density cathode for lithium-ion batteries. *Journal of Materials Chemistry A*, *6*(26), 12344-12352.

5. Im, J., Lee, J., et al. (2017). Fluorinated carbonate-based electrolyte for high-voltage Li(Ni0.5Mn0.3Co0.2)O2/graphite lithium-ion battery. *Journal of The Electrochemical Society*, *164*(1), A6381.

6. Ahn, W., Lim, S. N., et al. (2014). Combustion-synthesized LiNi0.6Mn0.2Co0.2O2 as cathode material for lithium ion batteries. *Journal of Alloys and Compounds, 609*, 143-149.

7. Lu, H., Zhou, H., et al. (2013). High capacity Li [Ni0.8Co0.1Mn0.1]O2 synthesized by sol-gel and co-precipitation methods as cathode materials for lithium-ion batteries. *Solid State Ionics*, 249, 105-111.

8. Noh, H.-J., Youn, S., et al. (2013). Comparison of the structural and electrochemical properties of layered Li [NixCoyMnz] O2 (x = 1/3, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8 and 0.85) cathode material for lithium-ion batteries. *Journal of power sources, 233*, 121-130.

9. Lu, X., Zhang, N., et al. (2019). Improved capacity retention of SiO2-coated LiNi0.6Mn0.2Co0.2O2 cathode material for lithium-ion batteries. *Applied Sciences*, *9*(18), 3671.

10. Sun, Y.-K., Myung, S.-T., et al. (2006). Synthesis of spherical nano-to microscale core- shell particles Li [(Ni0.8Co0.1Mn0.1)1-x(Ni0.5Mn0.5) x]O2 and their applications to lithium batteries. *Chemistry of materials, 18*(22), 5159-5163.

11. Sun, Y.-K., Myung, S.-T., et al. (2006). Novel core–shell-structured Li [(Ni0.8Co0.2)0.8(Ni0.5Mn0.5)0.2]O2 via coprecipitation as positive electrode material for lithium secondary batteries. *The Journal of Physical Chemistry B*, *110*(13), 6810-6815.

12. Zhang, X., Jiang, W., et al. (2010). Minimization of the cation mixing in Li1+x (NMC)1– xO2 as cathode material. *Journal of Power Source*, *195*(5), 1292-1301.

13. Wang, Y., Roller, J., & Maric, R. J. A. o. (2018). Morphology-controlled one-step synthesis of nanostructured LiNi1/3Mn1/3Co1/3O2 electrodes for Li-ion batteries. *ACS omega*, *3*(4), 3966-3973.

14. Periasamy, P., Kalaiselvi, N., & Kim, H. J. I. J. o. E. S. (2007). High voltage and high capacity characteristics of LiNi1/3Co1/3Mn1/3O2 cathode for lithium battery applications. *International Journal of Electrochemical Science*, *2*(9), 689-699.

15. Strafela, M., Leiste, H., et al. (2016). Influence of substrate surface roughness on microstructural and electrical properties of Lithium-rich Li-Ni-Mn-Co-O thin film cathodes. *Vacuum, 131*, 240-245.

16. Laachir, A., Perrichon, V., et al. (1991). Reduction of CeO2 by hydrogen. Magnetic susceptibility and Fourier-transform infrared, ultraviolet and X-ray photoelectron spectroscopy measurements. *Journal of the Chemical Society, Faraday Transactions,* 87(10), 1601-1609.

17. Wu, F., Li, Q., et al. (2019). Use of Ce to reinforce the interface of Ni $\square$ Rich LiNi0.8Co0.1Mn0.1O2 cathode materials for lithium $\square$ ion batteries under high operating voltage. *ChemSusChem*, *12*(4), 935-943.

18. Liu, J., Wang, J., et al. (2018). Advanced energy storage devices: basic principles, analytical methods, and rational materials design. *Advanced science*, *5*(1), 1700322.

19. Zhu, P., Seifert, H. J., & Pfleging, W. J. A. S. (2019). The ultrafast laser ablation of Li (Ni0.6Mn0.2Co0.2)O2 electrodes with high mass loading. *Applied Sciences*, 9(19), 4067.

20. Chang, M., Wang, H., et al. (2019). Surface modification of hollow microsphere Li1.2Ni1/3Co1/3Mn1/3O2 cathode by coating with CoAl2O4. *Journal of Solid State Electrochemistry*, 23, 607-613.

21. Hamad, K. I., & Xing, Y. J. B. (2019). Stabilizing Li-rich NMC materials by using precursor salts with acetate and nitrate anions for Li-ion batteries. *Batteries*, *5*(4), 69.

22. Lee, S.-W., Kim, H., et al. (2016). Improved electrochemical performance of LiNi0.6Co0.2Mn0.2O2 cathode material synthesized by citric acid assisted sol-gel method for lithium ion batteries. *Journal of Power Sources*, *315*, 261-268.

23. McClelland, I., Booth, S. G., et al. (2023). Direct Observation of Dynamic Lithium Diffusion Behavior in Nickel-Rich, LiNi0.8Mn0.1Co0.1O2 (NMC811) Cathodes Using Operando Muon Spectroscopy. *Chemistry of Materials*.

24. Song, C., Wang, W., et al. (2018). Improving the electrochemical performance of LiNi0.80Co0.15Al0.05O2 in lithium ion batteries by LiAlO2 surface modification. *Applied Sciences*, *8*(3), 378.

25. Wan, S., & Chen, S. J. I. (2020). A dithiol-based new electrolyte additive for improving electrochemical performance of NCM811 lithium ion batteries. *Ionics*, *26*(12), 6023-6033.

# Synthesis of LiNi<sub>0.8</sub>Mn<sub>0.1</sub>Co<sub>0.1</sub>O<sub>2</sub> by co-precipitation method (NMC811) application in manufacturing Lithium-ion batteries

Abstract: Nickel-manganese-cobalt (NMC) transition metal oxide-based layered structural materials are evaluated a promising material for applications as cathode in lithium-ion batteries. In this study, we have successfully synthesized nickel-rich NMC material LiNi<sub>0.8</sub>Mn<sub>0.1</sub>Co<sub>0.1</sub>O<sub>2</sub> by the co-precipitation method modification and surface modification of material (redistributing the transitions metal ions content) (NMC811). The CR2032-type lithium-ion battery is also successfully fabricated from NMC material to serve the study of electrochemical properties. The NMC811 material exhibits outstanding discharge specific capacity when providing a maximum specific capacity of up to 221 mAhg<sup>-1</sup> at a current density of 10 mAg<sup>-1</sup>. However, the cycle efficiency survey results show that the NMC811 material has some disadvantages (only maintaining 65% of the discharge specific capacity after 100 continuous charge-discharge cycles at current density of 10 mAg<sup>-1</sup>). These electrochemical properties indicate that it is necessary to further improve the cyclic efficiency of NMC811 material but preserving its outstanding electrical energy storage capacity. Successfully accomplishing this goal, we believe that NMC811 or a material based on NMC811 will be one of the suitable materials to fabricate positive electrodes used in lithium-ion batteries.

Keywords: Co-precipitation, NMC, nickel-rich NMC, lithium-ion batteries.

### Tống hợp vật liệu Ni $Co_2S_4$ pha tạp MN ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện

Tạ Văn Hoàng<sup>1</sup>; Ngô Thị Lan<sup>1</sup>; Phạm Mạnh Thảo<sup>1</sup>; Nguyễn Văn Tuấn<sup>1</sup>;

Tô Văn Nguyện<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

#### Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> pha tạp Mn (Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>) được tổng hợp thành công bằng phương pháp thủy nhiệt. Tính chất đặc trung của vật liệu được nghiên cứu một cách đầy đủ và hệ thống thông qua các phương pháp XRD, SEM, EDX. Hiệu suất điện hóa của vật liệu được đánh giá thông qua phương pháp quét thế vòng tuần hoàn (CV), nạp - xả dòng không đổi (GCD). Kết quả cho thấy, vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> lưu trữ năng lượng theo cả cơ chế lớp điện kép và cơ chế giả tụ với các đặc tính điện hóa vượt trội như: dung lượng riêng lên đến trên 1900 F/g tại tốc độ quét 2 mV/s hoặc 990 F/g tại mật độ dòng 1 A/g, giá trị này cao hơn dung lượng riêng của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Kết quả này cho thấy vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> là vật liệu đầy tiềm năng ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện.

*Từ khóa:* siêu tụ điện; Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>, Mangan-Niken coban sunfua.

#### 1. Mở đầu

Cùng với sự phát triển của xã hội, những tác động nghiêm trọng của hiện tượng nóng lên toàn cầu, biến đổi khí hậu, ô nhiễm môi trường và cạn kiệt dần nhiên liệu hóa thạch đã đặt ra nhu cầu cần thiết và cấp bách về phát triển các nguồn năng lượng tái tạo cũng như các thiết bị lưu trữ chuyển đổi năng lượng tiên tiến, thân thiện với môi trường [1-4]. Để giải quyết vấn đề này, siêu tụ điện (SC) và pin lithium ion đã được chọn là ứng viên triển vọng nhất trong việc nghiên cứu và phát triển những năm gần đây. Trong đó, SC với các đặc tính độc đáo như mật độ năng lượng cao; tốc độ sạc/xả, độ ổn định chu kỳ và tuổi thọ tốt hơn đã thu hút được sự quan tâm và ứng dụng rộng rãi hơn trong các sản phẩm điện hiện đại so với pin truyền thống và tụ điện thông thường [5-7].

Theo cơ chế lưu trữ năng lượng, SC thường được phân thành hai loại là tụ điện hai lớp điện (EDLC) và giả tụ điện. Trong đó, yếu tố chính góp phần tích trữ năng lượng của SC chính là vật liệu điện cực. Hiện nay, các vật liệu làm điện cực được sử dụng thường chứa các thành phần gốc cacbon (ví dụ: graphene, than hoạt tính, ống nano cacbon), các oxit/hydroxit kim loại chuyển tiếp (ví dụ: Co, Mn, Ru, Ni...) hoặc polyme dẫn điện (ví dụ: polyaniline, polypyrrole...) [8, 9].

Tuy nhiên, trong những năm gần đây, sunfua kim loại chuyển tiếp (ví dụ: NiS, CuS, Cu<sub>2</sub>S CoS, NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>, MnCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>...) đã nổi lên như là sự lựa chọn tốt nhất cho vật liệu điện cực nhờ tính dẫn điện tốt, hoạt tính điện hóa cao  $(9,5 \times 10^{-3} \text{ S.cm}^{-1} \text{ dối với CuS và 8,3} \times 10^{-4} \text{ S.cm}^{-1} \text{ dối với Cu}_2\text{S})$ , điện dung lớn và độ ổn định chu kỳ tuyệt vời [10], điện dung lớn và độ ổn định chu kỳ tuyệt vời [10], điện dung lớn và độ ổn định chu kỳ tuyệt vời [16], điện dung lớn và độ ổn định chu kỳ tuyệt vời. Chẳng hạn, nano CoNi<sub>2</sub>S<sub>4</sub> cho điện dung duy trì 877 Fg<sup>-1</sup> tại mật độ dòng 1 A.g<sup>-1</sup> và độ ổn định sau 2.000 chu kỳ là 75%, điện dung duy trì 877 Fg<sup>-1</sup> [11]. Các thông số trên minh chứng cho thấy, sunfua kim loại chuyển tiếp được coi là vật liệu tiềm năng trong các ứng dụng siêu tụ điện. Trong số đó, NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (NCS) với các cấu trúc nano khác nhau như hạt nano (NP), tấm nano (NS) và thanh nano đang được coi là vật liệu điện cực đầy hứa hẹn cho các ứng dụng siêu tụ điện vì các đặc tính điện hóa vượt trội của nó. NCS thể hiện phản ứng mạnh hơn so với các sunfua kim loại đơn lẻ tương ứng, do tác

dụng tương tác giữa coban và niken với các trạng thái hóa trị khác nhau. Ngoài ra, khi so sánh với NiCo<sub>2</sub>O<sub>4</sub>, năng lượng vùng cấm của NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (1,2 và 2,5 eV) thấp hơn nhiều so với NiCo<sub>2</sub>O<sub>4</sub> (2,4 và 3,6 eV) [12]. Do đó, NCS thể hiện độ dẫn cao hơn do khoảng cách vùng cấm thấp hơn. Đặc biệt là các ion lưu huỳnh có xu hướng tạo ra các cấu trúc linh hoạt hơn các ion oxy giúp việc vận chuyển điện tích dễ dàng hơn.

Bên cạnh các ưu điểm của NCS, nó vẫn tồn tại một số các nhược điểm trong các ứng dụng thực tế đó là: (i) quy trình tổng hợp phức tạp, dẫn đến giá thành sản phẩm cao và (ii) NCS thu được thường dễ bị kết tụ, làm giảm hiệu suất điện dung. Chính vì vậy, việc cải thiện độ ổn định điện hóa và khả năng tốc độ của NCS vẫn là một thách thức.

Trong công trình này, chúng tôi đã tổng hợp thành công NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> pha tạp Mn bằng phương pháp thủy nhiệt. Các tính chất vật lý, hóa học đặc trưng của vật liệu tổng hợp được khảo sát cẩn thận và có hệ thống thông qua các phép phân tích như XRD, SEM và EDS. Các phép đo quét thế vòng tuần hoàn (CV), nạp xả dòng không đổi (GCD) được thực hiện để đánh giá hiệu suất điện hóa của NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> pha tạp Mn. Kết quả cho thấy, vật liệu này có công suất riêng vượt trội lên đến trên 1000 F/g tại mật độ dòng 1 A/g, cao gần gấp đôi so với vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (587 F/g tại mật độ dòng 1 A/g); mức độ duy trì 97,5 % sau 2000 chu kỳ nạp - xả liên tục ở mật độ dòng 2 A/g.

#### 2. Thực nghiệm

#### 2.1. Hóa chất

Niken (II) nitrat hexahydrat (NiNO<sub>3</sub>.6H<sub>2</sub>O); Coban (II) nitrat hexahydrat (CoNO<sub>3</sub>.6H<sub>2</sub>O); Thiure (CH<sub>4</sub>N<sub>2</sub>S); Axit clohydric (HCl), Lithi Flouride (LiF), Amoni Flouride (NH<sub>4</sub>F), Ure (NH<sub>2</sub>)<sub>2</sub>CO, Mn(CH<sub>3</sub>COO)<sub>2</sub>.4H<sub>2</sub>O. Tất cả các hóa chất được cung cấp bởi công ty Aladdin Bio-Chem Technology Co., Ltd thuộc loại tinh khiết phân tích.

#### 2.2. Tổng hợp vật liệu

Tổng hợp vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> bằng phương pháp thủy nhiệt và nung ở nhiệt độ cao. Quy trình như sau:

Bước 1: Thành phần hóa chất từng mẫu trong Bảng 2.1 được hòa tan trong 40 ml H<sub>2</sub>O tạo dung dịch đồng nhất. Khuấy từ với tốc độ 300 vòng/phút, thời gian 20 phút. Sau đó chuyển vào cốc teflon và tiến hành thủy nhiệt tại nhiệt độ 120 °C, thời gian 6 giờ.

Bước 2: Lọc rửa sản phẩm thu được ở bước 2, sau đó tiến hành sấy tại nhiệt độ 80 °C /2h trong môi trường không khí. Sản phẩm thu được là  $Ni_{1-x}Mn_xCo_2$ .

Bước 3: Lấy 0,06 gam  $Ni_{1-x}Mn_xCo_2$  và 0,4 gam  $Na_2S.9H_2O$  hòa tan trong 30ml  $H_2O$ . Tiến hành siêu âm 30 phút.

Bước 4: Sau đó dung dịch chuyển vào cốc teflon và tiến hành thủy nhiệt tại nhiệt độ 160 °C, thời gian 10 giờ. Lọc rửa sản phẩm thu được, sau đó tiến hành sấy tại nhiệt độ 80 °C/2h trong môi trường không khí. Thu được sản phẩm cuối cùng.

Mẫu	Hóa chất đầu vào	Ni(NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> .6H <sub>2</sub> O	Mn(CH <sub>3</sub> COO) <sub>2</sub> 4H <sub>2</sub> O	Co(NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> .6H <sub>2</sub> O	Ure	NH <sub>4</sub> F
	M(g/mol)	290,79	245,09	291,03	60,06	37,04

Bảng 1. Thành phần hóa chất đầu vào và ký hiêu mẫu

NC	Khối lượng	0,291	0,00	0,582	0,360	0,074
	(gam)					
	Tỉ lệ mol	1	0.00	2	6	2
NMC	Khối					
	lượng	0,276	0,012	0,582	0,360	0,074
	(gam)					
	Tỉ lệ mol	0,95	0,05	2	6	2

#### 2.3. Các phép đo đạc và phân tích

Cấu trúc tinh thể, hình thái học và thành phần của vật liệu được xác định thông qua phép đo nhiễu xạ tia X (XRD) trên máy Bruker D8 có bước sóng K- $\alpha$  của điện cực đồng ~ 0.15418 nm, với tốc độ quay 30 vòng/phút, bước quét ~ 0.03°, trong dải đo từ 10° đến 70°; quang phổ Raman, hiển vi điện tử quét (SEM) và phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS).

Các đặc tính điện hóa của vật liệu tổng hợp được xác định bằng phương pháp quét thế vòng tuần hoàn (CV), nạp xả dòng không đổi (GCD). Tất cả các phép đo điện hóa đều sử dụng hệ đo 3 điện cực (điện cực làm việc, điện cực so sánh (Ag/AgCl), điện cực đếm (Platin tấm) trong dung dịch KOH 3M, thiết bị đo điện hóa Metrohm Autolab PGSTAT 302N. Để chuẩn bị điện cực làm việc, hỗn hợp vữa đồng nhất được tạo ra bằng cách trộn vật liệu cacbon siêu dẫn và PDVF với tỷ lệ khối lượng là 80: 10: 10. Tất cả được phân tán trong dung môi NMP cho đến khi đồng nhất. Sau đó, hỗn hợp vữa được đưa cẩn thận lên tấm niken foam (0,5 cm × 0,5 cm) và sấy khô trong tủ sấy chân không 60 °C trong 5 giờ. Khối lượng vật liệu trên điện cực khoảng 0,4 – 0,6 mg.

#### 3. Kết quả và thảo luận

#### 3.1. Tính chất đặc trưng của vật liệu

Để đánh giá ảnh hưởng của việc pha tạp Mn lên cấu trúc tinh thế của vật liệu nền NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>, phương pháp phân tích phổ Rietveld được sử dụng. Việc xác định thành phần các pha xuất hiện trong vật liệu tổng hợp được, được thực hiện bằng chương trình DIFFRAC.EVA sử dụng cơ sở dữ liệu ICDD PDF#4. Trong phương pháp phân tích phổ Rietveld, hàm giả Voigt được sử dụng để mô tả lại dữ liệu nhiễu xạ thực nghiệm sau khi tinh chỉnh Rietveld [13]. Các tham số  $R_{wp}$  (weighted profile factor, hệ số mô hình có trọng số) và  $\chi^2$  (Goodness of fit, hệ số phẩm chất) được sử dụng làm tiêu chí để đánh giá chất lượng của phép phân tích Rietveld giữa dữ liệu nhiễu xạ được tính toán và thực nghiệm. Kết quả phép phân tích cấu trúc tinh thể thông qua phương pháp Rietveld của các mẫu được thể hiện thông qua giản đồ nhiễu xạ XRD, như được chỉ ra ở Hình 1a cho vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Hình 1b cho vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>.



Hình 1. Phổ nhiễu XRD của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (a), Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (b), và đồ thị Williamson-Hall cho hai hệ vật liệu tổng hợp được (c).

Thông số  $R_{wp}$ ,  $\chi^2$  cho bởi phương pháp Rietveld cho vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> lần lượt là (2,06 %, 1,26) và (1,99 %, 1,22). Điều này chứng tỏ rằng phép phân tích phổ đạt kết quả tốt và đáng tin cậy. Phương pháp Rietveld cũng chỉ ra rằng cả hai loại vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có cấu trúc lập phương lõi vỏ (cubic spinel, PDF 01-077-7532) thuộc nhóm không gian Fd-3m (227). Phổ nhiễu xạ chứa các đỉnh nhiễu xạ quan sát được rất rõ ràng và sắc nét cho thấy rằng vật liệu tổng hợp được có độ sạch cao. Giản đồ nhiễu xạ cho thấy, không có sự sai khác quá nhiều về số lượng và vị trí các đỉnh nhiễu xạ giữa hai vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Cụ thể, các đỉnh nhiễu xạ quan sát được ở 16,40°, 26,83°, 31.57°, 38.30°, 50,46° và 55,29° lần lượt tương ứng với cá mặt phẳng nhiễu xạ có định hướng (111), (220), (311), (400), (511) và (440) của cấu trúc lập phương lõi vỏ [14]. Tuy nhiên, khi phân tích kỹ hơn thấy rằng vị trí đỉnh nhiễu xạ của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> bị dịch về phía góc nhiễu xạ nhỏ hơn khoảng từ 0,01° đến 0,03°. Điều này chứng tỏ rằng sự pha tạp của Mn gây ra biến dạng mạng và mở rộng mạng tinh thể. Nguyên nhân được cho bởi bán kính của Mn bằng 1,40 Å lớn hơn kích thước của Ni bằng 1.35 Å [15].

Hơn nữa, phép phân tích phổ bằng phương pháp Rietveld cho thấy kích thước mạng tinh thể và thể tích ô mạng cơ sở của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có giá trị tương ứng khoảng 9,392 Å và 828,58 Å<sup>3</sup>. Các thông số này nhỏ hơn một chút so với 9.393 Å và 828,73 Å<sup>3</sup> của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Nói cách khác, ô mạng trong vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> đã bị mở rộng ra, điều này chứng minh rằng Mn đã bị pha tạp vào trong ô mạng cơ sở của NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và phù hợp với quan sát

bằng thực nghiệm thông qua việc dịch đỉnh về phía âm trên góc nhiễu xạ  $2\theta$  khi so với phố nhiễu xạ của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>.

Kích thước tinh thể trung bình (*L*, crystallite size) và vi ứng suất ( $\varepsilon$ , micro-strain) của hai hệ vật liệu tổng hợp NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> được đánh giá thông qua phương pháp Williamson-Hall [16]. Các giá trị này có liên hệ với độ rộng nửa bán đỉnh cực đại ( $\beta_{total}$ ) và giá trị  $\beta_{total}$  bị ảnh hưởng trực tiếp bởi độ mở rộng đỉnh của mẫu đo do hiệu ứng nano tinh thể. Tuy nhiên, các phép đo nhiễu xạ XRD thường kéo theo động mở rộng đỉnh gây bởi nhiều nguồn khác nhau như (i) do bản thân mẫu đo (như kích thước tinh thể, vi ứng suất, độ đồng nhất...), và (ii) do độ mở rộng của thiết bị ( $\beta_i$ ). Do đó, để đánh giá chính xác giá trị  $\beta_{total}$  gây bởi mẫu đo,  $\beta_i$  cần được loại trừ bằng các sử dụng mẫu bột tiêu chuẩn Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (SRM 676) [17]. Hơn nữa, giá trị  $\beta_{total}$  của mẫu đo lại gây bởi hai nguồn đóng góp chính là độ mở rộng do kích thước tinh thể ( $\beta_L$ ) và độ mở rộng do ứng suất ( $\beta_s$ ) [18]. Các giá trị  $\beta_L$  và  $\beta_s$  thay đổi khác theo góc nhiễu xạ Bragg  $\theta$  như sau:

$$\beta_{L} = \frac{0.9\lambda_{Cu-K\alpha_{1}}}{L\cos\theta}; \beta_{s} = 4\varepsilon\tan\theta$$

Sự phụ thuộc của  $\beta_{\text{total}}$  vào  $\beta_{\text{L}}$  và  $\beta_{\text{s}}$  có thể được viết lại như sau:

$$\beta_{total} = \beta_s + \beta_L = 4\varepsilon \tan\theta + \frac{0.9\lambda_{Cu-K\alpha_1}}{L\cos\theta} \Leftrightarrow \beta_{total}\cos\theta = 4\varepsilon\sin\theta + \frac{0.9\lambda_{Cu-K\alpha_1}}{L}$$

Vẽ đồ thị Williamson-Hall bằng cách biểu diễn sự phụ thuộc của  $\beta_{\text{total}}\cos\theta$  theo sin $\theta$ , ta sẽ tính toán được kích thước tinh thể trung bình *L* và vi ứng suất  $\varepsilon$  lần lượt thông qua giá trị giao với trục tung và độ dốc của đồ thị Williamson-Hall.

Hình 1c đưa ra đồ thị Williamson-Hall cho hai hệ vật liệu được tổng hợp và đường fit tuyến tính cho phép xác định giá trị giao với trục tung và độ dốc của đường cong. Kích thước tinh thể trung bình L của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> được ước lượng vào khoảng 25 nm, lớn hơn 9% so với giá trị 23 nm của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Hơn nữa vi ứng suất  $\varepsilon$  của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có giá trị cỡ 8.4×10<sup>-3</sup> lớn hơn gần 18% so với  $\varepsilon$  của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Có thể thấy rằng sự thay đổi L có liên hệ tới sự suy giảm  $\varepsilon$  do sự dịch chuyển/thay đổi các nguyên tố trong cấu trúc mạng tinh thể [19]. Điều này phù hợp với quan sát thực nghiệm như được chỉ ra ở phía trước.

Hình thái học bề mặt của hai vật liệu tổng hợp được xác định thông qua phép đo kính hiển vi điện tự quét (SEM), như được chỉ ra ở Hình 2a và Hình 2b. Ảnh SEM của hai mẫu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> cho thấy chúng có hình thái tương đối giống nhau. Cụ thể, chúng đều có cấu trúc nano dạng que/sợi nano với kích thước trong khoảng từ 80 nm đến 90 nm,và chiều dài thay đổi lên tới một vài µm. Điều này cho thấy mỗi cấu trúc nano dạng que chứa nhiều hạt tinh thể có kích thước trung bình 25 nm cho NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và 23 nm cho Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Hơn nữa, các cấu trúc nano dạng que này có xu hướng kết tụ lại thành từng đám, nguyên nhân có thể do trong quá trình tổng hợp vật liệu không sử dụng các chất hoạt động bề mặt. Tuy nhiên khi quan sát sâu hơn có thể nhận thấy rằng (i) vẫn tồn tại một số cấu trúc tấm nano trong cả hai vật liệu tổng hợp được, và (ii) trong khi các thanh nano dạng que của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có cấu trúc đặc, vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có cấu trúc nano que rỗng.

Sự tồn tại của một số cấu trúc tấm nano cho thấy rằng cấu trúc nano dạng que được tạo thành từ việc sắp xếp có trật tự các tấm nano, như được giải thích trước đó [20]. Sự xuất hiện
của cấu trúc nano que rỗng ở vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có thể do sự xuất hiện các sai hỏng trong quá trình pha tạp Mn vào cấu trúc tinh thể. Các sai hỏng này gây ra khuyết tật và tạo ra các ô trống Kirkendall. Các ô trống Kirkendall tiếp tục phát triển, mở rộng theo hiệu ứng Kirkendall để tạo thành cấu trúc rỗng [21-23]



Hình 2. Ảnh SEM của vật liệu: (a,b) của NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và (c,d) của Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>

Mặc dù hình thái học bề mặt của hai loại vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>, khá tương đồng nhau. Tuy nhiên, vẫn có sự sai khác ít nhiều giứa nano que đặc và nano que rỗng của lần lượt hai loại vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Sự thay đổi về cấu trúc tinh thể và hình thái học trong cấu trúc que, có thể dẫn đến sự cải thiện phẩm chất điện hóa trong vật liệu tổng hợp được.

Thành phần hóa học của các vật liệu cũng được xác định thông qua phổ tán xạ năng lượng tia X (EDS). Hình 3 thấy sự xuất hiện của các nguyên tố Ni, Co, S trong vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>; Ni, Co, S, Mn trong vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. Tỉ lệ thực nghiệm về thành phần nguyên tử của Ni, Co, S, Mn trong các mẫu vật liệu tương đối phù hợp với công thức phân tử NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Ni<sub>0,95</sub>Mn<sub>0,05</sub>Co<sub>2</sub>S<sub>4</sub>. So sánh kết quả phân tích với tỉ lệ đầu vào đối với mẫu NC (17,7 %Ni, 35,4 %Co, 46,9 %S) và mẫu NCS (16,78% Ni, 0,83% Mn, 35,32%Co, 47,07 %S) vẫn có sự sai khác nhất định do sai số phép đo và sai số thí nghiệm.



Hình 3. Kết quả phân tích EDS của vật liệu

Kết quả phân tích XRD, SEM và EDS xác nhận vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> được tổng hợp thành công với độ tinh khiết cao. Sự khác biệt về thành phần hóa học, kích thước mạng tinh thể, hình thái học là yếu tố quan trọng tạo nên sự khác biệt về hiệu suất điện hóa giữa vật liệu đơn thành phần NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>.

# 3.2. Tính chất điện hóa của vật liệu.

Cơ chế và khả năng lưu trữ năng lượng của các vật liệu được xác định thông qua phương pháp quét thế vòng tuần hoàn (CV). Tất cả các phép đo được thực hiện trên hệ đo 3 điện cực, trong khoảng thế từ 0 - 0.5V tại các tốc độ quét khác nhau 2, 5, 10, 20, 40 và 80mV/s). Đường CV (Hình 4a,b) của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có diện tích trong vượt trội hoàn toàn so với vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>, cho thấy khả năng lưu trữ năng lượng điện của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> tốt hơn. Ngoài ra, một cặp đỉnh oxi hóa khử xuất hiện chỉ ra rằng, các vật liệu lưu trữ năng lượng dựa trên phản ứng oxi hóa khử. Cặp pic oxy hóa khử trong đường CV của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> được xác định tương ứng với phản ứng Faraday giữa M-S/M-S-OH (trong đó M là Ni, Co) [24, 25]. Đặc biệt, đỉnh pic oxy hóa khử của các vật liệu không bị dịch chuyển khi tăng tốc độ quét mà chỉ cường độ dòng điện tăng. Điều này là bằng chứng cho thấy, phản ứng điện hóa xảy ra trên bề mặt với tốc độ nhanh, không xảy sự phân cực điện cực và quá trình gần như là thuận nghịch lý tưởng.



Hình 4. (a,b) Đường CV của các vật liệu tại các tốc độ quét khác nhau;(c) Dung lượng riêng tại các tốc độ quét khác nhau.

Hình 4c cho thấy kết quả cho thấy, dung lượng riêng của các vật liệu đều giảm khi tăng tốc độ quét, điều này liên quan đến bản chất của quá trình lưu trữ năng lượng dựa trên phản ứng oxy hóa khử nên chúng bị giới hạn bởi động học phản ứng. So sánh tại cùng tốc độ quét thấy rằng, vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có dung lượng riêng cao hơn so với vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> đơn thành phần. Cụ thể, vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có dung lượng riêng cực đại tại 2 mV/s đạt 1900 F/g, cao hơn so với vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> (1800 F/g).



Hình 5.(a,b)Đường GCD của các vật liệu tại các mật độ dòng khác nhau;(c) Dung lượng riêng tại các mật độ dòng khác nhau.

Phân tích GCD được thực hiện trong dung dịch KOH 3M với các mật độ dòng từ 1 đến 20 A/g cùng một khoảng thế từ 0 đến 0,42 V để đánh giá khả năng lưu trữ năng lượng của các vật liệu. Hình 5(a-b) là đường GCD của vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> tại mật độ dòng 1 A/g; cho thấy thời gian nạp-xả của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> lớn hơn, tương ứng với dung lượng riêng cao hơn. Đồng thời, tất cả các đường GCD đều xuất hiện khoảng cao nguyên điện áp (phần nằm ngang) trên đường nạp và xả tại khoảng điện áp tương ứng với đỉnh oxy hóa khử quan sát được trên đường CV. Sự phù hợp về kết quả quan sát trên đường CV và GCD là cơ sở quan trọng xác nhận lại cơ chế lưu trữ năng lượng của tất cả các vật liệu đều dựa trên phản ứng oxi hóa khử. Dung lượng riêng của các vật liệu cũng được tính toàn từ đường GCD và kết quả được thể hiện trong Hình 5d. Giống như kết quả phân tích CV, do bị giới hạn bởi động học phản ứng dẫn đến dung lượng riêng của tất cả các vật liệu đều giảm khi tăng mật độ dòng nạp – xả. Trong khoảng mật độ dòng từ 1 – 20 A/g, dung lượng riêng của vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> và Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> lần lượt là 940/250 và 990/460 F/g.

# 4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> được tổng hợp thành công . Hiệu ứng cộng hưởng đồng thời cơ chế lớp điện tích kép (EDCL) và cơ chế giả tụ (PS) trong vật liệu composite dẫn đến các đặc tính điện hóa vượt trội của nó so với vật liệu đơn thành phần. Vật liệu Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> có dung lượng riêng cực đại lên đến 1900 F/g tại tốc độ quét 2 mV/s hoặc 990 F/g tại mật độ dòng 1 A/g; giá trị này cao so với vật liệu NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> đơn thành phần. Chúng tôi tin rằng, vật liệu composite Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> là vật liệu tiềm năng ứng dụng làm điện cực siêu tụ điện.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Arico, A.S., et al., *Nanostructured materials for advanced energy conversion and storage devices*. Nature materials, 2005. **4**(5): p. 366-377.
- Liu, C., et al., Advanced materials for energy storage. Advanced materials, 2010.
   22(8): p. E28-E62.
- Garg, N., M. Basu, and A.K.J.T.J.o.P.C.C. Ganguli, *Nickel cobaltite nanostructures* with enhanced supercapacitance activity. The Journal of Physical Chemistry, 2014. 118(31): p. 17332-17341.
- 4. Zhang, S. and N.J.A.E.M. Pan, *Supercapacitors performance evaluation*. Advanced Energy Materials, 2015. **5**(6): p. 1401401.
- 5. Simon, P. and Y.J.N.m. Gogotsi, *Materials for electrochemical capacitors*. Nature materials, 2008. 7(11): p. 845-854.
- 6. Miller, J.R. and P.J.s. Simon, *Electrochemical capacitors for energy management*. science, 2008. **321**(5889): p. 651-652.
- Peng, W., et al., Synthesis of fluorinated graphene/CoAl-layered double hydroxide composites as electrode materials for supercapacitors. Acs Applied Materials & Interfaces, 2017. 9(6): p. 5204-5212.
- 8. Peng, W., et al., Synthesis of fluorinated graphene/CoAl-layered double hydroxide composites as electrode materials for supercapacitors. Acs Applied Materials & Interfaces, 2017. 9(6): p. 5204-5212.
- 9. Kulkarni, P., et al., *Nanostructured binary and ternary metal sulfides: synthesis methods and their application in energy conversion and storage devices.* Journal of Materials Chemistry A, 2017. 5(42): p. 22040-22094.
- Grozdanov, I. and M.J.J.o.S.S.C. Najdoski, *Optical and electrical properties of copper sulfide films of variable composition*. Journal of Solid State Chemistry, 1995. **114**(2): p. 469-475.
- 11. Kulkarni, P., et al., *Nanostructured binary and ternary metal sulfides: synthesis methods and their application in energy conversion and storage devices.* Journal of Materials Chemistry A, 2017, 2017. **5**(42): p. 22040-22094.
- 12. Chen, H., et al., *Highly conductive NiCo 2 S 4 urchin-like nanostructures for high-rate pseudocapacitors*. Nanoscale, 2013, 2013. **5**(19): p. 8879-8883.
- 13. Rietveld, H.M.J.J.o.a.C., *A profile refinement method for nuclear and magnetic structures.* Journal of applied Crystallography, 1969. **2**(2): p. 65-71.
- 14. Yin, J., et al., *High-boiling-point solvent synthesis of mesoporous NiCo 2 S 4 with high specific surface area as supercapacitor electrode material.* Journal of Materials Science: Materials in Electronics, 2017. **28**: p. 2093-2099.
- 15. Wang, X., et al., *Deoxynivalenol induces toxicity and apoptosis in piglet hippocampal nerve cells via the MAPK signaling pathway.* Toxicon, 2018. **155**: p. 1-8.
- 16. Williamson, G. and W.J.A.m. Hall, *X-ray line broadening from filed aluminium and wolfram*. Acta metallurgica, 1953. **1**(1): p. 22-31.

- 17. Van, T.N., et al., *Tunability of optical properties of InSb films developed by pulsed laser deposition*. Applied Surface Science, 2023. **619**: p. 156756.
- 18. Williamson, G. and W.J.A.m. Hall, *X-ray line broadening from filed aluminium and wolfram*. Acta metallurgica, 1953. **1**(1): p. 22-31.
- 19. Guinebretière, R., *X-ray diffraction by polycrystalline materials*, ed. X.-r.d.b.p. materials. 2013: John Wiley & Sons.
- 20. Jeghan, S.M.N. and G.J.N. Lee, *One-dimensional hierarchical nanostructures of NiCo2O4, NiCo2S4 and NiCo2Se4 with superior electrocatalytic activities toward efficient oxygen evolution reaction.* Nanotechnology, 2020. **31**(29): p. 295405.
- 21. Hu, L., et al., *Fabrication based on the kirkendall effect of Co3O4 porous nanocages with extraordinarily high capacity for lithium storage.* Chemistry–A European Journal, 2012. **18**(29): p. 8971-8977.
- Wang, Z., et al., Co 9 S 8 nanotubes synthesized on the basis of nanoscale Kirkendall effect and their magnetic and electrochemical properties. CrystEngComm, 2010. 12(6): p. 1899-1904.
- Fan, H.J., U. Gösele, and M.J.s. Zacharias, Formation of nanotubes and hollow nanoparticles based on Kirkendall and diffusion processes: a review. 2007. 3(10): p. 1660-1671.
- 24. Chen, J., et al., *Nitrogen-doped hierarchically porous carbon foam: a free-standing electrode and mechanical support for high-performance supercapacitors.* Nano Energy, 2016. **25**: p. 193-202.
- Cheng, G., et al., Facile fabrication of cobalt oxalate nanostructures with superior specific capacitance and super-long cycling stability. Journal of Power Sources, 2016.
   312: p. 184-191.

# Synthesis of Mn-doped NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> material for use as supercapacitor electrodes

#### Abstract:

In this study, Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> composite materials were successfully synthesized by hydrothermal method. Characteristic properties of materials were fully and systematically studied through XRD, SEM, EDX,. The electrochemical performance of materials was evaluated through Cyclic voltammetry (CV), galvanostatic charge–discharge (GCD) methods. The results show that the Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> materials store energy in both a double-matter and pseudotype mechanism with outstanding electrochemical properties such as: specific capacity up to over 1900 F/g at scanning speed. 2 mV/s or 990 F/g at a current density of 1 A/g, which is higher than the specific capacity of NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> materials. This result shows that Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub> material is a potential material for application as a supercapacitor electrode.

Keywords: Suppercapacitor; Mn-NiCo<sub>2</sub>S<sub>4</sub>; Mangan-nickelcobalt sulfides.

# Fabrication of Sn spheres on the silicon substrate by chemical vapor deposition method

# Pham Van Phuoc, Vu Ngoc Doan, Nguyen Xuan Thau, Nguyen Van Cuong, Phung Dinh Hoat, Pham Tien Hung<sup>\*</sup>

Faculty of Physics and Chemical Engineering; Le Quy Don Technical University \*Email: hung.phamtien@lqdtu.edu.vn; Tel:+84981112387

## Abstract

Discontinuous metal film of tin consisting of a layer of tin spheres that are quite uniform in size (a few hundred nm in diameter) have been successfully fabricated on a silicon substrate by chemical vapor deposition (CVD) at a temperature of 500°C. The structure and morphology of the as-synthesized were confirmed by field emission scanning electron microscopy and X-ray diffraction spectroscopy. The temperature–dependent decomposition process of SnO powder source was investigated. Finally, the formation of Sn spheres was also discussed.

Từ khóa: Sn spheres; SnO; CVD.

#### 1. Introduction

Sn-based materials have attracted growing attention with the fast development in several fields, such as lithium-ion batteries [1,2]; photocatalytic [3]; catalysts [4–6]; agent-reduced elements [7]; and gas sensors [8]. A. Za, chiy et al. using Sn such as a catalyst for the growth of SiO<sub>2</sub> NWs on the Si substrate [6]. Chen et al. reported that the self-catalyst branch growth of SnO<sub>2</sub> NW junction [9]. Sn were also made of alloy Au-Sn as a catalyst for the growth of SnO<sub>2</sub> NWs [10,11]. Hoa et al. reported the growth of SnO<sub>2</sub> NWs on Au/SiO<sub>2</sub>/Si substrate using Sn powder source and application for detection of H<sub>2</sub>S. For fabrication of SnO<sub>2</sub> NWs using Sn such as source or catalyst were almost used the chemical vapor deposition system. However, in this method, typically with the support of a Sn metal catalyst, SnO<sub>2</sub> NWs were grown by Sn vapor or Sn film as the source [10,12]. At the same time, a buffer layer under the nanowire film was formed, resulting in the shortcoming of a current leakage current through this layer and reducing sensor performance. Very recently, this shortcoming was overcome by using metal grains from the source to grow the nanowires [13]. The use of a discontinuous layer can prevent the shortcoming of leakage current through the buffer layer under NW films.

In this article, we describe the synthesis of a discontinuous film with Sn spheres on the Si substrate by chemical vapor deposition method. The growth of discontinuous Sn film may open a new way for the fabrication of the  $SnO_2$  NWs without a buffer layer for gas sensor application. In addition, the deposition of the SnO source was investigated to explain the Sn sphere information process.

#### 2. Experimental

Figure 1 displays a schematic diagram for the synthesizing Sn spheres on a Si substrate. First, the SiO<sub>2</sub>/Si substrate (size  $1.0 \times 2.0 \text{ cm}^2$ ) were soaked in BOE solution for 5 min to remove the SiO<sub>2</sub> layer. After that, the Si substrate was cleaned sequentially in an ultrasonic bath using acetone, ethanol and DI-water for 5 min during each process, and then dried with compressed dry air. The Si substrate was then positioned above an alumina boat after loading SnO powder (Sigma-Aldrich, purity 99.5%, 1 g) as the source material into the boat. The boat was then placed at the center of the quartz tube, which was pumped down to  $5.10^{-3}$  Torr and heated to 500 °C (heating rate: 5 °C/min). At the same time, a slight amount of N<sub>2</sub> gas was introduced into the quartz tube and used throughout the growth process. After the deposition, the sample spontaneously cooled to room temperature.



Figure 1. Schematic diagram of the experimental set-up for the growth of Sn spheres on the Silicon substrate.

The surface morphologies and sizes of the as-synthesized sample were examined using a field emission scanning electron microscopy (FE-SEM; JSM-6701F). The chemical composition, crystallinity, and phase composition of the sample was X-ray diffraction (XRD; X'pert Pro, CuK $\alpha$  radiation,  $\lambda = 1.54178$  Å).



#### 3. Results and Discussion

Figure 2. Cross-section SEM images of the substrate: (a) before etching; (b) after etching.

Figure 2 shows the cross-section FE-SEM images of the substrate after- and before the removal  $SiO_2$  layer by BOE (buffered oxide etch) solution. It indicated that the  $SiO_2$  layer was completely removed after 5 min for the etching process.

Figure 3 shows the XRD patterns of the sample obtained. The strong peaks at  $2\theta$  of  $30.67^{\circ}$ ,  $32.01^{\circ}$ ,  $43.89^{\circ}$ , and  $44.83^{\circ}$  were indexed as the (200), (101), (220) and (211) reflections, respectively, of the tetragonal Sn phase (JCPDS Card No. 03-065-0296). In addition, peaks corresponding to the Si substrate and SiO<sub>2</sub> were formed after the deposition process.



Figure 3. XRD pattern of Sn spheres on the Si substrate.

Figure 4 shows the uniform and smooth surface of the Sn spheres with a diameter in the range of 50 - 300 nm. It was also indicated that the mono Sn spheres layer was grown on Si substrate faces during the growth process.



Figure 4. FE-SEM images of Sn spheres on the Si substrate fabricated by chemical vapor deposition at 500 °C.

#### Formation of Sn source

To provide more evidence for our discussion about the formation of Sn source for the growth of Sn spheres, a study on the thermal decomposition of SnO powder at 500°C was investigated.

Figure 5 shows the XRD spectra of SnO source powder before and after evaporating at 500°C for 60 min. It is evident that, after the thermal evaporation at 500°C (Fig. 5(b)), the SnO phase completely transformed to form  $Sn_3O_4$ ;  $SnO_2$  phase; and metallic Sn. It can be explained as below:

At the annealing temperature range of 300 - 500°C, Sn can be provided from the disproportional reaction of SnO as follows [14]:

 $4SnO(s) \rightarrow Sn_3O_4(s) + Sn(l) \tag{1}$ 

$$\operatorname{Sn}_{3}O_{4}(s) \to 2\operatorname{SnO}_{2}(s) + \operatorname{Sn}(l)$$
 (2)



*Figure 5. XRD pattern of (a) a SnO source before evaporation; (b) the source remained after the evaporation process at 500 °C.* 

# 4. Conclusion

In summary, we successfully fabricated Sn spheres on the Si substrate via the chemical vapor deposition method at 500°C. The SnO powder source decomposes into  $Sn_3O_4$ ;  $SnO_2$  and Sn at an annealing temperature of 500°C. The Sn was formed following disproportionation reactions:

$$4\text{SnO}(s) \rightarrow \text{Sn}_3\text{O}_4(s) + \text{Sn}(l)$$
  
$$\text{Sn}_3\text{O}_4(s) \rightarrow 2\text{SnO}_2(s) + \text{Sn}(l)$$

The discontinuous Sn film may have the potential for the fabrication of  $SiO_2$  and  $SnO_2$  NWs with no buffer layer will increase their gas sensor performance based on this material.

#### Acknowledgment

The work was supported by a grant from Le Quy Don Technical University under grant number 2022. QHT. 02.

#### References

 Chen, Y. X., L. J. Campbell, and W. L. Zhou. (2004). Self-Catalytic Branch Growth of SnO<sub>2</sub> Nanowire Junctions. *Journal of Crystal Growth*, 270(3–4): 505–10.

- Deng, Xiaobing et al. (2022). The Preparation of Flexible Graphene Sponges Embedded Sn Nanospheres through Sn-C Bonding and Their Improved Electrochemical Performances. *Chemical Physics Letters* 806: 140062.
- Hien, Vu Xuan, and Young-Woo Heo. (2016). Sn Spheres Embedded in a SiO<sub>2</sub> Matrix: Synthesis and Potential Application As Self-Destructing Materials. ACS Applied Materials & Interfaces, 8(33), 21787–97.
- Hoa, Tran Thi Ngoc et al. (2021). Highly Selective H<sub>2</sub>S Gas Sensor Based on WO<sub>3</sub>-Coated SnO<sub>2</sub> Nanowires. *Materials Today Communications* 26: 102094.
- 5. Hung, Pham Tien et al. (2020). Growth and NO<sub>2</sub>-Sensing Properties of Biaxial p-SnO/n-ZnO Heterostructured Nanowires. *ACS Applied Materials and Interfaces*, 12(30), 34274–82.
- Lee, Jun Min et al. (2010). Author's Personal Copy Ultra-Sensitive Hydrogen Gas Sensors Based on Pd-Decorated Tin Dioxide Nanostructures: Room Temperature Operating Sensors. *International Journal of Hydrogen Energy*, 35, 12568-12573.
- Liu, Junjie et al. (2023). Bimetallic Bi–Sn Micro-/Nanospheres@cellulose Nanocrystal Derived Carbon Aerogel Composite Anode for High-Performance Mg-Ion Batteries. *Composites Communications*, 39, 101553.
- 8. Mohamed, R. M., and E. S. Aazam. (2014). Effect of Sn Loading on the Photocatalytic Aniline Synthesis Activity of TiO<sub>2</sub> Nanospheres. *Journal of Alloys and Compounds*, 595, 8–13.
- Rakesh Kumar, R., Y. Manjula, and K. Narasimha Rao. (2018). Effect of Growth Parameters on SnO<sub>2</sub> Nanowires Growth by Electron Beam Evaporation Method. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 310(1).
- Rakesh Kumar, R., K. Narasimha Rao, and A.R. Phani. (2013). Self Catalytic Growth of SnO<sub>2</sub> Branched Nanowires by Thermal Evaporation. *Materials Letters*, 92, 243–46.
- 11. Shubin, Yury V. et al. (2024). Boosting Effect of Single-Atom Sn on Catalytic Activity of Ni towards Synthesis of Carbon Nanofibers from Ethylene. *Applied Catalysis A: General*, 670, 119546.
- Van, Phung Thi Hong et al. (2016). Ultrasensitive NO<sub>2</sub> Gas Sensors Using Tungsten Oxide Nanowires with Multiple Junctions Self-Assembled on Discrete Catalyst Islands via on-Chip Fabrication. *Sensors and Actuators B: Chemical*, 227, 198–203.
- 13. Wang, Yunan et al. (2015). Synthesis of Sn-Containing Mesoporous Silica Nanospheres as Efficient Catalyst for Baeyer–Villiger Oxidation. *Applied Catalysis A: General*, 490, 93–100.
- Zamchiy, Alexandr, Evgeniy Baranov, and Sergey Khmel. (2014). New Approach to the Growth of SiO<sub>2</sub> Nanowires Using Sn Catalyst on Si Substrate. *Physica Status Solidi (C) Current Topics in Solid State Physics*, 11(9–10), 1397–1400.

# Chế tạo cầu thiếc trên đế Silic bằng phương pháp lắng đọng pha hơi

Tóm tắt: Màng mỏng kim loại không liên tục thiếc gồm một lớp các quả cầu khá đồng đều về kích thước, đường kính khoảng vài trăm nanomet đã được chế tạo thành công trên đế silic bằng phương pháp lắng đọng pha hơi ở nhiệt độ 500 °C. Hình thái và cấu trúc của vật liệu chế tạo được khẳng định thông qua kính hiển vi điện tử quét phát xạ trường và phổ nhiễu xạ tia X. Quá trình phân hủy của bột nguồn SnO phụ thuộc vào nhiệt độ cũng được khảo sát, đánh giá làm cơ sở để giải thích cho sự hình thành của cầu thiếc.

Keywords: Cầu thiếc; SnO; Bốc bay lắng đọng pha hơi.

# Nghiên cứu và tối ưu hóa quy trình tổng hợp miramistin, ứng dụng làm hợp chất kháng vi sinh vật kiểm định

Trịnh Viết Linh<sup>1</sup>, Vũ Hữu Mạnh<sup>1</sup>, Nguyễn Huy Bảo<sup>1</sup>, Lê Xuân Tùng<sup>1</sup>, Vũ Ngọc Doãn<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

#### Tóm tắt

Các hợp chất amoni bậc bốn đã được biết đến với các đặc điểm hóa lý, sinh học phong phú, được ứng dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực của đời sống như tính chất hoạt động bề mặt, tính kháng vi sinh vật... Tiêu biểu là miramistin, một hợp chất với đầy đủ các tính chất điển hình của một amoni bậc bốn, có khả năng kháng vi sinh vật kiểm định, ứng dụng trong lĩnh vực y tế, hóa được. Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu tổng hợp và tối ưu hóa quy trình tổng hợp miramistin, trên cơ sở sử dụng các hợp chất đầu vào và phương pháp tinh chế sản phẩm khác nhau, để thu được miramistin với hiệu suất cao nhất, ứng dụng làm hợp chất kháng vi sinh vật kiểm định. **Từ khóa:** *Miramistin: amoni bâc bốn: kháng vi sinh vật.* 

1. Mở đầu

Hợp chất amoni bậc bốn là các hợp chất thu được khi ta thay thế cả bốn nguyên tử hidro của cation amoni  $NH_4^+$  bằng  $R^1$ ,  $R^2$ ,  $R^3$ ,  $R^4$ . Trong đó R là các gốc hidrocacbon, thường là alkyl hoặc aryl. Theo định nghĩa này, các hợp chất amoni bậc bốn rất đa dạng, bao gồm một loạt các nhóm hợp chất và dẫn xuất cực kỳ rộng. Cho đến nay, ranh giới, phân loại, thậm chí là phân lớp của chúng vẫn chưa được phân biệt rõ ràng. Trong tiếng Anh, nhóm hợp chất này có tên là Quaternary Ammonium Compounds (QACs).

Về tính chất vật lý, QACs tan tốt trong dung môi phân cực như nước và rượu. Tuy nhiên độ hòa tan của chúng giảm đáng kể khi tăng chiều dài chuỗi alkyl. Một tính chất hóa lý đáng chú ý của QACs là độ dẫn ion của chúng. Dung dịch của chúng điện ly rất tốt bởi vừa có trung tâm N<sup>+</sup> tích điện dương ưa nước và chuỗi alkyl dài kỵ nước [1]. Về tính chất hóa học, nếu không xét tới các phản ứng trên các gốc R thì QACs không phản ứng với các chất điện di, chất oxi hóa và axit mạnh; bền và ổn định với hầu hết các tác nhân nucleophine; bền ở nhiệt độ cao. Với các bazơ đặc biệt mạnh, QACs bị phân hủy. Chúng cũng trải qua quá trình sắp xếp lại hoặc khử alkyl trong điều kiện khắc nghiệt với sự có mặt của các nucleophine cực mạnh như thiolate. Ví dụ điển hình nhất trong trường hợp này là hai hiện tượng sắp xếp Sommelet-Hauser và Stevens.

Điều cần quan tâm nhất ở một QACs là bản chất của các nhóm thế, tức là các R. Bởi lẽ các nhóm thế này sẽ ảnh hưởng trực tiếp đến các tính chất hóa lý, hóa sinh của QACs bao gồm khả năng kháng vi sinh vật. Theo số liệu thực nghiệm và tính toán của nghiên cứu [2], QACs thường có tính hòa tan trong nước cao, độ bay hơi thấp, tính kỵ nước từ thấp đến trung bình (log $K_{ow} < 4$ ). Tuy nhiên, khi thay đổi nhóm thế R bằng các gốc hidrocacbon thích hợp, chẳng hạn là aryl hoặc alkyl có hơn 10 nguyên tử cacbon, thì QACs có tính chất kỵ nước cao (log $K_{ow} > 9$ ) và bắt đầu xuất hiện tính chất hoạt động bề mặt [2]. Theo dự đoán, nếu tiếp tục tăng độ dài của nhóm hidrocacbon trên R, thì tính chất kỵ nước và hoạt động bề mặt tiếp tục tăng. Bên cạnh đó, như đã đề cập ở trên, QACs có trung tâm tích điện dương vĩnh viễn, mặc dù có thể tồn tại dạng muối không phân lỵ ở trong dung dịch và thậm chí có thể trên bề mặt.

sinh vật (được cấu tạo bởi các nhóm photpholipid tích điện âm). Các đặc tính này của QACs khiến nó có khả năng kháng vi sinh vật và một loạt các ứng dụng khác như chất hoạt động bề mặt, chất bảo quản, chất chống tĩnh điện, chất làm mềm, chất phân tán...

Miramistin là một QAC điển hình cho những lý thuyết kể trên. Trong đó  $R^1$  và  $R^2$  là CH<sub>3</sub>,  $R^3$  là benzyl,  $R^4$  là 3- (myristoilamino) propyl (Hình 1). Với cấu tạo phân tử như vậy, miramistin vừa có tính kỵ nước cao, vừa có tính chất hoạt động bề mặt mạnh mẽ. Điều này góp phần tích cực vào khả năng bám dính và hấp phụ trên lớp màng của vi sinh vật. Chính vì thế, miramistin được ứng dụng phổ biến trong lĩnh vực hóa dược, đặc biệt là nhóm các chất khử trùng, sát khuẩn và phòng chống vũ khí sinh học trong lĩnh vực quân sự.



# Hình 1. Công thức cấu tạo Miramistin

Phương pháp tổng hợp miramistin xuất phát từ cấu tạo phân tử của hợp chất này. Đi từ 3-dimethylaminopropylamine phản ứng với axit myristic thu được sản phẩm trung gian là N,N-dimethylaminopropylamide của axit myristic (sau đây gọi chung là amidoamin). Sau tinh chế, sản phẩm trung gian được đưa vào quá trình benzyl hóa bậc 4 bằng benzyl clorua để thu được miramistin [3].

## 2. Thực nghiệm

## 2.1. Hóa chất và thiết bị

Các hóa chất được sử dụng trong quá trình tổng hợp là hóa chất tinh khiết. Dung môi đã được làm khô. Phản ứng được thực hiện trên máy khuấy từ gia nhiệt VELP. Sản phẩm trung gian được tinh chế bằng máy cất quay chân không BUCHI ở áp suất 150 mbar. Sản phẩm cuối cùng được lọc rửa trên phễu Buchner. Các thí nghiệm được tiến hành tại phòng thí nghiệm hữu cơ của Bộ môn Phòng hóa, Khoa Hóa – Lý kỹ thuật, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn.

Sản phẩm được chụp phổ hồng ngoại IR theo phương pháp phản xạ toàn phần ATR trên máy quang phổ hồng ngoại Spectrum Two, Perkin Elmer tại Khoa Hóa - Lý kỹ thuật, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn; chụp phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>1</sup>H NMR và <sup>13</sup>C NMR bằng thiết bị Bruker Ascend 600 MHz tại Viện Hàn lâm Khoa học và Công nghệ Việt Nam.

# 2.2. Nghiên cứu và tối ưu hóa quy trình tổng hợp miramistin

# 2.2.1. Tổng hợp sản phẩm trung gian amidoamin

Lấy 2,28 g axit myristic cho vào bình cầu 2 cổ. Thổi khí nitơ vào bình, sau đó cho thêm 100 mL dung môi toluen. Lắp hệ phản ứng kín gồm bình cầu 2 cổ, sinh hàn và đặt trên máy khuấy từ gia nhiệt. Tiếp tục thổi khí nitơ bảo vệ vào hệ phản ứng. Gia nhiệt đến 80°C để axit myristic tan hết. Thêm từ từ 1,51 mL 3-Dimethylaminopropylamine vào hệ phản ứng trong 0,5 giờ, đồng thời gia nhiệt hệ phản ứng lên 110°C. Kết thúc, tiến hành phản ứng ở 140°C trong 20 giờ. Sau phản ứng, loại amine dư bằng cất quay chân không ở áp suất 150 -160 mbar.

Đề xuất quy trình tinh chế sản phẩm trung gian theo ba hướng. Hướng thứ nhất, thêm hỗn hợp nước và axeton (tỉ lệ thể tích 1 : 20) vào hỗn hợp (ở nhiệt độ 50 - 60°C) và lắc đều, sau đó làm lạnh đến 18°C trong 2 giờ. Lọc rửa bằng axeton (được làm lạnh sẵn ở 5°C) để thu kết tủa. Dịch lọc được tinh chế lần hai, làm lạnh ở 9°C trong 2 giờ và lọc rửa bằng axeton lạnh

để thu được kết tủa, sấy khô ở áp suất thấp. Chất rắn thu được chính là amidoamin [4]. Hướng thứ hai, tiến hành làm lạnh để thu được kết tủa, lọc rửa kết tủa với nước (được làm lạnh sẵn ở  $5^{\circ}$ C) nhiều lần để làm sạch, cuối cùng sấy khô ở áp suất thấp để thu được chất rắn. Hướng thứ ba, tiến hành chiết với hỗn hợp dung môi etyl axetat và nước (tỉ lệ thể tích 1 : 1), thu lấy dung dịch phía trên, lớp dung dịch phía dưới loại bỏ. Dung dịch sau chiết được loại nước bằng Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> khan, cất quay chân không và sấy khô ở áp suất thấp để thu được chất rắn.

# 2.2.2. Tổng hợp miramistin

Cho 1,56 g amidoamin và 25 mL axeton vào bình cầu 2 cổ. Thổi hết không khí có trong bình bằng dòng khí nitơ. Lắp hệ phản ứng kín gồm bình cầu 2 cổ, sinh hàn và bếp khuấy từ gia nhiệt. Tiếp tục thổi khí bảo vệ và hệ phản ứng (như thí nghiệm ở mục 2.2.1). Gia nhiệt phản ứng đến 60°C để hòa tan hoàn toàn amidoamin. Thêm từ từ 0,75 mL benzyl clorua vào bình phản ứng. Sau khi thêm benzyl clorua, giữ hỗn hợp phản ứng sôi nhẹ trong ít nhất 4 giờ.

Đề xuất quy trình tinh chế sản phẩm theo hai hướng. Hướng thứ nhất, thêm nước và axeton (tỉ lệ thể tích 1 : 25) vào hỗn hợp sau phản ứng và làm lạnh đến nhiệt độ 0 - 5°C trong 12 giờ. Sau đó lọc rửa trên phễu Buchner bằng axeton lạnh. Chất rắn thu được đem sấy khô trong không khí đến khối lượng không đổi, thu được sản phẩm. Hướng thứ hai, làm lạnh hỗn hợp phản ứng đến nhiệt độ 0 - 5°C trong 12 giờ để thu được kết tủa. Lọc rửa kết tủa trên phễu Buchner bằng axeton lạnh. Hoàn tan chất rắn thu được với diclometan, thêm Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> khan vào để loại nước. Cất quay chân không và sấy khô ở áp suất thấp để thu được sản phẩm [4].

## 3. Kết quả và thảo luận

## 3.1. Nghiên cứu tổng hợp hợp chất trung gian amidoamin

Để tổng hợp sản phẩm trung gian amidoamin, hai hợp chất được chọn lựa để phản ứng với 3-Dimethylaminopropylamine là axit myristic và myristoyl clorua.

#### 3.1.1. Trường hợp sử dụng axit myristic

Nhóm hidroxyl của axit myristic vừa đủ mạnh để phản ứng với amin bậc một nhưng cũng không quá mạnh để tiếp tục xảy ra phản ứng với amin bậc hai. Để đảm bảo không xảy ra phản ứng nối tiếp (phản ứng với amin bậc hai, tạo amin bậc ba), tỉ lệ tham gia phản ứng giữa axit myristic với 3-Dimethylaminopropylamine được lựa chọn là: 1/1,2 eq.

Sau phản ứng, sản phẩm được tinh chế theo ba hướng đã nêu. Kết quả cả ba hướng đều thu được chất rắn vô định hình màu vàng nhạt. Phổ IR, v (cm<sup>-1</sup>) của sản phẩm cho thấy các peak đặc trưng: 3303 đặc trưng cho liên kết (N-H) chứng tỏ không xảy ra phản ứng với amin bậc hai, 1639 đặc trưng cho liên kết C=O, 1547 đặc trưng cho nhóm liên kết N–C=O chứng tỏ đã hình thành liên kết amit giữa axit myristic và diamin (Hình 2).

Kết quả chụp phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>1</sup>H NMR (600 MHz, DMSO)  $\delta$ , ppm: 7,72 (s, 1H, N<u>H</u>); 3,04 (dd, J = 12,8; 6,6 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 2,17 (t, J = 7,2 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 2,10 (s, 6H, C<u>H</u><sub>3</sub>); 2,02 (t, J = 7,4 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 1,52 - 1,45 (m, 4H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 1,24 (s, 20H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 0,86 (t, J = 6,9 Hz, 3H, C<u>H</u><sub>3</sub>).



*Hình 2. Phổ FT-IR của axit myristic, diamin và amidoamin* Tuy nhiên, có sự khác nhau về hiệu suất phản ứng:

Bảng 1: Hiệu suất phản ứng tổng hợp amidoamin theo ba hướng tinh chế sản phẩm

	Tóm tắt phương pháp	Hiệu suất
Hướng thứ nhất	Lọc rửa bằng axeton lạnh	73%
Hướng thứ hai	Làm lạnh và lọc rửa kết tủa với nước lạnh	40%
Hướng thứ ba	Chiết với etyl axetat và nước	52%

Hiệu suất của phản ứng không đạt cao bởi lẽ axit caboxylic khi tương tác với amine sẽ tuân theo cơ chế khử proton của axit cacboxylic, tạo thành cacboxylat có tính khử cao. Tuy nhiên, khi muối amoni cacboxylat được đun nóng ở nhiệt độ trên 100°C, nước sẽ bị đẩy ra và amit được hình thành (Sơ đồ 1).



Sơ đồ 1. Cơ chế phản ứng tổng hợp amido amin

Một điểm ảnh hưởng đến hiệu suất của phản ứng là muối amoni cacboxylat khi đun nóng có xu hướng bị phân ly thành axit gốc, amine và thậm chí là khí amoniac theo một phản ứng thuận nghịch. Quá trình này thường xảy ra trước khi nước bị đẩy ra khỏi muối amoni cacboxylat. Do đó, muốn tăng hiệu suất cần phải khống chế phản ứng thuận nghịch để cân bằng chuyển dịch theo hướng tạo thành muối amoni cacboxylat. Trong quá trình thực nghiệm, chúng tôi đã thực hiện 2 biện pháp bao gồm: Thứ nhất, duy trì hệ phản ứng kín, khí amoniac nếu được tạo thành, sẽ không thoát ra khỏi hệ, phản ứng sẽ không chuyển dịch theo hướng tiếp tục tạo ra khí amoniac. Thứ hai, phản ứng được thực hiện trong điều kiện loại nước liên tục, điều này sẽ đẩy nhanh quá trình tách nước khỏi muối khi duy trì nhiệt độ trên 100°C.

Hiệu suất khi tinh chế sản phẩm theo hướng thứ hai rất thấp là do khả năng hòa tan trong nước của sản phẩm. Khi thực hiện lọc rửa sản phẩm bằng nước lạnh, cùng với quá trình hòa tan và đẩy amin dư (thậm chí là axit cacboxylic chưa phản ứng) thì một phần amit cũng bị rửa trôi. Sản phẩm của quá trình là một amit bậc 2, liên kết N-H có thể cho liên kết hidro, liên kết C=O có thể nhận liên kết hidro. Do đó nó thể tạo liên kết hidro với nước theo hai chiều cho và nhận. Mặc dù N,N-dimethylaminopropylamide tổng hợp được có một mạch akyl C<sub>13</sub> dài kị nước, hạn chế bớt khả năng hòa tan trong nước. Tuy nhiên với việc hình thành được liên kết hidro với nước thì nó vẫn hòa tan tốt trong nước. Hướng thứ ba hiệu suất cũng không cao do sản phẩm amit cũng tan trong nước, do đó một phần của sản phẩm sẽ nằm lại trong pha nước. Bản thân hai dung môi chiết là etyl axetat và nước cũng có thể hòa tan một phần vào nhau. Dẫn đến hiệu suất chiết, tinh chế bị ảnh hưởng lớn. Như vậy, hướng tinh chế thứ nhất là tối ưu và đề xuất đưa vào quy trình tổng hợp.

#### 3.1.2. Trường hợp sử dụng myristoyl clorua

Myristoyl clorua cũng được xem xét thay thế axit myristic trong phản ứng tạo amidoamit và thực nghiệm kiểm chứng. Sau phản ứng, sản phẩm được tinh chế theo hướng thứ nhất, thu được hỗn hợp lỏng màu nâu đỏ. Phổ IR, v (cm<sup>-1</sup>) xuất hiện nhiều peak nhiễu, không rõ ràng. Không tính hiệu suất của phản ứng.

Trên lý thuyết, axyl hóa hợp chất amin bằng myristoyl clorua được xếp vào nhóm có tính phản ứng cao. Tuy nhiên, chính vì có tính phản ứng cao, dẫn đến có độ chọn lọc kém [5]. Khi tương tác với 3-Dimethylaminopropylamine, myristoyl clorua có thể phản ứng với cả hai nhóm chức amin, thậm chí xảy ra phản ứng nối tiếp với amin bậc hai, tạo amin bậc ba. Do đó hiệu suất và độ tinh khiết của amit thu được sẽ giảm. Thậm chí nếu trong nguyên liệu đầu vào và dung môi có lẫn nước, myristoyl clorua sẽ ưu tiên phản ứng với nước trước, tạo axit tương ứng thay vì phản ứng với amin:



#### 3.2. Nghiên cứu tổng hợp miramistin

Để thu được miramistin từ amidoamin, lựa chọn benzyl clorua là chất tham gia phản ứng. Hai chất tham gia phản ứng trung tính, sản phẩm là các ion trái dấu. Phản ứng này xếp vào nhóm phản ứng Menshutkin - phản ứng thế nucleophin  $S_N 2$ . Trong đó sự phá vỡ liên kết cacbon-halogen và sự hình thành liên kết nito-cacbon mới xảy ra đồng thời trong trạng thái chuyển tiếp.

Phản ứng Menshutkin được tiến hành trong dung môi phân cực, giúp ổn định trạng thái chuyển tiếp và làm tăng tốc độ phản ứng [6]. Dung môi axeton có hằng số điện môi tương đối

là 20,7 - được xếp vào nhóm dung môi phân cực aprotic. Bản thân dung môi này mang mômen lưỡng cực lớn, có khả năng tách một phần điện tích dương và một phần điện tích âm trong cùng một phân tử, tạo điều kiện cho cơ chế phản ứng thế  $S_N2$ . Do đó nó được lựa chọn để làm dung môi của phản ứng tổng hợp miramistin.

Với hai hướng tinh chế sản phẩm đã nêu, kết quả cụ thể như sau:

Hướng thứ nhất, sản phẩm thu được là chất rắn vô định hình màu vàng nhạt. Phổ IR, v (cm<sup>-1</sup>) của sản phẩm cho thấy các peak đặc trưng: vùng hấp phụ rộng 3374 đặc trưng cho liên kết (N-H), 1646 đặc trưng cho liên kết C=O, 1547 đặc trưng cho nhóm liên kết N–C=O. Tuy nhiên xuất hiện thêm peak 1713 đặc trưng cho liên kết C=O của axeton. Như vậy hướng tinh chế này gặp khó khăn trong việc loại bỏ dung môi. Nguyên nhân do dung môi axeton có mômen lưỡng cực lớn, mặt khác sản phẩm thu được ở dạng muối phân ly. Do đó giữa chúng sẽ hình thành lực hút lớn, dẫn đến kết quả kể trên. Không tiến hành chụp phổ cộng hưởng từ hạt nhân và tính hiệu suất theo hướng tinh chế này.

Hướng thứ hai, diclometan được thêm vào dung dịch nhằm giảm nhiệt độ sôi và lôi cuốn axeton trong quá trình bay hơi, trong khi Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> có tác dụng hút nước có trong dung dịch. Sản phẩm thu được chất rắn vô định hình màu trắng vàng nhạt, hiệu suất 87%. Phổ IR, v (cm<sup>-1</sup>) của sản phẩm cho thấy các peak đặc trưng: vùng hấp phụ rộng 3370 đặc trưng cho liên kết N-H, 1645 đặc trưng cho liên kết C=O, 1541 đặc trưng cho nhóm liên kết N–C=O. Không xuất hiện peak 1713 đặc trưng cho liên kết C=O của axeton. Bên cạnh đó, sản phẩm thu được xuất hiện các peak như: 728 và 702 đặc trưng cho dao động uốn trong vòng thơm (Hình 3). Phổ cộng hưởng từ hạt nhân cũng cho thấy đã tổng hợp thành công miramistin. Từ kết quả này, đề xuất quy trình tổng hợp miramistin và tinh chế sản phẩm theo hướng sử dụng diclometan và Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>.



Hình 3. Phổ FT-IR của amidoamin, benzyl clorua và miramistin

Phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>1</sup>H NMR (600 MHz, DMSO)  $\delta$ , ppm: 8,24 (s, 1H, N<u>H</u>); 7,59 (d, *J* = 7,0 Hz, 2H, C<u>H</u>); 7,50 (dd, *J* = 13,3; 7,1 Hz, 3H, C<u>H</u>); 4,61 (s, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 3,31 (dd, *J* = 9,8; 6,6 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 3,11 (d, *J* = 5,9 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 2,99 (s, 6H, C<u>H</u><sub>3</sub>); 2,07 (t, *J* = 7,5 Hz, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 1,98 - 1,93 (m, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 1,47 – 1,43 (m, 2H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 1,22 (s, 20H, C<u>H</u><sub>2</sub>); 0,84 (t, *J* = 6,9 Hz, 3H, C<u>H</u><sub>3</sub>).

Phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>13</sup>C NMR (151 MHz, DMSO) δ, ppm: 172,42; 132,96; 130,13; 128,76; 128,10; 65,98; 6,33; 49,19; 35,44; 35,36; 31,25; 29,01; 28,97; 28,92; 28,81; 28,72; 28,66; 25,18; 22,63; 22,04; 13,86.

Từ kết quả này, đề xuất quy trình tổng hợp miramistin và tinh chế sản phẩm theo hướng sử dụng diclometan và Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>.

# 4. Kết luận

Sản phẩm mục tiêu là miramistin đã được tổng hợp qua hai giai đoạn. Giai đoạn một tổng hợp amidoamin bằng phản ứng giữa 3-Dimethylaminopropylamine và axit myristic. Dung môi được lựa chọn là toluen. Hiệu suất tổng hợp cao nhất đạt được là 73% khi tinh chế bằng axeton lạnh. Giai đoạn hai tổng hợp miramistin bằng phản ứng giữa amidoamin và benzyl clorua trong dung môi axeton. Hiệu suất cao nhất đạt được là 87% khi sử dụng phương pháp lọc rửa bằng diclomethan và loại nước bằng Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>. Các kết quả phân tích phổ xác nhận hợp chất đã được tổng hợp thành công. Như vậy, phương pháp này hoàn toàn có thể được mở rộng cho các sản phẩm tương tự trong các nghiên cứu tiếp theo.

#### Tài liệu tham khảo

1. Arnold, W. A., Blum, A., et al. (2023). Quaternary Ammonium Compounds: A Chemical Class of Emerging Concern. *Environmental Science & Technology*.

2. Zhao, Y. H., & Abraham, M. H. J. T. J. o. O. C. (2005). Octanol/water partition of ionic species, including 544 cations. *The Journal of Organic Chemistry*, 70(7), 2633-2640.

3. Хан, И. Г., Масанова, Н. Н., et al. (2019). СПОСОБ ПОЛУЧЕНИЯ БЕНЗИЛДИМЕТИЛ [3-(МИРИСТОИЛАМИНО)-ПРОПИЛ] АММОНИЙХЛОРИДА МОНОГИДРАТА И ФАРМАЦЕВТИЧЕСКОЙ СУБСТАНЦИИ НА ЕГО ОСНОВЕ.

4. Чупахин, Е. Г., & Шамин, И. В. Ј. U. х. и. б. (2021). ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ СИНТЕЗА ЛЕКАРСТВЕННОЙ СУБСТАНЦИИ БЕНЗИЛДИМЕТИЛ [3-(МИРИСТОИЛАМИНО)-ПРОПИЛ] АММОНИЙХЛОРИД («МИРАМИСТИН»). (6-2 (84)), 38-43.

5. Balaji, B., Dalal, N. J. G. C. L., & Reviews. (2018). An expedient and rapid green chemical synthesis of N-chloroacetanilides and amides using acid chlorides under metal-free neutral conditions. *Green Chemistry Letters and Reviews*, 11(4), 552-558.

6. Turan, H. T., Brickel, S., & Meuwly, M. J. T. J. o. P. C. B. (2022). Solvent effects on the menshutkin reaction. *The Journal of Physical Chemistry B*, 126(9), 1951-1961.

# Research and optimization of miramistin synthesis process, application as antibacterial compounds

**Abstract:** Quaternary ammonium compounds are known for their rich physicochemical and biological characteristics, and are widely used in many fields of life and society such as surface active properties and antimicrobial properties. ... Typically miramistin, a compound with all the typical properties of a quaternary ammonium, has proven anti-microbial ability, and is used in the field of medicine and pharmaceutical chemistry. This article presents the results of research synthesizing and optimizing the miramistin synthesis process, based on the use of different input compounds and product purification methods, to obtain miramistin with the highest efficiency. application as an anti-microbial compound for testing.

Keywords: Miramistine; quaternary ammonium; antimicrobial.

# Kim loại Rhodium xúc tác phản ứng amid hóa trên nền cơ chất azine Vũ Hữu Mạnh<sup>1</sup>, Vũ Ngọc Doãn<sup>1</sup>, Nguyễn Thành Vinh<sup>1</sup>, Lê Minh Đông<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hóa – Lý kỹ thuật; Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn Email: manhvh@lqdtu.edu.vn; Tel:0963137389

# Tóm tắt

Trong công trình này, Rhodium được sử dụng làm chất xúc tác hoạt hóa liên kết C-H tiến hành phản ứng amid hóa trên cơ chất azine đã được thực hiện thành công. Phương pháp này cho thấy tính chọn lọc vị trí cao, phạm vi cơ chất phù hợp với phản ứng rộng, hiệu suất phản ứng cao. Sản phẩm thu được có thể dễ dàng chuyển hóa sang dạng hợp chất ketone tương ứng. Nhóm tác giả đã đề xuất cơ chế của quá trình phản ứng. Nghiên cứu này mở ra một con đường mới, đơn giản và hiệu quả để tổng hợp các dẫn xuất amid hóa của hợp chất azine và ketone.

Từ khóa: Kim loại Rhodium; Xúc tác; Amid hóa; Azine

#### 1. Mở đầu

Do các hợp chất chứa nitơ tồn tại trong nhiều hợp chất thiên nhiên mang hoạt tính sinh học và dược phẩm nên các phản ứng hình thành liên kết C–N luôn giữ vai trò hết sức quan trọng và cần được quan tâm phát triển [1]. Trong những năm gần đây, phương pháp sử dụng kim loại chuyển tiếp thực hiện hoạt hóa liên kết C-H chuyển hóa thành các liên kết khác trở thành công cụ đáng tin cậy và được sử dụng rộng rãi trong tổng hợp hữu cơ [2]. Trong lĩnh vực này, các tác nhân của phản ứng hoạt hóa liên kết C-H tiến hành amin hóa hoặc amid hóa được sử dụng nhiều có thể kể đến như: N-carboxylate, N-tosylate, hydroxylamines, N-fluorobenzensulfonimide (NFSI), azide hữu cơ, dioxazolones [3]. Trong đó, dioxazolones được sử dụng làm tác nhân amid hóa hiệu quả để tạo liên kết C-N do có hiệu suất cao, an toàn và dễ điều chế. Gần đây, đã có nhiều công bố sử dụng các loại cơ chất khác nhau thông qua kim loại chuyển tiếp xúc tác hoạt hóa liên kết C-H tiến hành phản ứng amid hóa, như các cơ chất anilides [4], indolines [5], indazoles [6], 7-arylpyrazolo[1,5-a]pyrimidines [7], benzaldehydes [8], azobenzenes [9].

Azine là một loại hợp chất chứa nitơ quan trọng được sử dụng rộng rãi trong thuốc trừ sâu, y học, vật liệu chức năng và các lĩnh vực khác [10,11]. Trong vài năm qua, sử dụng kim loại chuyển tiếp xúc tác hoạt hóa liên kết C-H tiến hành chức năng hóa là một trong những phương pháp có hiệu quả cao trong việc tổng hợp các dẫn xuất azine khác nhau. Trong đó, kim loại rhodium được sử dụng phổ biến nhất. Các công bố thực hiện hoạt hóa C-H trên cơ chất azine bằng kim loại rhodium như các phản ứng ortho-alkenylation [12], ortho-thioetherification và ortho-allylation [13,14], ortho-alkylation [15] và ortho-sulfonamidation [16]. Tuy nhiên, các phản ứng trên đều cần sự có mặt của chất oxy hóa.

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả báo cáo quá trình amid hóa của azine thông qua kim loại Rh xúc tác hoạt hóa liên kết C-H với tác nhân amid hóa là dioxazolone. Trong phản ứng này không cần sự có mặt của chất oxy hóa và CO<sub>2</sub> được giải phóng dưới dạng sản phẩm phụ duy nhất, do đó phản ứng amid hóa này rất thân thiện với môi trường.

#### 2. Thực nghiệm

# 2.1. Hóa chất và thiết bị

Các hóa chất acetophenone, hydrazine hydrat, [Cp\*RhCl<sub>2</sub>]<sub>2</sub>, AgNTf<sub>2</sub>, NaOAc sử dụng trong quá trình tổng hợp là hóa chất tinh khiết được mua từ các hãng Alladin, Energy Chemical. Dung môi đã được cất lại và làm khô sử dụng cho quá trình sắc ký bản mỏng và sắc ký cột. Các phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>1</sup>H NMR và <sup>13</sup>C NMR của sản phẩm được xác định bằng thiết bị Bruker 400 MHz, sử dụng CDCl<sub>3</sub> làm dung môi, TMS làm chất chuẩn nội, hoạt động ở tần số 400 MHz và 101 MHz tương ứng. Các chữ viết tắt như sau: s (singlet), d (doublet), t (triplet), m (multiplet). Quá trình tinh chế sản phẩm đều được thực hiện bằng sắc ký cột trên silica gel.

## 2.2. Quy trình tổng hợp các dẫn xuất của hợp chất Azine

Cho acetophenone (10 mmol), AcOH (1 mmol) và EtOH (10 mL) vào bình cầu 100 mL, cho tiếp hydrazine hydrat (10 mmol, 80 %) vào dung dịch trên, sau đó hỗn hợp được gia nhiệt đến 100 °C, đồng thời khuấy và hồi lưu trong 10 giờ. Kết thúc phản ứng, làm nguội đến nhiệt độ phòng, xuất hiện kết tinh, tiến hành lọc thu được chất rắn, rửa bằng EtOH (20 mL  $\times$  4) và làm khô thu được sản phẩm tinh khiết (1E,2E)-1,2-bis(1-phenylethylidene)hydrazine (1a) là tinh thể màu vàng, hiệu suất 87 %. Quy trình thí nghiệm để tổng hợp (1b-1e) cũng giống như quy trình thực nghiệm đối với sản phẩm (1a).

# 2.3. Quy trình tổng hợp dioxazolones

Cho axit hydroxamic (5.0 mmol) và dichloromethane (50 mL) vào bình cầu 100 mL, cho tiếp 1,1'-carbonyldiimidazole (0.81 g, 5.0 mmol) vào dung dịch, hỗn hợp được khuấy tại nhiệt độ phòng trong 30 phút. Cho dung dịch HCl 1N (30 mL) vào hỗn hợp để dập tắt phản ứng, chiết bằng dichloromethane (50 mL x 3), pha hữu cơ làm khô bằng  $Mg_2SO_4$  rồi cất quay chân không thu được sản phẩm tinh khiết 3-substituted 1,4,2-dioxazol-5-ones.

# 2.4. Quy trình tổng hợp các sản phẩm amid hóa

Cho azine (1a) (70.8 mg, 0.3 mmol),  $[Cp*RhCl_2]_2$  (6.2 mg, 0.015 mmol, 5 mol%), AgNTf<sub>2</sub> (17.3 mg, 0.06 mmol, 20 mol%), NaOAc (12 mg, 0.15 mmol, 50 mol%), 3-phenyl-1,4,2-dioxazol-5-one (73.4 mg, 0.45 mmol, 150 mol%) và DCE (3 mL) vào ống phản ứng Schlenk. Hỗn hợp được khuấy trong 8 giờ ở 100 °C, kiểm tra tiến trình phản ứng bằng sắc ký lớp mỏng. Tinh chế bằng sắc ký cột (petroleum ether : ethyl acetate = 10 : 1) thu được sản phẩm **2a** tinh khiết có màu vàng nhạt (87,3 mg), hiệu suất đạt 82 %. Quy trình thí nghiệm để tổng hợp (**2b-2e**) cũng giống như quy trình thực nghiệm đối với sản phẩm (**2a**).

*N*-(2-((*E*)-1-(((*E*)-1-phenylethylidene)hydrazineylidene)ethyl)phenyl)benzamide (2*a*). Tinh thể màu vàng; 87.3 mg, hiệu suất 82 %; mp: 117-118 °C; <sup>1</sup>H NMR (400 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  13.02 (s, 1H), 8.95 (d, *J* = 8.4 Hz, 1H), 7.96 (t, *J* = 7.2 Hz, 4H), 7.72 (d, *J* = 7.9 Hz, 1H), 7.54 – 7.47 (m, 5H), 7.43 (t, *J* = 7.6 Hz, 2H), 7.21 (t, *J* = 7.6 Hz, 1H), 2.52 (s, 3H), 2.19 (s, 3H). <sup>13</sup>C NMR (101 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  166.2, 162. 5, 158.9, 138.9, 137.9, 135.8, 131.6, 130.9, 130.2, 129.2, 128.5, 127.5, 126.8, 123.8, 122.9, 121.1, 16.7, 15.3.

*N*-(4-methyl-2-((*E*)-1-(((*E*)-1-(*m*-tolyl)ethylidene)hydrazineylidene)ethyl)phenyl)benzamide (2b). Tinh thể màu vàng; 90.8 mg, hiệu suất 79 %; mp: 94-95 °C. <sup>1</sup>H NMR (400 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  12.88 (s, 1H), 8.82 (d, *J* = 8.5 Hz, 1H), 7.98 – 7.92 (m, 2H), 7.78 (s, 1H), 7.72 (d, *J* = 7.7 Hz, 1H), 7.51 (d, *J* = 1.2 Hz, 1H), 7.48 (d, *J* = 7.3 Hz, 1H), 7.42 (t, *J* = 7.5 Hz, 2H), 7.38 (t, *J* = 7.9 Hz, 1H), 7.32 (dd, *J* = 9.7, 3.7 Hz, 2H), 2.50 (s, 3H), 2.47 (s, 3H), 2.43 (s, 3H), 2.18 (s, 3H). <sup>13</sup>C NMR (101 MHz, CDCl<sub>3</sub>) δ 165.9, 162.2, 158.8, 138.2, 137.9, 136.4, 135.9, 132.2, 131.4, 130.9, 129.6, 128.5, 128.4, 127.5, 127.3, 123.9, 123.8, 121.1, 21.5, 21.1, 16.1, 15.3.

*N*-(4-chloro-2-((*E*)-1-(((*E*)-1-(3-chlorophenyl)ethylidene)hydrazineylidene)ethyl)phenyl)benzamide (2c). Tinh thể màu vàng; 93.9 mg, hiệu suất 74 %; mp: 102-104 °C. <sup>1</sup>H NMR (400 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  12.80 (s, 1H), 8.91 (d, *J* = 9.0 Hz, 1H), 7.99 – 7.88 (m, 3H), 7.80 (d, *J* = 7.6 Hz, 1H), 7.66 (d, *J* = 2.4 Hz, 1H), 7.52 (t, *J* = 7.3 Hz, 1H), 7.49 – 7.39 (m, 5H), 2.48 (s, 3H), 2.16 (s, 3H). <sup>13</sup>C NMR (101 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  166.1, 161.8, 157.9, 139.4, 137.4, 135.5, 134.8, 131.8, 130.7, 130.3, 129.8, 128.9, 128.6, 127.9, 127.5, 126.9, 125.1, 124.9, 122.4, 16.8, 15.2.

*N*-(5-methyl-2-((*E*)-1-(((*E*)-1-(*p*-tolyl)ethylidene)hydrazineylidene)ethyl)phenyl)benzamide (2d). Tinh thể màu vàng; 92.1 mg, hiệu suất 80 %; mp: 128-129 °C. <sup>1</sup>H NMR (400 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  13.12 (s, 1H), 8.81 (s, 1H), 8.01 – 7.93 (m, 2H), 7.85 (d, *J* = 8.2 Hz, 2H), 7.61 (d, *J* = 8.1 Hz, 1H), 7.49 (t, *J* = 7.3 Hz, 1H), 7.42 (t, *J* = 7.4 Hz, 2H), 7.30 (s, 1H), 7.28 (s, 1H), 7.06 – 6.99 (m, 1H), 2.50 (s, 3H), 2.49 (s, 3H), 2.45 (s, 3H), 2.16 (s, 3H). <sup>13</sup>C NMR (101 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  166.2, 162.5, 158.8, 141.5, 140.4, 138.9, 135.9, 135.2, 131.5, 129.2, 129.1, 128.5, 127.5, 126.7, 123.8, 121.4, 121.3, 21.8, 21.4, 16.5, 15.2.

*N*-(*5*-fluoro-2-((*E*)-1-(((*E*)-1-(*4*-fluorophenyl)ethylidene)hydrazineylidene)ethyl)phenyl)benzamide (2*e*). Tinh thể màu vàng nhạt; 84.5 mg, hiệu suất 72 %; mp: 129-130 °C. <sup>1</sup>H NMR (400 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  13.24 (s, 1H), 8.85 – 8.71 (m, 1H), 7.95 (td, *J* = 6.9, 1.5 Hz, 4H), 7.73 – 7.65 (m, 1H), 7.51 (t, *J* = 7.4 Hz, 1H), 7.42 (dd, *J* = 11.7, 4.6 Hz, 2H), 7.19 – 7.12 (m, 2H), 6.88 (m, 1H), 2.50 (d, *J* = 1.4 Hz, 3H), 2.16 (d, *J* = 1.4 Hz, 3H). <sup>13</sup>C NMR (101 MHz, CDCl<sub>3</sub>)  $\delta$  166.3, 165.2 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 31.0 Hz), 162.7 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 29.6 Hz), 162.3, 158.1, 141.0 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 12.2 Hz), 135.4, 133.9 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 3.1 Hz), 131.9, 130.9 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 10.1 Hz), 128.7 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 8.5 Hz), 128.6, 127.5, 119.8 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 3.1 Hz), 115.5 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 21.7 Hz), 109.7 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 22.2 Hz), 108.1 (d, *J*<sub>C-F</sub> = 27.9 Hz), 16.7, 15.2.

#### 3. Kết quả và thảo luận

Đầu tiên, chúng tôi lựa chọn hợp chất (1E,2E)-1,2-bis(1-phenylethylidene)hydrazine (1a) làm chất nền và dioxazolones làm tác nhân amid hóa để tiến hành khảo sát điều kiện phản ứng, kết quả tối ưu hóa điều kiện phản ứng được thể hiện trong Bảng 1. Phản ứng được khảo sát trong điều kiện chất nền (1a) (0.3 mmol), dioxazolones (0.45 mmol), [RhCp\*Cl<sub>2</sub>]<sub>2</sub> (0.015 mmol, 5 mol%), chất đồng xúc tác (0.06 mmol, 20 mol%), chất phụ gia (0.15 mmol, 50 mol%), dung môi (3 mL), phản ứng tại 100 °C trong thời gian 8 giờ.

Trong những phản ứng sử dụng [RhCp\*Cl<sub>2</sub>]<sub>2</sub> làm chất xúc tác hoạt hóa liên kết C-H, các chất đồng xúc tác thường có ảnh hưởng lớn tới hiệu suất của phản ứng. Do đó, trước tiên các chất đồng xúc tác được tiến hành khảo sát bao gồm các muối của kim loại bạc như AgSbF<sub>6</sub>, AgNTf<sub>2</sub>, AgOAc và các muối của kim loại kiềm chứa anion PF<sub>6</sub><sup>-</sup> như KPF<sub>6</sub>, NaPF<sub>6</sub>. Kết quả khảo sát cho thấy, khi AgSbF<sub>6</sub> làm chất đồng xúc tác thu được sản phẩm amid hóa (**2a**) với hiệu suất đạt 49 %. Trong khi đó, sử dụng AgNTf<sub>2</sub> làm chất đồng xúc tác hiệu, suất phản ứng được nâng cao hơn và đạt 57 %. Tuy nhiên, đối với các muối AgOAc, KPF<sub>6</sub>, NaPF<sub>6</sub> làm chất đồng xúc tác, phản ứng chỉ đạt hiệu suất rất thấp, lần lượt là 15 %, 24 % và 28 %. Vì vậy, chất đồng xúc tác AgNTf<sub>2</sub> được lựa chọn để thực hiện nghiên cứu tiếp theo.

Chất phụ gia có ảnh hưởng lớn đến hiệu suất của phản ứng và các chất phụ gia được khảo sát bao gồm KOAc, NaOAc và CsOAc. Kết quả thu được cho thấy, phụ gia CsOAc cho hiệu quả kém, hiệu suất chỉ đạt 20%. Trong khi đó, phụ gia KOAc và NaOAc đều làm tăng hiệu suất phản ứng, đặc biệt, chất phụ gia NaOAc cho hiệu suất cao nhất đạt 82 %. Do đó, chất phụ gia NaOAc được lựa chọn để tiếp tục tiến hành nghiên cứu.

Dung môi có ảnh hưởng lớn đến hiệu suất tạo thành sản phẩm amid hóa. Kết quả khảo sát cho thấy, đối với các dung môi toluene, MeCN và THF hiệu suất tạo thành sản phẩm đạt được rất thấp, chỉ từ 10 - 25%. Trong các dung môi DCM và DCE, phản ứng diễn ra thuận lợi hơn, với hiệu suất đạt 45% đối với dung môi DCM và hiệu suất cao nhất lên tới 82% đối với dung môi DCE. Điều này có thể giải thích do khả năng hòa tan các chất tham gia phản ứng của DCM và DCE tốt hơn so với các dung môi khác. Như vậy, DCE là dung môi phù hợp nhất cho phản ứng này.

Tóm lại, điều kiện tối ưu phản ứng là sử dụng  $AgNTf_2$  làm chất đồng xúc tác, NaOAc làm chất phụ gia, DCE làm dung môi, phản ứng tại 100°C trong 8 giờ, thu được hiệu suất cao nhất đạt 82%.

Bảng 1. Kết quả khảo sát điều kiện tối ưu của phản ứng amid hóa



TT	Đồng xúc tác (20 mol%)	Chất phụ gia (50 mol%)	Dung môi (3 mL)	Hiệu suất (%)
1	AgSbF <sub>6</sub>	-	DCE	49
2	AgNTf <sub>2</sub>	-	DCE	57
3	AgOAc	-	DCE	15
4	KPF <sub>6</sub>	-	DCE	24
5	NaPF <sub>6</sub>	-	DCE	28
6	-	-	DCE	-
7	AgNTf <sub>2</sub>	KOAc	DCE	65
8	AgNTf <sub>2</sub>	NaOAc	DCE	82
9	AgNTf <sub>2</sub>	CsOAc	DCE	20
10	AgNTf <sub>2</sub>	NaOAc	DCM	45
11	AgNTf <sub>2</sub>	NaOAc	Toluene	25
12	AgNTf <sub>2</sub>	NaOAc	CH <sub>3</sub> CN	10
13	AgNTf <sub>2</sub>	NaOAc	THF	20
Điều kiện p	ohản ứng: 1a (0.3 mmol),	dioxazolones (0.45 mmol,	150 mol%), [RhCp*C	2l <sub>2</sub> ] <sub>2</sub> (0.015 mmol, 5

mol%), chất đồng xúc tác (0.06 mmol, 20 mol%), chất phụ gia (0.15 mmol, 50 mol%), dung môi (3 mL), 100  $^{\circ}$ C, 8 h.

Các tín hiệu proton thu được trong phổ <sup>1</sup>H-NMR (Hình 1) như sau: Pic tại 13.02 là pic đặc trưng của proton hoạt động trong nhóm NH, các pic từ 7.19 - 8.96 ppm ứng với 14 proton trong nhân thơm; 2 pic chứa 3 proton tại vị trí 2.52 và 2.19 ppm tương ứng với hai nhóm CH<sub>3</sub>.

Trong phổ cộng hưởng từ hạt nhân <sup>13</sup>C-NMR của sản phẩm (**2a**) (Hình 2) thu được các pic đặc trưng 166.2 ppm là của C trong nhóm C=O; các pic 162.5 và 158.9 ppm tương ứng với các C trong nhóm C=N; nhóm các pic tại 138.9 – 121.1 tương ứng với các C trong nhân thom; 2 pic tại 16.7 ppm và 15.3 ppm ứng với hai nhóm CH<sub>3</sub>.

Như vậy, phổ <sup>1</sup>H-NMR và <sup>13</sup>C-NMR của sản phẩm thu được hoàn toàn phù hợp với cấu trúc của sản phẩm **2a.** 



# Hình 2. Phổ <sup>13</sup>C-NMR của sản phẩm 2a

Sau khi tối ưu hóa điều kiện phản ứng, nhóm nghiên cứu tiến hành tổng hợp một số dẫn xuất của hợp chất azine sau đó thực hiện phản ứng amid hóa (Bảng 2). Kết quả cho thấy, các dẫn xuất đã sử dụng đều có thể phản ứng với dioxazolones tạo thành sản phẩm amid hóa tương ứng và cho hiệu suất tương đối khả quan. Các dẫn xuất chứa các nhóm chức đẩy electron như -CH<sub>3</sub> và hút electron như halogen đều cho hiệu suất phản ứng cao từ 72 - 82 %.



Hình 3. Phạm vi cơ chất quá trình amid hóa của azine

Sản phẩm amid hóa của azine tại điều kiện axit HCl, sử dụng THF làm dung môi, phản ứng tại nhiệt độ phòng trong 6 giờ thu được sản phẩm ketone (**3a**) tương ứng với hiệu suất đạt 88 % (Hình 3). Như vậy, thông qua phản ứng amid hóa nghiên cứu ở trên không chỉ tổng hợp được những sản phẩm amid hóa của hợp chất azine, mà còn dễ dàng điều chế được các sản phẩm amid hóa của ketone tương ứng.



Hình 4. Phản ứng điều chế sản phẩm amid hóa của ketone

Thông qua nghiên cứu các công trình khoa học đã được công bố trước đây [4-9], nhóm tác giả đề xuất cơ chế phản ứng như Hình 4. Đầu tiên, xúc tác  $[RhCp*Cl_2]_2$  kết hợp với đồng xúc tác AgNTf<sub>2</sub> tạo thành xúc tác rhodium (A) có hoạt tính cao hơn. Tiếp theo, xúc tác (A) phản ứng với hợp chất azine đồng thời xảy ra quá trình hoạt hóa liên kết C-H tạo thành chất trung gian (B). Tác nhân amid hóa dioxazolones tấn công hợp chất trung gian (B) tạo thành hợp chất trung gian (C), sau đó giải phóng ra khí CO<sub>2</sub> thu được hợp chất (D). Tiếp theo xảy ra quá trình

nguyên tử nito chèn vào giữa liên kết cacbon và rhodium tạo thành hợp chất trung gian vòng 6 cạnh (E). Cuối cùng, hợp chất trung gian (E) giải phóng ra sản phẩm amid hóa, chất xúc tác trở lại trạng thái ban đầu và bắt đầu một chu trình xúc tác mới.



Hình 5. Cơ chế phản ứng amid hóa trên nền hợp chất azine

# 4. Kết luận

Phản ứng sử dụng kim loại rhodium xúc tác hoạt hóa liên kết C-H thực hiện amid hóa trên nền cơ chất azine được thực hiện thành công. Điều kiện phản ứng tối ưu là sử dụng AgNTf<sub>2</sub> làm chất đồng xúc tác, NaOAc làm chất phụ gia, DCE làm dung môi, phản ứng tại 100°C trong 8 giờ, thu được hiệu suất cao nhất đạt 82%. Nghiên cứu phạm vi cơ chất của azine cho thấy, phương pháp này đều phù hợp với các dẫn xuất của hợp chất azine đã sử dụng và cùng đạt hiệu suất cao. Sản phẩm amid hóa thu được có thể dễ dàng chuyển hóa thành hợp chất ketone tương ứng. Đồng thời, nhóm tác giả cũng đã đề xuất cơ chế của phản ứng này.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Wu, Y., Tian, B., Hu, C. (2019). Chemodivergent reaction of azomethine imines and 2H-azirines for the synthesis of nitrogencontaining scaffolds. *Org. Biomol. Chem.*, 17,5505–5508.
- Lyons, T. W., Sanford, M. S. (2010). Palladium-Catalyzed Ligand-Directed C-H Functionalization Reactions, *Chem. Rev.*, 110, 1147-1169.
- Park, Y., Kim, Y., and Chang, S. (2017). Transition Metal-Catalyzed C-H Amination: Scope, Mechanism, and Applications. *Chem. Rev.*, 117, 9247-9301.
- Park, J. and Chang, S. (2015). Comparative Catalytic Activity of Group 9 [Cp\*M<sup>III</sup>] Complexes: Cobalt-Catalyzed C-H Amidation of Arenes with Dioxazolones as Amidating Reagents. *Angew. Chem. Int. Ed.*, 54, 14103–14107.
- Jeon, M., Mishra, N. K., De, U., et al. (2016). Rh(III)-Catalyzed C-H Functionalization of Indolines with Readily Accessible Amidating Reagent: Synthesis and Anticancer Evaluation. J. Org. Chem., 81, 9878-9885.
- Ghosh, P., Samanta S., and Hajra, A. (2020). Rhodium(III)-catalyzed ortho C–H amidation of 2arylindazoles with a dioxazolone as an amidating reagent. Org. Biomol. Chem., 18, 1728–1732.

- Gogula, T., Zhang, J. -Q. and Zou, H. -B. (2019). Rhodium(III)-Catalyzed Regioselective C(sp<sup>2</sup>)-H Functionalization of 7-Arylpyrazolo[1,5-a]pyrimidines with Dioxazolones as Amidating Agents. Org. Lett., 21, 5933-5937.
- 8. Huang, J., Ding, J., Ding, T. -M., et al. (2019). Cobalt-Catalyzed Ortho-C(sp<sup>2</sup>)-H Amidation of Benzaldehydes with Dioxazolones Using Transient Directing Groups. *Org. Lett.*, 21, 7342-7345.
- Mishra, N. K. Oh, Y., Jeon, M., et al. (2016). Site-Selective C–H Amidation of Azobenzenes with Dioxazolones under Rhodium Catalysis Eur. J. Org. Chem., 4976–4980
- 10. Le Goff, G., Ouazzani, J. (2014). Natural hydrazine-containing compounds: Biosynthesis, isolation, biological activities and synthesis. *Bioorg. Med. Chem.*, 22, 6529–6544.
- 11. Blair, L.M., Sperry, J. (2013). Natural Products Containing a Nitrogen–Nitrogen Bond. J. Nat. Prod. 76, 794–812.
- Han, W., Zhang, G., Li, G., Huang, H. (2014). Rh-Catalyzed Sequential Oxidative C-H and N-N Bond Activation: Conversion of Azines into Isoquinolines with Air at Room Temperature. *Org. Lett.*, 16, 3532–3535
- Wen, J., Wu, A., Wang, M., Zhu, J. (2015) . Rhodium(III)-Catalyzed Directed ortho-C-H Bond Functionalization of Aromatic Ketazines via C-S and C-C Coupling. J. Org, Chem., 80, 10457– 10463.
- Wen, J., Wu, A., Miao, Y., Zhu, J. (2015). Rhodium(III)-catalyzed Coupling of Aromatic Ketazines or Oximes with 2-Vinyloxirane via C–H Activation. *Tetrahedron Lett.*, 56, 5512–5516.
- Y. Yu, C. Kuai, R. Chauvin, et al., Rh-Catalyzed Regioselective ortho-C-H Carbenoid Insertion of Diarylazines J. Org. Chem. 82 (2017) 8611–8616
- Vu, H. M., Yong, J. Y., Chen, F. W., Li, X. Q., Shi, G. Q. (2020). Rhodium-Catalyzed C(sp<sup>2</sup>)-H Amidation with Sulfonamides. J. Org. Chem., 85, 4963–4972.

### Amidation of Azine with Rhodium Catalyst

**Abstract:** In this work, rhodium was used as a catalyst to activate the C-H bond and the amidation reaction on azine substrate was successfully performed. This method shows high position selectivity, a wide range of substrates suitable for reactions, and high reaction efficiency. The resulting product can be easily converted to the corresponding ketone compound. The authors have proposed the mechanism of the reaction process. This research has opened a new, simple and effective route to synthesize amidated derivatives of azine and ketone compounds.

Keywords: Rhodium metal; Catalysis; Amidation; Azine

# Study of microwave absorption performance of biomass-derived carbon from coconut shell

Thi Thanh Nguyen<sup>1</sup>, Tuan Linh Nguyen<sup>1</sup>, Anh Hung Vu<sup>1</sup>, Thi Anh Xuan Chu<sup>2</sup>, Quang Dat Tran<sup>1\*</sup>

<sup>1</sup>Department of Physics, Le Quy Don Technical University, Hanoi, Vietnam <sup>2</sup>TNU-University of Sciences, Tan Thinh Ward, Thai Nguyen City, Vietnam Email: dattq@lqdtu.edu.vn (098.873.7324)

### Abstract:

The current focus of research lies in the exploration of lightweight and highly efficient absorbers of electromagnetic waves (EMWs) as a viable approach to mitigate electromagnetic pollution. The utilization of biomass-derived materials for the production of carbon-based microwave absorbers has become increasingly prevalent, mostly attributed to their advantageous characteristics such as reduced bulk, enhanced efficacy, and distinctive microstructural properties. In this study, a porous carbon material was synthesized by the utilization of potassium hydroxide activation and a one-step carbonization process. In order to assess the microwave absorption characteristics, a vector network analyzer (VNA) with a frequency range spanning from 2 to 18GHz was employed. This allowed for the measurement of several parameters such as complex permittivity and reflection loss. The sample, which had a thickness of 2.0mm and a weight percentage of 20%, had the most optimal reflection loss of -30dB at a frequency of 11.5GHz. Additionally, it displayed an effective absorption bandwidth of 10.2GHz. The enormous specific surface area and porous nature of the material enable it to efficiently absorb electromagnetic radiation. The findings of our research demonstrate the considerable potential of utilizing carbon derived from coconut shells as a lightweight and very efficient material for electromagnetic absorption.

Keywords: Biomass; coconut shell; porous carbon; microwave absorber.

# **1. Introduction**

Electromagnetic waves are essential in today's communication systems and the Internet of Things. They are particularly important in fields such as 5G communication, radar detection, and wireless sensor networks. Despite the prevalence of electronic devices, there is growing concern about the potential negative impact of excessive electromagnetic radiation on human health [1, 2]. Furthermore, there are emerging challenges in electromagnetic wave-related applications, including signal interference and leakage. Developing electromagnetic microwave absorption materials (MAMs) with superior performance plays an important role in addressing the issue of microwave radiation [3, 4].

Carbon-based materials, including carbon black, carbon nanosheets, carbon nanotubes (CNTs), and chemically derived graphene, have attracted considerable interest because of their lightweight nature, plasticity, high thermal conductivity, impressive mechanical properties, and excellent electrical conductivity. Recently, porous biomass carbon materials have gained significant popularity for their eco-friendly nature, renewability, affordability, and abundant porous structure. This structure offers a substantial surface area and oxygen-containing functional groups, making them ideal for creating materials in diverse fields [5-7]. There have been numerous recent reports in the field of microwave absorption, including

studies on rice husk, almond shell, wood, watermelon, flour [8-13]. These materials have shown to have exceptional microwave absorption performance.

The abundance of coconut shells as a by-product from agricultural production makes it a promising base material for researching wave absorbing materials with great potential for application. However, there is a lack of available literature on the utilisation of this carbon material derived from biomass for microwave absorption.

The study utilised a two-step fabrication process involving simple activation and onestep sintering to produce biochar from coconut shells. The method of synthesising materials offers a straightforward, cost-effective, and environmentally friendly approach to preparing porous carbon. Thorough investigations were carried out on the absorption properties of the material across a wide frequency range of 2 to 18GHz. This carbon material demonstrates remarkable microwave absorption capabilities due to its unique characteristics.

### 2. Experimental

All chemicals used in this work are analytical grade.

The coconut shell was procured from the Tu Liem North market in Hanoi, Vietnam. After separating the coir, the shell underwent sun-drying in order to reduce its moisture content to less than 5% (w/w). Coconut shell varied in dimension from 50 to 100 mm. The coconut shells underwent a thorough cleaning process using deionized water. They were then dried at 50°C and carbonised in a tube furnace under an Ar atmosphere. The carbonisation process took place at 400°C for 1 hour, with a heating rate of 5°C per minute. The experiment involved soaking 5 g of carbonised coconut shells in a 150 mL KOH solution (10 mol/L) for 1 day. The soaked shells were then dried in a vacuum at 60 °C and annealed at 650°C under flowing Ar for 2 hours at a rate of 5°C per minute [8]. Once the samples had cooled to room temperature, they were carefully washed with a 1 mol/L HCl solution and distilled water until reaching a neutral pH. Afterward, the samples were dried at 60°C to produce porous carbon and named BC-650.

The structural properties of the material were analysed using X-ray diffraction (XRD) on a Bruker D5 with  $CuK_1$  radiation = 1.54056Å, covering an angle range of 10° to 70°. The morphological properties were analysed using scanning electron microscopy (SEM - S4800) and energy-dispersive X-ray spectroscopy (EDX). The specific surface area and pore structures of materials were determined through the process of nitrogen adsorption-desorption.

The experiment showed that the BC-650 material had promising blending characteristics when mixed with paraffin wax at a mass concentration of 20%. The mixes were molded into a toroidal configuration, with an internal diameter of 3.04 mm and an external diameter of 7.00mm. The microwave absorption properties were determined using the Keysight PNA-X N5242A vector network analyzer. The transmission line method was used to calculate the microwave absorption characteristics. Here are the equations that explain the reflection loss (RL)[14]:

$$RL(dB) = 20.\log \left| \frac{Z_{in} - 1}{Z_{in} + 1} \right|$$
 (1)

$$Z_{in} = \sqrt{\frac{\mu_r}{\varepsilon_r}} \tanh\left(j\frac{2\pi fd}{c}\sqrt{\mu_r\varepsilon_r}\right)$$
(2)

The evaluation of absorber input impedance  $(Z_{in})$  required the examination of complex relative permittivity  $(\varepsilon_r)$  and permeability  $(\mu_r)$ . The research took into account other variables such as the sample's thickness (d), the frequency of the incident light (f), and the velocity of light propagation in a vacuum (c).

# 3. Results and discussion

SEM images in Fig. 1 showcase the BC-650 material obtained from coconut shells. As seen in Fig. 1.a, one can observe the presence of porous structures within the layered arrays, which is attributed to the activity of KOH. Fig. 1.b illustrates the presence of numerous void and porous structures on each plate. The structures demonstrate advantageous properties for microwave absorption.



Fig. 1. SEM images of BC-650.

X-ray diffraction (XRD) investigation was conducted to identify the carbon phase shown in Fig. 2. The diffraction peaks observed at around 22° and 44° are indicative of the (002) and (100) crystallographic planes of graphite carbon in the sample [15]. The wide diffraction peaks observed in the carbon material indicate a low degree of graphitization, suggesting that the carbon structure is amorphous. Fig. 3 displays the carbon's EDX spectrum. The successful synthesis of carbon is evident from the examination of this spectrum, which also shows the presence of O and C within the sample. The BC-650 material contains a small amount of silicon derived from organic coconut shells.

The  $N_2$  adsorption-desorption isotherms of the carbon sample were measured to further examine its porous structure. The data shown in Fig. 4.a highlights a significant trend in the adsorption capacity based on relative pressure. It is worth noting that at low relative pressures, the adsorption capacity experiences a significant increase. The efficiency of the adsorption process in this regime is evident. In addition, it is observed that the  $N_2$  molecules are adsorbed in the micropores as monolayers, suggesting that only one layer of molecules is present on the surface. The presence of an evident hysteresis loop in the curve, in response to an elevated relative pressure, indicates the possible existence of mesoporous characteristics in the carbon material. This carbon material, derived from coconut shells, has a specific surface area of 79.1 m<sup>2</sup>/g and an average pore diameter ranging from 1.88 to 3.40 nm (Fig. 4.b). The



electromagnetic waves and enhances their absorption.

Fig. 2. XRD patterns of BC-650.



Weight9

83.63

15.53

0.83

100.00

Full Scale 3495 cts Cursor: 15.404 keV (1 cts)

Atomic%

87.44

12.19

0.37

100.00



Fig. 4.  $N_2$  adsorption-desorption isotherms (a) and pore diameter distribution curves (b) of BC-650.

The correlation between the frequency-dependent properties of the real and imaginary components of complex permittivity is depicted in Fig. 5.a. An increase in frequency results in a concomitant reduction in both the real and imaginary permittivity components. The contributions of electronic polarisation, interfacial polarisation, and ionic polarisation to the complex permittivity are significantly impacted by the surface morphology and structural characteristics [16]. Charge transport and interfacial polarization can be enhanced by the large surface area of a porous structure. The phenomenon of sustained wave propagation within the material system is denoted by a marginal reduction in the real component of complex permittivity that is dependent on frequency. The significant decrease in the imaginary component of the complex permittivity as frequency increases indicates that natural polarisation is the predominant factor governing the dielectric absorption process.

samples have a large specific surface area, which extends the propagation path of



Fig. 5. The complex permittivity (a) and the typical Cole-semicircle curve (b) of BC-650.

The Cole-Cole equation (Eq. 3) demonstrates the relationship between  $\varepsilon'$  and  $\varepsilon''$  based on the Debye theory. The presence of a Cole-Cole semicircle indicates the occurrence of a Debye relaxation process, as suggested by Debye theory [17].

$$\left(\varepsilon' - \frac{\varepsilon_s + \varepsilon_{\infty}}{2}\right)^2 + \left(\varepsilon''\right)^2 = \left(\frac{\varepsilon_s - \varepsilon_{\infty}}{2}\right)^2 \tag{3}$$

where  $\varepsilon_s$ ,  $\varepsilon_{\infty}$  represent the static permittivity and the high-frequency limit relative permittivity, respectively.

Fig. 5.b shows the presence of discrete semicircles, suggesting a complex relaxation event involving multiple dielectric components in the BC-650 material. The presence of dielectric loss-increasing processes, such as defect polarisation and interfacial polarisation, is indicated by distorted Cole-Cole semicircles [4]. Additional polarisation centers can form at the interfaces of the carbon layer in the presence of an external electromagnetic field. The impact of this phenomenon enhances the polarization of interfaces and improves the relaxation processes that take place at those interfaces.

RL measurements may be conducted on objects that have a thickness ranging from 1.0 to 3.5mm and a frequency ranging from 2 to 18GHz. The range of RL values for carbon material is displayed on a contour plot RL graph in Fig. 6. As the thickness of the sample increases, the frequency at which the reflection loss achieves its lowest value (RLmin) decreases. The carbon material exhibits the highest reflection loss of -30dB at a frequency of 11.5GHz, with a sample thickness of 2.0mm. Additionally, it has an effective absorption bandwidth (EAB) of 10.2GHz, ranging from 7.8 to 18GHz. Moreover, the frequency ranges in which more than 99% of microwave absorption occurs at this specific thickness is from 9.5 to 13.4GHz, equivalent to a bandwidth of 3.9GHz.



Fig. 6. The reflection loss of PC samples.

Precursor (Biomass carbon)	RL <sub>min</sub> (dB)	EAB (GHz)	d (mm)	Ref.
rice husks	-47.5	3.4	2.8	[8]
Almond shells	-30	13.8	-	[9]
Fir wood	-16.3	7.6	3.7	[10]
Watermelon	-37.2	5.7	2.0	[11]
Rice husk	-43.0	3.7	1.5	[12]
Flour	-27.0	4.8	1.8	[13]
Coconut shells	-30.0	10.2	2.0	This work

Table 1. Comparison of the microwave absorption properties with other absorbers.

The various carbon compounds derived from biomass are compared in Table 1. According to the findings of this study, carbon-based materials have a substantial capacity to absorb microwaves. These characteristics include a thin thickness, a significantly broad absorption bandwidth, and a significant amount of reflection loss.

The absorption properties of carbon material are determined by its microstructure. The porous structure enhances the dielectric permittivity, allowing for better absorption of electromagnetic waves. Additionally, it promotes multiple reflection and scattering of the waves, extending their propagation path and resulting in further attenuation [15]. In addition, the absorption performance of carbon is enhanced by the combined effects of macropores, mesopores, and micropores. Carbon macropores facilitate the efficient conductive loss of material through the formation of a conductive network. The specific surface area of the material is increased by the presence of mesopores, which create numerous solid-space interfaces and result in interface polarization. The carbon surface develops defects in the form of nanopores, which in turn act as polarization centers, resulting in dipole polarization [18].

# 4. Conclusion

In conclusion, the preparation of coconut shell-based biochar materials with micropores, mesopores, and macropores has been achieved through the utilization of KOH activation and one-step carbonization. BC-650 material has unique structural characteristics

that greatly enhance its microwave absorption capabilities. The BC-650 material achieves a remarkable reflection loss (RLmin) of -30dB and an effective absorption bandwidth (EAB) of 10.2GHz with a thickness of only 2.0mm, demonstrating its exceptional performance at a filler loading of 20%. The carbon used in this process is derived from coconut shells, making it a cost-effective and easy-to-prepare material. This allows for efficient mass production and indicates a high potential for absorption in the X and Ku bands.

# Acknowledgement

This research is funded by Le Quy Don Technical University Research Fund under the grand number "2023.QHT.02".

# References

- P.T. Tho, C.T.A. Xuan, N. Tran, N.Q. Tuan, W.H. Jeong, S.W. Kim, T.Q. Dat, V.D. Nguyen. T.N. Bach, T.D. Thanh, D.T. Khan and B.W. Lee, "Ultra-wide effective absorption bandwidth of Cu, Co, and Ti co-doped SrFe<sub>12</sub>O<sub>19</sub> hexaferrite," Ceram. Int., vol. 48 (19), 2022, pp. 27409-27419, doi: 10.1016/j.ceramint.2022.05.389.
- [2] C.T.A. Xuan, P.T. Tho, T.Q. Dat, N.V. Khien, T.N. Bach, N.T.M. Hong, T.A. Ho, D.T. Khan, H.N. Toan and N. Tran, "Development of high-efficiency microwave absorption properties of La<sub>1.5</sub>Sr<sub>0.5</sub>NiO<sub>4</sub> and SrFe<sub>12</sub>O<sub>19</sub>-based materials composites," Surf. Interfaces., vol. 39, 2023, 102890, doi: 10.1016/j.surfin.2023.102890.
- [3] H. Pang, Y. Duan, L. Huang, L. Song, J. Liu, T. Zhang, X. Yang, J. Liu, X. Ma, J. Di and X. Liu, "Research advances in composition, structure and mechanisms of microwave absorbing materials," Compos. B. Eng., vol. 224, 2021, 109173, doi: 10.1016/j.compositesb.2021.109173.
- [4] T.Q. Dat, N.T. Ha and D.Q. Hung, "Reduced graphene oxide-Cu<sub>0.5</sub>Ni<sub>0.5</sub>Fe<sub>2</sub>O<sub>4</sub>-Polyaniline nanocomposite: Preparation, characterization and microwave absorption properties,", J. Electron. Mater., vol. 46, 2017, pp. 3707-3713, doi: 10.1007/s11664-017-5386-z.
- [5] R. Qiang, S. Feng, Y. Chen, Q. Ma and B. Chen, "Recent progress in biomass-derived carbonaceous composites for enhanced microwave absorption," J. Colloid Interface Sci., vol. 606 (1), 2022, pp. 406-423, doi: 10.1016/j.jcis.2021.07.144.
- [6] H. Guan, Q. Wang, X. Wu, J. Pang, Z. Jiang, G. Chen, C. Dong, L. Wang and C. Gong, "Biomass derived porous carbon (BPC) and their composites as lightweight and efficient microwave absorption materials," Compos. B. Eng., vol. 207, 2021, 108562, doi: 10.1016/j.compositesb.2020.108562.
- [7] R. Peymanfar and A. Ali Mirkhan, "Biomass-derived materials: Promising, affordable, capable, simple, and lightweight microwave absorbing structures," J. Chem. Eng., vol. 446 (1), 2022, 136903, doi: 10.1016/j.cej.2022.136903.
- [8] Z. Wu, Z. Meng, C. Yao, Y. Deang, G. Zhang and Y. Wang, "Rice husk derived hierarchical porous carbon with lightweight and efficient microwave absorption," Mater. Chem. Phys., vol. 275, 2022, 125246, doi: 10.1016/j.matchemphys.2021.125246.
- [9] X. Fang, W. Li, X. Chen, Z. Wu, Z. Zhang and Y. Zou, "Controlling the microstructure of biomass-derived porous carbon to assemble structural absorber for broadening bandwidth,", Carbon, vol. 198, 2022, pp. 70-79, doi: 10.1016/j.carbon.2022.06.074.
- [10] J. Xi, E. Zhou, Y. Liu, W. Gao, J. Ying, Z. Chen Z and C. Gao, "Wood-based straightway channel structure for high performance microwave absorption," Carbon, vol. 124, 2017, pp. 492-498, doi: 10.1016/j.carbon.2017.07.088.

- [11] N. Wang, F. Wu, A. Xie, X. Dai, M. Sun, Y. Qiu, Y. Wang, X. Lv and M. Wang, "One-pot synthesis of biomass-derived carbonaceous spheres for excellent microwave absorption at the Ku band," RSC Adv., vol 5, 2015, pp. 40531-40535, doi: 10.1039/C5RA06307H.
- [12] Q. Li, J. Zhu, S. Wang, F. Huang, Q. Liu and X. Kong, "Microwave absorption on a bare biomass derived holey silica-hybridized carbon absorbent," Carbon, vol 161, 2020, pp. 639-646, doi: 10.1016/j.carbon.2020.01.087.
- [13] H. Zhao, Y. Cheng, H. Lv, B. Zhang, G. Ji and Y. Du, "Achieving sustainable ultralight electromagnetic absorber from flour by turning surface morphology of nanoporous carbon," ACS Sustainable Chem. Eng., vol 6(11), 2018, pp. 15850-15857, doi: 10.1021/acssuschemeng.8b04461.
- [14] N.V. Tung, T.Q. Dat, N.T. Ha, N.T. Nam and D.Q. Hung, "Synthesis of reduced graphene oxide - Mn<sub>0.8</sub>Zn<sub>0.2</sub>Fe<sub>2</sub>O<sub>4</sub> - porous polyaniline nanocomposite materials for effective microwave absorption in X-band," Journal of Science and Techique, vol. 15 (5), 2020, pp. 13-23, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v15.n05.81.
- [15] P.V. Thin, L.D. Vi, N.V. Tuan, N.T. Ha, N.V. Tung, N.T. Thanh and T.Q. Dat, "Synthesis of Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> nanoparticles grown on rice husk waste-derived porous carbon for high-efficiency microwave absorption," Journal of Science and Technique, vol. 1(2), 2023, pp. 27-39, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v1.n02.692.pce.
- [16] T.Q. Dat, N.T. Ha, N.V. Tung and P.V. Thin, "Microwave absorption performances of copper/nickel ferrite@fiber polyaniline," Journal of Science and Techique, vol. 16 (2), 2021, pp. 5-13, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v16.n02.262.
- [17] T.Q. Dat, N.V. Tuan, N.V Tung and P.V. Thin, "Facile synthesis of MoS<sub>2</sub> nanomaterial as a promising microwave absorber," Journal of Science and Techique, vol. 17 (5), 2022, pp. 5-15, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v17.n05.526.
- [18] J. Wang, M. Zhou, Z. Xie, X. Hao, S. Tang, J. Wang, Z. Zou and G. Ji, "Enhanced interfacial polarization of biomass-derived porous carbon with a low radar cross-section," J. Colloid Interface Sci., vol. 612, 2022, pp. 146-155, doi: 10.1016/j.jcis.2021.12.162.

# Nghiên cứu đặc tính hấp thụ vi sóng của carbon sinh học có dẫn xuất từ xơ dừa

Nguyễn Thị Thanh - Khoa Hóa-Lý kỹ thuật/Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn
Nguyễn Tuấn Linh - Khoa Hóa-Lý kỹ thuật/Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn
Vũ Anh Hùng - Khoa Hóa-Lý kỹ thuật/Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn
Chu Thị Anh Xuân - Trường Đại học Khoa học/ Đại học Thái Nguyên
Trần Quang Đạt - Khoa Hóa-Lý kỹ thuật/Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

### Tóm tắt:

Các nghiên cứu hiện nay về vấn đề giảm thiểu ô nhiễm điện từ đang tập trung vào khám phá các chất hấp thụ sóng điện từ (EMW) có mật độ khối lượng nhẹ và hiệu năng hấp thụ cao như một phương pháp khả thi. Việc sử dụng các vật liệu có nguồn gốc từ sinh khối để sản xuất các chất hấp thụ vi sóng gốc cacbon ngày càng trở nên phổ biến, bởi do các đặc tính ưu việt của chúng như giảm khối lượng, nâng cao hiệu quả hấp thụ và các đặc trưng cấu trúc vi mô đặc biệt. Trong nghiên cứu này, vật liệu carbon xốp được tổng hợp bằng cách sử dụng hoạt hóa KOH và quy trình phương pháp nhiệt phân. Để đánh giá các đặc tính hấp thụ vi sóng, phép đo được tiến hành trên máy phân tích mạng vecto (VNA) có dải tần từ 2 đến 18GHz. Điều này cho phép đo một số thông số như hằng số điện môi phức và tổn hao phản xạ. Mẫu có độ dày 2,0mm và tỷ lệ phần trăm trọng lượng là 20%, có mức suy giảm phản xạ tối ưu nhất là -30dB ở tần số 11,5GHz. Ngoài ra, nó còn hiển thị băng thông hấp thụ hiệu quả là 10,2GHz. Diện tích bề mặt riêng lớn và tính chất xốp của vật liệu cho phép nó hấp thụ bức xạ điện từ một cách hiệu quả. Kết quả trong nghiên cứu đã chứng minh tiềm năng đáng kể của việc sử dụng carbon có nguồn gốc từ xơ dừa làm vật liệu nhẹ và rất hiệu quả để hấp thụ điện từ.

Từ khóa: Vật liệu sinh học; xơ dừa; carbon xốp; vật liệu hấp thụ.
# Khảo sát, đánh giá các hệ thống robot trinh sát sinh học, hóa học và phóng xạ Vũ Anh Hùng<sup>1</sup>, Nguyễn Văn Toàn<sup>1</sup>, Nguyễn Tiến Anh<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hóa – Lý kỹ thuật, Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn Email: anhnt@lqdtu.edu.vn

# Tóm tắt

Các hệ thống robot trinh sát sinh học, hóa học và phóng xạ (CBRN) giữ vai trò hết sức quan trọng trong việc thay thế con người hoạt động trong các điều kiện môi trường khắc nghiệt có sự tồn tại của các loại vũ khí hủy diệt hàng loạt. Tùy theo mục đích sử dụng mà các hệ thống robot có cấu trúc, các loại cảm biến tích hợp và có các thông số kỹ thuật khác nhau. Các hệ thống robot này đã được trang bị cho các lực lược chức năng ở hầu hết các nước tiên tiến trên thế giới, tuy nhiên ở Việt Nam mới chỉ có một vài sản phẩm đề tài được nghiên cứu. Công trình này trình bày chi tiết về các loại robot trình sát CBRN ở trong nước và trên trên thế giới. Chi tiết về tính năng, thông số kỹ thuật, ưu nhược điểm của từng loại được so sánh, đánh giá làm cơ sở cho việc lựa chọn chủng loại để nghiên cứu, thiết kế các hệ thống robot trình sát ở trong nước.

Keywords: Robot trinh sát; Sinh học; Hóa học; Phóng xạ; CBRN.

#### 1. Đặt vấn đề

Theo cơ sở dữ liệu thống kê của công ty Statista (CHLB Đức), kể từ năm 2014, số vụ tấn công khủng bố trên toàn thế giới nhìn chung đã giảm nhưng số lượng ghi nhận vẫn lớn với 7.342 vụ tấn công khủng bố trên toàn cầu trong năm 2022 [1]. Số lượng các vụ khủng bố CBRN được ghi nhận trên toàn thế giới cho đến nay là hơn 200 trường hợp, trong đó các chất độc hóa học được sử dụng nhiều nhất. Mặc dù chiếm số lượng nhỏ so tổng số thống kê các vụ khủng bố nói chung nhưng mức độ ảnh hưởng của những vụ khủng bố CBRN là vô cùng lớn cả về con người và môi trường [2] do đặc tính của các chất độc hóa học và các tác nhân sinh học là dễ dàng lây lan trong không khí, mức độ sát thương cao nên có khả năng gây ra chết người hàng loạt. Với các chất phóng xạ thì không những gây chết người mà còn tác động lâu dài đến môi trường do khả năng tồn tại lâu bền trong tự nhiên. Vụ tấn công bằng chất độc thần kinh Sarin tại ga tàu điện ngầm Tokyo, Nhật Bản năm 1995 đã ảnh hưởng tới 5.100 người. Năm 2001 một loạt các vụ khủng bố sử dụng tác nhân sinh học là vi khuẩn bệnh than đã làm chết 5 người do hít phải mầm bệnh và đặc biệt đã có 32.000 người phải trải qua điều trị trong một thời gian dài [3].

Các cuộc tấn công khủng bố CBRN cho thấy tầm quan trọng của việc phát hiện và ngăn chặn các nguy cơ xảy ra từ sớm, từ xa. Điều đó chỉ có thể đạt được nhờ các thiết bị trinh sát và các hệ thống quan trắc, cảnh báo hiện đại, liên tục. Bên cạnh việc sử dụng các camera, các máy soi an ninh thì các phương tiện tác chiến hiện đại như các robot trinh sát CBRN được sử dụng phổ biến trong lực lượng an ninh của các nước trên thế giới. Các thiết bị này có khả năng thay thế con người trong việc tiếp cận hiện trường có sự tồn tại của các tác nhân độc hại, xử lý các vật liệu nổ, các chất phóng xạ thậm chí có thể sử dụng trong cứu hộ, cứu nạn. Cùng với sự phát triển của khoa học công nghệ, nhiều loại cảm biến được tích hợp lên robot, các loại robot kích thước khác nhau được phát triển và các công nghệ điều khiển từ xa hiện đại được sử dụng trong phát triển các robot trinh sát CBRN [4, 5] và đã đưa vào trang bị cho các lực lượng chức năng ở hầu hết các nước tiên tiến trên thế giới như Đức, Mỹ, Ba Lan trong phòng chống khủng bố, xử lý các vật liệu nổ và trong cứu hộ cứu nạn [6-8]. Các robot này có thể được phân loại theo cấu

trúc hệ thống bao gồm: (1) loại có tay gắp phía trên và (2) loại không trang bị tay gắp. Nếu phân loại theo tính năng thì có thể phân chia thành (1) hệ thống chỉ phục vụ mục đích trinh sát sẽ đòi hỏi hệ thống gọn, có tính cơ động cao và loại (2) sử dụng kết hợp trinh sát với các mục đích khác như cứu hộ cứu nạn, xử lý vật liệu nổ. Tùy theo mục tiêu sử dụng mà sẽ lựa chọn thiết kế, kiểu dáng cũng như các thông số phù hợp.

# 1.1. Các hệ thống robot trinh sát trang bị tay gắp

Các hệ thống robot trang bị cánh tay gắp phía trên thường được sử dụng trong cứu hộ cứu nạn và thu giữ, xử lý các vật liệu nổ hoặc các chất hóa học, phóng xạ độc hại. Các robot này thường có khối lượng tương đối lớn (>100kg) để giữ cân bằng và ổn định cho hệ thống tay gắp phía trên. Hệ thống tay gắp có cơ cấu phức tạp gồm cơ cấu gắp, các trục, khớp nối, các camera quan sát tích hợp giúp cho cánh tay có thể chuyển động linh hoạt, có thể vươn xa hàng mét và có khả năng gắp các vật thể có trọng lượng lên đến vài chục kg. Robot và cánh tay gắp được điều khiển từ xa thông qua các thiết bị truyền thông, hệ thống camera quan sát hỗ trợ và màn hình điều khiển. Tùy theo mục đích sử dụng mà trên thân robot có thể được tích hợp thêm các cảm biến trình sát khác nhau. Hình 1 dưới đây là ảnh chụp các robot trang bị tay gắp điển hình trên thế giới gồm: (a) robot tEODor của Đức [6] và (b) robot PIAP Patrol của Ba Lan [8].



(a) Robot tEODor của Đức (b) Robot PIAP Patrol của Ba Lan Hình 1. Các hệ thống robot trang bị tay gắp: (a) robot tEODor của Đức và (b) robot Daksh của Ấn Độ

Hệ thống tEODor được sử dụng để xác định và giải giáp bẫy nổ, thiết bị nổ ngẫu hứng và các vật thể nguy hiểm khác trong khu vực kín, tòa nhà và xe cộ. Nó cũng được dùng để trinh sát, theo dõi và điều tra các đối tượng trong điều kiện đặc biệt nguy hiểm. Hệ thống robot này đang phục vụ cho các đơn vị quân sự và thực thi pháp luật của hơn 41 quốc gia trên toàn thế giới. Nó được trang bị các cảm biến hóa học và phóng xạ cho các hoạt động trinh sát. Thiết bị X-quang được tích hợp trên hệ thống robot để giúp phát hiện các mối nguy cơ tiềm ẩn và các đối tượng khả nghi. Robot cũng sử dụng một số công cụ điện và cơ khí cho các hoạt động xử lý bom mìn. Hệ thống robot PIAP Patrol được thiết kế để phát hiện tác nhân CBRN và vô hiệu hóa các thiết bị nổ tự chế. Hệ thống tay gắp với 6 bậc tự do và một dụng cụ kẹp có thể kẹp các vật nặng lên tới 22kg. Cánh tay điều điều khiển có tầm với 2m, đảm bảo phạm vi chuyển động rộng trên mọi mặt phẳng. Thiết bị còn có thể được trang bị thêm các cảm biến phát hiện bức xạ, hóa chất công nghiệp độc hại và hơi nổ. Các cảm biến là tùy chọn, có thể được lấp đặt tự do, tùy theo nhu cầu của nhiệm vụ nhất định. Robot này được trang bị nhiều

trong lực lượng Quân đội Ba Lan. Ngoài hai hệ thống điển hình này còn có rất nhiều các robot CBRN được nghiên cứu phát triển ở các nước tiên tiến trên thế giới như hệ thống robot Flir centaur của Mỹ [7], robot Daksh của Ấn Độ [9].

Các sản phẩm tương tự mới được chủ động nghiên cứu trong nước trong những năm gần đây, chưa được sản xuất loạt và trang bị. Hình 3 dưới đây là ảnh chụp hệ thống robot trinh sát CBRN BRH-18 được nghiên cứu phát triển bởi Binh Chủng hóa học/Bộ Quốc phòng. Hệ thống trang bị tay gắp phía trên cùng với các cảm biến tích hợp sử dụng trong cứu hộ, cứu nạn, quan trắc môi trường và ứng phó trong trường hợp xảy ra các sự cố hạt nhân.



Hình 2. Robot CBRN BH-18 của Binh chủng Hóa học

Theo những thông tin được công bố, robot được thiết kế linh hoạt với 2 bộ phận gồm thân và cánh tay máy. Phần thân robot trang bị hệ thống dẫn động cơ khí, truyền động 4 bánh chủ động, phần cánh tay robot được thiết kế gồm 5 module kết nối với nhau, trong đó đó phần cơ cấu gắp cuối cùng có thể quay quét  $360^{\circ}$  để dễ dàng thao tác được vật thể trong quá trình. Robot này có tổng trọng lượng 90kg, vận tốc khi di chuyển 25m/phút, bán kính cánh tay 1,2m, thời gian làm việc liên tục 2 ÷ 3 giờ, phạm vi tác nghiệp gần 200m. Robot này tương đối nặng, độ cơ động chậm, các thiết bị đi kèm khá phức tạp, cồng kềnh tích hợp trên xe Kazaz khi di chuyển và triển khai hệ thống [10].

# 1.2. Các hệ thống robot chỉ phục vụ trinh sát, đo lường

Với mục đích chỉ phục vụ trong các nhiệm vụ trinh sát, đo lường và thay thế vai trò của con người hoạt động trong các môi trường độc hại, các hệ thống robot này thường nhỏ, gọn và có tính cơ động cao, không tích hợp cánh tay gắp mà chỉ tích hợp các loại cảm biến và các loại camera để trinh sát hiện trường tại vị trí robot được triển khai. Các loại cảm biến khác nhau được tích hợp tùy theo mục đích sử dụng như các đầu dò sinh học, cảm biến đo chất độc hóa học, phóng xạ, các cảm biến đo các thông số môi trường ... Hình 3 dưới đây là ảnh chụp hệ thống robot trinh sát CBRN Patrol/Model RSN 5000 của Mỹ sử dụng trong giám sát, phòng chống khủng bố hay lấy mẫu không khí để xác định các tác nhân sinh học. Hệ thống tích hợp các cảm biến đa tính năng, điều khiển từ xa [11].



Hình 3. Hệ thống robot trinh sát CBRN Patrol/Model RSN 5000

Đầu dò sinh học trên robot có thể phát hiện những thay đổi đột ngột của vi khuẩn, vi rút, hoặc protein độc hại trong không khí. Các cảm, thiết bị lấy mẫu không khí cũng được tích hợp đầy đủ. Trạm thời tiết đo và lưu trữ tốc độ và góc gió, nhiệt độ không khí và áp suất khí quyển tại một vị trí cụ thể. Hệ thống camera trang bị trên robot có thể hỗ trợ kíp điều khiển ngay cả khi hệ thống di chuyển ở ngoài tầm quan sát. Thiết bị có thể di chuyển trong nhiều loại địa hình khác nhau, có thể leo dốc và có tính cơ động cao với tốc độ di chuyển tối đa lên đến 11 km/h. Phạm vi điều khiển không dây lên đến 1km đảm bảo an toàn cho kíp điều khiển.

Từ những phân tích ở trên cho thấy, các hệ thống robot trinh sát CBRN đã được nghiên cứu phát triển và trang bị nhiều trên thế giới nhưng ở Việt Nam vẫn chưa có sản phẩm thương mại nào được đưa vào sử dụng do tính chất đặc thù là những thiết bị này chỉ phục vụ trong các lực lượng chuyên trách trong ngành Công an và Quân đội cùng với sự ổn định của tình hình an ninh trật tự trong nước. Sản phẩm nghiên cứu của Binh Chủng Hóa học mới dừng lại là sản phẩm nghiên cứu ban đầu nên vẫn cần tiếp tục được hoàn thiện công nghệ, tiến tới sản xuất loạt và trang bị cho các đơn vị sử dụng. Do đó, cần chủ động trong nghiên cứu, phát triển thêm các sản phẩm robot CBRN ở trong nước để trang bị cho các lực lượng chức năng. Những nghiên cứu tổng quan về các hệ thống robot trinh sát CBRN được sử dụng trên thế giới và ở trong nước ở trên là cơ sở để thiết kế, phát triển hệ thống robot trinh sát chất độc hóa học và phóng xạ hoàn toàn trong nước với những tính năng hiện đại, tương tự cùng với tiêu chí cơ động, nhỏ gọn để trang bị cho lực lượng phòng chống khủng bố trong ngành Công an.

# 2. Kết quả nghiên cứu

# 2.1. Thiết kế hệ thống robot trinh sát hóa học và phóng xạ

Hệ thống robot trinh sát các chất độc hóa học và phóng xạ được nghiên cứu, phát triển trên cơ sở chọn lựa các tính năng ưu việt của các robot trinh sát CBRN tiên tiến trên thế giới như đã phân tích ở trên cùng với việc đáp ứng các yêu cầu thực tiễn của lực lượng phòng chống khủng bố của ngành Công an như phải đảm bảo tính cơ động, gọn, dễ dàng thao tác triển khai. Hình 4 là hình ảnh thiết kế 3D hệ thống robot trinh sát, trong đó (a) là hình chiếu đứng thiết kế 3D của hệ thống và (b) là hình chiếu nghiêng. Module cảm biến phía trên robot tích hợp 04 cảm biến đo khí độc hóa học và 01 cảm biến đo suất liều phóng xạ. Phía trên cùng là camera hồng ngoại và phía trước thân robot tích hợp 01 camera đảm bảo tầm quan sát cho kíp điều khiển cả ban ngày và ban đêm.



(a) Hình chiếu đứng thiết kế 3D robot trinh sát (b)Hình chiếu nghiêng thiết kế 3D robot

Hình 4. Thiết kế hệ thống robot trinh sát hóa học và phóng xạ

# 3.2. Các thông số chính của hệ thống sau khi nghiên cứu, chế tạo

Các thông số chính mà hệ thống robot đạt được sau khi chế tạo hoàn chỉnh gồm có: (1) Khối lượng của toàn bộ robot ~85 kg; (2) tốc độ di chuyển cực đại có thể đạt được trên mặt đường bê tông là 4,9 km/h; (3) Có khả năng leo dốc với độ dốc lớn nhất 38° trên bề mặt thép hoặc bê tông; (4) thời gian hoạt động liên tục của hệ thống với khối pin sạc đầy là khoảng 2,6 giờ liên tục khi triển khai trên mặt đường bê tông nhẫn. Hệ thống đảm bảo tính cơ động, nhỏ gọn, có thể dễ dàng vận chuyển bằng xe ôtô. Robot có thể leo dốc, xuống cầu thang, vượt vật cản và di chuyển với nhiều loại địa hình khác nhau như mặt đường đất, mặt đường nhựa, mặt đường bê tông ...

Với hệ thống điều khiển từ xa và các thiết bị truyền thông tích hợp, robot có thể tiếp cận hiện trường, trinh sát, truyền hình ảnh và các số liệu đo đạc về trạm điều khiển hoặc trung tâm chỉ huy. Phạm vi điều khiển của thiết bị trong vòng bán kính 500 m đảm bảo an toàn cho kíp điều khiển trong các điều kiện môi trường độc hại. Với những thử nghiệm thực tế đã được triển khai, hệ thống robot trinh sát có tiềm năng sử dụng trong việc hỗ trợ lực lượng trinh sát của ngành Công an.

## 3. Kết luận

Từ thực tiễn nghiên cứu của các nước tiên tiến trên thế giới và ở Việt Nam cho thấy việc nghiên cứu thiết kế chế tạo thành công hệ thống robot trình sát nhằm ứng phó trong tình huống khủng bố sử dụng vũ khí CBRN là hết sức cần thiết, phù hợp với vai trò và đặc thù của ngành Công an. Việc làm chủ công nghệ, đưa các ứng dụng khoa học kỹ thuật tiên tiến hiện đại, công nghệ cao vào thực tế, thực hiện các nhiệm vụ SSCĐ và các nhiệm vụ huấn luyện là hết sức quan trọng. Mặt khác, qua quá trình triển khai thực hiện đề tài sẽ góp phần đáng kể trong việc nâng cao khả năng nghiên cứu, trình độ khoa học của các cán bộ trong thời đại công nghiệp 4.0. Nghiên cứu, thiết kế chế tạo hệ thống trong nước là làm chủ công nghệ và kỹ thuật góp phần giảm giá thành chi phí so với các thiết bị tương đương của nước ngoài và chủ động trong vận hành, bảo quản sửa chữa.

#### Lời cảm ơn

Công trình là sản phẩm của đề tài KHCN cấp Bộ Công an, mã số CTHSB.2018.KTQS.04

#### Tài liệu tham khảo

- 1. https://www.statista.com/statistics/202864/number-of-terrorist-attacks-worldwide/
- 2. Use of Chemical, Biological, Radiological and Nuclear Weapons by Non-State Actors, Lloyd's Emerging Risk Report 2016.
- Vičar Dušan and Vičar Radim, "CBRN terrorism: a contribution to the analysis of risks", Journal of defense resources Management, No 2 (2), 2011.
- 4. Koblentz, Gregory D, "Emerging technologies and the future of CBRN terrorism", the Washington Quarterly 43, No. 2, pp. 177-196, 2020.
- 5. Humphrey, Curtis M., and Julie A. Adams, "Robotic tasks for chemical, biological, radiological, nuclear and explosive incident response." Advanced robotics 23, No. 9, pp. 1217-1232, 2009.
- De Cubber, Geert et al., "Teodor: A semi-autonomous search and rescue and demining robot." Applied Mechanics and Materials, No. 658, pp. 599-605, 2014.
- https://mobilerobotguide.com/2021/05/12/us-military-spends-70m-to-purchase-flir-centaur-mobilerobots-to-protect-troops/
- 8. Siemiątkowska, Barbara et al., "Semantic-Aware Path Planning with Hexagonal Grids and Vehicle Dynamic Constraints." Energies 16, No. 13, pp. 5127, 2023.
- Ismail, Rakshana and Senthil Muthukumaraswamy, "Military reconnaissance and rescue robot with real-time object detection." In Intelligent Manufacturing and Energy Sustainability: Proceedings of ICIMES 2020, pp. 637-648. Springer Singapore, 2021.
- 10.https://nhandan.vn/nhieu-thiet-bi-cong-nghe-moi-ra-mat-tai-trien-lam-kinh-te-quoc-phong-post678519.html
- 11. https://www.resrchintl.com/Data\_Sheets/CBRN-Patrol-DS.pdf.

# Survey and evaluate biological, chemical and radiological reconnaissance robot systems

# Anh Hung Vu<sup>1</sup>, Van Toan Nguyen<sup>1</sup>, and Tien-Anh Nguyen<sup>1</sup>

#### <sup>1</sup>Department of Physics, Le Quy Don Technical University, Hanoi, Vietnam

**Abstract:** Biological, chemical, and radiological (CBRN) reconnaissance robot systems play a crucial role in replacing humans working in harsh environmental conditions where weapons of mass destruction exist. The robot has different structures, various integrated sensors, and several technical specifications depending on the operation range and the mission. These robot systems have been equipped in almost all countries in the world, however, there is no commercial product in Vietnam. This work presents an overview of CBRN reconnaissance robots in the country and worldwide. Details about their features, technical specifications, and advantages and disadvantages are compared and evaluated. This summary is the basis for selecting and referring to research and design reconnaissance robot systems in the country.

Keywords: Reconnaissance robot; Biology; Chemistry; Radiation; CBRN.

# Nghiên cứu chế tạo và cơ chế hình thành vật liệu nhôm oxit xốp bằng phương pháp ăn mòn điện hoá Lê Đình Vi, Nguyễn Đức Trung, Nguyễn Phước Quý An

Trần Quang Đạt, Đặng Hải Ninh, Nguyễn Trần Hà,

Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: levi.ntv@gmail.com; Tel: 0977275184

# Tóm tắt

Bải báo trình bày một số kết quả nghiên cứu chế tạo và cơ chế hình thành màng nhôm oxit xốp (PAO) với kích thước các lỗ xốp từ khoảng 10nm đến 50nm, phân bố trật tự trên bề mặt đế nhôm khi ăn mòn điện hóa. Nghiên cứu đặc trưng dòng – thời gian trong quá trình ăn mòn điện hóa ở chế độ điện áp không đổi, đã làm rõ cơ chế diễn tiến của một quá trình tạo màng PAO diễn ra theo bốn giai đoạn đặc trưng. Đồng thời qua nghiên cứu hình thái bề mặt các mẫu chế tạo bằng phương pháp chụp SEM, đã tìm được quy trình công nghệ chế tạo và các điều kiện tối ưu để thu được màng PAO cấu trúc nano trật tự. Cụ thể bằng cách ăn mòn điện hóa nhôm hai giai đoạn với điều kiện ủ đế ở 400°C liên tục trong 6 giờ và kết hợp đánh bóng các lá nhôm trong dung dịch  $CrO_3 + H_3PO_4$  trước khi ăn mòn, cho phép tạo được cấu trúc màng PAO có mức độ trật tự cao hơn so với các mẫu khác. Hình thái cấu trúc bề mặt màng PAO được khảo sát bằng phương pháp chụp đanh SEM, các kích thước đặc trưng của lỗ xốp (đường kính, khoảng cách giữa các lỗ xốp, mật độ lỗ xốp) được đánh giá bằng phần mềm xử lý ảnh ImageJ).

Từ khóa: Porous aluminum oxide, Màng PAO, màng nhôm oxit xốp, ăn mòn điện hóa; cấu trúc màng PAO.

# 1. Mở đầu

Hiện nay, các phương pháp chế tạo và nghiên cứu vật liệu cấu trúc nano đang thu hút sự quan tâm đặc biệt trong giới khoa học. Một trong những vật liệu dạng này là nhôm oxit xốp *(Porous Aluminum Oxide – PAO)* (Hình 1). Đây là loại vật liệu có cấu trúc xốp - tổ ong, với mức độ sắp xếp các ống xốp theo phương thẳng đứng trật tự cao, sự phân tán đường kính lỗ xốp bé, độ bền cơ học cao, tính chất ổn định nhiệt xuất sắc, không độc tính và khả năng tương thích sinh học tốt. Đồng thời PAO còn thể hiện các tính chất quang cũng như tính chất điện môi khá độc đáo [1-10].



Hình 1. Mô phỏng cấu trúc màng PAO và các thông số cơ bản của cấu trúc xốp [4].

Các thông số như đường kính, chiều dài và khoảng cách giữa các lỗ xốp cạnh nhau có thể kiểm soát được trong thời gian tổng hợp, vì vậy có thể cho phép sử dụng PAO làm vật liệu màng [1, 6, 7, 11], làm chất mang để lắng đọng các hạt kim loại khác vào bên trong các lỗ xốp, tạo ra các tinh thể quang tử 2D [2, 12] và ứng dụng chế tạo các cảm biến khí [11, 13].

Một đặc điểm nữa của PAO là cấu trúc này có thể dễ dàng chế tạo bằng phương pháp ăn mòn điện hóa. Đây là phương pháp phổ biến nhất để chế tạo các cấu trúc xốp với đường kính lỗ xốp dao động trong khoảng từ 10 đến 200 nm. Quy trình ăn mòn nhôm tạo cấu trúc xốp thường được thực hiện trong các dung dịch ăn mòn chứa a-xít sunfuric, oxalic hoặc phosphoric. Do vậy mà việc chế tạo các cấu trúc xốp trên nền vật liệu nhôm trở nên thuận tiện về mặt kỹ thuật và rất phù hợp về mặt kinh tế [12].

Phụ thuộc vào các chế độ ăn mòn mà hằng số điện môi của PAO có giá trị trong khoảng  $4 \div 9$  và điện áp đánh thủng đạt  $5 \div 10$  kV, trong khi bề dày lớp oxit chỉ khoảng 200µm. Bởi vậy, cấu trúc PAO rất triển vọng để sử dụng làm lớp oxit dẫn điện trong suốt [3, 14].

Tóm lại, với tiềm năng ứng dụng đa dạng của vật liệu PAO mà việc nghiên cứu khảo sát một cách bài bản, cẩn thận các tính chất của vật liệu cũng như phương pháp chế tạo vật liệu này là rất cần thiết. Trong bài báo này, chúng tôi trình bày quy trình chế tạo vật liệu PAO bằng phương pháp ăn mòn điện hóa, đồng thời tiến hành nghiên cứu cơ chế hình thành màng PAO bằng đo đặc tuyến dòng - thời gian của quá trình ăn mòn và phân tích hình ảnh SEM qua phần mềm ImageJ để xác định các thông số đặc trưng của màng. Những kết quả này là bước đầu cho những nghiên cứu sâu hơn của chúng tôi trong tương lai.

#### 2. Thực nghiệm

## 2.1. Hóa chất và vật liệu

Để tạo màng nhôm oxit xốp, các dung dịch ăn mòn axit khác nhau thường được sử dụng. Phổ biến là các axit như: sulfuric H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, chromic H<sub>2</sub>CrO<sub>4</sub>, phosphoric H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>, oxalic H<sub>2</sub>C<sub>2</sub>O<sub>4</sub>, malonic CH<sub>2</sub>(COOH)<sub>2</sub>,...Trong thí nghiệm này, chúng tôi sử dụng axit sunfuric H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> 0,5M được pha loãng từ dung dịch H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> đậm đặc 98% (xuất xứ Trung Quốc) và nước cất tinh khiết. Cách pha loãng dung dịch axit tuân thủ theo quy tắc an toàn: đeo găng tay cao su, thực hiện trong tủ hút, lấy đúng tỉ lệ, sau đó cho lượng axit vào lượng nước cất đã tính toán từ trước rồi tiến hành khuấy đều trên máy khuấy từ Velp (Hình 2b), thời gian 30 phút.

Để tăng độ đồng đều về kích thước và mức độ trật tự của lỗ xốp màng PAO, trước khi thực hiện ăn mòn chúng tôi tiến hành đánh bóng các đế nhôm trong dung dịch Cromat với nồng độ  $CrO_3$  (185 g/l) + H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> (1480 g/l) + H<sub>2</sub>O (nước cất). Cách pha chế dung dịch này như sau: lấy 92,5g bột  $CrO_3$  rồi đem trộn với 470 ml dung dịch H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> nồng độ khối lượng 85%, khối lượng riêng 1,85g/ml, đặt hỗn hợp dung dịch lên máy khuấy từ Velp, thiết lập tốc độ khuấy 200 vòng/phút, nhiệt độ 60°C, thời gian 30 phút. Kiểm tra thể tích dung dịch để đảm bảo thể tích hỗn hợp 500 ml (chưa đạt cần bổ sung lượng nước cất cần thiết).

Để ăn mòn lớp nhôm oxit đặc hình thành trong giai đoạn 1 để tạo nhân xốp đồng đều trong quá trình điện hóa, chúng tôi cũng sử dụng dung dịch Cromat nhưng nồng độ thấp hơn, cụ thể  $20g/l CrO_3 + 35 g/l H_3PO_4 + H_2O$  (nước cất). Cách pha dung dịch như trên.

Đế nhôm dùng để chế tạo màng PAO được cắt từ lá nhôm kỹ thuật, bề dày 0,1 mm (Xuất xứ Nga, tiêu chuẩn Фольга ДПРНТ 0,1 × 500 HД 8011 ГОСТ 618-2014), có dạng hình vuông kích thước 2,5 × 2,5 cm. Các đế nhôm được rửa sơ bộ bằng dung dịch tẩy rửa thông thường và đem sấy khô trước khi thực hiện quy trình ủ và đánh bóng (xem mục 2.2).

#### 2.2. Quy trình ủ và đánh bóng nhôm

Việc ủ nhôm nhằm loại bỏ các ứng suất cơ học bên trong các lá nhôm được chế tạo theo phương pháp cán lạnh. Kết quả màng nhôm oxit xốp thu được trên các phiến nhôm được ủ có

mức độ trật tự cao hơn. Việc đánh bóng các lá nhôm để có bề mặt nhẵn bóng cũng là một điều kiện để hình thành màng PAO trật tự. Thiết bị và dụng cụ để thực hiện quá trình ủ nhiệt và đánh bóng nhôm xem Hình 2.



Hình 2. Lò ủ nhiệt mẫu nhôm (a) và trang thiết bị đánh bóng nhôm (b)

# a) Ủ các lá nhôm.

Quy trình ủ nhiệt các lá nhôm chi tiết như sau:

- Các đế nhôm sau khi cắt và xử lý bề mặt sơ bộ được bố trí trong thuyền sứ chịu nhiệt (mỗi lần đặt từ 3 - 4 mẫu), sau đó cho vào lò ủ nhiệt CVD (Hình 2a) và đẩy vào khoang giữa của ống thạch anh.

- Đóng kín nắp sau của ống thạch anh, phần còn lại nối với bơm chân không. Thiết lập nhiệt độ cực đại 400°C trên bảng điều khiển của lò, tốc độ gia nhiệt 5°C/phút, thời gian gia nhiệt 80 phút, thời gian hạ nhiệt 120 phút.

Bật bơm hút chân không rồi bật lò và thực hiện ủ nhiệt các mẫu nhôm ở 400°C liên tục trong 6 giờ. Kết thúc quá trình ủ chờ lò hạ về nhiệt độ phòng rồi tắt lò và để nguội không dưới 12 giờ.

- Sau khi lò nguội, tiến hành lấy các mẫu nhôm đã ủ và đem cất vào hộp bảo quản mẫu.

# b) Đánh bóng điện hóa nhôm.

Quy trình đánh bóng điện hóa nhôm được tiến hành như sau:

- Chuẩn bị cốc thủy tinh chứa 400 ml dung dịch gồm  $CrO_3$  (185 g/l) +  $H_3PO_4$  (1480 g/l) +  $H_2O$  (nước cất). Đặt cốc chứa dung dịch trên lên trên bàn gia nhiệt của máy khuấy từ gia nhiệt Velp (Hình 2b). Thiết lập tốc độ khuấy 200 vòng/phút, nhiệt độ 80°C. Bật máy khuấy từ để đạt nhiệt độ thiết lập.

- Kết nối một điện cực bằng nhôm với cực âm của nguồn điện Keithley 2200-30-5, còn cực đương nối với mẫu lá nhôm cần đánh bóng. Cẩn thận nhúng cả cực đương và âm vào cốc dung dịch trên. Lưu ý không để ngập toàn bộ lá nhôm cần đánh bóng trong dung dịch.

- Thiết lập dòng điện trên nguồn Keithley trong khoảng 150 - 200 mA/cm<sup>2</sup>. Khởi động nguồn Keithley, bấm thời gian đánh bóng khoảng 2 - 10 phút, tùy bề dày cần đánh bóng.

#### 2.3. Quy trình ăn mòn điện hóa tạo màng PAO.

Để tạo màng nhôm oxit xốp PAO bằng phương pháp ăn mòn điện hóa, thông thường các cấu trúc tế bào điện hóa khác nhau được sử dụng. Trong đó tế bào dạng trụ thẳng đứng là phổ biến hơn cả, cấu tạo chính gồm các bộ phận: Giá đỡ, điện cực anode, điện cực cathode, bình trụ đựng dung dịch ăn mòn. Hình 3 dưới đây là ảnh 3D mô phỏng tế bào điện hóa mà chúng tôi đang sử dụng để ăn mòn các lá Al để tạo màng PAO tại phòng Thí nghiệm Vật lý kỹ thuật - Khoa Hóa-Lý kỹ thuật. Chi tiết cấu tạo xem tài liệu [8].





Để tạo màng PAO có cấu trúc trật tự, kích thước lỗ xốp đồng đều, nhiều kỹ thuật như nanoimprinting, ăn mòn ướt, ăn mòn ion, plasma được áp dụng [4]. Tuy vậy phương pháp ăn mòn điện hóa hai giai đoạn là phương pháp phổ biến. Quy trình như sau:

1. *Giai đoạn 1:* Đầu tiên tiến hành ăn mòn điện hóa nhôm trong các dung dịch ăn mòn tạo cấu trúc xốp thông thường. Ở giai đoạn này cấu trúc xốp thường không có trật tự, hình dạng lỗ xốp không đều, cấu trúc có dạng như san hô, bọt biển.

2. *Giai đoạn 2:* Sử dụng dung dịch ăn mòn lớp nhôm oxit xốp vừa tạo trong dung dịch phù hợp (trong thí nghiệm này, chúng tôi sử dụng hỗn hợp dung dịch  $20g/1 \text{ CrO}_3 + 35 \text{ g/I}$  H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>). Dung dịch ăn mòn được duy trì ở nhiệt độ 60 – 80°C, thời gian ăn mòn từ 5 – 15 phút tùy bề dày lớp màng PAO được tạo ra trước đó. Sau khi đã bóc được lớp PAO, tiếp tục tiến hành ăn mòn điện hóa với chế độ đã thiết lập như giai đoạn thứ nhất.

Trong báo cáo này, chúng tôi trình bày phương pháp ăn mòn điện hóa hai giai đoạn tạo cấu trúc xốp trật tự từ các lá nhôm kỹ thuật dày 0,1 mm (Фольга ДПРНТ 0,1 × 500 HД 8011 ГОСТ 618-2014) trong dung dịch 0,5M H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>. Chế độ điện áp không đổi được sử dụng trong toàn bộ quá trình, thời gian ăn mòn giai đoạn đầu 1,5 giờ, thời gian cho giai đoạn thứ 2 là 2 giờ. Kết quả sự phụ thuộc dòng điện vào thời gian và cấu trúc bề mặt được khảo sát.

# 3. Kết quả và thảo luận

#### 3.1. Cơ chế hình thành màng PAO

Nhiều cơ chế về sự hình thành màng PAO đã được thảo luận và giải thích [10, 15, 16], tuy vậy các cơ chế này đều đồng nhất và cho rằng sự hình thành màng PAO bằng ăn mòn điện hóa diễn ra theo 4 phân đoạn không phụ thuộc vào chế độ ăn mòn, có thể diễn giải cơ chế này, bằng đặc tuyến dòng – thời gian trong quá trình điện hóa (Hình 4). Trên Hình 4a là đặc tuyến

dòng - thời gian mà chúng tôi ghi lại được trong quá trình ăn mòn. Sự phụ thuộc này là điển hình với tất cả các quá trình ăn mòn ở chế độ điện áp không đổi.



Hình 4. Đặc tuyến dòng - thời gian (a) và mô phỏng cơ chế hình thành màng PAO (b) trong quá trình ăn mòn điện hóa.

Theo đặc tuyến này (Hình 4a), ban đầu mật độ dòng điện giảm nhanh (vùng I) ứng với quá trình tạo màng nhôm oxit barrier (màng nhôm oxit đặc). Tiếp theo mật độ dòng điện tiến qua vùng giá trị cực tiểu (vùng II), lúc này cường độ điện trường phân bố không đồng đều, tập trung mạnh tại các vị trí khuyết tật mạng và các vị trí lõm sâu ở bề mặt màng barrier, dẫn đến sự hòa tan oxit do bị đốt nóng cục bộ và dưới tác động của điện trường, tạo thành các nhân xốp. Các nhân xốp phát triển theo chiều sâu tạo thành lớp xốp, do đó làm giảm bề dày lớp oxit barrier, đồng nghĩa làm mật độ dòng điện tăng lên và vượt qua điểm cực đại (của vùng III). Đến lúc này xảy ra sự cần bằng giữa sự hình thành và hòa tan màng barrier, vì vậy mật độ dòng điện đạt giá trị bão hòa (vùng IV). Các phân đoạn hình thành màng PAO được mô phỏng lại trên hình 4b [16].

# 3.2. Cơ chế hình thành màng PAO trật tự

Để khảo sát cơ chế hình thành màng PAO có trật tự, chúng tôi tiến hành chế tạo 3 mẫu màng với chế độ như sau:

Mẫu thứ 1 (Al\_1): đế nhôm ủ 400°C, được đánh bóng điện hóa, tuy nhiên chỉ thực hiện ăn mòn một bước trong dung dịch 0,5M H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, thời gian 1,5 giờ ở nhiệt độ phòng.

Mẫu thứ 2 (Al\_2): đế nhôm ủ 400°C, được đánh bóng điện hóa, ăn mòn giai đoạn 1 trong dung dịch 0,5M H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, thời gian 1,5 giờ; giai đoạn 2 cùng chế độ như ở giai đoạn 1, thời gian 2 giờ, tất cả quy trình chế tạo đều ở nhiệt độ phòng.

Mẫu thứ 3 (Al-3): đế nhôm không ủ, được đánh bóng điện hóa ăn mòn giai đoạn 1 trong dung dịch 0,5M H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, thời gian 1,5 giờ; giai đoạn 2 cùng chế độ như ở giai đoạn 1, thời gian 2 giờ, tất cả quy trình chế tạo đều ở nhiệt độ phòng.

Sau khi chế tạo, đem các mẫu khảo sát bằng chụp ảnh SEM bề mặt. Kết quả hình thái bề mặt màng PAO thu được chỉ ra rằng, ở chế độ ăn mòn một giai đoạn (Mẫu Al\_1,Hình 5a) cấu trúc xốp mọc lộn xộn, mặc dù các lỗ xốp vẫn định hướng chủ yếu theo phương vuông góc với bề mặt màng, tuy vậy hình dạng không đồng đều, có hiện tượng vỡ cấu trúc xương xốp.

Đối với mẫu Al\_3 (Hình 5c), nhìn cảm quan thì cấu trúc này khá đồng đều, khung xương xốp và lỗ xốp rõ ràng, tuy nhiên có sự phân lớp, lớp phía trên cấu trúc lỗ xốp to hơn, xương xốp mảnh hơn lớp phía dưới. Sự khác biệt thể hiện ở mẫu Al\_2 (Hình 5b), cấu trúc khung xương xốp và các lỗ xốp rõ ràng, khoảng cách và kích thước các lỗ xốp khá đều, không có sự phân lớp, mặc dù về tổng thể cấu trúc vẫn chưa đạt được trật tự cao.

Tóm lại, bằng cách ăn mòn điện hóa nhôm qua hai giai đoạn với điều kiện ủ và đánh bóng các lá nhôm trước khi ăn mòn, cho phép chúng tôi tạo được cấu trúc nhôm xốp có mức độ trật tự nhất định. Để đạt được cấu trúc trật tự cao và ổn định hơn, đòi hỏi phải tiếp tục nghiên cứu và tối ưu các điều kiện trong quá trình ăn mòn điện hóa.



Hình 5. Hình thái bề mặt màng PAO sau chế tạo với các điều kiện ăn mòn khác nhau

# 3.3. Các thông số cơ bản của màng PAO

Độ xốp và đường kính các lỗ xốp là một trong những thông số quan trọng của màng PAO. Về lý thuyết, nếu chế tạo được các màng có kích thước lỗ xốp đồng đều thì các tham số này có thể tính theo các công thức sau:

Độ xốp màng [4]:

$$\varepsilon = \frac{V_{p}}{V_{m}} = \frac{S_{p}}{S_{m}} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{D_{p}}{D_{int}}\right)^{2}$$
(1)

trong đó  $V_p$ ,  $S_p$ ,  $V_m$ ,  $S_m$  tương ứng là thể tích, diện tích của phần xốp và của màng;  $D_p$ ,  $D_{int}$  là đường kính lỗ xốp và khoảng cách giữa các lỗ xốp, tính gần đúng như sau [9]:

Đường kính lỗ xốp:

$$\mathbf{D}_{\mathbf{p}} = \boldsymbol{\lambda}_{\mathbf{p}} \cdot \mathbf{U} \tag{2a}$$

Khoảng cách giữa các lỗ xốp:

$$\mathbf{D}_{\rm int} = \boldsymbol{\lambda}_{\rm int} \cdot \mathbf{U} \tag{2b}$$

với  $\lambda_{p}$  và  $\lambda_{int}$  là các hệ số tỉ lệ, phụ thuộc vào chế độ ăn mòn, U - điện áp ăn mòn.

Với màng PAO có cấu trúc trật tự, bằng phép chụp ảnh SEM, có thể đánh giá sơ bộ qua về kích thước trung bình của các thông số này. Tuy nhiên với mật độ xốp lớn, phương pháp này dẫn tới sai số lớn. Để tìm ra thông số này nhanh và chính xác, chúng tôi sử dụng phần mềm chuyên dụng xử lý ảnh ImageJ. Phần mềm ImageJ cho phép thiết lập các thông số quan trọng, từ đó quét riêng vùng diện tích và đếm số lỗ xốp mà nó quét được (sử dụng chức năng Image  $\rightarrow$  Adjust  $\rightarrow$  Threshold). Kết quả thu được như Hình 6b.



Hình 6. Ảnh SEM màng PAO (a) và kết quả xử lý ảnh bằng ImageJ

Sử dụng chức năng phân tích trong ImageJ (Analyze  $\rightarrow$  Analyze Particles) cho phép chúng tôi thu được các giá trị tương ứng với diện tích từng lỗ xốp, từ đó có thể tìm được số lượng các lỗ xốp ứng với các đường kính nhất định (sử dụng Microsoft Excel - Bảng 1).

Bảng 1. Đường kính và số lượng các lỗ xốp tương ứng																		
Dp	12	14	16	18	20	22	24	26	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46
Số lượng	5	3	3	3	4	4	7	5	11	16	27	21	4	5	1	2	0	1

Để trực quan hơn, từ số liệu thu thập trên, chúng tôi tiến hành xây dựng đồ thị sự phân bố lỗ xốp theo kích thước lỗ xốp như trên Hình 7:



# Hình 7. Sự phân bố lỗ xốp theo kích thước lỗ xốp

Như vậy, có thể thấy rằng với màng PAO chế tạo được, kích thước lỗ xốp của màng chủ yếu nằm trong khoảng từ 28nm tới 34nm, giá trị trung bình khoảng 30nm. Từ giá trị diện tích vùng lỗ xốp quét bằng phần mềm ImageJ, sử dụng lại công thức (1), chúng tôi tìm được giá trị độ xốp màng PAO là khoảng  $\varepsilon = 28\%$ .

# 4. Kết luận

Đã chế tạo được màng PAO bằng phương pháp ăn mòn điện hóa 2 giai đoạn, kết quả SEM cho thấy hình thái màng có cấu trúc lỗ xốp hình trụ, theo phương vuông góc với mặt phẳng màng. Với các mẫu ủ ở 400°C và được đánh bóng điện hóa trước khi ăn mòn, kết quả cho thấy cấu trúc xốp đồng đều hơn, lỗ xốp và khung xương xốp mạch lạc, không bị đan cài

nhau và không có sự phân tầng lớp xốp như các mẫu khác. Bằng khảo sát đặc tuyến dòng thời gian cho phép chúng tôi giải thích cơ chế hình thành màng PAO theo 4 phân đoạn. Sử dụng ảnh SEM và phần mềm xử lý ảnh ImageJ cho kết quả kích thước trung bình các lỗ xốp màng PAO chế tạo được khoảng 30nm và độ xốp khoảng 28%.

Nhìn chung kết quả này chưa thể khẳng định nhiều về tính chất lặp lại của quy trình chế tạo, cũng như chưa đánh giá được toàn bộ những tính chất đặc trưng của màng PAO, nhưng là một bước đệm để chúng tôi tiếp tục những nghiên cứu chuyên sâu hơn cũng như tiến tới sử dụng màng PAO làm lớp đệm để cấy các vật liệu khác vào ma trận xốp, từ đó có thể tăng hiệu quả phát quang cũng như khả năng nhạy với các phân tử khí, hóa học, sinh học cho vật liệu này, giúp mở rộng lĩnh vực ứng dụng đối với màng PAO.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Самигуллин, Р.Ш. and В.В. Шиманова. (2014). Формирование мембран на основе пористого оксида алюминия и основные области их применения. Молодой ученый. (7): р. 10-14.
- 2. Ibrayev, N.K., et al. (2015). *Stimulated emission from aluminium anode oxide films doped* with rhodamine 6G. Quantum Electronics. **45**(7): p. 663.
- 3. Шатурный, В.Р. (2017). Пористый анодный оксид алюминия: получение материала, оптические свойства. Саратовский национальный исследовательский государственный университет имени н.Г.Чернышевского: Саратов. р. 10.
- 4. Петухов, Д., Р. Валеев, and С. Решетников. (2018). Пористые анодные оксиды алюминия и титана: структура, свойства, синтез: учеб. пособие. Издательский центр «Удмуртский университет»: Ижевск, РФ. р. 122.
- 5. Chan, H.-Y. (2019). Porous Anodic Aluminum Oxide Interposer Process Integration, Fabrication, Characterization, and Evaluation. University of California, Irvine.
- 6. Sacco, L., I. Florea, and C.-S. Cojocaru. (2019). *Fabrication of porous anodic alumina* (*PAA*) templates with straight pores and with hierarchical structures through exponential voltage decrease technique. Surface and Coatings Technology. **364**: p. 248-255.
- Dobosz, I. (2021). Influence of the anodization conditions and chemical treatment on the formation of alumina membranes with defined pore diameters. Journal of Porous Materials. 28(4): p. 1011-1022.
- 8. Lê Đình Vị, L.X.T., Nguyễn Hữu Ái, Trần Quang Đạt, Nguyễn Trần Hà, Đặng Hải Ninh. (2023). Quy trình chế tạo màng nhôm xốp AAO và khảo sát các tính chất cơ bản của màng AAO. Hội nghị Vật lý chất rắn và Khoa học Vật liệu toàn quốc SPMS 2023. Tp. Hồ Chí Minh, Việt Nam: Nhà Xuất bản Bách Khoa Hà Nội.
- 9. Rheima, A.M., et al. (2023). *Aluminum oxide nano porous: Synthesis, properties, and applications*. Case Studies in Chemical and Environmental Engineering. **8**: p. 100428.
- 10. Ruiz-Clavijo, A., O. Caballero-Calero, and M. Martín-González. (2021). *Revisiting anodic alumina templates: From fabrication to applications*. Nanoscale. **13**(4): p. 2227-2265.

- 11. Ali, H. (2017). *Review of porous anodic aluminium oxide (AAO) applications for sensors, MEMS and biomedical devices*. Transactions of the IMF. **95**(6): p. 290-296.
- 12. Ventura, X.A. (2020). Nanostructure of Porous Anodic Aluminum Oxide: Advances in Surface Engineering.
- 13. Tassis, G., et al. (2015). Fabrication of an aluminum-porous alumina sensor by in situ monitoring anodization of thin aluminum films. Journal of Applied Physics. **118**(10).
- 14. Захаров, Я. and Е. Кисель. (2019). Формирование, свойства и применение пористого анодного оксида алюминия.
- 15. Losic, D. and A. Santos. (2015). *Nanoporous Alumina: Fabrication, Structure, Properties and Applications*, D. Losic and A. Santos, Editors. Springer. p. 371.
- 16. Davoodi, E., et al. (2020). *Nano-porous anodic alumina: Fundamentals and applications in tissue engineering*. Journal of Materials Science: Materials in Medicine. **31**: p. 1-16.

# Fabrication process and formation mechanism of porous aluminum oxide by anodizationmethod

#### Abstract

This article studies the mechanism of formation and development of ordered nano-sized pores on aluminum surfaces during electrochemical anodization. Through research on the electrochemical anodization process, the technology for manufacturing nanostructured porous aluminum films has been improved and the optimal conditions have been determined. The results were PAO membranes consisting of pores arranged quite orderly. The morphology of the surface structure of the PAO membrane was investigated by SEM imaging, the typical sizes of the pores (diameter, distance between pores, pore density) were evaluated by processing software ImageJ).

Keywords: porousaluminumoxide, porous anodic alumina, PAO membranes, anodization, microstructure

# Vật liệu bán dẫn thế hệ mới: Thách thức và cơ hội<sup>\*</sup> PGS.TS Nguyễn Văn Chương

Bộ môn Vật liệu và CNVL, Khoa Cơ khí/Học viện KTQS Email: <u>chuong.vnguyen@lqdtu.edu.vn</u> Tel: 0981586598

# Tóm tắt:

Sự phát triển nhanh chóng của công nghệ điện tử - bán dẫn đã tạo ra nhiều đột phá trong khoa học kỹ thuật và thay đổi diện mạo của đời sống xã hội, nhưng cũng đặt ra nhiều thách thức. Các vấn đề cấp bách về nguồn năng lượng tái tạo, chíp bán dẫn và công nghệ IoT đặt ra yêu cầu phải tìm kiếm các vật liệu mới có tính năng đặc biệt, có cấu trúc ổn định, có khả năng vượt ra ngoài "kỷ nguyên silicon" để thiết kế các cấu trúc linh kiện thế hệ tiếp theo với các hiệu ứng vật lý mới xuất hiện trong cấu trúc. Báo cáo trình bày những cơ hội và thách thức trong sự phát triển của các vật liệu bán dẫn thế hệ mới, có khả năng thay thế silic trong tương lai.

Từ khóa: vật liệu bán dẫn thế hệ mới, công nghệ bán dẫn, thiết bị điện tử hiệu năng cao.

# Next-Generation Semiconducting Materials: Challenges and OpportunitiesAbstract:

#### Abstract

The rapid development of the semiconductor electronics industry has revolutionized the various fields of science and technology, bringing about remarkable advancements and transforming various aspects of society. However, this progress has also given rise to significant challenges that need to be addressed. Urgent issues concerning renewable energy sources, semiconductor chips, and IoT technology necessitate the exploration of new materials with exceptional properties, stable structures and introduce new physical effects that can be harnessed to design next-generation electronics technology. This report represents a crucial step towards unlocking the full potential of next-generation semiconducting materials and leveraging their unique properties for the advancement of next-generation devices, ultimately leading to significant technological breakthroughs and societal impact.

**Keywords:** next-generation semiconducting materials, semiconductor technology, highperformance electronic devices.

<sup>\*</sup> Báo cáo mời

# Dynamic Analysis of FGM Porous Nanoplates Resting on Elastic Foundation Using Nonlocal Elasticity Theory

#### Le Pham Binh<sup>1</sup>, Tran Trung Thanh<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Le Quy Don Technical University Email: lephambinh@lqdtu.edu.vn; Contact number: 0974673736

#### Abstract

This paper present a finite element algorithm on dynamic analysis of the functionally graded (FGM) porous nanoplate resting on elastic foundation. The materials with two-parameter are the power-law index and the porosity volume fraction. The Winkler and Pasternak foundation models were used to model the problems. Some numerical results in our work are compared with others published to verify accuracy and reliability. Moreover, the influence of material parameters on the dynamic vibration of the FGM porous nanoplates is comprehensively investigated.

Keywords: FGP, nanoplates; dynamic analysis; nonlocal elasticity theory.

#### **1. Introduction**

Nowadays, nanostructures have been widely applied in nanoelectromechanical systems such as thin-film elements, nanosheet resonators, and gas sensors due to their exceptional mechanical, thermal, and electrical properties. Therefore, the research on nanostructures has always been deeply interesting by scientists around the world.

There are many theories that have been proposed to calculate nano-structures such as the modified couple stress theory [1], the strain gradient theory [1], and the nonlocal theory [3], [4]. Among these theories, the nonlocal theory is used popularly in the literature for simplicity and accuracy. For example, Li et al. [5] developed a new nonlocal model to solve the static and dynamic problems for circular elastic nano-solids. In the case of nanostructures resting on EF, some typical work as Wang and Li [6] computed the static bending of the nanoplates resting on the EF. Narendar and Gopalakrishnan et al. [7] studied the wave dispersion of a single-layered graphene sheet embedded in an elastic polymer matrix. Pouresmaeeli et al. [8] investigated the vibration behaviors of nanoplates placed on a viscoelastic medium. Doan et al [9] used an FEM based on nonlocal theory to examine free vibration functionally graded material nanoplates with different shapes lying on the EF.

According to the best of the author's knowledge, the dynamic analysis of FGM porous L-shape nanoplates resting on EF has been not published yet. This motivates us to develop the eight-node quadrilateral (Q8) element combining with the nonlocal elasticity theory to accurately describe the stress-strain and displacement field of the FGM porous L-shape nanoplate resting on the EF. The accuracy and reliability of the present approach are verified by comparing numerical results with other previous publications. Moreover, the effects of nonlocal factor and material properties on the dynamic vibration of FGM porous nanoplates are examined in detail.

#### 2. Governing equations

#### 2.1. The FGM porous L-shape nanoplate

Consider a L-shape nanoplate as shown in Fig. 1.



Fig. 1. The FGM porous L-shape nanoplate with uneven porosity distribution resting on EF.

The FGM porous materials with a variation of two-constituents through-thickness are presented as [12]:

$$P(z) = P_m + (P_c - P_m) \left(\frac{z}{h} + 0.5\right)^k - \frac{\xi}{2} (P_c + P_m) \left(1 - \frac{2|z|}{h}\right)$$
(1)

where *P* represents the effective material property such as Young's modulus E, mass density  $\rho$ , and Poisson's ratio v. *k* is the volume fraction index,  $\xi$  ( $0 < \xi \le 0.5$ ) represents the porosity volume fraction. Subscripts *m* and *c* denote the metallic and ceramic constituents, respectively.

#### 2.2. The displacement fields

According to the first-order shear deformation theory (FSDT), the displacement field of the FGM porous nanoplate is given by [10]:

$$u(x, y, z) = u_0(x, y) + z\theta_y(x, y); \ v(x, y, z) = v_0(x, y) + z\theta_x(x, y); \ w(x, y, z) = w_0(x, y)$$
(2)

with  $u_0, v_0, w_0$  are the displacement components at the mid-plane (z = 0) along x, y, z-axis;  $\theta_x, \theta_y$  are the angle of rotation of the middle surface via the y and x-axis, respectively.

#### 2.3. The strain vectors

The strain vector of the plate is defined according to the displacement field as follows [7]:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \left\{ \varepsilon_{xx}, \ \varepsilon_{yy}, \ \gamma_{xy}, \ \gamma_{yz}, \ \gamma_{xz} \right\}^T$$
(3)

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx}^0 + z\kappa_{xx}, \quad \varepsilon_{yy} = \varepsilon_{yy}^0 + z\kappa_{yy}, \quad \gamma_{xy} = \gamma_{xy}^0 + z\kappa_{xy}, \quad \gamma_{yz} = \gamma_{yz}^0, \quad \gamma_{xz} = \gamma_{xz}^0$$
(4)

in which:  $\mathbf{\varepsilon}^0 = \left\{ \varepsilon_{xx}^0 \quad \varepsilon_{yy}^0 \quad \varepsilon_{xy}^0 \right\}^T$ ,  $\mathbf{\kappa} = \left\{ \kappa_{xx} \quad \kappa_{yy} \quad \kappa_{xy} \right\}^T$ ,  $\gamma^0 = \left\{ \gamma_{yz}^0 \quad \gamma_{xz}^0 \right\}^T$  are the membrane vector, curvature vector, and shear deformation vector, respectively.

#### 2.4. The stress-strain relation

According to the nonlocal theory the stress-strain relation is determined by [4]

$$\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\mu} \nabla^2 \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{Q} \tag{5}$$

in which:  $\mu = (e_0 l)^2$  is nonlocal factor, l is an internal characteristic length and  $e_0$  is a constant. **Q** is the stress tensor at a point which is calculated follows the local theory.  $\nabla^2 = \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}\right)$  is the Laplacian operator and hence, the small-scale effect depends on the

atomic or molecular mechanical/electrical/chemical characteristics, i.e. bond strength, atomic spacing, atomic potential, and density are taken into account.

The stress-strain relation is defined by

$$= \mathbf{D}.\boldsymbol{\varepsilon}$$
(6)

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{b} & \mathbf{0}_{3\times 2} \\ \mathbf{0}_{2\times 3} & \mathbf{D}_{s} \end{bmatrix}; \mathbf{D}_{b} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{22} & 0 \\ sym & C_{66} \end{bmatrix}; \mathbf{D}_{s} = \begin{bmatrix} C_{55} & 0 \\ 0 & C_{44} \end{bmatrix}$$
(7)

$$C_{11} = C_{22} = \frac{E}{\left(1 - \nu^2\right)}; C_{12} = \frac{\nu E}{\left(1 - \nu^2\right)}; C_{66} = C_{55} = C_{44} = \frac{E}{2\left(1 + \nu\right)}$$
(8)

The equation represents the relationship between the internal forces and the deformation components are written in the form:

$$\left\{N_{xx} \quad N_{yy} \quad N_{xy}\right\}^{T} = \mathbf{A}\boldsymbol{\varepsilon}_{1}^{0} + \mathbf{B}\boldsymbol{\varepsilon}_{1}^{1}; \left\{M_{xx} \quad M_{yy} \quad M_{xy}\right\}^{T} = \mathbf{B}\boldsymbol{\varepsilon}_{1}^{0} + \mathbf{Y}\boldsymbol{\varepsilon}_{1}^{1}; \left\{Q_{xz} \quad Q_{yz}\right\}^{T} = \mathbf{A}^{s}\boldsymbol{\varepsilon}_{2}^{0}$$
(9)

where  $A; B; Y; A^s$  are determined as follow

$$\left(\mathbf{A};\mathbf{B};\mathbf{Y}\right) = \int_{-h/2}^{h/2} \mathbf{D}_{b} \cdot (1;z;z^{2}) dz; \ \mathbf{A}^{s} = \frac{5}{6} \int_{-h/2}^{h/2} \mathbf{D}_{s} \cdot dz$$
(10)

### 2.5. The plate element

The eight-node quadrilateral plate element is used. Each node has five degrees of freedom (DOF).



Fig. 2. Eight-node element plate.

The nodal displacement vector can be defined as follows:

$$\mathbf{d}_{e} = [\mathbf{d}_{1}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{2}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{3}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{4}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{5}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{6}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{7}^{\mathrm{T}} \quad \mathbf{d}_{8}^{\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$$
(11)

The displacements at the node  $i (i = 1 \div 8)$  of element is expressed as

$$\mathbf{d}_{i} = \left\{ u_{0i} \quad v_{0i} \quad w_{0i} \quad \varphi_{xi} \quad \varphi_{yi} \right\}$$
(12)

The displacements field in the plate element is interpolated through the displacement node as

$$u_0 = \mathbf{N}_u \cdot \mathbf{d}_e; v_0 = \mathbf{N}_v \cdot \mathbf{d}_e; w_0 = \mathbf{N}_w \cdot \mathbf{d}_e; \varphi_x = \mathbf{N}_{\varphi x} \cdot \mathbf{d}_e; \varphi_y = \mathbf{N}_{\varphi y} \cdot \mathbf{d}_e$$
(13)

where  $\mathbf{N}_{u}, \mathbf{N}_{v}, \mathbf{N}_{w}, \mathbf{N}_{\varphi x}, \mathbf{N}_{\varphi y}$  are the shape functions defined as in [9].

#### 2.6. The equation of motion

To obtain the governing equations of FGM porous nanoplates, Hamilton's principle is applied in the form as follows:

$$\int_{0}^{t} \left(\delta U + \delta V - \delta W - \delta T\right) dt = 0$$
(14)

where  $\delta U$ ,  $\delta V$ ,  $\delta W$  and  $\delta T$  are the variation of the strain energy of the FGM porous nanoplates, the energy stored in the deformed elastic foundation, the work done by applied force and the kinetic energy, respectively.

The equation (14) is rewritten as:

$$\delta H_{e} = \delta \int_{0}^{t} \left( U_{e} + V_{e} - W_{e} - T_{e} \right) dt = 0$$
(15)

From equation (15), the real state of the plate corresponding to the minimum of leads to:

$$\frac{\partial U_e}{\partial q_e} + \frac{\partial V_e}{\partial q_e} - \frac{\partial W_e}{\partial q_e} - \left( -\frac{d}{dt} \frac{\partial T_e}{\partial \dot{q}_e} \right) = 0$$
(16)

The equation (16) is rewritten as:

$$\frac{d}{dt} \left( -\frac{\partial T_e}{\partial \dot{q}_e} \right) + \frac{\partial \left( U_e + V_e \right)}{\partial q_e} = \frac{\partial W_e}{\partial q_e}$$
(17)

From the equation (17), the governing equation of motion of the plate element without resistance has the form:

$$\mathbf{M}_{e}.\ddot{\mathbf{q}}_{e} + \mathbf{K}_{e}.\mathbf{q}_{e} = \mathbf{F}_{e}$$
(18)

The element stiffness matrix is determined by:

$$\mathbf{K}_{e} = \mathbf{K}_{e}^{b} + \mathbf{K}_{e}^{s} + \mathbf{K}_{e}^{f}$$
(19)

with  $\mathbf{K}_{e}^{b}, \mathbf{K}_{e}^{s}, \mathbf{K}_{e}^{f}$  are the bending, shear element stiffness matrices, and the foundation stiffness matrix, respectively. In which

$$\mathbf{K}_{e}^{b} = \int_{S_{e}} \left( \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{1}^{T} & \mathbf{B}_{2}^{T} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B} & \mathbf{Y} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{1} \\ \mathbf{B}_{2} \end{bmatrix} \right) dxdy; \\ \mathbf{K}_{e}^{s} = \int_{S_{e}} \left( \mathbf{B}_{3}^{T} \mathbf{A}^{s} \mathbf{B}_{3} \right) dxdy$$
(20)

$$\mathbf{K}_{e}^{f} = \int_{\mathcal{S}_{e}} k_{1} \left( \mathbf{N}_{w}^{T} \mathbf{N}_{w} + \mu \left( \mathbf{N}_{w,x}^{T} \mathbf{N}_{w,x} + \mathbf{N}_{w,y}^{T} \mathbf{N}_{w,y} \right) \right) + k_{2} \left( \mathbf{N}_{w,x}^{T} \mathbf{N}_{w,x} + \mathbf{N}_{w,y}^{T} \mathbf{N}_{w,y} \right) + \mu \left( \mathbf{N}_{w,x}^{T} \mathbf{N}_{w,x} + \mathbf{N}_{w,y}^{T} \mathbf{N}_{w,y} \right) + k_{2} \left( \mathbf{N}_{w,x}^{T} \mathbf{N}_{w,x} + \mathbf{N}_{w,y}^{T} \mathbf{N}_{w,y} \right)$$

$$(21)$$

$$+\mu(\mathbf{N}_{w,xx}^{T}\mathbf{N}_{w,xx} + \mathbf{N}_{w,yy}^{T}\mathbf{N}_{w,yy} + \mathbf{N}_{w,xx}^{T}\mathbf{N}_{w,yy} + \mathbf{N}_{w,yy}^{T}\mathbf{N}_{w,xx}))dxdy$$

where

$$\mathbf{B}_{1} = \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{u,x} \\ \mathbf{N}_{v,y} \\ \mathbf{N}_{u,x} + \mathbf{N}_{v,y} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_{2} = \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{\varphi x,x} \\ \mathbf{N}_{\varphi y,y} \\ \mathbf{N}_{\varphi x,y} + \mathbf{N}_{\varphi y,x} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_{3} = \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{w,x} + \mathbf{N}_{\varphi x} \\ \mathbf{N}_{w,y} + \mathbf{N}_{\varphi y} \end{bmatrix}$$
(22)

The element mass matrix is given by

$$\mathbf{M}_{e} = \underset{s_{e}}{\overset{\mathbf{O}}{\mathbf{O}}} (\mathbf{N}^{T} \mathbf{D}_{m} \mathbf{N} + \mu(\mathbf{N}_{,x}^{T} \mathbf{D}_{m} \mathbf{N}_{,x} + \mathbf{N}_{,y}^{T} \mathbf{D}_{m} \mathbf{N}_{,y})) dxdy$$
(23)

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} \mathbf{N}_{u}^{T} & \mathbf{N}_{v}^{T} & \mathbf{N}_{w}^{T} & \mathbf{N}_{\varphi x}^{T} & \mathbf{N}_{\varphi y}^{T} \end{bmatrix}$$
(24)

The element force vector is given as follows:  $\mathbf{F}_{e} = \int_{S} (1 - \mu \nabla^{2}) \mathbf{N}_{w}^{T} \mathbf{P} dS$  (25)

with **P** =  $[0 \ 0 \ q \ 0 \ 0]^T$ .

If structural damping is included, the equation of motion of nanoplates is determined by:

$$\mathbf{M}.\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}.\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}.\mathbf{q} = \mathbf{F}$$
(26)

where  $\mathbf{M}, \mathbf{K}, \mathbf{F}, \mathbf{q}$  are the global mass matrix, the global stiffness matrix, the global force vector, and the global displacement vector while  $\mathbf{C} = \alpha \mathbf{M} + \beta \mathbf{K}$  is the global structural resistance matrix with  $\alpha$ ,  $\beta$  are Rayleigh resistance coefficients, which are determined by the resistance ratio and the first two oscillation frequencies [10]. This is a linear differential equation, which has the right-hand side depending on time. In order to solve this equation, we use the Newmark-beta method [10].

### 3. Verification problem

In this section, the SSSS homogeneous square nanoplate with geometrical parameters a=b=10 nm, h=a/10 and material properties: E=30MPa, v=0.3 is studied. The normalized frequency  $\omega^* = \omega h \sqrt{\rho/G}$  in our work compared with other published works is presented in Table 1. It can be seen that the obtained results are in good agreement with Belkorissat et al. [11] based on hyperbolic refined plate theory and Aghababaei et al. [12] using Navier solution based on FSDT and TSDT. Numerical results also indicate that the obtained frequencies based on the CPT are significantly greater than the obtained results using other theories.

a / h	μ	HSDT [11]	CPT [12]	FSDT [12]	TSDT [12]	Present
	0	0.0238	0.0239	0.0239	0.0238	0.0238
	1	0.0218	0.0220	0.0218	0.0218	0.0218
20	2	0.0202	0.0204	0.0202	0.0202	0.0203
20	3	0.0189	0.0191	0.0189	0.0189	0.0190
	4	0.0178	0.0180	0.0179	0.0179	0.0179
	5	0.0169	0.0171	0.0170	0.0170	0.0171

Table 1. Comparison of normalized frequency  $\omega^* = \omega h \sqrt{\rho/G}$  of homogeneous nanoplates.

#### 4. Numerical results

For this problem, we consider the completely clamped (CC) FGM porous L-shape nanoplate resting on the EF with geometric dimensions a = b = 10 nm, h = 1 nm; material properties: Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>:  $E_c = 380$ GPa,  $v_c = 0.3$ ,  $\rho_c = 3800 \text{ kg} / \text{m}^3$ ; Al:  $E_m = 70$ GPa,  $v_c = 0.3$ ,  $\rho_m = 2707 \text{ kg} / \text{m}^3$ ;  $K_1 = 100$ ,  $K_2 = 10$ , k = 1,  $\mu = 2$ ,  $\xi = 0.2$ . The first four mode shapes and dimensionless natural frequencies are displayed in Fig. 2.



Fig. 2. The first four mode shapes of the CC FGP L-shape nanoplate.

Next, authors consider a (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al) FGM porous nanoplate with geometric dimensions a = b = 10 nm, h = 1 nm. The FGP nanoplate is subjected to a uniform load p(t) over time as follows:

$$p(t) = q_0 \cdot F(t); \quad F(t) = \begin{cases} 1 & \left(0 \le t \le \tau_{hd}\right) \\ 0 & otherwise \end{cases}$$
(24)

with  $q_0$  is is uniformly distributed load and  $\tau_{hd} = 0.01$  (s).

Considering L-shape nanoplate with porosity volume fraction h = a/20,  $\mu = 1$ . The stiffness of foundation:  $K_1 = 50$ ,  $K_2 = 5$ . Fig. 3 shows the simultaneous effect of the power-law index k and the porosity factor  $\xi$  on the free vibrations of nanoplates. It can be seen that for each value of the porosity factor  $\xi$ , the frequency decreases rapidly as the power-law index k increases from 0 to 2 and changes little when k is greater than 2. However, when power-law index k takes values between 0 and 1, the increase of the porosity factor  $\xi$  leads to natural frequencies increase, conversely when power-law index k is greater than 1, the increase of the porosity factor  $\xi$  results in natural frequencies decrease. This is because the porosity factor  $\xi$  affects both the stiffness and mass of the L-shape nanoplate.



Fig. 3. The natural frequencies of CSS FGM porous L-shape nanoplates via k and  $\xi$ .

Fig. 4. The displacement response of the CSS FGM porous L-shape nanoplate.

Fig. 4 presents effect of nonlocal factor  $\mu$  on the displacement response of the CSS FGM porous L-shape nanoplate with porosity volume fraction  $\xi = 0.3$ , power-law index k = 4. The stiffness of foundation:  $K_1 = 200$ ,  $K_2 = 20$ . It can be seen that the vibration is damped after the application time of the load and nonlocal factor makes reduce stiffness of nanoplate hence displacement increase. In this example, the Rayleigh coefficient  $\zeta = 0.1$  is used.

Finally, Fig. 5 displays the influence of power-law index k on the displacement response of CC FGM porous L-shape nanoplates (the thickness h = a/50) at A-point with porosity volume fraction  $\xi = 0.2$ , nonlocal factor  $\mu = 1$ , the foundation stiffness  $K_1 = 100$ ,  $K_2 = 10$  in two cases: without the damping ratio  $\zeta = 0$  and include the damping ratio  $\zeta = 0.1$ . It can be observed that power-law index k increase makes reduce stiffness of nanoplate lead to displacement increase. Besides, rich-metal nanoplate stiffness is smaller than rich-ceramic nanoplate stiffness.



Fig. 5. The deflection response of the A-point over time t.

# 5. Conclusions

In this article, the authors established a model, a finite element algorithm, and a programs to solve dynamic vibration of the FGM porous nanoplates resting on an elastic foundation. Through the present formulas and results, some of the main conclusions can be reached as follows:

- The vibration of FGM porous L-shape nanoplates is gradually reduced to zero after the applied loading time due to consideration of the structural resistance.

- The mechanical parameters as well as the porosity distribution of the FG material effect significantly the dynamic response of FGM porous nanoplates. Specifically, the power-law index k and nonlocal factor  $\mu$  make decrease the stiffness of nanoplates resulting in displacement and stress response of nanoplates reduce.

- The paper provides the initial results for the study of the dynamic response of FGM porous L-shape nanoplates placed on an elastic foundation and is expected will useful for the raw calculation, design of FGM porous L-shape nanoplates in engineering practice.

#### References

- [1]. Yang F, Chong ACM, Lam DCC, Tong P. Couple stress based strain gradient theory for elasticity. *Int J Solids Struct 2002*; 39: 2731-43.
- [2]. Aifantis EC. Strain gradient interpretation of size effects. Int J Fract 1999; 95:1-4.
- [3]. C. Eringen, "On differential equations of nonlocal elasticity and solutions of screw dislocation and surface waves", *Journal of Applied Physics*, vol. 54, no. 9, pp. 4703-4710, 1983.
- [4]. A.C. Eringen, Nonlocal Continuum Field Theories, Springer: New York (NY), 2002.
- [5]. C. Li, C.W. Lim, J. Yu, "Twisting statics and dynamics for circular elastic nanosolids by nonlocal elasticity theory", *Acta Mechanica Solida Sinica*, vol. 24, no. 6, pp. 484-94, 2011.
- [6]. Y. Z. Wang, F.M.Li, "Static bending behaviors of nano-plate embedded in elastic matrix with small scale effects", *Mechanics Research Communications*, vol. 41, pp. 44-48, 2012.
- [7]. S. Narendar, S. Gopalakrishnan S, "Nonlocal continuum mechanics based ultrasonic flexural wave dispersion characteristics of a monolayer graphene embedded in polymer matrix", *Composites Part B: Engineering*, vol. 43, no. 8, pp. 3096-3103, 2012.

88

- [8]. S. Pouresmaeeli, E. Ghavanloo, S. A. Fazelzadeh, "Vibration analysis of viscoelastic orthotropic nano-plates resting on viscoelastic medium", *Composite Structures*, vol. 96, pp. 405-410, 2013.
- [9]. T. L. Doan et al, "Free Vibration Analysis of Functionally Graded Porous Nano-plates with Different Shapes Resting on Elastic Foundation", *Journal of Applied and Computational Mechanics*, vol. 7, doi: 10.22055/JACM.2021.36181.2807, 2021.
- [10]. J.N. Reddy, Introduction to the finite element method, McGraw-Hill Education, 2019.
- [11]. Belkorissat, M.S.A. Houari, A. Tounsi, E. Bedia, S. Mahmoud, On vibration properties of functionally graded nano-plate using a new nonlocal refined four variable model, *Steel Composite Structructures*, vol 18, no. 4, pp. 1063-1081, 2015.
- [12]. R. Aghababaei, J. Reddy, Nonlocal third-order shear deformation plate theory with application to bending and vibration of plates, *Journal of Sound and Vibration*, vol. 326, no. 1-2, pp. 277-289, 2009.

# Phân tích động lực học của tấm nano xốp có cơ tính biến thiên trên nền đàn hồi sử dụng lý thuyết đàn hồi phi cục bộ

TS. Lê Phạm Bình - Khoa Cơ khí/Học viện KTQS ThS. Trần Trung Thành - Khoa Cơ khí/Học viện KTQS

**Tóm tắt**: Bài báo trình bày thuật toán phần tử hữu hạn phân tích động lực học tấm nano xốp có cơ tính biến thiên trên nền đàn hồi. Vật liệu có hai tham số là chỉ số mũ thể tích và chỉ số thể tích phần xốp. Nền đàn hồi được sử dụng là mô hình nền gồm hai lớp liên tục, lớp thứ nhất là lớp đàn hồi Winkler, lớp thứ hai là lớp bề mặt trượt Pasternak. Kết quả tính toán số của bài báo được so sánh với các kết quả đã công bố để kiểm tra tính chính xác và độ tin cậy. Ngoài ra, ảnh hưởng của các thông số vật liệu đến đáp ứng động của tấm nano FGM cũng được nghiên cứu chi tiết. **Từ khóa**: *FGM*; tấm nano; đáp ứng động; lý thuyết đàn hồi phi cục bô.

# Adhesion evaluation of the PVD coatings on 316L stainless steel substrate Huu Chien Nguyen<sup>1</sup>, Van Manh Phan<sup>1</sup>, Manh Cuong Bui<sup>1</sup>, Duc Long Le<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Le Quy Don Technical University; Email: nhchien84@gmail.com; Tel: 0389733453

### Abstract

The paper presents the results of an adhesion evaluation of different coatings on a 316L stainless steel substrate. These coatings are AlN, TiN, DLC, TiAlCrN and CrN, which are deposited based on different physical vapor deposited (PVD) methods. The surface of the substrate consists of two types, the first is with plasma nitriding (PN) and the second is without plasma nitriding. The adhesion of the coatings and substrates was assessed by scratch test on the device Universal Mechanical Tester 3 (UMT - 3). Low critical force ( $L_{c1}$ ) and highly critical force ( $L_{c2}$ ) are determined by measuring acoustic emission. The effect of plasma nitriding process and the effect of coating thickness on adhesion properties of the coating to the substrate were also evaluated.

*Keywords:* Adhesion; plasma nitriding; PVD coatings; scratch test; emission acoustic; critical load.

#### 1. Introduction

Adhesion of the coating to the substrate surface is one of the important properties, affecting the quality and function of the coating. Adhesion of coatings is a complex phenomenon depending on surface energy, chemical bonds, surface roughness, cleanness, and mechanical strength. Therefore, excellent adhesion should be expected from functionalized, roughened, cleaned, and cross - linked polymer surfaces, enabling covalent bonding of the coating. The adhesion of a coating to an underlying material depends on the surface condition of the base material [1, 2, 3]. The hardness of the substrate is the important property, which effect to the adhesion of the coating to the substrate surface.

There are many methods of assessing the adhesion of coatings used in engineering, of which the scratch test is a widely used method of assessing adhesion to thin, hard coatings [1, 2, 3, 4]. In this test a diamond stylus is drawn across a sample under the progressive load and creates the scratch track on the sample surface. The load, at which the well - defined failure event occurs is termed critical load [5, 6]. Scratch test is an effective, fast method to obtain critical loads, which is used to evaluate the adhesion strength of coating [4, 5].

The value of a critical load depends on many factors related to the performance of the coating / substrate system and on the experimental conditions [7]. Many studies show that the value of the critical load increases when the speed of loading increases, the speed of the stylus decreases and the diamond tip radius increases [7, 8].

For a particular coating, the critical force also increases if the coefficient of friction between the diamond tip and the coating surface decreases [7]. The value of the critical load force increases as the coating thickness increases and the hardness of the substrate increases

[7, 8, 9, 10, 11]. However, in some cases, for coating thickness (>  $10 \mu m$ ) when the coating thickness increases, the critical load value decreases [8].

The CrN, TiN, AlN, CrTiAlN and DLC hard coating are used widely to improve the wear resistance of the steel carbon, steel alloy and stainless steel [9, 10, 11].

The presence of surface oxidation prevents proper adhesion for some coatings. The presence of surface contamination such as dirt or oil causes poor adhesion. The texture of the substrate surface is important for the adhesion of coatings that depend on mechanical bonding to the surface. The relationship between hardness of the coating and substrate also influences on the adhesion of the coatings [5, 6].

In this paper, the adhesion properties of the CrN, TiN, AlN, CrTiAlN and DLC hard coating, which were deposited on the surfaces of untreated and PN treated 316L stainless steels are evaluated using scratch tes The scratch hardness of the surface untreated substrates was measured to compare the surface hardness between the untreated substrate and the PN substrate. The critical loads are determined using acoustic emission. The results are analysed to evaluate the effect of plasma nitriding process on the adhesion properties of hard coatings.

# 2. Materials and experimental procedures

## 2.1. Materials

The material selected for use in the experiment is austenitic stainless steel  $X_2$ CrNiMo 17 12 2 (ANSI: 316L, ČSN: 417349). This is Cr - Ni - Mo austenitic stainless steel, which contains Cr, Ni, Mo, Mn to increase resistance to corrosion. Austenitic stainless steel 316L with low carbon content, are preferred for applications involving uses at sensitization temperatures, such as welding. The chemical composition of austenitic stainless steel 316L is shown in the table 1.

Percent by weight	Element										
	С	Mn	Si	Р	S	Cr	Mo	Ni	Ν		
Min	-	-	-	-	-	16.0	2.00	10.0	-		
Max	0.03	2.0	0.75	0.045	0.03	18.0	3.00	14.0	0.10		

Table 1. Austenitic stainless steel 316L chemical composition

Samples are disc - shaped in diameter Ø20 mm and thickness 5 mm [fig. 1]. The surface of the samples was wet grinded with metallographic grinders from Metasinex. Hermes sanding papers 120, 240, 400, 600 and 1000 were used.

Four samples were prepared for the study. The untreated stainless steel 316L sample is called UN. The plasma nitriding sample is called PN.



Fig. 1 The shape of sample

The samples with the DLC coating formed on the PN treated material and untreated material are called PN/DLC and DLC respectively.

Plasma nitriding was carried out in a PN 60/60 Rübig equipment at a temperature of 510 °C for 6 h in a 280 Pa gas mixture of H<sub>2</sub> flow 8 l/min and N<sub>2</sub> flow 24 l/min. CrN, TiN, AlN, CrTiAlN and DLC coating were deposited in the company HVM Plasma Brno using PVD method.

#### 2.2. Experimental procedures

#### \* Scratch hardness measurement

In this paper the Universal Mechanical Tester 3 (UMT - 3) (fig. 1) is used to measure the scratch hardness of coating / substrate systems using scratch test. This test is based on the standard ASTM G 171 - 03 [12]. In the test, the scratch track in a solid surface of coating is formed by moving a diamond stylus along a specified path under a constant normal force and with a constant speed [12]. The stylus, which is used in this test is spherical Rockwell C diamond stylus of 200  $\mu$ m radium. The model of scratch test with constant load is shown on fig. 3.

The constant normal force applied on stylus is 10 N and the constant speed of stylus is 0,2 mm/s. This test is conducted under unlubricated conditions and at room temperature  $20^{\circ}$  C -  $22^{\circ}$  C. The normal load was controlled with accuracy 0,05 N (0,5%), which satisfies the standard requirement is 1% [12]. After the stylus has been removed, the residual width scratch was determined optically on opto - digital microscope Olympus DSX500i at 500 × magnification.



Fig. 2 Universal Mechanical Tester 3 (UMT - 3) Fig. 3 Schematic of scratch adhesion test [22]

To ensure reproducibility of the results, each coating was tested for three times and measured the width of each scratch at five locations spaced approximately equally along the length of the scratch. The scratch hardness number is determined by following formula [12]:

$$HS_p = \frac{8 \cdot F}{\pi \cdot w^2} \tag{1}$$

where:

- HS<sub>p</sub> [Pa] is the scratch hardness number,
- F [N] is the normal force,
- w [mm] is the width of the scratch track.

During the test, the normal force, the tangential force was recorded to compute the friction coefficient between the tip stylus and the coating surface using following formula [12]:

$$k_f = \frac{F}{F_t} \tag{2}$$

where:

- F [N] is the normal force,
- F<sub>t</sub> [N] is the tangential force,
- $k_f$  is the friction coefficient.
- \* Adhesion evaluation method

The adhesion strength between the coatings and the substrate was evaluated using progressive load scratch test by Bruker's Universal Mechanical Tester 3 (UMT - 3) (fig. 1). In the scratch test, a spherical Rockwell C diamond stylus of 200 µm radium with a progressive load from 0 N to 50 N was used. The stylus scanned the coating surface at a speed of 0,05 mm/s and the length of scratch was 5 mm. The tests were carried out three times for every coating (fig. 2). During the test, the values of normal load, tangential load, coefficient friction and acoustic emission were recorded. The measured data were processed, analysed and displayed by UMT Viewer software.

The load  $L_{c1}$ , at which the onset of cracking around the indenter is made in the coating is called the "low critical load"; and the load  $L_{c2}$ , at which the coating penetration and detachment occurs is called "highly critical load" [10, 11]. The critical load is determined based on the result of acoustic detection [4, 11, 12].

#### 3. Results and Discussion

## \* Scratch hardness

After the constant load scratch test, the widths of scratch tracks were measured on microscope at magnification  $\times 500$  using software DSX - ASW - 3D. The measured data was exported as Excel file data. The scratch track width is the average value from fifteen times measurement and friction coefficient is the average value from three times measurement. The measurement results of scratch hardness test and friction coefficient are presented in the table 2.



Fig. 4 The scratch track a) PN/DLC coating, b) DLC coating

The results showned that the scratch hardness number of the coatings formed on the substrates with PN (PN/CrN, PN/AlN, PN/TiN) are higher than without PN (CrN, AlN, TiN). However, the difference is small, the difference between PN/CrN and CrN coating is 0,48 GPa, PN/AlN and AlN is 0,1 GPa and PN/TiN and TiN is 0,14 GPa. The images of the AlTiCrN coatings are very fuzzy so it was not available to measure the scratch width track. After the constant load scratch test, the PN/DLC and DLC coatings were failure (fig. 3), so it was not possible to measure the exact width of the scratches.

Table 2. Scratch hardness  $(HS_p)$  test and friction coefficient (kf)

Sample	Scratch track width [µm]	HS <sub>p</sub> [Gpa]	k <sub>f</sub>	$\Delta k_{\mathrm{f}}$	$\Delta k_{\rm f}/k_{\rm f}$ (%)
CrN	92,7±1,6	2,96	0,11		
CrN/PN	86±1,8	3,44	0,076	0,034	45%
AlTiCrN 2 µm	-	-	0,16		
AlTiCrN/PN 2 µm	-	-	0,11	0,05	45,5%
AlTiCrN 1,2 µm	-	-	0,1		
AlTiCrN/PN 1,2 µm	-	-	0,11	- 0,01	10%
AlN	100,8±1,6	2,5	0,14		
AlN/PN	100±1,3	2,6	0,16	- 0,02	12,5%
TiN	99±2,6	2,52	0,16		
TiN/PN	98±0,8	2,66	0,15	0,01	6,7%
DLC	-	-	0,19		
DLC/PN	-	-	0,21	- 0,02	9,5%

The difference of the friction coefficient of the intender tip with the surface of the coatings formed on the substrates with PN and substrate without PN ( $\Delta_{kf}$ ) is shown in table 2. The result showned that, in some cases the friction coefficient of coatings formed on the substrate with PN are smaller than without PN (for CrN, TiN coating), other cases are opposite (for AlN, DLC coating). Therefore, it was not possible to draw general conclusions about the effect of plasma nitriding process on the friction properties of the coatings.

#### \* Adhesion measurement results

Fig. 5 shows the scratch track and the corresponding acoustic emission of CrTiAlN coatings formed on the substrates with PN, indicating the tracks of failures. The critical loads were determined based on the result of acoustic detection, as showed on the fig. 5.





Based on the result of acoustic detection, the critical loads were determined and the result are presented in fig. 6 and fig. 7. The result in fig. 6 and fig. 7 showned that, the adhesion of CrN, AlTiCrN coating formed on the substrate with PN are better than without PN. This is in agreement with the conclusions of many authors, showing that the pre-treatment process significantly improves the adhesion properties of the coatings [13, 14, 15].



Fig. 6 The low critical loads Lc1



Fig. 7 The high critical loads Lc<sub>2</sub>

However, the adhesion of AlN, TiN and DLC coating formed on the substrate with PN are slightly smaller than that without PN (fig. 6 and 7). This may be because during the depositing procedure of sputtering atoms, the particles dipped into the substrate have not enough energy to form a diffusion layer in the coating–substrate interface. Or it may be because the adhesion of the coatings on substrate with PN decreases sharply than that of the substrate without over time [16, 17].

As can be understood from fig. 6 and 7, the critical loads of the TiAlCrN 1,2  $\mu$ m coatings were higher than that of the TiAlCrN 2  $\mu$ m coatings. That mean, the adhesion of the TiAlCrN 1,2  $\mu$ m coatings were higher than that of the TiAlCrN 2  $\mu$ m coatings. In the presence of residual stresses in the coatings, adhesion - strength decreases with increasing coating thickness. The energy - release - rate criterion has been used to predict adhesion - strength with increasing coating thickness [18].

# 4. Conclusion

The adhesion properties and scratch hardness of the CrN, AlTiCrN, AlN, TiN and DLC coating formed on substrate with PN and without PN were evaluated using the scratch test. The results showned that, the plasma nitriding pre - treatment process improves slightly the scratch hardness of the surface coatings, special for the CrN coating. The plasma nitriding pre - treatment process has effect on the friction coefficient of the diamond tip (0,2mm) and

surface of the coating unclearly. For the coatings CrN, AlTiCrN, the plasma nitriding process improves the adhesion properties of the coatings. In contrast, the adhesion strength of the coating AlN, TiN, DLC formed on substrate with PN are lower than without PN. This is in contrast to the research results of some authors [11, 12].

#### References

- CHEN. Z, ZHOU. K, LU.X, LAM. Y.C. A review on the mechanical Methods for evaluating coating adhesion. *Acta Mechanica*, volume 225, Issue 2, pp 431–452, 2014. DOI 10.1007/s00707 - 013 - 0979 - y.
- [2] FREY. H, KHAN, H. R. Handbook of Thin Film Technology. Springer Verlag Berlin Heidelberg, German. 2015. 384s. ISBN 978 - 3 - 642 - 05430 - 3. DOI 10.1007/978 - 3 -642 - 05430 - 3.
- [3] BULL. S.J, BERASETEGUI. E.G. An overview of the potential of quantitative coating adhesion measurement by scratch testing. *Tribology international, volume 39, issue 2*, pp 99 - 114. 2006.
- [4] GONCZY. S.T, RANDALL N. An ASTM Standard for quantitative Scratch Adhesion Testing of Thin, Hard Ceramic Coatings. *International Journal of Applied Ceramic Technology*, Vol. 2, No. 5, 2005.
- [5] PERRY. A.J. Scratch adhesion testing of hard coatings. *Thin solid films, volume 107, issue* 2, pp 167 180. 1983.
- [6] BULL. S.J. Failure mode maps in thin film scratch adhesion test. *Tribology international, volume 30, issue 7,* pp 491 498. 1997.
- [7] KUIRY. S. Advanced scratch testing for evaluation of coatings [online]. 2012 [read. 2019.09.02]. Available at: <a href="https://www.bruker.com/fileadmin/user\_upload/8">https://www.bruker.com/fileadmin/user\_upload/8</a> - PDF -Docs/SurfaceAnalysis/TMT/Webinars/Advanced - Scratch - Testing - for - Evaluation - of -Coatings - Slides.pdf>.
- [8] RANDALL. N.X, FAVARO. G, FRANKEL. C.H. The effect of intrinsic parameters on the critical load as measured with the scratch test method. *Surface and Coatings Technology*, *volume 137*, pp 146 - 151. 2001.
- [9] HEINKE. W, LEYLAND. A, MATTHEWS. A, BERG. G, FRIEDRICH. C, BROSZEIT E. Evaluation of PVD nitride coatings, using impact, scratch and Rockwell - C adhesion tests. *Thin solid films*, volume 270, issue 1 - 2, pp 431 - 438. 1995.
- [10] CHUAN. T.W, ANA. E, TOMAS. P, ALBANO.C, ROBERT. J.K.W, NONG. G, TERENCE. G.L. Indentation and scratch testing of DLC - Zr coatings on ultrafine - grained titanium processed by high - pressure torsion. *Wear, volume 306, issues 1–2, pp 304 - 310, 2013.*
- [11] Standard ASTM G 171 03. Standard Test Method for Scratch Hardness of Materials Using a Diamond Stylus.
- [12] STEINMANN. P.A, TARDY. Y, HINTERMANN. H.E. Adhesion testing by the scratch test method: the influence of intrinsic and extrinsic parameters on the critical load. *Thin solid films*, volume 154, issues 1–2, pp 333 - 349. 1987.

- [13] VALLI. J, MAKELA. U, MATTHEWS. A, MURAWA. V. TiN coating adhesion studies using the scratch test method. *Journal of Vacuum Science & Technology A 3, 2411.* 1985. https://doi.org/10.1116/1.572848.
- [14] GREDIC. T, ZLATANOVIC. M. Effect of plasma nitriding on the properties of (Ti, A1)N coatings deposited onto hot work steel substrates. *Thin solid films, volume 228, issue* 2, pp 261 - 266. 1993.
- [15] GE. P.L, BAO. M.D, ZHANG. H.J, YOU. K, LIU. X.P. Effect of plasma nitriding on adhesion strength of CrTiAlN coatings on H13 steels by closed field unbalanced magnetron sputter ion plating. *Surface and Coatings Technology, volume 229*, pp 146 - 150. 2013.
- [16] STALLARD. J, POULAT. S, TEER. D.G. The study of the adhesion of a TiN coating on steel and titanium alloy substrates using a multi - mode scratch tester. *Tribology and Interface Engineering Series, volume 51*, pp 250 - 261. 2006.
- [17] ZAWISCHA. M, MAKOWSKI. S, SCHWARZER. N, WEIHNACHT. V. Scratch resistance of superhard carbon coatings - A new approach to failure and adhesion evaluation. *Surface and Coatings Technology, volume 308*, pp 341 - 348. 2016.
- [18] R. SINGH, S. SCHRUEFER, S. WILSON, J. GIBMEIER, R. VASSEN. Influence of coating thickness on residual stress and adhesion - strength of cold - sprayed Inconel 718 coatings. *Surface and Coatings Technology*, volume 350, pp 64 - 73. 2018.

# Đánh giá độ bám dính của các lớp phủ PVD trên nền thép không gỉ 316L

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả đánh giá độ bám dính của các lớp phủ khác nhau trên nền thép không gỉ 316L. Các lớp phủ này là AlN, TiN, DLC, TiAlCrN và CrN, được phủ dựa trên phương pháp mạ PVD. Bề mặt của chất nền gồm hai loại, loại thứ nhất được thấm nitơ plasma (PN) và loại thứ hai không thấm nitơ. Độ bám dính của lớp phủ và chất nền được đánh giá bằng thử nghiệm vết xước trên thiết bị Universal Mechanical Test 3 (UMT - 3). Lực tới hạn thấp ( $L_{c1}$ ) và lực tới hạn cao ( $L_{c2}$ ) được xác định bằng cách đo âm thanh phát xạ tiếp xúc. Ảnh hưởng của thấm nitơ plasma và ảnh hưởng của độ dày lớp phủ đến đặc tính bám dính của lớp phủ với nền cũng được đánh giá.

Từ khóa: Độ bám dính, thấm Nito plasma, lớp phủ PVD, thử nghiệm vết xước.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của kích thước hạt sinh khối đến quá trình cháy của than Antraxit trong buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W Trần Huy Chương <sup>1</sup>, Vũ Văn Chiến <sup>1</sup>, Nguyễn Văn Toàn<sup>1</sup>, Tạ Xuân Tùng <sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện kỹ thuật quân sự

# Tóm tắt

Công nghệ đồng đốt sinh khối ngày càng được ưu tiên lựa chọn đối với các nhà máy nhiệt điện đốt than. Nghiên cứu khả năng sử dụng nhiên liệu sinh khối đốt kèm với than trong điều kiện thực tiễn tại các nhà máy nhiệt điện ở Việt Nam là hết sức cần thiết. Mô hình 3D buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W được xây dựng cho quá trình tính toán. Hỗn hợp nhiên liệu than antraxit và 20% sinh khối gỗ nén (cơ sở nhiệt) với các kích thước hạt sinh khối 50µm, 100µm và 200µm được khảo sát cụ thể bằng phương pháp mô phỏng CFD. Phân bố nhiệt độ, nồng độ các thành phần khí của quá trình đồng cháy than và sinh khối được xác định và so sánh với quá trình cháy của than. Kết quả cho thấy kích thước hạt sinh khối không làm ảnh hưởng nhiều đến phân bố nhiệt độ phát thải NOx sinh ra trong quá trình cháy.

Từ khóa:Mô phỏng CFD; quá trình đồng cháy; Buồng đốt ngọn lửa hình W

### 1. Mở đầu

Việc sử dụng sinh khối đốt kèm với than trong các nhà máy nhiệt điện ngày càng được khuyến khích, đây được xem là một giải pháp thay thế cho nhiên liệu hóa thạch. Sinh khối được coi là nguồn nhiên liệu tái tạo, có nguồn gốc từ quá trình sản xuất nông nghiệp hoặc công nghiệp. Hơn nữa, đồng đốt sinh khối có thể giảm phát thải khí gây ô nhiễm từ các nhà máy nhiệt điện đốt than như NOx, SOx, CO<sub>2</sub>[1]. Chính phủ ở nhiều quốc gia trên thế giới đang cố gắng thực hiện các chính sách khác nhau để khuyến khích sử dụng sinh khối trong lĩnh vực năng lượng[2].

Phương pháp mô phỏng CFD là một công cụ được sử dụng rộng rãi, để mô phỏng các bài toán truyền nhiệt truyền chất phức tạp, trong đó có quá trình cháy của bột than trong buồng đốt lò hơi. Sinh khối được coi là một dạng than cấp thấp trong quá trình cháy cũng mang các thuộc tính giống như quá trình cháy than[3]. Bhuiyan và Naser[4] nghiên cứu đồng đốt sinh khối (bột hạt mõ) với than trong mô hình buồng đốt 3D sử dụng phần mềm mô phỏng CFD. Với tỉ lệ sinh khối 20% và 40% (% khối lượng) sinh khối, kích thước hạt nhiên liệu thay đổi 75 - 300µm, tỉ lệ hạt sinh khối có kích thước bất thường khoảng 30% kích thước hạt lớn hơn 200µm. Kết quả phân tích phân bố nhiệt độ, nồng độ CO<sub>2</sub> và ảnh hưởng của tỉ lệ sinh khối cho thấy khi tăng tỉ lệ sinh khối, thể tích ngọn lửa tăng, nhưng độ ởn định và nhiệt độ cực đại giảm do hàm lượng chất bốc trong sinh khối cao.

Kích thước hạt là một trong những yếu tố ảnh hưởng đến quá trình cháy trong lò đốt than phun [1, 5]. Kích thước của hạt than thì thường được áp dụng theo quy chuẩn của nhà máy. Đối với hạt sinh khối trong thực tế khi qua máy nghiền có thể tồn tại ở dạng hình trụ, hoặc cấu trúc không phải cầu do đặc tính của nhiên liệu sinh khối. Trong nghiên cứu này tác giả đã giả thiết rằng các hạt đều là dạng cầu giống như của than. Để phân tích ảnh hưởng của kích thước hạt sinh khối đến quá trình đồng cháy than và sinh khối tác giả phân tích với ba kích thước đường kính của hạt sinh khối lần lượt là 50µm, 100µm, 200µm. Mục đích nhằm đánh giá sự ảnh hưởng của sinh khối đến quá trình cháy của than trong lò, trong đó có thông số kích thước hạt sinh khối.

#### 2. Phương pháp

## 2.1. Mô hình mô phỏng



Hình 1. Mô hình 3D mô phỏng buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W

Miền tính toán là buồng đốt lò hơi AF, lò hơi ngọn lửa hình W được minh họa như Hình 1. Kích thước lò, chiều rộng 24,765 (m), độ sâu của lò trên/dưới lần lượt là 6.629/ 12.773 (m), chiều cao của lò 38,39 (m). Lò được trang bị 24 đầu đốt cyclone kép FW. Dòng hỗn hợp của than nghiền và không khí chính được chia thành dòng nhiên liệu đặc và dòng nhiên liệu loãng, thông qua vòi phun PA và VA cấp vào lò. Dòng không khí thứ cấp (SA) được cung cấp vào lò theo cổng SAA, SAB, SAD, SAE và SAF để đốt cháy dần và hoàn toàn nhiên liệu.

# 2.2. Phương pháp số

Để dự đoán được trường nhiệt độ, trường vận tốc, quá trình truyền nhiệt, truyền chất của phản ứng cháy. Các mô hình khác nhau, như mô hình dòng khí, mô hình dòng nhiều pha và pha rời rạc, mô hình dòng hạt, mô hình phản ứng hóa học, mô hình bức xạ nhiệt, và mô hình hình thành NOx sử dụng trong quá trình mô phỏng. Dòng khí và hạt được mô tả bằng phương pháp Euler - Lagrange. Các phương trình bảo toàn vi phân như phương trình liên tục, phương trình động năng, phương trình năng lượng trong hệ phương trình Navier - Stokes được giải cho dòng khí hay pha liên tục. Pha rời rạc theo dõi lượng lớn các hạt than và sinh khối, có thể trao đổi động lượng, vật chất và năng lượng với pha liên tục. Mô hình tiêu tán xoáy (Eddy Dissipation), và mô hình bức xạ nhiệt DO cũng được sử dụng.

2.3. Mô hình phản ứng hóa học

$$C + CO_2 \rightarrow CO$$
 -172kJ/kmol (1)

$$C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO$$
 +122.9 kJ/kmol (2)

$$C + H_2 O \rightarrow CO + H_2$$
 -131 kJ/kmol (3)

$$H_2 + \frac{1}{2}O_2 \to H_2O$$
 242.0 kJ/kmol (4)

$$CO + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO_2 + 283 \text{ kJ/kmol}$$
 (5)

$$CH_{y}O_{x} + \left(1 + \frac{y}{2} - \frac{x}{4}\right)O_{2} \rightarrow CO_{2} + \frac{y}{2}H_{2}O \qquad -172kJ/kmol \qquad (6)$$
$$CO + H_{2}O \rightarrow CO_{2} + H_{2} \qquad 41.1 kJ/kmol \qquad (7)$$

# 2.4. Đặc tính nhiên liệu và điều kiện biên

Nhiên liệu than và sinh khối gỗ nén sử dụng trong mô hình mô phỏng có thành phần công nghệ và thành phần hóa học theo Bảng 1. Sử dụng phương pháp phân phối đường kính Rosin - Rammler. Kích thước của hạt sinh khối là 50µm, 100µm, 200µm. Kích thước hạt than sử dụng phương pháp phân phối đường kính Rosin - Rammler, đường kính trung bình của hạt than là 56µm. Điều kiện biên của mô hình được trình bày trong Bảng 2.

Thành	n phần cố	òng nghệ	(wt. %,	khô)	Nhiệt tri thấn	Thàr	ıh phầ	n hóa ː khô)	học (w	t. %,
	Âm	Chất bốc	Tro	С	(kJ/kg)	С	Н	S	Ν	0
Than	3.86	4.62	28.07	63.45	21928	89.57	3.32	0.92	2.26	3.39
Gỗ nén	10.76	71.09	2.81	15.34	15309	51.17	6.67	0.09	0.74	41.33

Bảng 1. Đặc tính nhiên liệu của than và viên gỗ nén

Giả thiết sử dụng hệ thống nghiền và cấp viên nén gỗ riêng biệt, kết nối với một trong số những vòi phun than [6]. Hai vòi phun sinh khối được sử dụng R1 và F1 như trong mô tả trong Hình 1. Mô hình 3D mô phỏng buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W.

Case	Tỉ lệ sinh khối (%E)	Vị trí cấp sinh khối	Tỉ lệ gió cấp 1(%) PA	Tỉ lệ gió cấp 2 (%) SA	Tỉ lệ gió OFA (%)	Nhiệt độ gió cấp 1 ( C )	Nhiệt độ gió cấp 2 ( C )	Hệ số không khí thừa	Kích thước hạt sinh khối (μm)
0	0		16	69	15	104	350	1.2	0
08	20	4burn	16	69	15	104	350	1.2	50
09	20	4burn	16	69	15	104	350	1.2	100
12	20	4burn	16	69	15	104	350	1.2	200

Bảng 2. Điều kiện biên của mô hình

# 3. Kết quả và thảo luận

# 3.1. Phân bố vận tốc

Hình 2 cho thấy sự phân bố vận tốc tại tại một số điểm như khu vực vòi đốt và vùng lò dưới, vùng ảnh hưởng đến sự cân bằng và ổn định của dòng hỗn hợp nhiên liệu và không khí trong quá trình cháy. Vận tốc tại các đầu vòi phun đạt giá trị lớn nhất sau đó giảm dần do sự khuếch tán và tương tác với môi trường xung quanh. Xuất hiện các vùng hồi lưu, xoáy tại một số vị trí. Dòng không khí thứ cấp qua các cổng D, E, F có tác dụng cung cấp O<sub>2</sub> cho quá trình cháy. Ngoài ra, nó làm giảm sự thâm nhập của dòng hỗn hợp nhiên liệu xuống phía đáy lò, đồng thời tạo lực nâng đẩy dòng hỗn hợp nhiên liệu và không khí cháy đi lên phía trên [7].



Hình 2. Phân bố vận tốc tại đầu đốt và vùng lò dưới của lò hơi W **3.2. Phân bố nhiệt độ** 



Hình 3. Phân bố nhiệt độ và nồng độ chất bốc tại mặt cắt x1

Hình 3 Phân bố nhiệt độ và nồng độ chất bốc quá trình cháy than tại mặt cắt x1. Hình 3(a) cho thấy tại miệng vòi đốt xuất hiện vùng nhiệt độ cao, tương ứng với vùng nồng độ chất bốc cao Hình 3 (b), đây quá trình giải phóng và cháy chất bốc của than. Quá trình thoát chất bốc diễn ra nhanh thể hiện trong Hình 3 (d) tốc độ phản ứng đạt đỉnh sau đó giảm dần. Hàm lượng chất bốc trong than anthracite thấp nên khó bắt lửa hơn, tốc độ phản ứng của than với oxy nhỏ, do đó chỉ khi dòng khí phát triển lên khu vực phía trên vòm, bắt đầu xuất hiện đỉnh nhiệt thứ hai Hình 3(c). Nhiệt độ trung bình đầu ra của buồng đốt là 1100°C thấp hơn giá trị nhiệt độ đo tại nhà máy cùng vị trí là 1189°C.

Kích thước hạt sinh khối ảnh hưởng đến quá trình bắt cháy và thoát bốc của sinh khối. Hạt có kích thước nhỏ càng dễ bắt cháy và cháy kiệt hơn so với hạt có kích thước lớn, thời gian lưu trú của hạt cũng ngắn hơn.


Hình 4. Ảnh hưởng của kích thước hạt đến quá trình đồng cháy

Hình 4 (a) cho thấy phân bố nhiệt độ trung bình các mặt cắt dọc theo chiều cao lò. Nhiệt độ khu vực đáy lò tăng dần khi kích thước hạt sinh khối tăng, do những hạt có kích thước lớn khó bắt cháy hơn những hạt kích thước nhỏ, nên có nhiều hạt sinh khối thâm nhập vào khu vực này mới cháy kiệt. Tuy nhiên, với sự thay đổi kích thước hạt sinh khối không ảnh hưởng nhiều đến phân bố nhiệt độ trong lò.

Kích thước hạt sinh khối càng bé thì càng thúc đẩy khả năng cháy kiệt của của các hạt nhiên liệu. Hình 4 (d) phân bố nồng độ trung bình của hạt DPM dọc theo chiều cao của lò. Quá trình đồng cháy với các hạt sinh khối kích thước bé 50µm, 100µm nồng độ DPM giảm nhanh ở vùng cháy kiệt. Hình 4 (c) nồng độ SOx phân bố dọc theo chiều cao lò, đối với các trường hợp đồng đốt đều cho kết quả nồng độ SOx thấp hơn so với than.



Hình 5. Ảnh hưởng của kích thước hạt đến phân bố nồng độ CO và HCN

Hình 4 (b) thể hiện sự phân bố nồng độ NOx trung bình dọc theo chiều cao lò. Tại khu vực cháy chính nồng độ CO và HCN của quá trình đồng cháy cao hơn so với quá trình cháy than. Hình 5 thể hiện ảnh hưởng của kích thước hạt sinh khối đến sự hình thành CO và HCN. Do quá trình thoát bốc và cháy nhanh của sinh khối làm tăng sự cạnh tranh O<sub>2</sub> tại khu vực vùng cháy, đồng thời hạn chế các phản ứng hình thành NOx theo cơ chế nhiệt ở đây.



### Hình 6. Kết quả đầu ra phụ thuộc vào kích thước hạt sinh khối

Hình 6 một số kết quả đầu ra với các kích thước hạt sinh khối khác nhau. Nhiệt độ đầu ra của các trường hợp đồng đốt chênh lệch không quá lớn so với trường hợp cháy than. Nhiệt độ phía đuôi lò có xu hướng tăng khi kích thước hạt sinh khối lớn. Kích thước hạt sinh khối càng bé sẽ giúp giảm nồng độ NOx đầu ra.

## 4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu bằng phương pháp mô phỏng CFD đã cho thấy ảnh hưởng của sinh khối gỗ nén đến quá trình cháy của than trong buồng đốt lò hơi ngọn lửa hình W.

Nhiên liệu sinh khối với hàm lượng chất bốc cao đã ảnh hưởng đến quá trình cháy của ngọn lửa trong buồng đốt, tăng các thành phần khí CO, HCN trong vùng cháy dẫn đến việc giảm nhiệt độ trung bình của khu vực này, đồng thời cũng là nguyên nhân làm giảm nồng độ NOx.

Nhiệt độ buồng đốt của quá trình đồng cháy phân bố dọc theo chiều cao của lò khá tương đồng với quá trình cháy than, cho thấy khả năng thay thế một phần than của sinh khối, và sự ổn định của buồng lửa.

Với các tỉ lệ sinh khối khác nhau 50µm, 100µm và 200µm. Kích thước hạt sinh khối càng nhỏ hiệu quả cháy càng tốt. Nồng độ hạt bụi DPM khi kích thước hạt sinh khối là 100µm và 50µm tại đầu ra của buồng đốt giảm 20,4% và 20,9%. Nồng độ NOx giảm lần lượt là 8,7% và 13,8%

#### Lời cảm ơn

Chúng tôi xin chân thành cảm ơn sự hỗ trợ kinh phí từ Tổng công ty phát điện 1(EVNGENCO1) và nhà máy nhiệt điện Nghi Sơn 1 đã giúp đỡ để thực hiện nội dung nghiên cứu này.

#### Tài liệu tham khảo

- [1]. Bhuiyan, A.A., et al., A review on thermo chemical characteristics of coal/biomass co firing in industrial furnace. *Journal of the Energy Institute*, 2018. **91**(1): p. 1 18.
- [2]. Roni, M.S., et al., Biomass co firing technology with policies, challenges, and opportunities: A global review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017. 78: p. 1089 1101.
- [3]. Marangwanda, G., D. Madyira, and T. Babarinde. Coal combustion models: A review. in Journal of Physics: *Conference Series*. 2019. IOP Publishing.
- [4]. Bhuiyan, A.A. and J. Naser, Thermal characterization of coal/straw combustion under air/oxy fuel conditions in a swirl stabilized furnace: A CFD modelling. *Applied Thermal Engineering*, 2016. **93**: p. 639 651.
- [5]. Chang, J., et al., CFD modeling of hydrodynamics, combustion and NOx emission in a tangentially fired pulverized coal boiler at low load operating conditions. 2021. 32(2): p. 290 303.
- [6]. Wijayapala, W. and S. Mudunkotuwa, Co firing of biomass with coal in pulverized coal fired boilers at Lakvijaya Power Plant: A case study. *Engineer: Journal of the Institution of Engineers, Sri Lanka*, 2016. **49**(3).
- [7]. Xie, J. j., et al., Emissions of SO2, NO and N2O in a circulating fluidized bed combustor during co firing coal and biomass. *Journal of Environmental Sciences*, 2007. **19**(1): p. 109 116.

## Research on the influence of biomass particle size on the combustion process of anthracite coal in a W - shaped boiler

#### Abstract:

Co - firing technology of biomass is increasingly preferred for coal - fired thermal power plants. Research on the possibility of using biomass fuels burning with coal in practical conditions at thermal power plants in Vietnam is very necessary. The W - shaped boiler 3D model is built for the calculation process. The fuel mixture with percentages of 20% biomass (thermal basis) with biomass particle sizes  $50\mu$ m, $100\mu$ m and  $200\mu$ m was specifically investigated by the CFD simulation method. Based on that, the temperature distribution, and the concentration of gas components of the co - combustion process of coal and biomass are determined and compared with the combustion process of coal. The results show that biomass particle size does not greatly affect the temperature distribution in the concentration of NOx emissions produced during the combustion process.

Keywords: CFD simulation, co - combustion process, W - shaped boiler.

## The Influence of Electrostatic Forces on the Resonance Frequency of the Accelerometer Sensor

Nguyen Van Cuong<sup>1\*</sup>, Bui Manh Cuong<sup>1</sup>, Phan Van Manh<sup>1</sup>, Chu Manh Hoang<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Le Quy Don Technical University <sup>2</sup>Hanoi University of Science and Technology \*E-mail: vancuonghvktqs1241990@gmail. com; Tel: 0395637808

#### Abstract

MEMS-based sensor technologies play an important role in shaping the future of smart sensing applications. This is primarily due to their compact size, low power consumption, and relatively affordable costs. In cases where the input acceleration is small, measuring the sensitivity of the sensor can be relatively challenging. Therefore, this article introduces a tuning method used to reduce the frequency of resonance and increase the amplitude of resonance to facilitate easier sensitivity measurements of the sensor.

Keywords: Accelerometer, sensitivity, squeeze film air damping, enhanced sensitivity, one - axis mems

#### **1. Introduction**

With the development of MEMS technology, many micro-sized products have been created, especially accelerometers [1]. Acceleration sensors are widely used across various industries, from handheld mobile devices to the aerospace industry. One application of sensors is in measuring and monitoring ground vibrations, with an acceleration value in the range of 0. 1g [2]. With such widespread use, enhancing the sensitivity of accelerometer sensors becomes a crucial concern. In this article, the author introduces a method to enhance the sensitivity of the sensor, thereby facilitating easier sensitivity measurements. This method is referred to as tuning. Tuning phenomenon in accelerometers involves adjusting the mechanical parameters of the sensor to increase sensitivity. This process often entails adjusting voltage or other parameters to alter the sensor so that it can respond more vigorously to small accelerative forces. The outcome of tuning typically results in increasing the oscillation amplitude of the sensor, making it capable of detecting and measuring smaller accelerations. However, the tuning phenomenon can also affect the natural resonant frequency of the system, causing it to decrease. This may alter the frequency response of the sensor and requires careful consideration between increasing sensitivity and maintaining the desired operating frequency [3]. The tuning mechanism also has drawbacks, such as the risk of pull-in phenomenon if tuning is performed with excessively high voltage. Therefore, it is necessary to carefully select the tuning voltage to ensure an increase in oscillation amplitude while avoiding the pull-in phenomenon.

#### 2. Model of one-axis MEMS accelerometer Mass (M) before and after tuning





Fig. 1. a) The sensor model with mass M before tuning and b) after tuning

Table 1. Parameters	of one-axis	MEMS	accelerometer	with mass	proof	° M
	-,				P	

Components	Parameters	Symbol	Values
Mass proof M	Length x Width x Height	$L \ge W \ge H$	3178 µm x 3178 µm x 20 µm
Comb fingers	Length x Width x Gap Distance x Number of Movable Fingers	$L_s \ge B \ge d_0 \ge N_s$	100 μm x 10 μm x 2 μm x 400
	Applied Voltage	$V_s$	0. 5 V

The spring constant of the four-fold spring system according to Y - axis as described in Figure 2 and is calculated by [4].

$$K = \frac{48E \cdot l_{z,b} \left[ 3\tilde{l}_{ka} + 2l_{kb} \right]}{2 \cdot l_{kb}^2 \left( 12 \cdot \tilde{l}_{ka}^2 + 12\tilde{l}_{ka} \cdot l_{kb} + 2l_{kb}^2 \right)}$$
(1)

Where:

 $I_{z,a} = \frac{h.w_{ka}^3}{12}$ ;  $I_{z,b} = \frac{h.w_{kb}^3}{12}$ ;  $\tilde{l}_{ka} = \frac{I_{z,b}}{I_{z,a}}$ .  $l_{ka}$ ; Young's Modulus of Silicon E=168.9 GPa



Fig. 2. Dimensions of a single - folded spring Table 2. Dimensions of a single - folded spring in case of K

Parameters	Symbol	Values
Thickness of the folded- spring	h	20µm
The length of one beam	l <sub>kb</sub>	105µm
The width of one beam	W <sub>kb</sub>	15 µm
The width of connection beam	W <sub>ka</sub>	26 µm
The length of connection beam	l <sub>ka</sub>	26μm
Spring constant of four-fold spring	K	16246 N/m

106

Equations of motion for oscillation before tuning[5]:

 $M\ddot{x} + C_{total} \dot{x} + K. x = M. a. \sin(\omega t)$ 

In which: *M* is the mass's weight;  $C_{total}$  is damping coefficient of Mass Proof *M*; *a*.  $sin(\omega t)$  is the acceleration acting on the mass. By solving the equation above, the amplitude of the oscillation is:

$$X = \frac{M.a}{K.\sqrt{\left(2.\zeta,\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2 + \left(1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2\right)^2}}$$
(2)

Table 3. Parameters for tuning K

Parameters	Symbol for tuning K	Values for tuning K
Finger length	$l_t$	100µm
Finger width	Wt	20µm
Gap distance between figures	$d_t$	3µm
Number of movable figures	$N_t$	200
Applied Voltage	V <sub>t</sub>	104 (V)
Pull in Voltage	$V_{t1\_pullin}$	191.5(V)
Spring constant before tuning	K	16246 N/m
Spring constant after tuning	K'	14790 N/m

Equations of motion for oscillation after tuning

$$M\ddot{x} + C_{total} \dot{x} + K \cdot x - F_{electric} = M \cdot a \cdot \sin(\omega t)$$
(3)

In general, when x is significantly smaller than  $d_t$ 

$$F_{electric} = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}{(d_t - x)^2} \cdot V_t^2 \approx \frac{1}{2} \frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}{d_t^2} \cdot V_t^2 \left(1 + \frac{2 \cdot x}{d_t}\right)$$

$$= \frac{1}{2} \frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}{d_t^2} \cdot V_t^2 + \frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t \cdot x}{d_t^3} \cdot V_t^2$$
(4)

In which the components  $\frac{\varepsilon l_t . w_t . N_t . x}{d_t^3} . V_t^2$  play a role in reducing the stiffness of the spring *K* and the components  $\frac{1}{2} \frac{\varepsilon . l_t . w_t . N_t}{d_t^2} . V_t^2$  are responsible for generating the initial displacement of the proof Mass.

Calculations regarding capacitance: When there is a displacement x, the initial capacitance of the electrodes changes as follows[6,7]:

$$C_1 = N_s \cdot \frac{\varepsilon \cdot L_s \cdot B}{d_0 + x} = N_s \cdot \frac{\varepsilon \cdot L_s \cdot B}{d_0 (1 + \frac{x}{d_0})}; \quad C_2 = N_s \cdot \frac{\varepsilon \cdot L_s \cdot B}{d_0 - x} = N_s \cdot \frac{\varepsilon \cdot L_s \cdot B}{d_0 (1 - \frac{x}{d_0})}$$

The differential capacitance change  $\Delta C$  is:

$$\Delta C = C_1 - C_2 = \frac{2 \cdot \epsilon \cdot L_s \cdot B \cdot N_s}{d_0^2} \cdot \frac{x}{1 - \left(\frac{x}{d_0}\right)^2}$$
(5)

#### 3. The theoretical basis of tuning



Fig. 3. A parallel plate example for tuning

Suppose that the displacement of the mass is x. Due to the joint action of the electrostatic force and the elastic force, the condition of force balance is [8].

$$F = F_e + F_k = 0$$

where  $F_e$  is the electrostatic force and  $F_k = -kx$  is the elastic recovery force. The balanced displacement is determined by:

$$\frac{A.\,\varepsilon.\,V^2}{2.\,(d-x)^2} - kx = 0 \tag{6}$$

In which:  $\varepsilon$  is the dielectric constant of air; *A*: Area of the plate. From the mathematical condition for a stable state  $\frac{d_F}{d_x} < 0$ , we have:

$$\frac{A.\,\varepsilon.\,V^2}{(d-x)^3} - k < 0$$

From above equation, we have:

$$x < \frac{d}{3}$$

This means that the balanced displacement is stable when the balanced position of the plate is less than one third of its original distance from the fixed electrode. This condition is equivalent to applying a voltage that is less than

$$V_{pull-in} = \sqrt{\frac{8}{27} \frac{k.\,d^3}{A.\,\varepsilon}} \tag{7}$$

Once the mass is pulled-in, it would not be released until the voltage is taken away completely (V=0). When  $x \ll d$ 

$$F_{e} = \frac{1}{2} \frac{\epsilon \cdot A}{(d-x)^{2}} V^{2} \approx \frac{1}{2} \frac{\epsilon \cdot A}{d^{2}} V^{2} \left(1 + \frac{2 \cdot x}{d}\right)$$
$$= \frac{1}{2} \frac{\epsilon \cdot A}{d^{2}} V^{2} + \frac{\epsilon \cdot A \cdot x}{d^{3}} V^{2}$$
(8)

In which: The component  $\frac{\varepsilon A.x}{d^3}V^2$  serves to reduce the stiffness of the spring. Therefore, the stiffness of the system after tuning is:  $k - \frac{\varepsilon A}{d^3}V^2$ . The component  $\frac{1}{2}\frac{\varepsilon A}{d^2}V^2$  contributes to creating the initial amplitude of the system. Therefore, the initial amplitude of the system is given by:

$$\frac{\frac{1}{2}\frac{\varepsilon.A}{d^2}V^2}{k - \frac{\varepsilon.A}{d^3}V^2}$$

#### 4. Results and Discussion

#### 4. 1 Results of one-axis MEMS accelerometer with mass proof M before tuning

Looking at the Figure 4 below, it is evident that with a damping coefficient of  $2.3 \times 10^{-4}$  Ns/m the amplitude of the proof mass reaches its maximum at 0. 0106µm when frequency is  $2.9592 \times 10^{4}$  (Hz). Therefore, resonance frequency at the resonant position:  $f_0 = 2.9592 \times 10^{4}$  (Hz)



*Fig. 4. Amplitude of the oscillation for mass M before tuning* - Sensitivity of the sensor in the case of a single mass



Fig. 5. Differential capacitance according to different values of comb finger gap

Looking at the Figure 5, we observe a linear relationship between  $\Delta C$  and acceleration (a). When a = 0. 1g,  $\Delta C$  is approximately 0.02 pF. This value is relatively small and challenging to measure

#### 4. 2 Results of one-axis MEMS accelerometer with mass proof M after tuning

- Tuning for K

Starting from solving the equation :

$$K - \frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}{d_t^3} \cdot V_t^2 = K'$$

$$\frac{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}{d_t^3} \cdot V_1^2 = K - K'$$

$$V_t^2 = d_t^3 \frac{K - K'}{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}$$

$$V_t = \sqrt{d_t^3 \frac{K - K'}{\varepsilon \cdot l_t \cdot w_t \cdot N_t}} = 104 \text{ (V)}$$
(9)

Pull-in voltage:

$$V_{t\_pullin} = \sqrt{\frac{8}{27} \frac{K.d_t^3}{\varepsilon. l_t . w_t. N_t}} \approx 191.5(V)$$



Fig. 6. The spring constant K corresponds to different cases of Comb Finger Gap tuning

Observing the Figure 6, we can see that as the Comb Finger Gap tuning increases,  $V_{t\_pullin}$  also increases. For the case of  $d_t = 3 \,\mu\text{m}$ ,  $V_{t\_pullin}$  is 191. 5 V, and the applied voltage value is 104 V. In this scenario, we decrease K from 16246 N/m to 14790 N/m.



Fig. 7. Amplitude of the oscillation for mass M after tuning

Looking at the Figure 7, it is evident that with a damping coefficient of  $2.9 \times 10^{-4}$  Ns/m the amplitude of the proof mass reaches its maximum at 0. 1562 µm when frequency is  $2.8235 \times 10^{4}$  (Hz). Therefore, resonance frequency at the resonant position:  $f_0 = 2.8235 \times 10^{4}$  (Hz)



Fig. 8. Differential capacitance according to different values of comb finger gap

Looking at the Figure 8, we observe a linear relationship between  $\Delta C$  and acceleration (*a*). When a = 0.1g,  $\Delta C$  is approximately 0.25 pF. Looking at the diagram, we can observe that  $\Delta C$ , after tuning, is nearly 10 times greater compared to before tuning case

#### 5. Conclusion

Thus, through the tuning process, we have significantly improved the oscillation amplitude of the sensor. The amplitude before tuning was 0.  $011\mu$ m, and after tuning, the amplitude increased to 0.  $1562\mu$ m. Therefore, the amplitude increased nearly 15 times. With the oscillation amplitude of the sensor increasing like this before and after tuning, the sensitivity of the sensor has also been significantly improved. The sensitivity before tuning was 0. 02pF, and after tuning, the sensitivity is 0. 25pF. Thus, the sensitivity of the sensor increased nearly 13 times compared to before tuning.

#### References

- [1]. J. M. Huang, K. M. Liew, C. H. Wong, S. Rajendran, M. J. Tan, and A. Q. Liu. (2001). Sensors and Actuators A: Physical, Vol, pp. 273-285.
- [2]. H. Kaplan, H. Bilgin, S. Yilmaz, H. Binici, and A. Oztas . (2010). *Natural Hazardsand EarthSystem Science*, pp. 499-507.
- [3]. K. Kouki, K. Shunya, T. Hiroshi and S. Kenichiro (2019). *Journal of Micromechanics and Microengineering*, Vol29, Number 12
- [4]. Peng Qu and Hongwei Qu. (2013). Sensors, pp. 5720-5736.
- [5]. B. D. Pant, L. Dhakar, P. J. George, S. Ahmad. (2009). Sensors & Transducers, pp. 109.
- [6]. T. Q. Trinh, L. Q. Nguyen , D. V. Dao , H. M. Chu, H. N. Vu. (2013). Microsyst Technol.
- [7]. M. N. Nguyen, L. Q. Nguyen, H. M. Chu, H. N. Vu. (2019). Journal of Mechanical Engineering and Sciences, pp. 5334 -5346.
- [8]. Minhang Bao. (2005). Analysis and Design Principles of MEMS Devices, pp. 118-159.

# Ảnh hưởng của lực điện tĩnh đối với tần số dao động của cảm biến gia tốc Nguyen Van Cuong<sup>1\*</sup>, Bui Manh Cuong<sup>1</sup>, Phan Van Manh<sup>1</sup>, Chu Manh Hoang<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Học Viện Kỹ Thuật Quân Sự
 <sup>2</sup>Đại học Bách Khoa Hà Nội
 \*E-mail: vancuonghvktqs1241990@gmail.com; Tel: 0395637808

## Tóm tắt:

Công nghệ cảm biến dựa trên MEMS đóng vai trò quan trọng trong việc định hình tương lai của các ứng dụng cảm biến thông minh. Điều này chủ yếu là do kích thước nhỏ gọn, tiêu thụ điện năng thấp và chi phí tương đối phải chăng của chúng. Trong những trường hợp mà gia tốc độ vào là nhỏ, việc đo độ nhạy của cảm biến có thể khá thách thức. Do đó, bài báo này giới thiệu một phương pháp điều chỉnh được sử dụng để giảm tần số dao động và tăng biên độ dao động để thuận tiện hon trong việc đo độ nhạy của cảm biến.

**Từ khóa:** Cảm biến gia tốc, độ nhạy, hệ số cản không khí, độ nhạy tăng cường, cảm biến MEMS một trục.

## Tổng quan gia công tia lửa điện có trộn bột dẫn điện

Nguyễn Trường Giang<sup>1,3\*</sup>, Đỗ Mạnh Tùng<sup>1</sup>, Lê Văn Tạo<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup>Trung tâm Công nghệ, Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>3</sup>Trung tâm Công nghệ cơ khí chính xác, Viện Khoa học và Công nghệ quân sự Email: giangckcx@gmail.com; Tel:0973858393

## Tóm tắt

Sự xuất hiện của phương pháp gia công tia lửa điện (EDM) như một giải pháp thiết thực hỗ trợ cho việc xử lý các vật liệu tiên tiến, bao gồm cả siêu hợp kim, ví dụ Ti6Al4V, Inconel 718 và Hastelloy. Một số nhược điểm chính của quy trình EDM đã được khắc phục bằng phiên bản nâng cao của nó là gia công tia lửa điện có trộn bột dẫn điện (PMEDM). Quá trình chuyển đổi từ EDM sang PMEDM cho đến nay vẫn chưa có kết thúc, vì sự hiểu biết toàn diện về PMEDM như động lực học của quy trình, vai trò của bột được thêm vào (dựa trên loại và đặc tính của chúng), tiềm năng hoạt động như một kỹ thuật sửa đổi bề mặt, những hạn chế và khả năng cải tiến trong tương lai, vẫn chưa thực sự rõ ràng. Do đó, bài báo này đóng góp một cái nhìn bao quát về cơ chế của quy trình EDM và PMEDM, tác dụng/tác động của bột được thêm vào trong chất điện môi đối với hiệu suất và đặc tính của quy trình (PMEDM).

Từ khóa: EDM; PMEDM; bột dẫn điện

#### 1. Giới thiệu

Gia công tia lửa điện (EDM) chủ yếu được sử dụng để gia công kim loại có độ cứng cao và/hoặc kim loại khó cắt, ví dụ SKH54, hợp kim Ti6Al4V, SKD61. Tuy nhiên, quy trình EDM thường có tỷ lệ loại bỏ vật liệu thấp và chất lượng bề mặt thấp. Để nâng cao năng suất và chất lượng của bề mặt gia công trong EDM, bột dẫn điện thường được trộn vào chất lỏng điện môi của quy trình EDM. Quy trình EDM như vậy còn được đặt tên là quy trình gia công tia lửa điện có trộn bột dẫn điện (PMEDM). PMEDM đã cải tiến quá trình phóng tia lửa điện. Sự tham gia của bột dẫn điện trong quá trình phóng điện giữa dụng cụ và chi tiết gia công [1], [2]. Ở điều kiện nhiệt độ cao, các electron tự do trong hạt bột dẫn điện môi đã hỗ trợ hình thành tia lửa từ khoảng cách xa hơn và do đó đã mở rộng khoảng cách phóng điện [3], [4]. Ngoài ra, tia lửa điện đồng đều hơn và kênh phóng điện được mở rộng. Năng lượng phóng tia lửa điện trở nên nông hơn [5]. Do đó, quá trình phóng tia lửa điện trở nên nông hơn [6] - [9].

Với những điều trên, tác giả thấy cần xem xét các cơ chế, khả năng xử lý và tiềm năng trong tương lai của EDM và PMEDM. Công việc nhấn mạnh vào các điểm nổi bật chi tiết dưới đây:

 Hiểu cơ chế của quy trình EDM và PMEDM (quá trình động học, tác động của chất điện môi và cơ chế loại bỏ vật liệu).

• Xem xét vai trò của bột dẫn điện trong PMEDM.

• Tìm hiểu về khả năng sửa đổi bề mặt phôi gia công thông qua quy trình PMEDM.

 Diễn giải những thách thức liên quan đến quá trình thương mại hóa/công nghiệp hóa quy trình PMEDM. • Đánh giá tiềm năng của EDM/PMEDM trong tương lai.

## 2. Gia công tia lửa điện truyền thống (EDM)

## 2.1. Cơ chế gia công của EDM

EDM là một dạng của gia công tia lửa điện và được đặc trưng bởi quy trình gia công không tiếp xúc của nó. Nó loại bỏ các vật liệu bằng cách bắn phá phôi bằng các tia lửa điện nhanh, liên tiếp từ các máy phát xung điện và làm sạch các phoi vụn bằng chất lỏng điện môi chảy giữa các khoảng trống điện cực [10]. Điều quan trọng cần lưu ý là việc tạo ra tia lửa điện và loại bỏ các vật liệu nóng chảy là ngẫu nhiên. Điện áp trong khe hở không thể duy trì ở mức đồng đều [11]. Môi trường điện môi được sử dụng cho hiện tượng tia lửa điện giữa khe hở giữa các điện cực. Chất điện môi được chia thành ba loại lớn: hydrocacbon, khí và nước. Các chất điện môi này thực hiện bốn hoạt động quan trọng trong quy trình EDM, đó là: cách điện, ion hóa, loại bỏ phoi vụn khỏi phôi và làm mát phôi gia công [12], [13].



Hình 1. Sơ đồ quy trình gia công tia lửa điện.

Quy trình làm việc của EDM được giải thích bằng ba giai đoạn [14]: Trong giai đoạn đầu, một điện trường được tạo ra, điện trường này đạt cường độ cao nhất ở khu vực mà bề mặt của các điện cực gần nhau nhất. Giai đoạn thứ hai bao gồm sự phát triển của kênh plasma trong môi trường điện môi. Plasma tiếp tục tạo thành tia lửa điện kéo dài trong vài phần triệu giây. Khi quá trình tia lửa điện kết thúc, kênh plasma nhanh chóng khử ion. Tuy nhiên, các bong bóng khí ở lại vị trí của chúng khá lâu. Sơ đồ chi tiết của ba giai đoạn này được trình bày trong hình 2.



Hình 2. Ba giai đoạn của quy trình EDM (phỏng theo Joshi và Joshi [15]): trước đánh lửa (a), đánh lửa (b), plasma (c), giai đoạn phóng (d) và giai đoạn xả (e)

Trong EDM, cả hai điện cực (cực dương và cực âm) được đặt trong môi trường điện môi, môi trường này được phân tách bằng một khe hở nhỏ khoảng từ 10 đến 100  $\mu$ m [13]. Ngoài ra, bằng cách đặt một điện áp khoảng 200V giữa hai điện cực, một tia lửa điện có kiểm soát được tạo ra khi khoảng cách giữa các điện cực là nhỏ nhất [16]. Tia lửa điện được tạo ra khi điện áp tảnh thủng trong môi trường điện môi, làm cho điện áp giảm từ 25 đến 30 V, được gọi là điện áp tia lửa điện và dòng điện.

Các electron bắt đầu chuyển động giữa các điện cực, xuất phát từ cực âm và di chuyển đến cực dương, làm ion hóa môi trường điện môi, dẫn đến sự hình thành kênh plasma. Quá trình này tạo ra nhiệt độ cao trong kênh plasma, kích thích sự nóng chảy và bay hơi của phôi. Khi một tia lửa được tạo ra trong khu vực giữa các điện cực, tiếp theo là sự gia tăng áp suất và nhiệt độ, dẫn đến sự gia tăng nhiệt độ của vật liệu và điện cực. Vật liệu nóng chảy được giữ ở vị trí của nó do áp suất plasma cao được phát triển ban đầu [17], [18]. Khi thời gian đánh lửa kết thúc, tia lửa sẽ tắt. Để tránh làm nóng quá mức, dòng điện chạy qua không liên tục trong một khoảng thời gian nhỏ (micro giây) [19]. Sau khi tia lửa điện tắt, chất lỏng điện môi quay trở lại để lấp đầy khoảng trống được tạo ra giữa các điện cực. Sự chuyển động nhanh và mạnh của chất lỏng điện môi dẫn đến sự phun ra dữ dội của vật liệu nóng chảy. Do đó, điều này tạo thành các miệng núi lửa nhỏ tại vị trí loại bỏ vật liệu. Quá trình EDM không phụ thuộc vào vật liệu phôi do không có tiếp xúc vật lý giữa các điện cực [20].

Điện cực đóng một vai trò nổi bật vì nó quyết định độ nhám bề mặt của vật liệu gia công. Người ta quan sát thấy rằng điện cực dương tạo ra bề mặt mịn hơn. Điều này được giải thích là do điểm phóng điện và chuyển động của các electron. Khi dụng cụ ở trạng thái âm và phôi ở trạng thái dương, một lượng rất nhỏ vật liệu sẽ di chuyển từ dụng cụ sang phôi để tạo ra bề mặt mịn hơn. Tuy nhiên, khi dụng cụ được tạo thành cực dương, sự phóng điện tạo ra các hạt liên kết ít chắc chắn hơn, sau đó rơi xuống bề mặt chi tiết để tạo ra bề mặt nhám. Vì quá trình EDM phụ thuộc vào dòng điện và sự va chạm của chúng với nhau cũng như với môi trường; do đó bản chất của môi trường điện môi cũng đóng một vai trò quan trọng trong việc xác định tính chất của bề mặt gia công cuối cùng. Các thí nghiệm được thực hiện bởi Niamat và cộng sự [21] và Kumar [22] với nước cất và dầu hỏa cho thấy khả năng bóc tách vật liệu (MRR) đối với chất điện môi dầu hỏa cao hơn so với nước cất do hồ quang điện diễn ra trong nước cất. Nó cũng cho thấy tốc độ mài mòn điện cực (TWR) thấp hơn trong trường hợp dầu hỏa do sự hình thành carbon trên điện cực. EDM của thép trong môi trường điện môi hydrocacbon tạo ra một lớp màu trắng được hình thành làm tăng hàm lượng cacbon nhiều hơn vật liệu gốc. Do đó, khả năng chống ăn mòn của phôi được gia công tăng lên.

## 2.2. Hạn chế của EDM

EDM là một quy trình có hiệu quả gia công thấp và độ hoàn thiện bề mặt kém. Zhao và cộng sự đã đề cập rằng mặc dù EDM có tiềm năng tạo ra các hình dạng có độ phức tạp cao, nhưng ứng dụng này bị hạn chế do hiệu quả gia công không đạt tiêu chuẩn và độ hoàn thiện bề mặt kém [23], [24]. Khoảng cách nhỏ giữa các điện cực làm phát sinh hiệu ứng điện dung. Hiệu ứng này tăng theo diện tích điện cực và gây ra sự xáo trộn trong quá trình phóng điện. Dòng điện cực đại cao hơn so với dòng điện được xác định trước trên bộ tạo phóng điện bắt nguồn từ hiệu ứng điện dung và tạo ra các miệng núi lửa sâu hơn [25]. Do hiệu ứng điện dung,

độ nhám bề mặt cao hơn bắt nguồn do đường kính miệng núi lửa, độ sâu và vật liệu nóng chảy thoát ra tăng lên [26]. Hạn chế của EDM còn bao gồm thời gian thực hiện lâu và năng suất thấp. Do sự phức tạp của EDM liên quan đến hồ quang tia lửa điện, điều kiện đầu ra và môi trường điện môi, các nhà nghiên cứu đang tập trung vào nghiên cứu tia lửa điện và các hiện tượng hình thành miệng núi lửa liên quan khác để cải thiện khả năng hoàn thiện quy trình cùng với năng suất của nó [15], [27].

Về mặt nhiệt, quy trình EDM phải đối mặt với một rào cản khác, vì một loạt quá trình làm nóng và làm mát nhanh chóng đã làm tăng thêm độ phức tạp của quy trình vật lý. Các tham số xử lý như thời gian mở xung, thời gian tắt xung và tốc độ nạp phải được tính toán cẩn thận để thu được kết quả tốt hơn. Các bề mặt được tạo ra bằng quy trình EDM có nhiều khuyết tật bao gồm các lỗ rỗng, các lớp trắng dày đặc, các vết nứt tế vi và các vùng bị ảnh hưởng nhiệt[19], [28]. Lớp đúc lại làm phức tạp thêm quy trình [29]. Độ dẫn điện của vật liệu cũng là một hạn chế của quy trình EDM. Vật liệu gia công phải có tính dẫn điện >1 S/m [30]. Khả năng bóc tách vật liệu thấp cùng với tốc độ mài mòn dụng cụ cao và độ hoàn thiện bề mặt kém của các bộ phận gia công là những hạn chế.

### 3. Gia công tia lửa điện có trộn bột dẫn điện (PMEDM)

Để giải quyết những hạn chế của quy trình EDM đã nói ở trên, các kỹ thuật tương đối mới đã được phát triển để cải thiện hiệu suất và độ hoàn thiện bề mặt của quy trình EDM [31], [32]. Việc đưa hạt/bột nhỏ (dẫn điện hoặc bán dẫn) vào chất điện môi đã tạo ra EDM có trộn bột dẫn điện (PMEDM) [33], [34]. Sự kết hợp của bột trong môi trường điện môi ảnh hưởng đáng kể đến hiệu suất của quy trình EDM. Bản chất dẫn điện của bột được sử dụng trong quy trình làm giảm tính chất cách điện của chất điện môi và tăng cường độ tia lửa điện. MRR và độ hoàn thiện bề mặt được cải thiện nhờ tính ổn định của quy trình. Người ta thấy rằng với khả năng khử ion thấp của điện môi tinh khiết và sự có mặt của quá nhiều phoi vụn giữa các khe hở thì sự phóng điện hồ quang diễn ra thường xuyên hơn. Điều này đã được khắc phục bằng cách đưa bột vào chất điện môi, giúp cải thiện độ hoàn thiện bề mặt, tốc độ gia công và độ cứng bề mặt [35].



#### Hình 3. Sơ đồ quy trình PMEDM

Trong PMEDM, các hạt bột lơ lửng trong chất điện môi làm giảm đáng kể độ bền đánh thủng của dung dịch điện môi, thuận lợi cho sự xuất hiện của dòng phóng điện thứ cấp. Điều

này dẫn đến sự phân nhánh nhiều hướng của kênh phóng điện [36]. Nhiệt độ và áp suất cao phát triển trong khe hở giữa các điện cực tại các vùng tác động của xung điện. Nhiệt độ cao dẫn đến sự nóng chảy của vật liệu điện cực thổi vào chất lỏng điện môi khi sự phóng điện nhanh chóng ngừng lại, tăng dần theo các khoảng thời gian đều đặn. Do đó, làm cho các hạt bột được làm nóng ở gần kênh phóng điện nhất tăng tốc qua bể kim loại nóng chảy. Sự phân cực của các hạt bột để tạo thành các cấu trúc giống như chuỗi, cải thiện sự di chuyển của điện tử và do đó nâng cao khả năng phóng điện thứ cấp. Vật liệu nóng chảy hòa vào chất điện môi trải qua quá trình hóa rắn tức thời để tạo thành các mảnh vụn, mảnh vụn này sẽ bị mang đi bởi tác động xả của chất lỏng điện môi [37]. Dựa trên hiệu quả nung chảy, vật liệu có thể được đông cứng lại trên bề mặt đã gia công để tạo thành một tấm film hợp kim phụ, thường được gọi là lớp đúc lại (RL, lớp trắng/lớp đúc lại). Nó thường bao gồm vật liệu di chuyển từ các điện cực và chất lỏng điện môi (sản phẩm phụ của sự phân hủy điện môi và các chất phụ gia). Dựa trên điều kiện môi trường và ái lực hóa học của vật liệu điện cực, các hợp chất mới (cacbua, oxit, v.v.) có thể hình thành, có thể tạo ra các đặc tính độc đáo cho bề mặt vật liệu nền. Các thiết kế sơ đồ cơ bản và thiết lập thử nghiệm cho PMEDM như trong hình 3.

Ban đầu, trọng tâm của phương pháp thông qua việc bổ sung các hạt bột lơ lửng trong chất điện môi, là để cải thiện hiệu suất của gia công EDM về độ nhám của các bề mặt được phát triển, MRR và TWR. Sau đó, người ta đã nhận ra rằng quy trình này có thể được sử dụng như một kỹ thuật biến đổi bề mặt để tạo ra các đặc tính độc đáo cho bề mặt vật liệu [38], [39]. Tác giả Lê Văn Tạo trong [40] đã chỉ ra rằng độ nhám bề mặt phôi giảm 57,984%, hình thái bề mặt được cải thiện (bề mặt nhẵn, ít vết nứt tế vi) và độ cứng tế vi lớp bề mặt của phôi tăng tới 129,167% so với quy trình EDM thông thường đối với thép SKD61 khi sử dụng bột cacbua vonfram, kết hợp với các thông số công nghệ hợp lý.

Độ bền đánh thủng của chất điện môi bị giảm mạnh dẫn đến xảy ra hiện tượng phóng điện (với mật độ năng lượng thấp hơn) ở các khoảng cách điện cực lớn hơn. Các profile bề mặt được tạo ra thông qua việc phóng điện nhiều lần của các miệng núi lửa như vậy, dẫn đến giảm độ nhám trên các bề mặt được gia công [41]. Hình 4 và hình 5 cho thấy sự khác biệt về sự xuất hiện của tia lửa điện và ảnh hưởng tương ứng của chúng đối với hình thái học của các miệng núi lửa đã phát triển trong EDM và PMEDM (trong một xung).



Hình 4: Cơ chế loại bỏ vật liệu trong một xung của EDM (a) và PMEDM (b)



Hình 5: Cơ chế loại bỏ vật liệu khi không có bột (a) và khi có bột (b) [42].

#### 4. Những thách thức trong thương mại hóa quy trình PMEDM

Quá trình chuyển đổi từ EDM sang PMEDM vẫn là một quá trình kết thúc mở. Mặc dù có những lợi thế to lớn, tuy nhiên việc thương mại hóa/công nghiệp hóa kỹ thuật PMEDM chỉ có thể được thực hiện nếu có thể giải quyết toàn diện các vấn đề sau:

- Tái sử dụng và độ bền của bột: các chất phụ gia dạng bột riêng biệt (micro/nano) được trộn vào chất điện môi phải được mua với số lượng lớn tùy thuộc vào kích thước/hình dạng của vật liệu gia công. Khả năng tái sử dụng và độ bền của chúng bị hạn chế khi sử dụng liên tục vì chúng có thể bị biến đổi hóa học trong quá trình nhiệt phân.

- Tách bột và phoi vụn: trong PMEDM, một lượng lớn phoi vụn được hình thành thông qua quá trình ăn mòn. Chúng có thể trộn lẫn với bột được thêm vào và tham gia vào cơ chế loại bỏ vật liệu. Các nhà nghiên cứu đã sử dụng bộ lọc từ tính (bên trong và bên ngoài) để loại bỏ những mảnh phoi vụn như vậy. Tuy nhiên, nó chỉ có thể thực tế trong trường hợp khi vật liệu của dụng cụ/phôi gia công có đặc tính từ tính.

- Hệ thống tuần hoàn: đối với các thiết lập PMEDM trong đó sự trộn lẫn của chất điện môi và bột xảy ra bên ngoài, điều cần thiết là ngăn ngừa sự tắc nghẽn/lắng (của bột) tại các vị trí gấp khúc, khớp nối của đường cấp bột. Khoảng cách giữa bể trộn bột và bể gia công phải ngắn nhất, đồng thời tránh nhiều chỗ uốn cong và mối nối có thể giúp đạt được hiệu quả quy trình tối đa.

- Sự lắng đọng của bột: việc lựa chọn và sử dụng các loại bột riêng biệt thường dựa trên kết quả dự kiến. Trong quá trình chuyển động, bột dẫn điện có thể bị lắng xuống đáy bể gia công hoặc trên bề mặt vật liệu gia công. Bên cạnh đó, các hạt bột có kích thước lớn hơn có xu hướng lắng đọng nhiều hơn. Khuấy từ và khuấy siêu âm là những kỹ thuật phổ biến được sử dụng rộng rãi để giải quyết vấn đề này. Tuy nhiên, trong sản xuất công nghiệp, nơi quy trình phải liên tục trong thời gian dài đòi hỏi cần có các giải pháp tốt hơn.

- Loại chất điện môi: việc lựa chọn chất điện môi là một mối quan tâm chính khác. Sự hiểu biết toàn diện về các tính chất vật lý và hóa học của chất điện môi và bột là điều cần thiết.

Khả năng hình thành các hợp chất không mong muốn thông qua quá trình nhiệt phân phải được xem xét thích hợp.

- Thời gian gia công: trong quá trình nghiên cứu và phát triển thì quy trình PMEDM được thực hiện trong thời gian ngắn. Do đó, các kết luận rút ra có thể không đầy đủ hoặc không tương thích trong trường hợp sản xuất công nghiệp khi mà quy trình diễn ra trong thời gian dài hơn.

- Chi phí hiệu quả: tính không thể tái sử dụng của bột đòi hỏi phải thay thế chất điện môi và chất phụ gia sau mỗi lần thử nghiệm. Các loại bột vi mô/nano đắt tiền và có nhu cầu cao trên thị trường. Do đó, việc thực hiện quy trình PMEDM cho các ứng dụng rộng rãi có liên quan đòi hỏi chi phí cao.

- Vấn đề môi trường: việc sản xuất một lượng lớn chất điện môi và việc xử lý chúng là một vấn đề lớn. Các hóa chất có thể làm hỏng hệ sinh thái. Bên cạnh đó, người vận hành tiếp xúc với khí thải độc hại trong quá trình gia công/xử lý thông qua quy trình PMEDM. Quá trình nhiệt phân diễn ra với sự có mặt của nhiều loại hóa chất khác nhau, do đó khí độc được tạo ra, dần dần có thể dẫn đến các vấn đề sức khỏe nghiêm trọng.

## 5. Kết luận

## Ý nghĩa trong thời đại hiện nay

- PMEDM đang được sử dụng rộng rãi trong lĩnh vực hàng không vũ trụ, ô tô và y tế. Sự hình thành của lớp đúc lại và các lớp chống ăn mòn rất hữu ích trong các lĩnh vực này.

- Khuôn hiện đang được chế tạo với độ chính xác cao hơn nhờ việc bổ sung bột trong môi trường điện môi.

- Trong các ứng dụng y sinh, PMEDM được sử dụng rộng rãi để tạo thành các lớp titan trên mô cấy.

- Xu hướng thay đổi từ gia công vi mô sang gia công nano được hỗ trợ bởi các công cụ mới được sử dụng trong PMEDM. Điều này cho thấy rằng PMEDM có ứng dụng rộng rãi trong việc gia công các bộ phận phức tạp.

## Những kết quả quan trọng

- Dòng điện cực đại, nồng độ bột và thời gian phát xung là các thông số quy trình có ảnh hưởng nhất.

- Có sự giảm đáng kể độ nhám bề mặt khi bổ sung bột. Việc đưa bột vào chất điện môi làm tăng đáng kể khả năng bóc tách vật liệu và giảm tốc độ mài mòn của dụng cụ.

 Các hiện tượng quan trọng như mở rộng kênh phóng điện, tăng khe hở phòng điện và hình thành các miệng miệng núi lửa nông hơn làm tăng khả năng bóc tách vật liệu và giảm độ nhám bề mặt.

- Các kỹ thuật lập mô hình và tối ưu hóa như Taguchi, ANOVA và GRA đóng một vai trò quan trọng trong việc xác định giá trị tối ưu cho các thông số quy trình và thông số hiệu suất.

- Trong PMEDM, hiệu ứng điện dung và hiệu ứng bắc cầu ảnh hưởng đáng kể đến quá trình. Sự cân bằng giữa các tham số quá trình được coi là một trong những khó khăn lớn nhất đối với các nhà nghiên cứu.

- Việc bổ sung PMEDM đã khắc phục các hạn chế của EDM như độ hoàn thiện bề mặt kém, khả năng bóc tách vật liệu thấp và tỷ lệ mòn dụng cụ cao. Điều này đã chứng minh PMEDM là một quy trình quan trọng.

- Phân cực là một tham số quá trình quan trọng vì nó xác định chuyển động của các electron.

- Nhôm, Graphite và Silicon là ba loại bột được sử dụng nhiều nhất trong PMEDM.

- AISI, hợp kim Titan và hợp kim Inconel là những vật liệu phôi được sử dụng thường xuyên nhất.

- Độ dẫn của bột đóng một vai trò quan trọng trong việc thay đổi plasma phóng điện trong PMEDM. Bột dẫn điện được quan sát là có tốc độ gia công tăng nhưng ngoài ra còn gây ra sự suy giảm chất lượng bề mặt sau đó. Điều này là do hiệu ứng bắc cầu cao hơn.

- Trong các loại bột bán dẫn như SiC, người ta quan sát thấy sự cân bằng đầy đủ giữa tốc độ gia công và chất lượng bề mặt. Các vật liệu không dẫn điện, chẳng hạn như Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> có ảnh hưởng nhỏ hoặc không đáng kể đến hiệu suất gia công.

## Phạm vi trong tương lai

- Nghiên cứu mới có thể được thực hiện trên các dụng cụ được phủ và nghiên cứu so sánh của chúng. Các điện cực hỗn hợp như vậy sẽ thúc đẩy nghiên cứu.

- PMEDM kết hợp với gia công laser và gia công siêu âm vẫn chưa được khám phá chi tiết. Không có nhiều tài liệu có sẵn trong lĩnh vực này.

- Với sự tiến bộ trong các chiến lược tính toán, các thí nghiệm có thể được thực hiện bằng cách triển khai các phương pháp hiện đại như thuật toán di truyền, ANN hoặc bất kỳ sự kết hợp nào của các kỹ thuật hiện đại. Những kỹ thuật như vậy đã được triển khai với EDM, trong khi những kỹ thuật này vẫn chưa được khám phá đầy đủ với PMEDM.

- Có ít tài liệu về PMEDM được hỗ trợ từ trường, trình bày rõ mối quan hệ giữa các đặc tính bột và từ trường khác nhau.

#### Tài liệu tham khảo

- K. YANATORI and M. KUNIEDA, "Study on Debris Movement in EDM Gap," *Journal of The Japan Society of Electrical Machining Engineers*, vol. 29, no. 61, pp. 19–27, Jul. 1995, doi: 10.2526/JSEME.29.61\_19.
- [2]. G. Talla, S. Gangopadhyay, and C. K. Biswas, "Effect of Powder-Suspended Dielectric on the EDM Characteristics of Inconel 625," *J Mater Eng Perform*, vol. 25, no. 2, pp. 704–717, Feb. 2016, doi: 10.1007/S11665-015-1835-0/METRICS.
- [3]. S. Sundriyal, J. Yadav, R. S. Walia, Vipin, and R. Kumar, "Thermophysical-Based Modeling of Material Removal in Powder Mixed Near-Dry Electric Discharge Machining," *J Mater Eng Perform*, vol. 29, no. 10, pp. 6550–6569, Oct. 2020, doi: 10.1007/S11665-020-05110-3/METRICS.
- [4]. 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*, vol. 60, pp. 37–47, Dec. 2020, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2020.10.034.
- [5]. G. Talla, S. Gangopadhayay, and C. K. Biswas, "State of the art in powder-mixed electric discharge machining: A review," *https://doi.org/10.1177/0954405416634265*, vol. 231, no. 14, pp. 2511–2526, Mar. 2016, doi: 10.1177/0954405416634265.

- [6]. T. Jadam, S. K. Sahu, S. Datta, and M. Masanta, "EDM performance of Inconel 718 superalloy: application of multi-walled carbon nanotube (MWCNT) added dielectric media," *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 41, no. 8, pp. 1–20, Aug. 2019, doi: 10.1007/S40430-019-1813-9/METRICS.
- [7]. S. Kumar, R. Singh, A. Batish, T. P. Singh, and R. Singh, "Investigating surface properties of cryogenically treated titanium alloys in powder mixed electric discharge machining," *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 39, no. 7, pp. 2635–2648, Jul. 2017, doi: 10.1007/S40430-016-0639-Y/METRICS.
- [8]. H. Marashi, D. M. Jafarlou, A. A. D. Sarhan, and M. Hamdi, "State of the art in powder mixed dielectric for EDM applications," *Precis Eng*, vol. 46, pp. 11–33, Oct. 2016, doi: 10.1016/J.PRECISIONENG.2016.05.010.
- [9]. S. Chakraborty, V. Dey, and S. K. Ghosh, "A review on the use of dielectric fluids and their effects in electrical discharge machining characteristics," *Precision Engineering-journal of The International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, vol. 40, pp. 1–6, Apr. 2015, doi: 10.1016/J.PRECISIONENG.2014.11.003.
- [10]. M. P. Jahan, Y. S. Wong, and M. Rahman, "A study on the fine-finish die-sinking micro-EDM of tungsten carbide using different electrode materials," *J Mater Process Technol*, vol. 209, no. 8, pp. 3956–3967, Apr. 2009, doi: 10.1016/J.JMATPROTEC.2008.09.015.
- [11]. H. Rajkumar and M. Vishwakamra, "Performance Parameters Characteristics of PMEDM: A Review," 2018.
- [12]. V. Prakash, P. Kumar, P. K. Singh, M. Hussain, A. K. Das, and S. Chattopadhyaya, "Microelectrical discharge machining of difficult-to-machine materials: A review," *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf*, vol. 233, no. 2, pp. 339–370, Jan. 2019, doi: 10.1177/0954405417718591.
- [13]. M. Kunieda, B. Lauwers, K. P. Rajurkar, and B. M. Schumacher, "Advancing EDM through fundamental insight into the process," *CIRP Ann Manuf Technol*, vol. 54, no. 2, pp. 64–87, 2005, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60020-1.
  - A. Y. Joshi and A. Y. Joshi, "A systematic review on powder mixed electrical discharge machining," *Heliyon*, vol. 5, no. 12, p. e02963, Dec. 2019, doi: 10.1016/J.HELIYON.2019.E02963.
- [14]. "After 60 Years of EDM The Discharge Process Remains Still Disputed | PDF | Plasma (Physics) | Phase (Matter)." Accessed: Dec. 26, 2023. [Online]. Available: https://www.scribd.com/document/467471844/schumacher2004
- [15]. C. Prakash, H. K. Kansal, B. S. Pabla, and S. Puri, "Processing and Characterization of Novel Biomimetic Nanoporous Bioceramic Surface on β-Ti Implant by Powder Mixed Electric Discharge Machining," *J Mater Eng Perform*, vol. 24, no. 9, pp. 3622–3633, Sep. 2015, doi: 10.1007/S11665-015-1619-6.
- [16]. M. R. Patel *et al.*, "Theoretical models of the electrical discharge machining process. II. The anode erosion model," *JAP*, vol. 66, no. 9, pp. 4104–4111, 1989, doi: 10.1063/1.343995.
- [17]. P. T. Eubank *et al.*, "Theoretical models of the electrical discharge machining process. III. The variable mass, cylindrical plasma model," *JAP*, vol. 73, no. 11, pp. 7900–7909, 1993, doi: 10.1063/1.353942.
- [18]. S. Debnath, R. N. Rai, and G. R. K. Sastry, "A Study Of Multiple Regression Analysis On Die Sinking Edm Machining Of Ex-Situ Developed Al-4.5cu-Sic Composite," *Mater Today Proc*, vol. 5, no. 2, pp. 5195–5201, Jan. 2018, doi: 10.1016/J.MATPR.2017.12.101.

- [19]. S. M. T. I. Nayim, M. Z. Hasan, A. Jamwal, S. Thakur, and S. Gupta, "Recent trends & developments in optimization and modelling of electro-discharge machining using modern techniques: A review," *AIP Conf Proc*, vol. 2148, Sep. 2019, doi: 10.1063/1.5123973.
- [20]. M. Niamat *et al.*, "Effect of Different Dielectrics on Material Removal Rate, Electrode Wear Rate and Microstructures in EDM," *Procedia CIRP*, vol. 60, pp. 2–7, Jan. 2017, doi: 10.1016/J.PROCIR.2017.02.023.
- [21]. D. Sharma, S. Mohanty, and A. K. Das, "Surface modification of titanium alloy using hBN powder mixed dielectric through micro-electric discharge machining," *Surf Coat Technol*, vol. 381, p. 125157, Jan. 2020, doi: 10.1016/J.SURFCOAT.2019.125157.
- [22]. W. S. Zhao, Q. G. Meng, and Z. L. Wang, "The application of research on powder mixed EDM in rough machining," *J Mater Process Technol*, vol. 129, no. 1–3, pp. 30–33, Oct. 2002, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00570-8.
- [23]. J. Qu, A. J. Shih, and R. O. Scattergood, "Development of the cylindrical wire electrical discharge machining process, part 1: Concept, design, and material removal rate," *J Manuf Sci Eng*, vol. 124, no. 3, pp. 702–707, 2002, doi: 10.1115/1.1475321.
- [24]. M. L. Jeswani, "Roughness and wear characteristics of spark-eroded surfaces," *Wear*, vol. 51, no. 2, pp. 227–236, Dec. 1978, doi: 10.1016/0043-1648(78)90262-4.
- [25]. P. Peças and E. Henriques, "Influence of silicon powder-mixed dielectric on conventional electrical discharge machining," *Int J Mach Tools Manuf*, vol. 43, no. 14, pp. 1465–1471, Nov. 2003, doi: 10.1016/S0890-6955(03)00169-X.
- [26]. H. M. Chow, B. H. Yan, and F. Y. Huang, "Micro slit machining using electro-discharge machining with a modified rotary disk electrode (RDE)," *J Mater Process Technol*, vol. 91, no. 1–3, pp. 161–166, Jun. 1999, doi: 10.1016/S0924-0136(98)00435-X.
- [27]. S. N. Joshi and S. S. Pande, "Thermo-physical modeling of die-sinking EDM process," J Manuf Process, vol. 12, no. 1, pp. 45–56, Jan. 2010, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2010.02.001.
- [28]. S. Mohanty, V. Kumar, A. Kumar Das, and A. R. Dixit, "Surface modification of Ti-alloy by micro-electrical discharge process using tungsten disulphide powder suspension," J Manuf Process, vol. 37, pp. 28–41, Jan. 2019, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2018.11.007.
- [29]. M. R. Shabgard, A. Gholipoor, and H. Baseri, "A review on recent developments in machining methods based on electrical discharge phenomena," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 87, no. 5–8, pp. 2081–2097, Nov. 2016, doi: 10.1007/S00170-016-8554-Z.
- [30]. H. K. Kansal, S. Singh, and P. Kumar, "Parametric optimization of powder mixed electrical discharge machining by response surface methodology," *J Mater Process Technol*, vol. 169, no. 3, pp. 427–436, Dec. 2005, doi: 10.1016/J.JMATPROTEC.2005.03.028.
- [31]. O. Gülcan, İ. Uslan, Y. Usta, and C. Çoğun, "Performance and surface alloying characteristics of Cu–Cr and Cu–Mo powder metal tool electrodes in electrical discharge machining," *Machining Science and Technology*, vol. 20, no. 4, pp. 523–546, Oct. 2016, doi: 10.1080/10910344.2016.1191031.
- [32]. Y. F. Luo, "The dependence of interspace discharge transitivity upon the gap debris in precision electrodischarge machining," *J Mater Process Technol*, vol. 68, no. 2, pp. 121– 131, Jun. 1997, doi: 10.1016/S0924-0136(96)00019-2.
- [33]. S. Tripathy and D. K. Tripathy, "An approach for increasing the micro-hardness in electrical discharge machining by adding conductive powder to the dielectric," *Mater Today Proc*, vol. 4, no. 2, pp. 1215–1224, Jan. 2017, doi: 10.1016/J.MATPR.2017.01.140.

- [34]. H. Yaşar and B. Ekmekci, "Ti-6Al-4V Surfaces in SiC Powder Mixed Electrical Discharge Machining," Adv Mat Res, vol. 856, pp. 226 - 230, 2014, doi: 10.4028/WWW.SCIENTIFIC.NET/AMR.856.226.
- [35]. T. T. Öpöz, H. Yaşar, N. Ekmekci, and B. Ekmekci, "Particle migration and surface modification on Ti6Al4V in SiC powder mixed electrical discharge machining," *J Manuf Process*, vol. 31, pp. 744–758, Jan. 2018, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2018.01.002.
- [36]. S. Kumar and U. Batra, "Surface modification of die steel materials by EDM method using tungsten powder-mixed dielectric," *J Manuf Process*, vol. 14, no. 1, pp. 35–40, Jan. 2012, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2011.09.002.
- [37]. J. Simao, H. G. Lee, D. K. Aspinwall, R. C. Dewes, and E. M. Aspinwall, "Workpiece surface modification using electrical discharge machining," *Int J Mach Tools Manuf*, vol. 43, no. 2, pp. 121–128, Jan. 2003, doi: 10.1016/S0890-6955(02)00187-6.
- [38]. V. T. Le, "Influence of Processing Parameters on Surface Properties of SKD61 Steel Processed by Powder Mixed Electrical Discharge Machining," *J Mater Eng Perform*, vol. 30, no. 4, pp. 3003–3023, Apr. 2021, doi: 10.1007/s11665-021-05584-9.
- [39]. E. Unses and C. Cogun, "Improvement of electric discharge machining (EDM) performance of Ti-6Al-4V alloy with added graphite powder to dielectric," *Strojniski Vestnik/Journal of Mechanical Engineering*, vol. 61, no. 6, pp. 409–418, 2015, doi: 10.5545/SV-JME.2015.2460.
- [40]. Y. F. Tzeng and C. Y. Lee, "Effects of powder characteristics on electrodischarge machining efficiency," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 17, no. 8, pp. 586–592, 2001, doi: 10.1007/S001700170142/METRICS.

## Overview of powder mixed electrical discharge machining

**Abstract:** The emergence of electric spark machining (EDM) as a practical solution supports the processing of advanced materials, including superalloys, for example Ti6Al4V, Inconel 718 and Hastelloy. Some of the major disadvantages of the EDM process have been overcome by its advanced process of powder mixed electrical discharge machining (PMEDM). The transition from EDM to PMEDM is far from over, as a comprehensive understanding of PMEDM such as process dynamics, role of added powders (based on their type and properties), its potential to act as a surface modification technique, its limitations, and possibilities for future improvements, are not yet fully clear. Therefore, this paper contributes an overview of the mechanism of EDM and PMEDM processes, the effect/impact of powder added in the dielectric on the performance and characteristics of the (PMEDM) process.

Keywords: EDM; PMEDM; powder.

## Design and Dynamic Simulation of Flexible Robot for Moving in a Tube Vũ Minh Hoàn<sup>1\*</sup>, Trịnh Xuân Hiệp<sup>1</sup>, Nguyễn Văn Hoan<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Le Quy Don Technical University \*E - mail: hoanvm@lqdtu.edu.vn; Tel: 0968939692

#### Abstract

Inspection and surveying inside pipelines is an urgent task to ensure safety in many different pipeline systems, including those involved in oil, gas, and water supply. This task is difficult, strenuous, and fraught with potential danger. In this paper, we propose the design of a pipeline inspection robot with a flexible structure as a solution to the aforementioned issue. To facilitate navigation through pipes of varying diameters and contoured sections, the robot's design has a front radial and rear radial actuator with size - changing capabilities along its radial direction and a center soft body. The movement of the robot is facilitated through the axial deformation of its soft body under pneumatic actuation. The robot's motion capability is clarified by kinematic simulations and depics the deformation of the robot's soft body. Preliminary calculations and simulations indicate that this innovative robot design exhibits the potential for efficient locomotion within pipes of diverse diameters and configurations

**Keywords:** Flexible robotics; crawling robot, Mechanical design, soft robotic design, Pipe - climbing robots.

#### **1. Introduction**

Pipe - climbing robots have many uses, such as inspecting pipeline systems in chemical industries or public sewers. With daily operations, pipes are susceptible to defects such as corrosion, stress, and aging that cause them to leak, crack, or break [1,2]. In addition, pipe climbing robots can also be used for search and rescue because a small robot can climb through pipes and chimneys to search for survivors [3]. Due to their high practical demand, pipeline inspection robots have played an important role in recent years and have become an urgent need in society. Many pipeline inspection robots have been built in the past two decades based on wheeled, caterpillar, snake, legged, worm, screw [4], and soft - body types. These robots must constantly function under the intense pressure of the fluid flow, adjusting their outer diameter and alternating between vertical climbing and horizontal crawling in order to pass through the pipeline. Basic climbing capabilities have been reported in worm robots [5] that rely on high friction forces [6] to climb or use tethers to support their weight [7]. However, they are not normally designed to significantly change their diameter to accommodate different pipe diameters or to switch from horizontal crawling to vertical climbing. Snake robots [8 - 9] can change their external shape to adapt to different pipe diameters and crawl through pipe branches using multiple motion gaits to advance [7,8]. However, they advance by sliding, which consumes energy and limits their mobility. Many robots specifically designed for pipeline inspection have been described in the literature [9,10]. These robots are fitted with multiple joints to expand their outer diameter. Robots with different moving methods are presented in [11 - 14], such as helical drive [12 - 13] and the two - mass inertial method [14]. Soft robot structures have also been strongly researched and applied recently because of their softness and flexibility.

Soft robots are capable of independent operation by using elastic materials for the main body and moving parts [15], such as polymers, silicone rubber, or other types of flexible <u>materials [15,17]</u>. Unlike rigid manipulators, soft robots are considered to have infinite degrees of freedom because they can deform arbitrarily [18] and are suitable for a variety of complex and interactive environments andsafe interactions with humans [19]. Therefore, soft robots are now widely used in many different fields, especially inspection and survey robots in dangerous environments.

In this article, we propose a new flexible robot design that harmoniously combines hard robots and soft robots to combine the advantages of both types of robots. The new design of this robot has the ability to both ensure rigidity and stability while still ensuring smooth and flexible movement of the robot in pipes with variable diameters and different directions of movement. This is a potential new solution for application in inspecting and surveying pipeline systems.

#### 2. Design and Movement of the Flexible Robot

#### 2.1 Design of the Flexible Robot

As shown in Figure 1,the flexible robot includes a front radial actuator (1), a central axial actuator (2), and a rear radial actuator (3). All three transmissions are driven by compressed air through air ducting (4). The robot weighs roughly 1.65 kg and measures about 284 mm in length and 73 mm in diameter. The front (1) and rear (3) radial actuators of the robot will expand axially after inflation, resulting in the radial movement of the friction plate (6) (shown in Figure 2). The central axial actuator (2) can expand in the axial direction and limit radial expansion after being injected with air. By alternately inflating and deflating the three actuators, the robot will crawl forward into the tube. As shown in Figure 2, the construction of the front actuator and the rear actuator are similar. The initial diameter and length of these two actuators are 73 mm and 56 mm, respectively; the initial diameter and length of the central shaft drive are 35 mm and 80 mm, respectively (Figure 3). The air chamber wall thickness of all three actuators is 2 mm. The air chambers of the actuators are made of highly elastic silicone rubber material.



*Fig. 1. The structure and size of the Flexible Robot 1. The front radial actuator; 2. The central axial actuator; 3. The rear radial actuator; 4. Air ducting* 



Fig. 2. Structure of the front and rear radial actuators
a) The initial state of the radial actuator; b) The state of the radial actuator after deflation
1. Steel pad; 2. Spring; 3. Steel O - ring; 4. Air chamber; 5. Link; 6. Friction plate



*Fig 3. The structure and size of the central axial actuator 1. Steel pad; 2. Spring; 3. Steel O - ring; 4. Soft chamber;* 

### 2.2 Movement of the Flexible Robot

Figure 4 shows the entire motion cycle of the flexible robot in the pipeline, where Figure 4a is the initial state of the robot and Figures 4b - f are five different motion states of the robot. At first, the rear radial actuator will be discharged, and the air chamber will collapse under the elastic force of the spring and the pressure difference inside and outside the air chamber. This movement will drive the steel pad (1), which is connected to the friction plate (6) through the transmission links (5). The movement of the steel pad (1) causes the friction plate (6) to open in the radial direction and press against the inner wall of the tube, creating a stable fulcrum. Thus ensuring the robot does not move backward when the central actuator is pumped with air (Figure 4b). Next, the central actuator is pumped with air, causing it to expand in the direction of the robot's axis, pushing the radial actuator (1) forward (Figure 4c).Then, the front radial actuator (1) is released with the air, and the air chamber is collapsed under the effect of spring elasticity and the pressure difference inside and outside the air chamber. This movement causes the friction plate (6) to move radially via the movement of the steel pad (1) (the front and rear radial actuators operate on the exact same principle), causing the friction plate (6) to press close to the inner wall of the tube (Figure 4d), creating a solid fulcrum for the robot, and at the same time, the rear radial actuator is pumped with air to narrow the diameter of the friction plates, returning the rear radial actuator to a free state. Then, the central axial actuator is deflated (Figure. 4e), and under the elastic force of the spring at the central actuator (2), the rear radial actuator (3) is pulled towards the front. Finally, the rear radial actuator is released with air, expanding the friction plates against the inner wall of the tube (Figure 4f), and meanwhile, the front radial actuator is brought to a relaxed state by the air pump. and the flexible robot in the tube returns to its original state, ending one cycle of robot movement. The robot repeats this cycle to keep it moving forward. In addition, the robot will move backwards if the entire above process is reversed.



Fig 4. A movement cycle of the flexible robot.

(a) The initial state of the flexible robot. (b - f) Five statuses during the movement.

## 2.3. Numerical Simulation of the Flexible Robot

The diagram of the force acting on the radial actuator is illustrated in Fig. 5, and Table 1 provides the values of radial actuator's kinematic parameters.



Table 1. Dynamic parameters
of the radial actuator.

D	$D_1$	$L_1$	μ
(mm)	(mm)	(mm)	
119	73	56	0.7

Fig 5. Forces applied to a radial actuator after deflation

The reaction force and friction force acting on the pipe wall caused by the friction plate are calculated according to the following formulas:

$$N = \frac{k(D - D_1) \left( \sqrt{L_1^2 - \frac{(D - D_1)^2}{4}} - S_0 \right)}{2\sqrt{L_1^2 - \frac{(D - D_1)^2}{4}}} \quad ; \qquad F = \mu N$$

Where: *N* is the force exerted on the pipe wall by the friction plate, *k* is the spring stiffness,  $S_0$  is the initial length of the spring,  $L_1$  is the connecting rod length, D is the pipe diameter,  $D_1$  is the diameter of the steel pad,  $\mu$  is the friction coefficient, *F* is the friction force caused by the friction plate. The friction force and reaction force change as the spring's initial stiffness and length are altered, as seen in Figure 5 and Figure 6.



Fig. 6. Reaction and friction force variations based on spring stiffness

Fig. 7. Reaction force and friction force variations based on spring length initialization

As shown in Figure 8, when the robot moves in a pipe with a variable diameter, the displacement distance of the steel plate (1) changes, which will change the diameter of the radial actuator D, causing the friction plate to be constantly pressed close to the tube wall.The optimality of the suggested structure is demonstrated by the substantial expansion of the diameter that is produced by a little movement of the steel plate.



Fig. 8. Change in diameter of the radial actuator after deflation

Inventor software was chosen as the tool in this study. Here, the rubber - silicone material used to fabricate the deformation layer of the 3 air chambers is determined with the Young's modulus of 435 kPa and Poisson's ratio of 0.49. The numerical simulation results of the radial motion transmitter are shown in Figure 9 and Figure 10. Figure 9 shows the simulation results of the inflated radial actuator, and it shows that the air chamber expands only in the axial direction but does not deform in the radial direction. Due to the effect of the steel O - rings, the diameter expansion of the radial actuator is due to the displacement of the pad, followed by the movement of the friction plate. In addition, the axial strain amplitude is linear with the input pressure, as shown in Figure 10. In addition, the numerical simulation results of the axial actuator are shown in Figures 11 and Figure 12. Figure 11 is the simulation result of the inflated axial actuator, and it also shows that the actuator is only long out in the axial direction, but there is almost no deformation in the radial direction, through which we can see the effect of the O - rings surrounding the air chamber. Furthermore, Figure 12 also shows the axial strain and pressure curves in the air chamber.



Fig. 9 .Simulation result of the deformation of the radial actuator

Fig.10. Deformation - pressure curve of the radial actuator

129



Fig. 11. Simulation result of the deformation of the axial actuator.



Fig. 12. Deformation - pressure curve of the axial actuator

#### 4. Conclusion

Examining for damage and surveying the internal condition of oil, water, and gas pipeline systems... is an extremely difficult and dangerous jobs. As a solution to the above task, this project provides a new flexible pneumatic robot design that has potential applications in inspecting and surveying pipeline systems. This flexible robot is capable of crawling into pipeline systems with diameter variable and directions changing. This work provides a potential approach to helping humans inspect and survey pipeline systems in an easier, safer, and faster way. In the future, we will further optimize the structure of the flexible robot working in the pipe to make it enterthe pipe easier, more flexible, and more efficient so that it can bend in different directions of the pipe. At the same time, we manufacture test samples to test the theoretical calculations and put the product into practical application.

#### References

- [1]. Zin, Md Raziq Asyraf Md,Sahari, Khairul Salleh Mohamed, Saad, Juniza Md, Anuar, Adzly, (2012). Development of a Low Cost Small Sized In Pipe Robot. *Procedia Engineering 41*, 1469 1475.
- [2]. SKJELVAREID, M.H., BIRKELUND, Y. and LARSEN, Y., (2013). Internal pipeline inspection using virtual source synthetic aperture ultrasound imaging. *NDT & E International*, 54(0), 2013, pp. 151 158.
- [3]. Q. Xie, S. Liu, X. Ma,(2021). Design of a novel inchworm in pipe robot based on cam linkage mechanism, Adv. Mech. Eng. 13(1). 1 - 11, https://doi.org/10.1177/ 16878140211045193.
- [4]. Roslin, Nur Shahida, Anuar, Adzly, Muhammad Fairuz Abdul, Khairul Salleh Mohamed, (2012). A Review: Hybrid Locomotion of In - pipe Inspection Robot. *Procedia Engineering*, 41, 1456 - 1462.
- [5]. D. Zarrouk, M. Shoham, (2012). Analysis and design of one degree of freedom worm robots for locomotion on rigid and compliant terrain. *ASME J. Mech. Robot.* 134 (2).
- [6]. Y. Liu, B. Lim, J.W. Lee, J. Park, T. Kim, T. Seo,(2020). Steerable dry adhesive linkage type wall climbing robot. *Mech. Mach. Theory* 153, 103987.
- [7]. K. Seo, S. Cho, T. Kim, H.S. Kim, J. Kim, (2013). Design and stability analysis of a novel wall climbing robotic platform (ROPE RIDE), *Mech. Mach. Theory* 70, 189 208.
- [8]. T. Maneewarn, B. Maneechai, (2009). Design of pipe crawling gaits for a snake robot, in: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*, pp. 1 6.
- [9]. A. Kakogawa, Y. Oka, S. Ma,(2018). Multi link articulated wheeled in pipe robot with underactuated twisting joints, in: *Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA), Changchun*, pp. 942 947.
- [10]. S. Roh, D.W. Kim, J.S. Lee, H. Moon, H.R. Choi,(2009). In pipe robot based on selective drive mechanism, *Int. J. Control Autom. Syst.* 7 (1), 105 112.
- [11]. A. Kakogawa, Y. Oka, S. Ma,(2018). Multi link articulated wheeled in pipe robot with underactuated twisting joints, in: *Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics and Automation*, pp. 942 - 947.
- [12]. Z. Wang, Z. Deng, P. Lei,(2021). Research on technology of pipeline detection robot based on spiral propulsion, in: *Proceedings of the ICIRA*, *LNAI 13016*, 2021, pp. 67 - 78, https://doi.org/10.1007/978 - 3 - 030 - 89092 - 6\_7.
- [13]. A. Kakogawa, S. Ma,(2010). Mobility of an in pipe robot with screw drive mechanism inside curved pipes, in: *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, pp. 1530 - 1535.
- [14]. D. liu, J. Lu,(2021). Dynamic characteristics of two mass inertial pipeline robot driven by noncircular gears, in: *Proceedings of the ICIRA*, pp. 79 90, https://doi.org/10.1007/978 3 030 89092 6\_8.
- [15]. Lee, C.; Kim, M.; Kim, Y.J.; Hong, N.; Ryu, S.; Kim, H.J.; Kim, S.(2017). Soft robot review. *Int. J. Control. Autom.* 15, 3 - 15.
- [16]. Almubarak, Y.; Tadesse, Y,(2017). Twisted and coiled polymer (TCP) muscles embedded in silicone elastomer for use in soft robot. *Int. J. Intell. Robot*, 1, 352 368.
- [17]. Rus, D.; Tolley, M.T,(2015). Design, fabrication and control of soft robots. *Nature*, 521, 467 475.
- [18]. Bruder, D.; Remy, C.D.; Vasudevan, R.(2019, May20 24). Nonlinear system identification of soft robot dynamics using koopman operator theory. *In Proceedings of the 2019 International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Montreal, QC, Canada; pp. 6244 - 6250.
- [19]. Walsh, C.(2018). Human in the loop development of soft wearable robots. *Nat.* Rev. Mater. 3, 78 80.

## Thiết kế và mô phỏng động lực học robot đàn hồi di chuyển trong đường ống

Tóm tắt: Việc kiểm tra và khảo sát bên trong hệ thống đường ống là nhiệm vụ cấp bách nhằm đảm bảo an toàn cho nhiều hệ thống đường ống khác nhau, như các hệ thống đường ống cung cấp dầu, khí đốt, nước... Công việc này thường khó khăn, vất vả và tiềm ẩn rất nhiều nguy hiểm. Trong bài báo này, chúng tôi đề xuất một thiết kế mới của robot kiểm tra đường ống với cấu trúc linh hoạt như một giải pháp cho vấn đề nêu trên. Để tạo điều kiện thuận lợi cho việc điều hướng qua các đường ống có đường kính thiết diện thay đổi và gấp khúc, thiết kế mới của robot có ba bộ phận chính: bộ phận truyền động phía trước, bộ phận truyền động phía sau với khả năng thay đổi kích thước theo phương hướng tâm và bộ phận thân mềm ở giữa có khả năng co-dãn linh hoạt theo phương dọc trục của robot dưới tác dụng của khí nén. Chuyển động của robot được tạo điều kiện thuận lợi thông qua sự biến dạng dọc trục của phần thân mềm ở giữa. Khả năng di chuyển linh hoạt của robot được làm rõ bằng các mô phỏng động lực học các bộ truyền động và mô phỏng số sự biến dạng phần thân mềm của robot. Các kết quả tính toán và mô phỏng số cho thấy thiết kế mới của robot này thể hiện tiềm năng di chuyển linh hoạt và hiệu quả trong các hệ thống đường ống có đường kính thay đổi và cấu hình đường ống thay đổi phương đa dạng.

Từ khóa: Robot linh hoạt; robot bò, thiết kế robot mềm, robot leo ống, thiết kế cơ khí.

## Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số công nghệ chính đến hình dạng đường hàn đơn được chế tạo bởi công nghệ in 3D vật liệu Inconel sử dụng nguồn nhiệt hồ quang CMT

#### Đinh Đức Mạnh

Lớp NCS42, Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự Email: d2manhbk42@gmail.com; Tel:0981055816

#### Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu thực nghiệm ảnh hưởng của một số thông số công nghệ chính đầu vào như tốc độ hàn và tốc độ cấp dây hàn Inconel 625 đến một số yếu tố hình học của đường hàn đơn như chiều rộng và chiều cao được chế tạo bởi công nghệ hàn WAAM dạng CMT. Đồng thời phương pháp học máy Machine Learning được áp dụng nhằm xây dựng bản đồ công nghệ cho quá trình chế tạo chi tiết được hệ thống hóa làm cơ sở cho bài toán dự đoán và tối ưu. Một số kết quả nghiên cứu quan trọng đạt được của bài báo đã được chỉ ra như: trong cùng một chế độ cấp dây hàn, khi tăng tốc độ hàn thì bề rộng mối hàn giảm; giảm tốc độ cấp dây hàn thì bề rộng mối hàn cũng giảm theo; sự biến thiên của chiều cao đường hàn đơn cũng tương tự như bề rộng đường hàn đơn.

Từ khóa: in 3D;CMT; Inconel 625; đường hàn đơn; WAAM

### 1. Mở đầu

Sản xuất bồi đắp (Additive Manufacturing - AM) là một quy trình sản xuất tiên tiến cho phép sản xuất các chi tiết trực tiếp từ mô hình CAD 3D mà không cần sử dụng bất kỳ công cụ cắt gọt hay khuôn mẫu như trong quy trình sản xuất truyền thống. Với nguyên lý sản xuất từng lớp, AM kim loại đã được chứng minh là một phương pháp hiệu quả để tiết kiệm chi phí sản xuất các chi tiết từ vật liệu có độ bền cao và khó gia công trong các lĩnh vực công nghiệp khác nhau, như y sinh, quốc phòng, ô tô, hàng không vũ trụ, giao thông vận tải xây dựng và năng lượng hạt nhân.

Dựa trên các nguồn năng lượng được sử dụng, AM kim loại có thể được phân thành 3 loại, bao gồm chùm tia điện tử, chùm tia laser và plasma/hồ quang điện. Trong số các công nghệ này, công nghệ in 3D kim loại sử dụng dây hàn bù và nguồn nhiệt hồ quang (Wire Arc Additive Manufacturing - WAAM) là công nghệ tiên tiến để sản xuất các chi tiết có kích thước lớn với độ chính xác trung bình. Quá trình này sử dụng dây kim loại làm vật liệu đầu vào tiêu thụ và hồ quang điện làm nguồn năng lượng sinh nhiệt [1]. So với các công nghệ AM kim loại khác, WAAM có tốc độ bồi đắp vật liệu cao hơn, chi phí thiết bị thấp và ít tác động đến môi trường hơn.

Trong WAAM, có thể sử dụng các nguồn hàn là: hàn hồ quang sử dụng điện cực vonfram có khí bảo vệ (GTAW hoặc TIG), hàn hồ quang điện cực kim loại có khí bảo vệ (GMAW hoặc MIG) và hàn hồ quang plasma (PAW). So với GTAW và PAW, GMAW cho thấy tốc độ bồi đắp cao hơn đáng kể [2]. Đặc biệt, Cold Metal Transfer (CMT) - một biến thể của GMAW đã được ứng dụng rộng rãi trong WAAM vì những ưu điểm vượt trội như giảm nhiệt đầu vào và giảm hiện tượng bắn tóe kim loại, giúp chất lượng chế tạo tốt hơn và đạt năng suất cao [3].

Các siêu hợp kim gốc niken, đặc biệt là hợp kim Inconel 625 và 718 có tính chất cơ học vượt trội được ứng dụng trong nhiều lĩnh vực công nghiệp. Tuy nhiên, chúng đắt tiền và khó gia công bằng quá trình gia công cắt gọt truyền thống như tiện và phay. Do đó, quy trình gia công

thông thường không phù hợp để sản xuất các chi tiết từ vật liệu Inconel do chi phí sản xuất tăng cao, mài mòn dụng cụ lớn và lãng phí vật liệu. Để giải quyết thách thức này, công nghệ AM kim loại đã trở thành một giải pháp hiệu quả. Do đó, hợp kim Inconel 625 và 718 đã được các nhà nghiên cứu ở AM và WAAM nghiên cứu rộng rãi chỉ sau siêu hợp kim Titan[4].

Đặc tính hình học của đường hàn đơn là một yếu tố quan trọng trong công nghệ hàn. Nhưng nó còn quan trọng hơn nữa khi hàn được sử dụng để bồi đắp vật liệu trong công nghệ WAAM. Vì vậy, điều quan trọng là xác định các thông số hàn chính ảnh hưởng đến đặc tính hình học của đường hàn đơn. Điều này có thể giúp tìm ra các thông số phù hợp để bồi đắp đường hàn đồng đều trong các vật thể nhiều lớp trong quá trình in[5].

Học máy (Machine Learning - ML) là một bộ phận thuộc lĩnh vực Trí tuệ nhân tạo (Artificial Intelligence - AI) rộng lớn, cho phép máy tính hoặc hệ thống tự động học từ tập dữ liệu cho trước nhằm đưa ra quyết định hoặc dự báo mà không cần phải lập trình rõ ràng. Ứng dụng điển hình của ML trong AM là đưa ra dự báo kết quả từ bộ dữ liệu cho trước, qua đó giúp cải thiện chất lượng sản phẩm chế tạo, tối ưu hóa quá trình sản xuất và giảm chi phí thực nghiệm.

Bài báo tập trung vào nghiên cứu lý thuyết kết hợp thực nghiệm ảnh hưởng của một số thông số công nghệ chính như tốc độ cấp dây hàn và tốc độ hàn đến một số đặc tính hình học đường hàn đơn một lớp như bề rộng đường hàn, chiều cao đường hàn và tỉ lệ giữa hai thông số này. Đồng thời, phương pháp học máy được ứng dụng để khảo sát và xây dựng mô hình dự báo nhằm xây dựng bản đồ màu công nghệ thể hiện được các kết quả nghiên cứu đầu ra dựa trên dữ liệu thực nghiệm thu được từ các thông số công nghệ chính đầu vào được khảo sát. Kết quả nghiên cứu có thể được tham khảo và áp dụng vào sản xuất, có ý nghĩa thực tiễn trong bối cảnh các nghiên cứu về in 3D dạng CMT-GMAW cho vật liệu siêu hợp kim cứng nền niken - Inconel 625 còn rất hạn chế bởi điều kiện công nghệ tại Việt Nam.

### 2. Thực nghiệm

Hệ thống công nghệ thực nghiệm in 3D dạng CMT-WAAM được sử dụng trong nghiên cứu là robot Kuka, nguồn hàn TransPuls Synergic, TPS 5000 của hãng Fronius International GmbH.



Hình 1. Hệ thống công nghệ được sử dụng trong nghiên cứu

Tấm để nền có kích thước 200mm x 200mm x 10mm từ vật liệu thép C45. Dây hàn đường kính 1mm vật liệu Inconel 625. Thành phần hóa học của tấm nền và dây hàn được sử dụng trong thực nghiệm.

Hợp kim	С	Mn	Si	S	Р	Cr	Ni	Mo	Nb+Ta	Cu	Al	Ti	Fe
Tấm nần	0.42-	0.5-	0.16-	<0.04	0.005	<0.25	<0.25						
I alli ileli	0.5	0.8	0.36	<u> </u>	0.005	_0.23 _0.23							
Dây hàn	0.02	0.02	0.1	0.005	0.005	22	65	9	3.5	0.05	0.2	0.2	< 0.5

Bảng 1. Thành phần hóa học của tấm nền và dây hàn

Sự khác biệt giữa quá trình công nghệ in CMT và quá trình công nghệ in dạng WAAM khác đó là là Tốc độ cấp dây - Vw (cm/phút) có liên quan trực tiếp đến dòng điện và điện áp hàn.Khi đặt Vw, dòng hàn và điện áp cũng được điều chỉnh đến một giá trị cố định.Trong quá trình thực nghiệm, Vw được đặt trong phạm vi từ 25 cm/phút đến 55 cm/phút với sự biến thiên là 10 cm/ph, trong khi Tốc độ di chuyển - V (m/phút) được đặt trong phạm vi từ 6,5 m/phút đến 8,0 m/phút với sự biến thiên là 0,5 m/ph. Cài đặt của Vw và V dựa trên khả năng của thiết bị và yêu cầu thử nghiệm. Ngoài sự khác biệt về sự kết hợp tham số quy trình của Vw và V, tất cả các mẫu thử in một lớp đều được chế tạo ở nhiệt độ phòng (khoảng 27°C) mà không thay đổi khoảng cách tiếp xúc từ đầu mỏ hàn đến chi tiết tấm đế là 12mm.

Dữ liệu thực nghiệm đầu vào được liệt kê theo bảng số liệu sau:

Thứ tự	Vw(m/min)	V(cm/min)
1	6.5	25
2	6.5	35
3	6.5	45
4	6.5	55
5	7.0	25
6	7.0	35
7	7.0	45
8	7.0	55
9	7.5	25
10	7.5	35
11	7.5	45
12	7.5	55
13	8.0	25
14	8.0	35
15	8.0	45
16	8.0	55

Bảng 2. Thông số đầu vào thực nghiệm

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đo kiểm kết quả thực nghiệm

Kết quả thực nghiệm ta thu được các đường hàn đơn như ảnh tại hình 2 bên dưới.



## Hình 2: Các đường hàn đơn sau thực nghiệm

Sau khi làm sạch mối hàn, tiến hành đo kiểm 2 kích thước cơ bản đặc trưng của đường hàn đơn là bề rộng (SDTw) và chiều cao mối hàn (SDTh). Sau đó, xác định tỉ lệ giữa bề rộng/chiều cao nhằm khảo sát sự ổn định của đường hàn đơn đã thực nghiệm. Kết quả đo kiểm được thể hiện trong bảng số liệu bên dưới.

тт	Thông số c	ông nghệ	Thông số hình học đường hàn đơn			
11	Vw(m/min)	V(cm/min)	SDTw(mm)	SDTh(mm)	SDTw/SDTh	
1	6.5	25	7.26	4.89	1.49	
2	6.5	35	6.19	4.19	1.48	
3	6.5	45	5.95	3.42	1.74	
4	6.5	55	5.55	3.26	1.70	
5	7.0	25	7.71	4.96	1.55	
6	7.0	35	6.57	4.21	1.56	
7	7.0	45	6.13	3.69	1.66	
8	7.0	55	5.19	3.73	1.39	
9	7.5	25	8.07	5.14	1.57	
10	7.5	35	6.94	4.36	1.59	
11	7.5	45	7.15	3.64	1.96	
12	7.5	55	6.14	3.39	1.81	
13	8.0	25	8.94	5.24	1.71	
14	8.0	35	7.93	4.53	1.75	
15	8.0	45	6.83	3.72	1.84	
16	8.0	55	6.72	3.25	2.07	

Bảng 3. Kết quả thực nghiệm

## 3.3. Thảo luận



Hình 4. Ảnh hưởng của tốc độ hàn và tốc độ cấp dây đến bề rộng và chiều cao đường hàn đơn thực nghiệm

Qua đồ thị Hình 4 ta nhận thấy, trong cùng một chế độ cấp dây hàn, khi tăng tốc độ hàn thì bề rộng mối hàn giảm. Vận tốc di chuyển mỏ hàn hay còn gọi là vận tốc hàn. Đây là đại lượng quan trọng thứ ba có ảnh hưởng đến năng suất hàn và năng lượng hàn. Việc chọn đúng tốc độ hàn phụ thuộc vào hình dạng mối hàn cũng như điều kiện nung và nguội vật hàn. Tốc độ hàn tăng làm tăng lượng nhiệt đưa vào vật hàn phía trước hồ quang, do đó cần ít nhiệt hơn để nung nóng trước cạnh hàn; tốc độ nguội của chi tiết chậm. Tốc độ hàn ảnh hưởng đến kích thước mối hàn và chiều sâu chảy. Nếu giảm giá trị này, vũng hàn sẽ rộng, nông hơn và hồ quang tác động chủ yếu lên vũng hàn. Khi tăng tốc độ hàn, chiều sâu chảy giảm và chiều rộng mối hàn cũng giảm. Với in 3D, tốc độ hàn có ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng vật liệu chi tiết. Mặt khác, giảm tốc độ cấp dây hàn thì bề rộng mối hàn cũng giảm theo.

Cường độ dòng điện hàn có mối liên hệ trực tiếp với tốc độ cấp dây hàn. Bởi với mỗi mức cường độ dòng điện hàn, tốc độ cấp dây hàn sẽ xác định tầm với điện cực nhất định để đạt được tốc độ đắp cho mối hàn. Cường độ dòng điện hàn tỷ lệ thuận với tốc độ cấp dây. Tại máy hàn, có khả năng điều chỉnh theo nấc các giá trị của dòng hàn hoặc đặt tự động trên bảng cài đặt chương trình lập trình gia công hàn. Theo đồ thị bên phải Hình 4b ta thấy rằng, sự biến thiên của chiều cao đường hàn đơn cũng tương tự như bề rộng đường hàn đơn.



Hình 5. Ảnh hưởng của tốc độ hàn và tốc độ cấp dây đến tỉ lệ bề rộng với chiều cao đường hàn đơn thực nghiệm

Mối liên hệ giữa tốc độ hàn đến tỉ lệ bề rộng/chiều cao đường hàn đơn được thể hiện như trong hình 5. Qua đó, ta nhận thấy khi tăng tốc độ hàn với cùng tốc độ cấp dây thì tỉ số này có xu hướng tăng và ngược lại. Mặt khác, khi tăng tốc độ cấp dây, thì tỉ lệ này có xu hướng tăng.



Hình 6. Bản đồ công nghệ liên hệ giữa thông số công nghệ đầu vào và đặc tính đường hàn đơn thực nghiệm
Hình 6 thể hiện bản đồ công nghệ được xây dựng thể hiện mối liên hệ giữa đầu ra cần nghiên cứu là bề rộng đường hàn và chiều cao đường hàn với đầu vào là các thông số công nghệ chính như tốc độ hàn và tốc độ cấp dây hàn. Từ bản đồ công nghệ ở Hình 6, khi cần đạt được giá trị đầu ra mong muốn, ta sẽ nhận được các giá trị thông số công nghệ quá trình cần sử dụng để cài đặt cho máy.

### 4. Kết luận

Kết quả của nghiên cứu chỉ ra rằng, trong cùng một chế độ cấp dây hàn, khi tăng tốc độ hàn thì bề rộng mối hàn giảm; giảm tốc độ cấp dây hàn thì bề rộng mối hàn cũng giảm theo; sự biến thiên của chiều cao đường hàn đơn cũng tương tự như bề rộng đường hàn đơn.

Bài báo có ý nghĩa khoa học khi sử dụng phương pháp học máy để khảo sát, xây dựng bản đồ công nghệ, qua đó làm cơ sở tham khảo, có thể được sử dụng trong thực tế khi in 3D công nghệ sử dụng công nghệ CMT với vật liệu Inconel 625.

### Tài liệu tham khảo

- [1]. Raut LP, Taiwade RV, 2021, 'Arc additive manufac- turing: A comprehensive review and research directions'. J Mater Eng Perform, 30(7):4768–4791. doi:10.1007/s11665-021-05871-.
- [2]. Boțilă LN, 2020, 'Considerations regarding aluminum alloys used in the aeronautic/aerospace industry and use of wire arc additive manufacturing WAAM for their industrial applications', *Welding and Material Testing* 4, pp.1–16.
- [3]. Yuhua Chen, Mingfang Xu, Timing Zhang, Jilin Xie, Kang Wei, Shanlin Wang, Limeng Yin, Peng He, 2022, 'Grain refinement and mechanical properties improvement of Inconel 625 alloy fabricated by ultrasonic-assisted wire and arc additive manufacturing', *Journal of Alloys and Compounds* (2022), doi.org/10.1016/j.jallcom.2022.164957.
- [4]. Y.L. Hu, X. Lin, S.Y. Zhang, Y.M. Jiang, X.F. Lu, H.O. Yang, W.D. Huang, 2018, 'Effect of solution heat treatment on the microstructure and mechanical properties of Inconel 625 superalloy fabricated by laser solid forming', *J. Alloy. Compd.* 767, pp. 330–344.
- [5]. Ariel Gamon, Edel Arrieta, Paul R. Gradl, Colton Katsarelis, Lawrence E. Murr, Ryan B. Wicker, Francisco Medina, 2021, 'Microstructure and hardness comparison of asbuilt Inconel 625 alloy following various additive manufacturing processes', *Results in Materials 12 (2021)*. doi.org/10.1016/j.rinma.2021.100239.

# Research on the influence of some main technological parameters on the single-layer bead geometry properties manufactured by using CMT-WAAM technology

**Abstract:** This paper experimentally studies the influence of some main input technological parameters such as welding speed and wire feed speed on some geometric factors of a single-layer weld bead such as bead width and bead height, which manufactured by WAAM CMT welding technology. At the same time, Machine Learning method is applied to build technology maps for the systemized detailed manufacturing process as a basis for prediction and optimization problems.

Keywords: 3D printing; CMT; Inconel 625; single layer weld bead.

# Experimental and numerical study on the effectiveness of high - strength steels protecting against API BZ projectiles

Phung Van Minh<sup>1</sup>, Phan Hoang Cuong<sup>1</sup>, Tran Van Ke<sup>1</sup>, Nguyen Xuan Thanh<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Le Quy Don Technical University <sup>2</sup>Academy of Military Science and Technology \*Corresponding author: PVM (minhpv.mta@gmail.com, 0985150395)

#### Abstract

This paper presents some results on Experiments and numerical analysis for Xar450 and Perform 700 high - strength steels subjected to 7.62 x 39mm API BZ projectile. The numerical study of the target thicknesses varies from 3mm to 4mm and 6mm. They are struck at  $0^0$ ,  $15^0$ ,  $30^0$ ,  $45^0$ , and  $60^0$  oblique angles. Numerical simulation results show that at a normal impact angle, the bullet can break through the Perform700 targets in all thicknesses; however, the resistance performance of the target plate increases with the rise of oblique angles. The Xar450 target plates of 4 mm and 6 mm can resist the bullet at any oblique angle, but the bullet can easily penetrate 3mm thickness from  $0^0$  to  $30^0$ oblique angles. The Experiment results showed that the bullet perforated through the Perform700 target plate with a thickness of 3mm at  $0^0$  and  $30^0$  oblique angles. In contrast, the bullet cannot penetrate the Xar450 target thickness of 4mm at a normal angle. The findings of this research are used in the formulation of the design methodology for a light armoured vehicle. The findings of the research given in this paper have considerable importance in the realm of calculating and developing anti - fracture structures for practical applications.

*Keywords:* 7.62 x 39mm API BZ projectile, numerical simulation, Xar450, Perform700, oblique angle

### **1. Introduction**

Testing is essential for evaluating the reliability and effectiveness of a weapon system in certain areas like weapon design and manufacture. This industry involves the research, design, and production of weapons. Furthermore, weapon testing helps identify the critical qualities that have the greatest impact on the weapon's effectiveness. As a result, this results in a significant reduction in the time and money needed for the design and production stages [1] - [3].

As seen in Figure 2, the majority of investigations concerning bullet - resistant materials often use a conservative approach by assuming a hypothetical situation in which the angle  $\alpha$  between the normal vector of the target plate and the velocity vector of the bullet is zero degrees. Nevertheless, it is important to note that in the majority of real - world scenarios, the bullet is likely to possess a certain level of random inclination prior to making contact with the intended target. Johnson and Sengupta [4] gave a presentation in which they reviewed the research that had been done on high - velocity oblique contact and the ricochet of projectiles of varying forms, with a particular focus on long rod projectiles. The mechanics of ricocheting off of solid, fluid, and granular media were also reviewed, in addition to the aspects of cratering and penetration in oblique impact that were emphasized. Marvin and Backman [5] took into account the terminal ballistics and penetration mechanics aspects of the interaction between penetrators and targets. Werner Goldsmith [6] provided a summary of

analytical, numerical, and Experimental studies of objects subjected to non - standard collisions, penetration, and perforation of strikers, characterized by all cases other than the normal contact of a strictly translating impactor on a stationary target at normal incidence. Corbett and Reid [7] examined the study that was done on the ability of free - flying projectiles moving at sub - ordnance velocity to penetrate and perforate plates and cylindrical objects. In general, they showed Experimentally that the velocity reduced during perforation of target plates by soft - core lead bullets and was almost unaltered by the inclination angle of about  $30^{0}$ .

This paper studies numerically and Experimentally Xar450 and Perform700 target plates with thicknesses varying by 3, 4, and 6 mm each impacted at 0,  $15^{0}$ ,  $30^{0}$ ,  $45^{0}$ , and  $60^{0}$  of obliquity against a 7.62 x 39 mm API BZ projectile. The establishment of material modelling in the simulation software necessitates the use of these specified material attributes. The program used for constructing geometric models is Inventor 2016. Subsequently, the models are exported, and any necessary repair geometry is generated using Altair HyperWorks 2021.1 prior to the execution of the meshing operation. Ansys Workbench 2019R3 is used for the purpose of examining the bullet resistance of materials subsequent to the importation of the mesh into the software.

### 2. Specific of target plates and bullets

### 2.1. Target plates

When considering several aspects of the desired outcome, such as the need for enhanced strength, hardness, toughness, cost - effectiveness, ease of machining, weldability, and market availability. This research selects the target plate steels Xar450 and Perform700, which are exclusive trademarks of ThyssenKrupp AG in Germany. The targets include dimensions of 0.5 meters by 0.5 meters [8], exhibiting variations in thickness of 3 millimeters, 4 millimeters, and 6 millimeters. Table 1 provides the specified chemical composition for the different alloys. The mechanical characteristics of both steel plates will be provided and then examined in Section 3.1.

Material	С	Si	Mn	Р	S	Nb	V	Ti	Mo	В	Cr
Xar450 [9]	0.22	0.8	1.5	0.02	0.007	-	0.002	-	0.5	0.005	1.3
Hardo x - 450 [10]	0.19 - 0.26	0.7	1.6	0.025	0.01	-	0.004	-	0.6	0.004	1.4
Perform - 700 [11]	0.1	0.6	2.1	0.025	0.006	0.09	0.2	0.22	0.5	0.004	0.04

Table 1. Chemical composition (in weight %) of Xar450, Hardo x 450, and Perform700

Material	Yield strength (MPa)	Ultimate strength (MPa)	Elongation (%)	Notch impact energy (J) ( - 40 <sup>0</sup> C)	Hardness (HBW)
Xar450 [9]	1200	1400	10	30	420 - 480
Hardo x 450 [10], [12]	1190	1355	10	35	425 - 475
Perform700	700	950	12	27	355

Table 2. Mechanical properties of Xar450, Hardo x 450, and Perform700

### 2.2. Bullets

The design requirements in this research present the use of a 7.62 x 39mm API BZ projectile; the bullet model is given in Figure 1. The initial bullet velocity and angular velocity are about 710m/s and 36250rad/s [13] - [15], respectively. The total mass of the bullet and core is approximately 7.93 and 3.58g, respectively [16]. The core mass of the bullet is somewhat smaller than the required core mass for test level 8 based on VPAM APR 2006, as shown in Table 3. The mechanical properties and material parameters of the bullet can be taken from [12], [16] - [20].



Figure 1. Schematic and cross section of 7.62 x 39 mm API BZ (1) lead cap (2) hard steel core (3) brass jacket (4) powder (5) brass sabot (6) propellant (7) case (8) primer

F			Ammu	ojectile	Test conditions		
leve	e of pon	Calibra	Allinu	Animumuon and projectie			bullet
rest ]		Calible	Type		manufacturer	distance	velocity
H	Ĕ Ĕ		Туре	mass (g)	type	(m)	(m/s)
				$7.7 \pm 0.1$			
Q	° 1 7.62 x	EMI/DD/UCI	core 4.1	DZ	10 0 5	740 + 10	
0	L	39	FINIJ/PB/HCI	hardness	DZ	10+0.5	$740 \pm 10$
				65 HRC			

Table 3. Test level 8 based on VPAM APR 2006 [21]

### 3. Numerical analysis

### 3.1. The material models

Johnson and Cook [22], [23] proposed the continuum damage mechanics and the fracture model of both targets and bullets in this research:

$$\sigma = (a + b\varepsilon^{n})(1 + c\ln\dot{\varepsilon}^{*})(1 - T^{*m})$$
<sup>(1)</sup>

where  $\varepsilon$  is equivalent plastic strain,  $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ , *a*, *b*, *c*, *n* and *m* are material constants.

The fracture model builds up damage as the deformation proceeds.

$$d = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon^f} \tag{2}$$

in which  $\Delta \varepsilon$  is an increment of the equivalent plastic strain. The e x pression of the strain at fracture is e x pressed by:

$$\varepsilon^{f} = (d_{1} + d_{2} \exp d_{3} \sigma^{*})(1 + d_{4} \ln \dot{\varepsilon}^{*})(1 + d_{5} T^{*})$$
<sup>(3)</sup>

where  $\sigma^* = \sigma_m / \overline{\sigma}$ ,  $\sigma_m$  is the average of the three normal stresses and  $\overline{\sigma}$  the Von Mises stress. The dimensionless strain rate,  $\dot{\varepsilon}^*$ , and homologous temperature, T<sup>\*</sup>. The parameters d<sub>i</sub> (i = 1÷5) are obtained by carrying out the tension tests. The tensile test specimen procedures are shown in [10] - [12], [16] - [19], [24], [25].

Table 4. Material properties for target plates and bullet

		Ta	rgets	Bullet	[12], [17], [1	8], [16]
Description	Notations	Xar450	Perform700	Brass	Hardened	Lead core
		[12][10]	[11]	jacket	steel core	and cap
Modulus of elasticity	E (N/mm <sup>2</sup> )	210000	216000	115000	210000	1000
Poisson's ratio	N	0.32	0.33	0.31	0.33	0.42
Density	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	7850	7850	8520	7850	10660
Specific heat	c <sub>p</sub> (J/kgK)	450	425	385	452	124
J - C strength						
Yield stress constant	a (N/mm <sup>2</sup> )	1190	764	206	1200	24
Strain hardening	b (N/mm <sup>2</sup> )	1355	950	505	50000	300
constant	Ν	0.175	0.345	1	1	0.42
Viscous effect	с	0.0038	0.0156	0.01	0	0.1
Thermal softening constant	m	1	1	1.68	1	1
Reference strain rate	Ė	0.0001	0.0001	0.0005	0.0005	0.0005
Melting temperature	$T_m(C)$	1800	1800	1189	1800	1189
Transition temperature	$T_0(C)$	22	22	22	22	22
	$d_1$	0.1	0.1152	2.25	0.4	0.25
	$d_2$	0.4	1.0116	0.0005	0	0
J - C failure	<i>d</i> <sub>3</sub>	- 1.3	- 1.7684	- 3.6	0	0
	$d_4$	0.05	- 0.05279	- 0.0123	0	0
	$d_5$	0	0.5262	0	0	0

### 3.2. Numerical models

The geometric models of targets and bullets are shown in Figure 2. The projectile consists of a brass jacket, a lead cap, and a hardened steel core with a mesh size of 0.2mm and 35821, 29436, and 66132 elements, as shown in Figures 3 a, b, c, and d. The target plate is divided into two regions. The first part is in the impact area, where the mesh is finer, and the other is in the outer area, where the mesh is coarser. The target plate has meshed hexagons of 1mm for the impact area and 2mm for the outer region. The total number of elements of targets with thicknesses of 6, 4, and 3mm is 187500, 125000, and 93750, respectively (shown in Figure 3f). The mesh is checked to meet criteria to ensure that the problem converges and reduces running time, as shown in Figure 4. According to [18], [20], [26] - [30], the target plate was meshed with a size of 1mm. The contact between the target and bullet was kinematic. This study did not consider the frictional effect when the bullet hits the target because the bullet moves at high speed. The mesh convergence analysis was examined. In the mesh convergence study, the bullet was meshed at 0.2mm. The mesh convergence study was examined by changing element size in the impact zone of the target by carrying out 0.5 x 0.5 x 0.5(mm<sup>3</sup>), 1 x 1 x 1(mm<sup>3</sup>), 1.5 x 1.5 x 1.5(mm<sup>3</sup>), and 2 x 2 x 2(mm<sup>3</sup>), and at the non contact region, the mesh changes to 2 x 2 x 0.5(mm<sup>3</sup>), 2 x 2 x 1(mm<sup>3</sup>), 2 x 2 x 1.5(mm<sup>3</sup>), and  $2 \times 2 \times 2$  (mm<sup>3</sup>), respectively. The residual velocity changed considerably when varying the mesh size, as can be seen in Figure 5. In this figure, the residual velocity of the bullet with a mesh size of 1mm<sup>3</sup> did not change much during and after impact with the target plate in comparison with a mesh size of 0.5mm<sup>3</sup>. However, the residual velocity of the bullet changed considerably as the mesh size increased to 1.5mm<sup>3</sup> and 2mm<sup>3</sup>. Therefore, to ensure the accuracy of the numerical simulation and to reduce the simulation time, the target plate was meshed with an element size of 1mm<sup>3</sup> in the contact zone, while in the non - contact zone, it was meshed at a coarser mesh  $(2 \times 2 \times 1 \text{mm}^3)$ .

The material parameters of targets and bullets are taken from Table 4. The target was fixed support at four side edges. The input velocity and angular velocity of the bullet before impact are 710m/s and 36250rad/s [13] - [15]. The analysis setting is set as default, and the end time is set at t = 0.0001s.



Figure 2. Geometric model of target and plate





Figure 3. Mesh of (a) target and bullet (b) bullet (c) brass jacket (d) hard steel core (e) lead cap (f) target plate







Figure 5. Mesh convergence study of residual velocity as a function of time

#### 3.3. Numerical results



Figure 6. Bullet velocity of Xar450 plate overs time, oblique angles, and thicknesses

The bullet velocity reduces significantly at  $0^0$  when the bullet hits the target plates at 4mm and 6mm. The velocity event drops below zero values (red and orange lines) because the bullet rebounds back after hitting the target. At higher impact angles of  $15^0$  to  $60^0$  (round dot, square dot, long dash - dot, and long dash - dot dot lines, respectively), the bullet velocity is positive because both target and bullet are deformed, and then the bullet changes direction and slides on the front target surface. With a target thickness of 3mm, an amount of the energy was absorbed by the target, so that the bullet velocity decreased to approximately 400m/s (blue line) at  $0^0$ .



Figure 7. Bullet velocity of Perfom700 plate over time, oblique angles, and thicknesses

The decrease in bullet velocity is evident when examining Figure 7, as target thickness increases. The velocity of a bullet decreases as the impact angle increases, assuming the bullet thickness remains constant. The residual velocity observed in these instances exhibits a notable increase when compared to the velocities shown in Figure 6. This disparity may be attributed to the much superior strength and hardness of the Xar450 target plate in contrast to the Perform 700 plate.



Figure 8. Maximum of Von Mises stress of Xar450 target plate changes over thicknesses and oblique angles



Figure 9. Maximum of Von Mises stress of Perfom700 plate changes over thicknesses and oblique angles

Figure 8 depicts the variations in the Maximum Von Mises stress of the Xar450 targets across different thicknesses and oblique angles. Three lines in red, green, and dark blue, each representing thicknesses of 6mm, 4mm, and 3mm, exhibit a consistent pattern of fluctuating the Maximum Von Mises stress as the obliquity increases. Each of the three lines shows a pattern of approaching peak levels of Maximum and minimum stresses at  $15^0$  and  $45^0$ , respectively. The red line represents the highest maximal Von Mises stress, while the dark blue signifies the lowest value. Figure 9 displays the variations in the Maximum Von Mises stress of the Perform700 targets across different thicknesses and oblique angles.





Figure 10. Simulation results of the Xar450 target at  $0^0$  (a) 6mm (b) 4mm (c) 3mm



Figure 11. Simulation results of the Xar450 target of 3mm at impact angle  $45^{\circ}$ 





(a)





(b)



(d)

Figure 12. Simulation results of the Perform700 target at some oblique angles (a) 6mm,  $0^{0}(b)$  4mm,  $0^{0}(c)$  3mm,  $0^{0}(d)$  3mm,  $30^{0}$ 



Figure 13. Cross - section results at 0<sup>0</sup> of (a) Xar450, 6mm (b) Xar450, 4mm (c) Xar450, 3mm (d) Perform700, 6mm (e) Perform700, 4mm (f) Perform700, 3mm

As can be seen from Figures 10, 11, and 13, the bullet easily penetrates through the Xar450 target thickness of 3mm at a normal angle. However, the target can resist the perforation of the bullet at higher thicknesses (4mm and 6mm), as shown in Figure 10 (a) and (b) at this angle. The plate is unaffected by the oblique angle of around  $45^{0}$  and the thickness of 3mm.

Figures 12 and 13 show that the bullet easily penetrates through the Perform700 target thickness of 3mm, 4mm, and 6mm at  $0^0$ ,  $15^0$ , and  $30^0$  impact angles. The plate is unaffected by the oblique angle of around  $45^0$  for all the thicknesses. At  $45^0$  and  $60^0$  impact angles, the bullet cannot penetrate the target; therefore, both target and bullet are deformed, and then the bullet slides on the target surface in a new direction.

### 4. Experiments

#### 4.1. Experiment setup

The testing setup is shown in Figure 14, based on test level 8 of VPAM APR 2006. Target plates were placed at a distance of  $(10 \pm 0.5)$ m from the rifle muzzle in a long test range. The Experiment was conducted at the Weapons Technical Center - Military Technical Academy.



Figure 14. a) Experimental model (b) Normal angle (c) Oblique angle (d) Method of measuring the oblique angle

In the Experiments, the angle of obliquity was increased gradually from the normal impact to  $60^{0}$  in each plate thickness. Due to the lack of equipment to measure the impact and the residual velocity of the bullet and the limited price of the Experiment. Thus, this paper references the muzzle velocity of a 7.62 x 39mm API BZ projectile that can be seen in the Experiment results of [13] - [15]. Because of that, this research only carried out the shooting of a Perform700 target plate thickness of 3 mm with three strikes at normal angle and three strikes at  $30^{0}$  of obliquity and the Xar450 target plate thickness of 4 mm with three strikes at normal angle.

4.2. Experimental results



Figure 15. Experimental results of striking of Perform700 target at (a)  $0^{0}$  and (b)  $30^{0}$ 



Figure 16. Experimental results of striking of Xar450 target of 4 mm at (a) front face and (b) back face

The results of the Experimental process are illustrated in Figures 15 and 16. The bullet perforated the targets at  $0^0$  and  $30^0$  of the Perform700 with a 3mm thickness. At a normal angle of 4mm on the Xar450 target, the bullet could not penetrate the plate, as shown in Figure 16. The Experimental results are nearly the same in comparison with numerical simulation; therefore, this supports the reliability of the results in this research.

### 5. Further research directions

The maintenance and protection of military structures and machinery are crucial prerequisites in the effective administration of technological weaponry within the armed services. The authors' study indicates a lack of theoretical and practical investigations exploring the anti - submachine gun penetrating capability of composite materials derived from natural fibers, such as banana, coconut, jute, bamboo, and others. Abundant fuel sources in humid tropical areas include natural fibers derived from bananas, coconuts, sugarcane, and bamboo. Hence, the use of coconut fiber as a fuel source has potential applicability in combat scenarios, since it may effectively support production and industrial activities in such contexts.



a) Banana fiber





Figure 17. Some natural fibers [31], [32]

Based on the findings derived from this study, the authors have formulated future research objectives, which include investigating the ballistic resistance capabilities of composites composed of various natural fibers, such as banana fiber, bamboo fiber, and coconut fiber, among others.



Figure 18. The test sample made of banana fiber composite material

Therefore, the duties associated with conducting additional research are as follows:

- Select banana, bamboo, and coconut fiber samples for chemical treatment and dehydration (Figure 17).

- Fabrication of natural fiber sheets and shells with specialized substrates

- Produce mechanical test samples (Figure 18). of composite materials in order to obtain a fundamental set of mechanical properties for use in calculations and simulations.

- Perform projectile penetration Experiments on manufactured plates and casings and make comparative evaluations. Studying the effects of shock waves caused by e x plosive testing on mechanical responses of natural fiber composite structures.

The authors claim that the research capabilities possessed by the members of the group will lead to the attainment of intriguing and important outcomes in these study ideas.

#### 6. Conclusions

This study uses both computational and Experimental methods to look at how a 7.62 x 39mm API BZ bullet can break through Xar450 and Perform700 target materials at different angles and thicknesses. According to the results of the numerical simulation, the bullet can pass through the Perform700 target with ease at impact angles of  $45^{0}$  and  $60^{0}$ , but it is unable to pass through the target at thicknesses of 3mm, 4mm, and 6mm at  $0^{0}$ ,  $15^{0}$ , and  $30^{0}$ . The bullet easily passes through the 3mm thickness at  $0^{0}$  on the Xar450 target, and the oblique angle of about  $45^{0}$  does not affect it. This target material can, however, withstand bullet penetration at greater thicknesses of 4 and 6mm at any obliquity.

### Acknowledgment

This research is funded by Le Quy Don Technical University Research Fund under the grand number 23.1.10.

#### **Disclosure statement**

No potential conflict of interest was reported by the authors.

### Data availability statement

The data that support the findings of this study are available from the corresponding authors upon reasonable request

#### References

- Van TD, Le Minh T, Thai DN, Cong DT, Van Minh P. The Application of the Design of the Experiment to Investigate the Stability of Special Equipment. *Math Probl Eng.* 2022;2022. doi:10.1155/2022/8562602
- [2]. Nguyen Van H, Dao Van D, Zenkour AM, Minh P Van, Thom D Van. Movement of amphibious rifles fixed on the mount when shooting and operating underwater. *Waves in Random and Complex Media*. Published online 2022. doi: 10.1080/17455030.2022.2147244
- [3]. Van Hung N, Van Dung N, Van Minh P, Van Ke T, Van Thom D. Vibration Behavior Analysis of the Ammunition Belt of the Gas - Operated Machine Gun. *J Vib Eng Technol*. Published online 2023. doi:10.1007/s42417 - 023 - 00926 - 4

- [4]. Børvik T, Dey S, Clausen AH. Perforation resistance of five different high strength steel plates subjected to small - arms projectiles. *Int J Impact Eng.* 2009;36(7):948 - 964. doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.12.003
- [5]. Tadeusz Niezgoda AM. On the numerical methods and physics of perforation in the high velocity impact mechanics. *World J Eng.* Published online 2009.
- [6]. Hub J, Komenda J. Ballistic resistance of steel plate hardox upon impact of non penetrating projectiles. *Adv Mil Technol*. 2009;4(2):79 91.
- [7]. Børvik T, Olovsson L, Dey S, Langseth M. International Journal of Impact Engineering Normal and oblique impact of small arms bullets on AA6082 - T4 aluminium protective plates. *Int J Impact Eng.* 2011;38(7):577 - 589. doi:10.1016/j.ijimpeng.2011.02.001
- [8]. Saleh M, Edwards L. International Journal of Impact Engineering Ballistic performance of multi - layered metallic plates impacted by a 7 . 62 - mm APM2 projectile. *Int J Impact Eng.* 2011;38(12):1022 - 1032. http://d x .doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2011.08.005
- [9]. Bhuarya MK, Rajput MS, Gupta A. Finite Element Simulation of Impact on Metal Plate. *Procedia Eng.* 2017;173:259 - 263. doi:10.1016/j.proeng.2016.12.009
- [10]. Gürgen S. A Numerical Investigation on Oblique Projectile Impact Behavior of AA5083
   H116 Plates. *J Polytech*. Published online 2018. doi: 10.2339 / politeknik. 403994
- [11]. Senthil K, Iqbal MA, Arindam B, Mittal R, Gupta NK. Ballistic resistance of 2024 aluminium plates against hemispherical, sphere and blunt nose projectiles. *Thin - Walled Struct*. 2018;126:94 - 105. doi:10.1016/j.tws.2017.02.028
- [12]. Khaire N, Tiwari G, Iqbal MA. Effect of eccentricity and obliquity on the ballistic performance and energy dissipation of hemispherical shell subjected to ogive nosed. *Thin Walled Struct*. 2021;161:107447. doi: 10.1016/j.tws.2021. 107447
- [13]. Kılıç N, Ekici B. Ballistic resistance of high hardness armor steels against 7.62mm armor piercing ammunition. *Mater Des.* 2013;44:35 - 48. doi: 10.1016/j.matdes. 2012.07.045
- [14]. Iqbal MA, Senthil K, Madhu V, Gupta NK. Oblique impact on single, layered and spaced mild steel targets by 7.62 AP projectiles. *Int J Impact Eng.* 2017;110:26 - 38. doi:10.1016/j.ijimpeng.2017.04.011
- [15]. Prakorb Chartpuk NK. Parameter analysis of SKD11 and SUS304 bulletproof plate that resistance penetration of bullet 7.62 mm according to standard NIJ 4 by finite element method. *Int J Mech Eng Technol.* 2019;10(09):207 - 221. doi:IJMET\_1 09\_022
- [16]. Konca E. A Comparison of the Ballistic Performances of Various Microstructures in MIL - A - 12560 Armor Steel. *Metals (Basel)*. 2020;10(4):446. doi:10.3390/met10040446
- [17]. W. Johnson, A.K. Sengupta SKG. High velocity oblique impact and ricochet mainly of long rod projectiles: An overview. *Int J Mech Sci.* 1982;24(7):425 - 436. doi://doi.org/10.1016/0020 - 7403(82)90052 - 2
- [18]. Marvin E. Backman WG. The mechanics of penetration of projectiles into targets. Int J Eng Sci. 1978;16(1):1 - 99. doi:https://doi.org/10.1016/0020 - 7225(78)90002 - 2
- [19]. Werner Goldsmith. Non ideal projectile impact on targets. *Int J Impact Eng.* 1999;22(2 3). doi:https://doi.org/10.1016/S0734 743 X (98)00031

- [20]. G.G. Corbett, S.R. Reid WJ. Impact loading of plates and shells by free flying projectiles: A review. *Int J Impact Eng.* 1996;18(2).
- [21]. N.K. Gupta VM. Normal and oblique impact of a kinetic energy projectile on mild steel plates. *Int J Impact Eng*. Published online 1992. doi:https://doi.org/10.1016/0734 743 X (92)90101 X
- [22]. Nguyen Thai D, Horák V, Nguyen Van D, Dao Van D, Nguyen Van H, Do Duc L. Ballistics of supercavitating projectiles. *Adv Mil Technol.* 2018;13(2):237 - 248. doi:10.3849/aimt.01243
- [23]. Thai DN, Van DN, Van PT, Duc L Do. Biomechanical analysis of the shooter weapon system oscillation. *ICMT 2017 - 6th Int Conf Mil Technol*. Published online 2017:48 -53. doi:10.1109/MILTECHS.2017.7988729
- [24]. Dung TN, Horák V, Luc TN, Dung VN, Linh D Do. A Motion Model of a Remotely Operated Underwater Vehicle: CFD Simulation. Adv Mil Technol. Published online 2022:253 - 263. doi:10.3849/aimt.1491
- [25]. Phung M Van, Nguyen DT, Doan LT, Nguyen D Van, Duong T Van. Numerical Investigation on Static Bending and Free Vibration Responses of Two - Layer Variable Thickness Plates with Shear Connectors. *Iran J Sci Technol - Trans Mech Eng.* 2022;46(4):1047 - 1065. doi:10.1007/s40997 - 021 - 00459 - 9
- [26]. Shakil S, Lu W, Puttonen J. Experimental studies on mechanical properties of S700 MC steel at elevated temperatures. *Fire Saf J.* 2020;116:103157. doi:10.1016/j.firesaf.2020.103157
- [27]. Standard E. Glass in building Security glazing *Testing and classification of resistance against bullet attack*. Published online 1999.
- [28]. Anyang Longteng Heat Treatment Material Co. L. *http://www.longtonsteel.com/news/equivalent standard and grade of abrasionwear resistant steels*. Published online 2022.
- [29]. Europe TS. Perform®Product.; 2016.
- [30]. Europe TS. Verschleißfeste Stähle XAR ®.; 2001.
- [31]. Ivanov Y, Gromov V, Konovalov S, Kormyshev V, Aksenova K, Teresov A. Structure and properties of strengthening layer on Hardo x 450 steel. *Mater Sci Technol*. 2017;33(17):2040 - 2045. doi:10.1080/02670836.2017.1343231
- [32]. Shin Y, Chung J, Kim J H. Test and estimation of ballistic armor performance for recent naval ship structural materials. *Int J Nav Archit Ocean Eng.* 2018;10(6):762 - 781. doi:10.1016/j.ijnaoe.2017.10.007
- [33]. Wen Y, X u C, Jin Y, Batra RC. Rifle bullet penetration into ballistic gelatin. *J Mech Behav Biomed Mater*. 2017;67:40 50. doi:10.1016/j.jmbbm.2016.11.021
- [34]. Jena DP, Jena DK, Kumar S. Simulation of Bullet Penetration using Finite Element Method. *In: 2019 International Conference on Range Technology (ICORT)*. IEEE; 2019:1
   - 4. doi:10.1109/ICORT46471.2019.9069609

- [35]. Leopoldo Carbajal JJ& HK. Assault Rifle Bullet Experimental Characterization and Computer (FE) Modeling. *E x p Appl Mech.* 2011;6:651 - 668. doi:10.1007/978 - 1 - 4614 - 0222 - 0\_77
- [36]. VPAM APR 2006. General Basis for Ballistic Material, *Construction and Product Testing.*; Edition 2009;1 29
- [37]. Johnson GR, Cook WH. A Computational Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strain, High Strain Rates and High Pressures. *Seventh Int Symp Ballist*. Published online 1983:541 - 547.
- [38]. Johnson GR, Cook WH. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng Fract Mech.* 1985;21(1):31 48. doi:10.1016/0013 7944(85)90052 9
- [39]. Tanner BK. The magnetic properties of high strength steels. *Nondestruct Test Eval*. 1989;5(1):9 15. doi:10.1080/02780898908952950
- [40]. Wuriti GS, Chattopadhyaya S, Thomas T. Acoustic emission signal characteristics of maraging steel 250 pressure vessel during a hydraulic qualification test. *Nondestruct Test Eval.* 2022;37(1):100 - 114. doi:10.1080/10589759.2021.1909013.

# Ảnh hưởng của một số thông số công nghệ đến chất lượng đường đơn khi tạo hình thép không gỉ 316L bằng công nghệ bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser

**Dương Văn Ngụy, Nguyễn Văn Quân** Khoa Cơ khí, Trường Đại học kỹ thuật Lê Qúy Đôn <sup>\*</sup>Email:duongnguy@gmail.com

### Tóm tắt

Bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser (DLMD) là công nghệ tạo hình hiện đại, có tiềm năng ứng dụng lớn trong các ngành công nghiệp trọng điểm. Có nhiều yếu tố ảnh hưởng tới chất lượng lớp tạo hình, trong đó các thông số công nghệ có ảnh hưởng rất lớn. Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số công nghệ: công suất laser (P), lưu lượng cấp bột (Mp), tốc độ quét của đầu phun (V) đến các đặc trưng hình học của lớp tạo hình: chiều cao (h), chiều rộng (Wc) và độ sâu (hmix) khi tạo hình vật liệu 316L bằng công nghệ DLMD. Kết quả cho thấy: Công suất laser có ảnh hưởng lớn nhất đến chiều rộng lớp phủ (chiếm 45,97%) và chiều sâu lớp phủ (chiếm 42,05%); Trong khi đó lưu lượng cấp bột ảnh hưởng lớn nhất đến chiều cao lớp phủ (chiếm 58,44%); **Từ khóa:** công nghệ bồi đắp trực tiếp bằng laser, laser, SS316L.

### 1. Giới thiệu

Bồi đắp kim loại trực tiếp bằng laser (DLMD) là công nghệ tạo hình quan trọng, được phát triển nhanh chóng trong những năm gần đây [1]. Các chi tiết được tạo hình theo từng lớp bằng cách nung chảy vật liệu bột bằng chùm tia laser thông qua đầu phun trong hệ thống DLMD. Đầu phun có thể là loại đầu phun đồng trục hoặc không đồng trục. Trong đó đầu phun đồng trục (liên tục hoặc gián đoạn) được sử dụng phổ biến. Do DLMD chủ yếu liên quan đến sự tương tác giữa chùm tia laser và dòng bột, nên việc nghiên cứu quá trình phun bột để nâng cao chất lượng chế tạo và hiệu suất sử dụng vật liệu có ý nghĩa quan trọng [2,3]. 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 [4]. So với công nghệ truyền thống, DLMD có hệ số sử dụng vật liệu cao hơn, 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 chất lượng và hình dạng của vòi phun [5,6].

Trong quá trình tạo hình bằng công nghệ DLMD, đường đơn là đơn vị cơ bản để hình thành nên vật thể. Các đặc trưng về kích thước, hình dáng hình học của đường đơn này ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng sản phẩm. Do đó, nghiên cứu quy luật ảnh hưởng của các tham số công nghệ đến các đặc trưng về kích thước mặt cắt ngang đường đơn, từ đó tìm ra phạm vi tham số công nghệ hợp lý, đây là cơ sở để nâng cao chất lượng sản phẩm. Hiện nay, có một số nghiên cứu nâng cao độ chính xác sản phẩm thông qua tối ưu hóa tham số công nghệ (7,8], tuy nhiên để tìm được phạm vi tham số công nghệ hợp lý cần tiến hành một số lượng lớn các thí nghiệm. Bài báo lựa chọn loại vật liệu là thép không gỉ SS316L làm đối tượng nghiên cứu, đây là loại vật liệu được ứng dụng rất nhiều trong ngành hàng không vũ trụ và các ngành công nghiệp trọng điểm khác [9,10]. Sử dụng phương pháp thực nghiệm Taguchi để tìm ra quy luật ảnh hưởng của các tham số công nghệ đến kích thước đường đơn, từ đó xác định phạm vi tham số công nghệ hợp lý để tạo hình đường đơn.

# 2. Mô hình thực nghiệm

# 2.1. Thiết bị thực nghiệm

Thiết bị thí nghiêm là hê thống tao hình DLMD, bao gồm hê thống bàn máy có kích thước (3500 x 1400 x 1600mm), hệ thống laser có công suất 500W, hệ thống chuyển động CNC 3 truc, hê thống cấp bột tự động, bộ phân làm mát và khí Argon bảo vê, đầu laser cấp bột đồng trục liên tục. Sơ đồ nguyên lý và thiết bị thể hiện trong Hình 1.





Hình 1. Hệt hống DLMD; (a) Sơ đồ nguyên lý; (b): hình ảnh thiết bị

# 2.2. Vật liệu thí nghiệm

Vật liêu nền là thép SS304 dang tấm, có kích thước 200 x 200 x 5mm<sup>3</sup>. Trước khi thí nghiêm, tấm nền được đánh bóng và làm sach bằng cồn, axeton để tẩy dầu mỡ trên bề mặt. Để cải thiện tính chảy lỏng của lớp bột tạo hình lên lớp bề mặt của vật liệu nền, tấm nền được sấy khô ở nhiệt độ 80°C trong 10 phút.

Vật liệu tạo hình được sử dụng là bột thép không gỉ SS316L dạng bột, có kích thước hạt  $15 \sim 50_{\mu m}$ , thành phần hóa học như bảng 1 thể hiện.

Thành phần	С	Mn	Р	S	Cr	Ni	Мо	Fe	0
Hàm lượng	0,02	1,06	0,005	0,003	17	12	2,04	Cân bằng	0,02

Bảng 1. Thành phần hóa học của bột kim loại SS316L Wt(%)

# 2.3. Thiết kế thực nghiệm

Sử dụng phương pháp quy hoạch thực nghiệm Taguchi L<sub>9</sub> để nghiên cứu ảnh hưởng của 3 thông số công nghệ ứng với 3 mức biến đổi.

Thông số	Các mức				
r nong so	Mức 1	Mức 2	Mức 3		
Tốc độ quét đầu phun (mm/phút)	8	9	10		
Công suất Laser (W)	230	250	270		
Lưu lượng cấp bột (g/phút)	8	10	12		

Bảng 2. Các yếu tố điều khiển và các mức

Hàm mục tiêu của thiết kế thí nghiệm là các đặc trưng của lớp phủ đơn vật liệu 316L được tạo hình bằng công nghệ DLMD: chiều rộng lớp phủ W<sub>c</sub>, chiều cao lớp phủ h, chiều sâu lớp phủ hmix. Hình 2 thể hiện các đặc trưng của mặt cắt ngang lớp phủ đơn.



Hình 2. Mô hình mặt cắt ngang đường đơn lớp tạo hình

Các đường đơn được tạo hình có chiều dài 100mm, sau đó được cắt bằng máy cắt dây. Các mẫu mặt cắt ngang được đánh bóng, sau đó được quan sát và đo các thông số trên máy đo quang học.

# 3. Kết quả thí nghiệm và thảo luận

# 3.1. Kết quả thí nghiệm

Sau khi tạo hình xong, các mẫu đường đơn như thể hiện trong Hình 3(a), mặt cắt ngang đường đơn được thể hiện trong Hình 3(b). Kết quả đo các đặc trưng của đường đơn thể hiện trong Bảng 3.





Mẫu 1



Mẫu 2



Mẫu 3





Mẫu 7

Mẫu 8

Mẫu 9

(b) ∝á a **⊀**u àr

Hình 3. Kết quả thực nghiệm. a) các đường đơn; b) bề mặt cắt ngang của một mẫu Bảng 3. Kết quả thực nghiệm

	Tốc độ chạy	Công suất Lưu lượ		Các thông số mặt cắt ngang			
TT	đầu phun	Laser	cấp bột	W	Н	h	
	(mm/phút)	(W)	(g/phút)	(mm)	(µm)	(µm)	
1	8	230	8	0,434	0,058	0,061	
2	8	250	10	0,565	0,135	0,092	
3	8	270	12	0,584	0,181	0,081	
4	9	230	10	0,504	0,150	0,065	
5	9	250	12	0,496	0,200	0,061	
6	9	270	8	0,565	0,092	0,123	
7	10	230	12	0,569	0,162	0,061	
8	10	250	8	0,531	0,096	0,084	
9	10	270	10	0,611	0,123	0,123	

# 3.2 Thảo luận

1) Xác định tỷ số nhiễu

Theo phương pháp Taguchi, lựa chọn theo tiêu chí định mức tốt nhất thì tỷ số nhiễu được xác định theo công thức:

$$(S/N)_{i} = -10\log\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{u}y_{i} - \overline{y_{i}}\right)^{2}; i = 1...9$$
(1)

TT	Ảnh hưởng của P, Mp , V đến Wc.		Ảnh hưởng c đếr	ủa P, Mp , V 1 h	Ảnh hưởng của P, Mp , V đến hmix.	
TT	$\left(y_i - \overline{y_i}\right)^2$	S/N	$\left(y_i - \overline{y_i}\right)^2$	S/N	$\left(y_i - \overline{y_i}\right)^2$	S/N
1	0,0112125	29,045	0,0056601	32,014	0,0004999	42,553
2	0,0006306	41,545	0,0000028	65,105	0,0000743	50,831
3	0,0019458	36,651	0,0022912	35,942	0,000085	60,268
4	0,0012880	38,443	0,0002981	44,798	0,0003348	44,294
5	0,0019262	36,695	0,0045114	32,999	0,0005094	42,472
6	0,0006306	41,545	0,0016511	37,365	0,0015517	37,634
7	0,0008475	40,261	0,0008161	40,425	0,0004901	42,639
8	0,0000790	50,565	0,0013567	38,218	0,000009	70,162
9	0,0050568	32,504	0,0000967	49,688	0,0015469	37,648

Bảng 4. Kết quả tính tỷ số nhiễu

2) Ảnh hưởng của P, Mp , V đến Wc.

Xét ảnh hưởng của các thông số công nghệ tới chiều rộng lớp phủ: Dựa trên kết quả tính tỷ số nhiễu ta lập bảng phân tích, tính giá trị trung bình tỷ số nhiễu cho mỗi yếu tố ở các mức khác nhau.

Mức biến đổi	S/N trung bình theo các mức						
	V	Р	Мр				
1	35,747	35,916	40,385				
2	38,894	42,935	37,497				
3	41,110	36,900	37,869				
Delta	5,362	7,018	2,887				
% ånh hưởng	35,12	45,97	18,91				

Bảng 5. Bảng phân tích đánh giá kết quả

Dựa vào kết quả thí nghiệm, xác định được mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều rộng lớp phủ W<sub>c</sub> được xếp theo thứ tự giảm dần: Công suất laser, chiếm: 45,97% > Tốc độ chạy đầu phun, chiếm: 35,12% > Lưu lượng cấp bột, chiếm: 18,91%.

Xây dựng đồ thị đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều rộng lớp phủ W<sub>c</sub>. Như trên hình 4 quan sát thấy rất rõ vùng giá trị cao nhất W<sub>c</sub> = 0,61 (mm) đạt giá trị cao nhất ứng với công suất laser là 270W, tốc độ đầu phun 10 (mm/phút) và lưu lượng cấp bột là 10 (g/phút) . Điểm thấp nhất tương ứng với W<sub>c</sub> = 0,43 (mm) với giá trị công suất laser là 230W và tốc độ đầu phun 8 (mm/phút) và lưu lượng cấp bột 8 (g/phút).



Hình 4. Ảnh hưởng của P, V, Mp đến chiều rộng lớp phủ  $W_c$ 

2) Ảnh hưởng của P, Mp , V đến chiều cao lớp phủ h

Xét ảnh hưởng của các thông số công nghệ tới chiều cao lớp phủ h: Lập bảng phân tích, đánh giá kết quả dựa trên tỷ số nhiễu S/N cho mỗi thí nghiệm, tính giá trị trung bình tỷ số nhiễu cho mỗi yếu tố ở các mức khác nhau.

Mức biến đổi	S/N trung bình theo các mức						
Muc bien doi	V	Р	Мр				
1	44,354	39,079	35,866				
2	38,387	45,441	53,197				
3	42,777	40,998	36,455				
Delta	5,966	6,362	17,332				
% ånh hưởng	20,11	21,45	58,44				

<b>n</b> 2	-			11 1			
Rána 6	Rána	nhân	tich	đánh	σiά	kôt	auá
Dung 0.	Dung	pnun	uun	uunn	ziu	nei	guu

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều cao đường đơn h được đánh giá như sau: Lưu lượng cấp bột ảnh hưởng lớn nhất với giá trị 58,44%; trong khi đó tốc độ quét đầu phun và công suất laser có giá trị xấp xỉ bằng nhau, lần lượt chiếm: 20,11 và 21,45%.

Xây dựng đồ thị đánh giá ảnh hưởng riêng rẽ của các thông số công nghệ đến chiều cao lớp phủ h như trong Hình 5 thể hiện.





Từ đồ thị của Hình 5, chiều cao đường đơn đạt giá trị cao nhất  $h_0 = 0,2$  (mm) ứng với công suất laser là 250W, tốc độ đầu phun 9 (mm/phút) và lưu lượng cấp bột 12 (g/phút). Giá

trị thấp nhất của đường đơn ho = 0,05 (mm) tương ứng với công suất laser là 230W, tốc độ đầu phun 8 (mm/phút) và lưu lượng 8 (g/phút).

3) Ảnh hưởng của P, Mp, V đến chiều sâu hmix.

Dựa trên số liệu tỷ số nhiễu, xét ảnh hưởng của các thông số công nghệ tới chiều sâu lớp phủ hmix, giá trị trung bình tỷ số nhiễu cho mỗi yếu tố ở các mức khác nhau.

Mức biến đổi	S/N trung bình theo các mức						
Muc blen doi	V	Р	Мр				
1	51,217	43,162	50,117				
2	41,467	54,489	44,258				
3	50,150	45,183	48,460				
Delta	9,751	11,326	5,859				
% ånh hưởng	36,20	42,05	21,75				

Bảng 7: Bảng phân tích đánh giá kết quả

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều rộng lớp phủ hmix được xếp theo thứ tự lần lượt như sau: Công suất laser, chiếm 42,05%; tốc độ chạy đầu phun, chiếm 36,20% và lưu lượng cấp bột, chiếm 21,75%; Xây dựng đồ thị đánh giá ảnh hưởng riêng rẽ của các thông số công nghệ đến chiều sâu đường đơn hmix:



### Hình 6: Ảnh hưởng của P, V, Mp đến chiều sâu lớp phủ h

Từ đồ thị ảnh hưởng của các thông số công nghệ, ta nhận thấy giá trị hmix đạt giá trị cao nhất tương ứng với lưu lượng cấp bột 10 và 8 (g/phút) và tốc độ đầu phun tương ứng 10; 9 (mm/phút). Giá trị thấp nhất của độ sâu đường đơn với hmix = 0,0611 (mm) tại điểm có lưu lượng cấp bột là 12 (g/phút), tốc độ đầu phun 9 (mm/phút) và công suất laser là 250 (W).

# 4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu đã đánh giá được ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến các thông số hình học mặt cắt đường đơn khi tạo hình 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 chiều rộng lớp phủ  $W_c$  được xếp theo thứ tự giảm dần: Công suất laser (45,97%) > Tốc độ chạy đầu phun (35,12%) > Lưu lượng cấp bột (18,91%).

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều cao lớp phủ h chủ yếu là lưu lượng cấp bột, chiếm gần đến 60%; trong khi đó tốc độ quét đầu phun và công suất laser có giá trị xấp xỉ bằng nhau, lần lượt chiếm: 20,11 và 21,45%.

Mức độ ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến chiều sâu lớp tạo hình hmix lần lượt như sau: Công suất laser ảnh hưởng lớn nhất (42,05%); sau đó đến tốc độ chạy đầu phun (36,20%) và cuối cùng là lưu lượng cấp bột (21,75%)

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.

### Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi đề tài mã số KC4.0-15/19-25 thuộc Chương trình khoa học và công nghệ trọng điểm cấp Quốc gia giai đoạn đến năm 2025 "Hỗ trợ nghiên cứu, phát triển và ứng dụng công nghệ của của công nghiệp 4.0", Mã số: KC-4.0/19-25.

### Tài liệu tham khảo

- [1]. Dong-Gyu Ahn, Directed Energy Deposition (DED) Process: State of the Art, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology (2021) 8:703–742, ISSN 2198-0810
- [2]. Corbin, D.J.; Nassar, A.R.; Reutzel, E.W.; Beese, A.M.; Kistler, N.A. Effect of directed energy deposition processing parameters on laser deposited Inconel ® 718: *External morphology*. J. Laser Appl. 2017, 29, 22001.
- [3]. Wang, Z.; Palmer, T.A.; Beese, A.M. Effect of processing parameters on microstructure and tensile properties of austenitic stainless steel 304L made by directed energy deposition additive manufacturing. *Acta Mater.* 2016, 110, 226–235.
- [4]. Boisselier, D.; Sankaré, S. Influence of Powder Characteristics in Laser Direct Metal Deposition of SS316L for Metallic Parts Manufacturing. *Phys. Procedia* 2012, 39, 455–463.
- [5]. Daniel René Tasé Velázquez1 & André Luís Helleno2 & Hipólito Carvajal Fals3,4 & Raphael Galdino dos Santos; Prediction of geometrical characteristics and process parameter optimization of laser deposition AISI 316 steel using fuzzy inference, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer*, 14/5/2021.
- [6]. Mohammad Ansaria, Alireza Mohamadizadehb, Yuze Huanga, Vladimir Paserina, Ehsan Toyserkani; Laser directed energy deposition of water-atomized iron powder: Process optimization and microstructure of single-tracks; *Optics and Laser Technology 112 (2019) 485–493*; Elsevier 2018

# Influence of Process Parameters on Single Track Quality of 316L Stainless Steel by Direct Laser Metal Depositon Technology (DLMD)

# Dương Văn Ngụy, Nguyễn Văn Quân

<sup>1</sup>Faculty of Mechanical Enginerring, Le Qui Don Technical University

#### Abstract

Direct Laser Metal Deposition (DLMD) is a modern shaping technology with great potential for application in key industries. There are many factors that affect the quality of the formed layer, among which the process parameters have a significant iMp act.A research paper investigated the influence of process parameters, including laser power (P), powder feed rate (Mp), and scanning speed (V), on the geometric characteristics of the single track, such as height (h), width (W<sub>c</sub>), and depth (hmix), when using the DLMD technology to form 316L material. The results showed that: The laser power has the greatest iMp act on the width of the single track (accounting for 45.97%) and the depth of the single track (accounting for 42.05%). Meanwhile, the powder feed rate has the greatest influence on the height of the single track (accounting for 58.44%).

Keywords: direct laser metal deposition technology, DLMD, laser, SS316L.

# Một ý tưởng về hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh hiệu năng cao

Bùi Hữu Toán<sup>1</sup>, Đỗ Mạnh Tùng<sup>1</sup>, Nguyễn Trung Thành<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Bộ môn Chế tạo máy, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật Quân sự

### Tóm tắt

Các công nghệ bôi trơn làm nguội đang sử dụng trong gia công cơ khí còn nhiều hạn chế. Công nghệ tưới tràn có tác động xấu đến môi trường và người lao động do tiêu thụ lượng lớn dung dịch; bôi trơn làm nguội tối thiểu kém hiệu quả với các vật liệu có tính gia công thấp; gia công khô dẫn đến nhiệt cắt lớn, giảm tuổi bền dụng cụ và chất lượng sản phẩm; gia công lạnh và sử dụng dung dịch áp suất cao yêu cầu chi phí lớn cho thiết bị và chất làm lạnh. Nghiên cứu này phát triển một hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh, hiệu năng cao, với các giải pháp sáng tạo và hiệu quả về chi phí và thân thiện với môi trường để phục vụ các quá trình gia công bền vững. Hệ thống được phát triển trên cơ sở kết cấu cơ khí nhỏ gọn, bộ điều khiển thông minh và phần mềm tích hợp. Các thông số hoạt động của hệ thống được hiển thị chính xác và điều chỉnh thông qua ứng dụng trên máy tính hoặc thiết bị cầm tay. **Từ khóa:** công nghệ bôi trơn làm nguội , Minimum quantity lubrication - MQL, bôi trơn làm nguội thông minh hiệu năng cao.

### 1. Đặt vấn đề

Nghiên cứu đặc điểm và khả năng ứng dụng của các công nghệ bôi trơn làm nguội đã thu hút được sự quan tâm của các nhà khoa học quốc tế. Hình 1 minh họa các công nghệ bôi trơn làm nguội đã và đang được quan tâm. Các công nghệ bôi trơn làm nguội truyền thống bao gồm tưới tràn (Flood machining - FL), sương mù (Mist cooling - MC) và dung dịch áp suất cao (High pressure coolant - HPC). Các công nghệ bôi trơn làm nguội tiên tiến bao gồm gia công khô (Dry machining - DR), bôi trơn tối thiểu (Minimum quantity lubrication - MQL), gia công đông lạnh (Cryogenic machining - CM) và hỗn hợp (Integration).



Hình 1. Các công nghệ bôi trơn làm nguội đã và đang được quan tâm

### 1. 1. Công nghệ tưới tràn (Flood machining - FL)

Công nghệ tưới tràn được sử dụng rộng rãi để đưa lượng lớn dung dịch trơn nguội vào khu vực gia công trong hầu hết các quá trình công nghệ (Hình 2)



Hình 2. Ưu và nhược điểm của công nghệ tưới tràn

Ưu điểm của công nghệ tưới tràn bao gồm hiệu quả bôi trơn làm nguội tốt, trang thiết bị có sẵn tại các cơ sở sản xuất và giá thành cho 1 lít dung dịch thấp. Nhược điểm của công nghệ tưới tràn bao gồm tổng chi phí lớn cho sử dụng, thu hồi, tái chế dung dịch trơn nguội, tác động tiêu cực đến môi trường như ô nhiễm đất, nguồn nước và cạn kiệt tài nguyên, tác nhân gây ung thư, bệnh về da và mắt và tiêu tốn diện tích nhà xưởng cho bể chứa, thiết bị thu hồi và tái chế.

Các chức năng cơ bản của dung dịch trơn nguội bao gồm làm nguội (tiếp nhận nhiệt do dụng cụ và phôi tạo ra, giải phóng phần lớn nhiệt đó cùng với phoi), bôi trơn (hình thành lớp màng dầu giữa dụng cụ và bề mặt phôi), loại bỏ phoi, ngăn chặn sự hình thành ăn mòn (hình thành một lớp màng xốp trên bề mặt chi tiết, ngăn không cho bề mặt kim loại tiếp xúc với hơi ẩm và oxy), giảm năng lượng tiêu thụ (thông qua giảm ma sát tại vùng gia công), nâng cao tuổi bền của dụng cụ và hiệu suất của quá trình và đảm bảo dụng cụ làm việc đồng đều trong toàn thời gian gia công [1].

Tuy vậy, dung dịch trơn nguội cũng có tác động tiêu cực đến chi phí gia công, môi trường và sức khỏe người lao động. Tổng chi phí của chất trơn nguội chiếm 8 - 16% tổng chi phí sản xuất, tùy thuộc vào loại chi tiết gia công, loại hệ thống trơn nguội được sử dụng và vị trí gia công [2]. Chi phí này thậm chí còn lớn hơn tổng chi phí nhân công và chi phí vận hành của doanh nghiệp. Chi phí cho dung dịch trơn nguội và cho dụng cụ gia công cho lần lượt chiếm khoảng 20% và 4% đối với các nhà máy ở Châu Âu [3]. Sử dụng nước như một dung dịch trơn nguội vừa tiết kiệm chi phí vừa thân thiện với môi trường so với các dung dịch khác. Tuy nhiên, nhược điểm của nước là đặc tính bôi trơn thấp hơn và các vấn đề ăn mòn đối với phôi và máy móc. Để tránh những trở ngại như vậy, một số chất phụ gia được trộn với nước để tăng khả năng bôi trơn, tạo nên chất lỏng bán tổng hợp và tổng hợp [4].

Ånh hưởng độc hại của dung dịch trơn nguội là một vấn đề nổi cộm trong những năm gần đây về cả yếu tố môi trường và sức khỏe của người lao động (Bảng 1) [5]. Các thành phần có trong dung dịch trơn nguội gây dị ứng trên da của công nhân và gây nhiễm trùng [6]. Cơ quan Nghiên cứu Ung thư Quốc tế (International Agency for Research on Cancer - IARC) đã công bố rằng dung dịch trơn nguội gốc dầu mỏ được coi là chất gây ung thư và việc tiếp xúc trong thời gian dài thể dẫn đến ung thư da nghề nghiệp [7]. Việc sử dụng dung dịch trơn nguội độc hại dẫn đến nhiều vấn đề môi trường và sức khỏe cho nhân viên, bao gồm ô nhiễm đất và nguồn nước, ung thư phổi, bệnh hô hấp, bệnh da liễu và bất thường di truyền [8]. Ngoài ra, các chất phụ gia được thêm vào dung dịch trơn nguội để ngăn chặn sự phát triển của vi khuẩn đều giải phóng formaldehyde, một chất gây ung thư mà hầu hết các cơ quan chức năng đã cấm sử dụng. Sương mù, khói và mùi do dung dịch trơn nguội chứa các chất phụ gia hóa học gây ra các phản ứng về da và cản trở hô hấp. Những chất phụ gia này bao gồm lưu huỳnh, clo, phốt pho, hydrocacbon và chất diệt khuẩn. Do đó, các vấn đề về chi phí sản xuất, sức khỏe và luật môi trường đã thúc đẩy các doanh nghiệp sản xuất phải giảm dần và tiến tới loại bỏ hoàn toàn dung dịch trơn nguội .

STT	Thành phần của dung dịch trơn nguội	Vấn đề sức khỏe		
1	Nitrat và amin	Tác nhân gây ung thư		
2	Hydrocacbon thom đa vòng	Bệnh ngoài da và ung thư		
3	Parafin clo hóa	Các vấn đề về da và hô hấp		
4	Dầu khoáng	Ung thư da		
5	Dị vòng và vòng đa thơm	Ung thư da nghề nghiệp		
6	Chất diệt khuẩn	Tác nhân gây ung thư		
7	Lưu huỳnh, clo và phốt pho	Vấn đề về đường hô hấp		

Bảng 1. Các vấn đề sức khỏe khi có thành phần của dung dịch trơn nguội [5]

# 1. 2. Công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù (Mist cooling - MC)

Với công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù, dung dịch trơn nguội được đưa vào vùng gia công thông qua vòi phun có áp suất cao để giảm nhiệt độ sinh ra, giảm ma sát và tăng tuổi bền của dụng cụ (Hình 3).



Hình 3. Ưu và nhược điểm của công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù

Ưu điểm của công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù bao gồm hiệu quả bôi trơn làm nguội tốt hơn so với tưới tràn và tiêu thụ lượng dung dịch trơn nguội ít hơn. Tuy vậy, nhược điểm của công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù bao gồm chi phí lớn cho thiết bị tạo sương mù từ dung dịch, tác động tiêu cực đến môi trường như ô nhiễm đất, nguồn nước và cạn kệt tài nguyên và tác nhân gây ung thư, bệnh về da, mắt và phổi. Các nhà khoa học nước ngoài tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của công nghệ đến các đặc tính gia công như hiệu quả truyền nhiệt, mòn dụng cụ, tuổi bền dụng cụ...

Babic và các cộng sự đã trộn không khí và nước để phục vụ quá trình mài [9]. Kết quả chỉ ra rằng làm nguội bằng tia phun sương là một giải pháp thay thế hiệu quả và sạch hơn so với tưới tràn. Nandgaonkar và cộng sự đã thực hiện khoan trong điều kiện khô và sương mù với dầu ester (WOMS) cho hợp kim Ti6Al4V ở tốc độ cắt 50m/phút và mũi khoan xoắn phủ TiAlN [10]. Kết quả chỉ ra rằng tuổi bền của dụng cụ tăng khoảng 66% khi làm nguội dùng sương mù. Công nghệ bôi trơn làm nguội dùng sương mù sử dụng lượng dung dịch trơn nguội ít hơn nên thân thiện với môi trường hơn. Áp lực dung dịch lớn hơn dẫn đến hiệu quả bôi trơn làm nguội tốt hơn so với công nghệ tưới tràn.

### 1. 3. Công nghệ dùng dung dịch áp suất cao (High pressure coolant - HPC)

Với công nghệ tưới tràn, sự thâm nhập không hiệu quả của dung dịch trơn nguội vào vùng gia công sẽ phát sinh nhiệt độ cao với các vật liệu tính gia công thấp. Công nghệ dùng dung dịch áp suất cao là kỹ thuật đưa dung dịch trơn nguội vào khu vực gia công với áp suất cao hơn (5, 5 - 35 MPa) thông qua vòi phun [11]. Công nghệ HPC được sử dụng để giảm nhiệt độ vùng cắt và làm sạch phôi bằng cách loại bỏ các mảnh vụn kim loại và phoi trong quá trình cắt (Hình 4)



### Hình 4. Ưu và nhược điểm của công nghệ bôi trơn làm nguội dùng dung dịch áp suất cao

Ưu điểm của công nghệ HPC là hiệu quả bôi trơn làm nguội tốt, dễ dàng thoát phoi và các mảnh vụn kim loại và cải thiện chất lượng bề mặt và tuổi bền dụng cụ [12].

Nhược điểm của công nghệ HPC bao gồm tiêu thụ lượng lớn dung dịch, tác động tiêu cực đến môi trường như ô nhiễm đất, nguồn nước và cạn kệt tài nguyên, tiêu thụ nhiều năng lượng và chi phí lớn cho hệ thống như bơm, bể chứa và thiết bị thu hồi.

### 1. 4. Công nghệ gia công khô (Dry machining - DR)

Công nghệ gia công khô không sử dụng bất kỳ dung dịch trơn nguội nào, đang dần trở nên phổ biến (Hình 5). Các ưu điểm của gia công khô bao gồm giảm thiểu các tác động có hại về môi trường và sức khỏe của người vận hành, giảm chi phí gia công [13]. Nhược điểm của gia công khô bao gồm nhiệt độ cao hơn, mức độ mài mòn của dụng cụ lớn hơn, ma sát lớn hơn, tiêu thụ nhiều năng lượng hơn, lực cắt lớn hơn, chất lượng bề mặt kém hơn và loại bỏ phoi chưa hiệu quả [14].



Hình 5. Ưu và nhược điểm của công nghệ bôi gia công khô

Gia công khô có thể mang lại những cải thiện đáng khích lệ như loại bỏ các nguy cơ liên quan đến dung dịch trơn nguội và các chi phí liên quan đến cung cấp, sử dụng và thải bỏ. Hơn nữa, gia công khô không giải phóng các hóa chất độc có hại cho người vận hành và loại bỏ tình trạng sốc nhiệt như công nghệ tưới tràn [15, 16]. Tuy vậy, với các vật liệu có tính gia công thấp và yêu cầu hiệu suất hoặc chất lượng bề mặt cao, gia công khô không đem lại hiệu quả như mong muốn [17]. Để thực hiện gia công khô, cần chọn vật liệu dụng cụ phù hợp, đảm bảo độ cứng, chịu được áp suất và nhiệt độ cao, đảm bảo độ dẻo dai và ổn định về thành phần hóa học. Các quá trình gia công khô thường được thực hiện ở tốc độ cắt thấp hơn và khi chi tiết không vêu cầu đô chính xác cao về kích thước và hình dáng [18]. Với gia công khô, các nhà khoa học nước ngoài chú trọng nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số công nghệ (tốc độ cắt, lượng tiến dao, chiều sâu cắt), thông số dụng cụ (vật liệu dụng cụ cắt, lớp phủ, thông số hình học) và so sánh với điều kiện gia công khác như MQL. Rubio và cộng sự đã so sánh độ nhám bề mặt trong điều kiện khô và MQL với lưu lượng dung dịch khác nhau khi gia công hợp kim UNS M11917 [19]. Ở lưu lượng nhỏ (4, 5ml/h), MQL cung cấp chất lượng bề mặt tốt hơn nhưng với lưu lượng dung dich tăng, gia công khô tao ra chất lương bề mặt tốt hơn MQL. Krolczyk và công sự chỉ ra rằng tốc độ cắt cao hơn và lượng tiến dao nhỏ hơn là giải pháp phù hợp để giảm độ nhám bề mặt, lực cắt và mòn dao khi gia công thép không gỉ [20]. Từ các kết quả thu được, có thể khẳng định rằng tính bền vững của gia công khô là cao nhất vì không sử dụng dung dịch trơn nguội . Nhưng một số hạn chế như tốc độ mài mòn dụng cụ lớn, ma sát lớn và chất lượng bề mặt thấp và nhanh hình thành lẹo dao thúc đẩy các nhà nghiên cứu cải tiến gia công khô. Việc sử dụng các dụng cụ được phủ theo phương pháp PVD hoặc CVD và bổ sung các rãnh tại bề mặt là một số cảitiến giúp tăng cường hiệu quả của gia công khô.

### 1. 5. Công nghệ bôi trơn tối thiểu (Minimum quantity lubrication - MQL)

Một giải pháp thay thế công nghệ gia công khô là sử dụng công nghệ bôi trơn tối thiểu (MQL), trong đó một lượng dung dịch nhỏ (5 - 200ml/h) được trộn với khí nén tạo ra hỗn hợp sương mù, phun vào vùng gia công [21] (Hình 6). Để gia công các loại thép và các hợp kim có độ cứng cao, MQL là một giải pháp thay thế khả thi, hiệu quả và thân thiện với môi trường, so với các công nghệ bôi trơn làm nguội đã đề cập. Ưu điểm của MQL bao gồm giảm thiểu dung dịch trơn nguội và các chi phí liên quan, cải thiện chất lượng bề mặt và tuổi bền dụng cụ, giảm ma sát, giảm nhiệt sinh ra và thân thiện với môi trường cũng như người sử dụng [22, 23, 24]. Nhược điểm chính của công nghệ MQL là hiệu quả làm nguội không như mong đợi ở nhiệt độ cao với các vật liệu có tính gia công thấp [25].



### Hình 6. Ưu và nhược điểm của công nghệ bôi trơn làm nguội tối thiểu

Một số nhà nghiên cứu đã tìm cách tối ưu hóa các thông số MQL như đường kính vòi phun, áp suất khí nén, góc phun, lưu lượng dung dịch trơn nguội [26, 27]. Nhiều nhà nghiên cứu đã phân tích tác động của MQL đối với tuổi bền dụng cụ, độ mài mòn của dụng cụ, chất lượng bề mặt, lực cắt, năng lượng riêng trong các quá trình gia công khác nhau đối với các vật liệu khác nhau. Sarikaya và Güllü sử dụng phương pháp Taguchi, RSM và hàm mong muốn để xác định ảnh hưởng của các thông số cắt và điều kiện làm mát đối với độ nhám bề mặt của thép AISI 1050 [28]. Kết quả cho thấy điều kiện làm mát có tác động lớn hơn đến độ nhám bề mặt. Chakule và cộng sự đã thực hiện mài thép Crom D3 trong điều kiện tưới tràn và MQL [29]. Các tác giả nhận thấy rằng lực cắt, nhiệt độ cắt và năng lượng cắt riêng thấp nhất khi tưới tràn nhưng chất lượng bề mặt tốt hơn đạt được với MQL. Có thể kết luận rằng, MQL là một giải pháp kinh tế, an toàn nhưng hiệu quả làm nguội cần được cải thiện. Để tăng cường đặc tính làm nguội của MQL, một số phương pháp mới được đề xuất như MQL - dầu thực vật, MQL - chất bôi trơn rắn, MQL - chất lỏng nano và MQL - chất lỏng ion, được mô tả trong các phần phụ tiếp theo.

# 1. 6. Công nghệ gia công lạnh (Cryogenic machining - CM)

Trong công nghệ gia công lạnh, Nitơ hóa lỏng (LN2) ở - 196°C, carbon dioxide (CO2)

hoặc đá khô ở - 78, 5°C được sử dụng với vai trò là chất làm nguội (Hình 7). Những chất làm nguội này dễ dàng bay hơi vào khí quyển mà không có bất kỳ tác động xấu nào. Trong những năm gần đây, với khả năng làm nguội hiệu quả và giúp môi trường sạch hơn khiến công nghệ này trở nên phổ biến. Một số hạn chế của gia công lạnh bao gồm chi phí của chất làm lạnh cao và hiệu suất phụ thuộc nhiều vào nguồn cung cấp chất làm lạnh. Một hạn chế quan trọng khác là kỹ thuật này tốt cho làm nguội nhưng không bôi trơn.



Hình 7. Công nghệ gia công lạnh

# 1. 7. Công nghệ bôi trơn làm nguội hỗn hợp

### a. MQL và LN2 hoặc CO2

Các nhà nghiên cứu đã kết hợp hai hoặc nhiều kỹ thuật bôi trơn làm nguội để đạt được hiệu quả tổng hợp tốt hơn. Pereira và cộng sự đã đề xuất bộ chuyển đổi đầu phun mới để kết hợp MQL và CO2 hóa lỏng ( - 80°C) [30]. Phương pháp mới này tăng 93, 5% tuổi bền dụng cụ so với tưới tràn. Park và cộng sự đã kết hợp nito hóa lỏng với MQL - hạt nano than chì và dầu thực vật để gia công hợp kim titan [31]. Các kết quả chỉ ra rằng công nghệ bôi trơn làm nguội tích hợp giúp giảm lực cắt và mài mòn dụng cụ hơn so với phương pháp tưới tràn. Hanenkamp và cộng sự kết hợp CO2 hóa lỏng ( - 78, 5°C) với MQL để giảm độ nhám bề mặt và độ mòn của dụng cụ khi khoan hợp kim Ti6Al4V (Hình 8) [32]. Các tác giả nhận thấy rằng phương làm bôi trơn làm nguội mới giúp giảm 64, 5% độ nhám bề mặt so với MQL. Không chỉ vậy, làm nguội hỗn hợp mang lại bề mặt mịn hơn, không có vết nứt và lớp biến cứng, đồng thời giảm thiểu mài mòn dụng cụ. Iturbe và cộng sự đã thực nghiệm quá trình tiện Inconel 718 trong 8 - 20 phút trong điều kiện khô, tưới tràn và kết hợp MQL - LN2 [33]. Các tác giả kết luận rằng chất lượng bề mặt không chỉ phụ thuộc vào quá trình làm nguội mà còn phụ thuộc vào độ mài mòn của dụng cụ.





Hình 8. Hỗn hợp MQL và CO2 [114]

Từ kết quả đánh giá, có thể kết luận rằng công nghệ bôi trơn làm nguội kết hợp hiện đang ở giai đoạn giới thiệu và cần các nghiên cứu sâu hơn để cải thiện hiệu suất và khả năng ứng dụng.

b. MQL và khí lạnh (Cryogenic air - CA)

Năm 1996, Giáo sư Yokogawa từ Nhật Bản lần đầu tiên đề xuất kế hoạch sử dụng khí lạnh để thay thế dung dịch trơn nguội và đã xác minh tính khả thi. Tuy nhiên, việc đáp ứng các yêu cầu trong quá trình gia công bằng cách sử dụng khí lạnh đã gặp khó khăn do sự phức tạp của quá trình cắt. Do đó, các nhà khoa học đã đề xuất công nghệ bôi trơn làm nguội kết hợp MQL - khí lạnh ( - 10°C đến - 60°C). Các hạt dầu trơn nguội có kích thước siêu nhỏ với áp suất cao và khí lạnh và được phun vào khu vực gia công [34]. Sự chênh lệch nhiệt độ giữa khí lạnh và khu vực gia công có thể cải thiện hiệu quả truyền nhiệt và luồng không khí tốc độ cao sẽ dẫn nhiệt ra khỏi vùng cắt. Hiệu quả bôi trơn được cải thiện, giảm mài mòn dụng cụ và nâng cao chất lượng bề mặt. MQL khí lạnh thân thiện với môi trường, không ảnh hưởng đến sức khỏe người lao động nên phù hợp với yêu cầu sản xuất sạch, như Hình 9 [35].





Hình 9. MQL và khí lạnh hỗ trợ quá trình mài phẳng Hình 10. MQL và khí lạnh hỗ trợ quá trình mài tròn ngoài

Bảng 2. Sự khác biệt giữa các công nghệ bôi trơn làm nguội

Tiêu chí	Tưới tràn	Sương mù	Dung dịch áp suất cao	Gia công khô	Bôi trơn tối thiểu	Gia công lạnh	Hỗn hợp
Làm nguội	Tốt	Tốt	Tốt	Kém	Chấp nhận được	Xuất sắc	Xuất sắc
Bôi trơn	Xuất sắc	Xuất sắc	Xuất sắc	Kém	Tốt	Chấp nhận được	Xuất sắc
Thoát phoi	Tốt	Tốt	Tốt	Tốt	Chấp nhận được	Tốt	Tốt
Chất lượng bề mặt	Tốt	Tốt	Tốt	Kém	Chấp nhận được	Xuất sắc	Xuất sắc
Kiểm soát chất thải	Tốt	Tốt	Tốt	Kém	Chấp nhận được	Tốt	Tốt
Làm nguội máy	Tốt	Tốt	Tốt	Kém	Kém	Chấp nhận được	Chấp nhận được
Làm nguội phôi	Tốt	Tốt	Tốt	Kém	Kém	Tốt	Tốt

Ưu điểm lớn nhất của sử dụng khí lạnh là kiểm soát chính xác nhiệt độ trung bình để thích ứng với các quá trình gia công khác nhau. Với các vật liệu dễ gia công, nhiệt sinh ra không quá

172

cao, khí lạnh giúp duy trì độ cứng của phôi, ngăn ngừa tình trạng bám dính giữa phoi và dụng cụ, như Hình 10 [36]. Với các vật liệu có tính gia công thấp, như hợp kim titan và niken, nhiệt sinh ra khá cao. Do đó, MQL - khí lạnh mang lại hiệu quả làm nguội tốt hơn và nâng cao chất lượng bề mặt [37]. Sự kết hợp này cũng là một giải pháp hiệu quả để gia công các vật liệu có tính gia công thấp.

Như đã đề cập, các công nghệ bôi trơn làm nguội khác nhau đã được phát triển, nghiên cứu ưu và nhược điểm và bước đầu ứng dụng trong các quá trình gia công khác nhau. Bảng 2 mô tả sự khác biệt giữa các công nghệ bôi trơn làm nguội khác nhau. Tuy vậy, để nâng cao khả năng ứng dụng của các công nghệ bôi trơn làm nguội, những vấn đề sau cần được giải quyết (Hình 11):

- Phát triển công nghệ bôi trơn làm nguội mới có thể hạn chế các nhược điểm và tận dụng ưu điểm của các công nghệ đi trước cần được triển khai. Một công nghệ mới với các chỉ tiêu như sử dụng lưu lượng dung dịch vừa đủ, đảm bảo hiệu quả bôi trơn làm nguội , thân thiện với môi trường và sức khỏe người vận hành và ứng dụng hiệu quả khi gia công các vật liệu có tính gia công thấp là một hướng nghiên cứu mới cần được xem xét và triển khai.

- Các công nghệ bôi trơn làm nguội hiện nay chủ yếu được sử dụng trong các phương pháp gia công cắt gọt như tiện, phay, bào, mài, doa... Trong thực tế, các phương pháp gia công áp lực như lăn ép, dập, miết hoặc phương pháp bồi đắp (in 3D, hàn...) cũng cần những phương pháp bôi trơn làm nguội hiệu dụng. Với các phương pháp gia công cắt gọt, nhu cầu bôi trơn và làm nguội cần được thực thi đồng thời trong thời gian gia công. Với phương pháp gia công áp lực, nhu cầu bôi trơn là cần thiết trong khi với phương pháp in 3D thì nhu cầu làm nguội lại cấp thiết hơn. Do đó, phát triển một công nghệ bôi trơn làm nguội đa dụng, phục vụ được nhiều quá trình gia công khác nhau là một nhu cầu cấp thiết.



Hình 11. Nhu cầu về công nghệ bôi trơn làm nguội mới và hệ thống thông minh
- Phát triển một hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh chưa được triển khai trong các nghiên cứu trước đây. Với hầu hết các hệ thống bôi trơn làm nguội hiện có, các thông số hoạt động (áp suất khí nén, lưu lượng dầu, áp suất dầu) không được hiển thị chính xác để người vận hành kiểm soát được và không có khả năng thay đổi trong thời gian gia công. Trong thực tế, sự thay đổi của các điều kiện gia công (ví dụ: Vận tốc, chiều sâu và lượng tiến dao, độ cứng vật liệu...) dẫn đến thay đổi của các đặc tính gia công (ví dụ: Thể tích vật liệu được cắt, lực cắt, năng lượng tiêu thụ, ma sát và nhiệt sinh ra), kéo theo yêu cầu điều chỉnh các thông số hoạt động của hệ thống để duy trì hiệu quả bôi trơn làm nguội . Do đó, một hệ thống bôi trơn làm nguội mới có khả năng hiển thị chính xác và điều chỉnh được các thông số hoạt động là một yêu cầu cấp thiết.

- Để đáp ứng với cuộc cách mạng công nghiệp lần thứ tư và các hệ thống gia công thông minh, hệ thống bôi trơn làm nguội cũng cần có ứng xử thông minh để dễ dàng tích hợp và đáp ứng các yêu cầu công nghệ. Do đó, thiết kế, chế tạo hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh với cách tiếp cận khoa học, bài bản, chi phí thấp và hiệu quả là một hướng nghiên cứu tiềm năng.

## Vấn đề mà bài báo tập trung giải quyết

Mục tiêu của bài báo này là (1) phát triển một công nghệ bôi trơn làm nguội hiệu năng cao, phục vụ được nhiều quá trình gia công khác nhau; (2) phát triển một hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh, có kết cấu nhỏ gọn, dễ dàng tích hợp trên các máy công cụ khác nhau, các thông số hoạt động được hiển thị chính xác, cho phép điều chỉnh khi thay đổi chế độ gia công thông qua phần mềm tích hợp. Để đạt được mục tiêu này, bài báo sẽ tập trung vào giải quyết các vấn đề sau:

(1) Phát triển một công nghệ bôi trơn làm nguội mới có hiệu năng cao, thân thiện với môi trường và sức khỏe người lao động, chi phí sử dụng và bảo trì thấp.

(2) Tính toán, thiết kế, hoàn thiện công nghệ chế tạo và chế tạo kết cấu cơ khí hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh, có kết cấu nhỏ gọn, dễ dàng tích hợp trên các máy công cụ và phục vụ được nhiều quá trình gia công khác nhau.

(3) Tính toán, thiết kế, hoàn thiện công nghệ chế tạo và chế tạo bộ điều khiển thông minh của hệ thống bôi trơn làm nguội mới, cho phép hiển thị chính xác và điều chỉnh các thông số hoạt động.

(4) Tính toán, thiết kế và hoàn thiện phần mềm điều khiển, tích hợp trên máy tính hoặc thiết bị cầm tay, phục vụ điều chỉnh thông số hoạt động của hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh.

(5) Tích hợp công nghệ bôi trơn làm nguội mới và hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh vào một quá trình gia công cụ thể, đánh giá hiệu quả của công nghệ mới với các chỉ tiêu về sản xuất bền vững bao gồm tiêu chí về môi trường (ô nhiễm không khí, ô nhiễm tiếng ồn, ô nhiễm khí thải carbon, giảm tỷ lệ phế phẩm, năng lượng tiêu thụ, hiệu suất năng lượng), tiêu chí về kinh tế (chi phí sản xuất, năng suất) và tiêu chí về xã hội (chất lượng sản phẩm, mức độ hài lòng, tỷ lệ tai nạn, cơ hội của người lao động).

#### 2. Phương pháp

Phương pháp nghiên cứu lý thuyết: Nghiên cứu về đặc điểm truyền nhiệt, đặc điểm của các quá trình gia công, các phần tử cần thiết và nguyên lý hoạt động của các công nghệ bôi trơn làm nguội . Nghiên cứu đặc điểm và khả năng ứng dụng của các phần tử cơ khí và cấu kiện điện tử.

Phương pháp phân tích và tổng hợp: Phân loại và tổng hợp để có thể đánh giá được ưu, nhược điểm của từng phương pháp. Dựa vào đó, bài báo sẽ có cơ sở để lựa chọn, phát triển và tối ưu các phương pháp hoặc đề xuất phương pháp mới.

Phương pháp nghiên cứu thực nghiệm: Các thí nghiệm được thực hiện nhằm đánh giá hiệu quả hoạt động của công nghệ bôi trơn làm nguội mới, khả năng tích hợp của hệ thống.



Hình 12. Quy trình thiết kế và chế tạo kết cấu cơ khí



Hình 13. Quy trình thiết kế và chế tạo bộ điều khiển thông minh



Hình 14. Quy trình thiết kế và chế tạo phần mềm điều khiển



Hình 15. Quy trình đánh giá hiệu quả của công nghệ bôi trơn làm nguội mới

### 3. Kết quả và thảo luận

Phát triển công nghệ bôi trơn làm nguội và hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh là cơ hội để mở ra một số nội dung khoa học hấp dẫn (Hình 16).



#### Hình 16. Giá trị khoa học của bài báo

- Kết quả bài báo sẽ mở ra một số hướng nghiên cứu mới như thiết bị bôi trơn làm nguội thông minh, công nghệ bôi trơn làm nguội hiệu dụng, công nghệ bôi trơn tích hợp...trong môi trường khoa học tại Việt Nam và trên thế giới, góp phần tích cực trong đào tạo sau đại học (Tiến sĩ và thạc sĩ), công bố quốc tế và đăng ký các bằng độc quyền sáng chế hoặc bằng độc quyền giải pháp hữu ích.

- Kết quả bài báo có thể được sử dụng hiệu quả để nghiên cứu sâu hơn trong việc phát triển các công nghệ bôi trơn làm nguội mới và các hệ thống theo hướng phát triển bền vững.

- Hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh được đề xuất là tài liệu tham khảo có giá trị để phát triển các hệ thống bôi trơn làm nguội mới trong các nghiên cứu tiếp theo.

- Bài báo cung cấp một phương pháp mang tính hệ thống, khoa học, logic và hiệu quả để phát triển và triển khai công nghệ bôi trơn làm nguội mới, thiết kế và chế tạo hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh khác trong các nghiên cứu tiếp theo.

- Bài báo cung cấp thêm các tri thức và dữ liệu về ảnh hưởng của các thông số hoạt động và các công nghệ bôi trơn làm nguội đến các chỉ tiêu về sản xuất bền vững bao gồm tiêu chí về môi trường (ô nhiễm không khí, ô nhiễm tiếng ồn, ô nhiễm khí thải carbon, giảm tỷ lệ phế phẩm, năng lượng tiêu thụ, hiệu suất năng lượng), tiêu chí về kinh tế (chi phí sản xuất, năng suất) và tiêu chí về xã hội (chất lượng sản phẩm, mức độ hài lòng, tỷ lệ tai nạn, cơ hội của người lao động).

- Bài báo đề xuất thêm một số phương pháp tối ưu hóa có hiệu quả cao, đa dụng để xác định các giá trị tối ưu toàn cục của các yếu tố đầu vào và hàm mục tiêu.

- Kết quả của bài báo có thể được sử dụng để phát triển các hệ chuyên gia và hệ tri thức liên quan đến công nghệ bôi trơn làm nguội mới.

- Các kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng như các tài liệu tham khảo hữu ích đối với các nhà khoa học, học viên cao học và nghiên cứu sinh trong thực hiện các nghiên cứu tiếp theo và đề xuất bài báo mới.

## 4. Kết luận

Nghiên cứu này phát triển một hệ thống bôi trơn làm nguội thông minh, hiệu năng cao, với các giải pháp sáng tạo và hiệu quả về chi phí và thân thiện với môi trường để phục vụ các quá trình gia công bền vững. Hệ thống được phát triển trên cơ sở kết cấu cơ khí nhỏ gọn, bộ điều khiển thông minh và phần mềm tích hợp. Các thông số hoạt động của hệ thống được hiển thị chính xác và điều chỉnh thông qua ứng dụng trên máy tính hoặc thiết bị cầm tay. Hệ thống đề xuất sẽ được tích hợp với một quá trình công nghệ, trong đó các đặc tính gia công được phân tích thông qua các kỹ thuật tối ưu hóa tiên tiến để đánh giá hiệu quả của công nghệ và hệ thống đề xuất. Các kỹ thuật thiết kế và chế tạo tiên tiến, thuật toán thông minh được sử dụng để phát triển công nghệ và chế tạo thiết bị.

#### Tài liệu tham khảo

 Debnath, S., Reddy, M., & Yi, Q. S., Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: *a review*. J. Clean. Prod., 83, 2014, 33 - 47, https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.071.

- [2]. Gupta, S., Dangayach, G., & Singh, A. K., et al., A pilot study of sustainable machining process design in Indian process industry. *CAD/CAM, Robotics and Factories of the Future. Springer*, 2016, 379 385. https://doi.org/10.1007/978 81 322 2740 3\_36.
- [3]. Ryzhkin, A. A., Shuchev, K. G., Aliev, M. M., & Gusev, et al., Dissipative properties of lubricant and coolant fluid in cutting and friction. *Russ. Eng. Res.*, 28, 2008, 1243 - 1247. https://doi.org/10.3103/S1068798X08120198.
- [4]. Mohsan, A. U. I. H., Liu, Z., & Padhy, G. K., A review on the progress towards improvement in surface integrity of Inconel 718 under high pressure and flood cooling conditions. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 91, 2017, 107 - 125. https:// doi. org/10. 1007/s00170 - 016 - 9737 - 3.
- [5]. Sankaranarayanan, R., Rajesh, J. H. N., Senthil Kumar, J., & Krolczyk, G. M., A comprehensive review on research developments of vegetable oil based cutting fluids for sustainable machining challenges. *J. Manuf. Process.*, 67, 2021, 286 313, https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.05.002.
- [6]. Shashidhara, Y. M., & Jayaram, S. R., Vegetable oils as a potential cutting fluidan evolution. Tribol. Int. 43, 2010, 1073 1081, *https://doi. org/10. 1016/j. triboint. 2009.* 12. 065.
- [7]. Abdalla, H. S., Baines, W., McIntyre, G., & Slade, C., Development of novel sustainable neat oil metal working fluids for stainless steel and titanium alloy machining. Part 1. Formulation development. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 34, 2007, 21 33, https://doi.org/10.1007/s00170 006 0585 4.
- [8]. Cetin, M. H., Ozcelik, B., Kuram, E., & Demirbas, E., Evaluation of vegetable based cutting fluids with extreme pressure and cutting parameters in turning of AISI 304L by Taguchi method. J. Clean. Prod., 19, 2011, 2049 2056, https://doi.org/10. 1016/j. jclepro. 2011. 07. 013.
- [9]. Babic, D., Murray, D. B., & Torrance, A. A., Mist jet cooling of grinding processes. Int. J. Mach. Tools Manuf., 45, 1171 - 1177, 2005. https://doi. org/10. 1016/j. ijmachtools. 2004. 12. 004.
- [10]. Nandgaonkar, S., Gupta, T. V. K., & Joshi, S., Effect of water oil mist spray (WOMS) cooling on drilling of Ti6Al4V alloy using Ester oil - based cutting fluid. *Procedia Manuf.*, 6, 2016, 71 - 79. https://doi. org/10. 1016/j. promfg. 2016. 11. 010.
- [11]. Mohsan, A. U. H., Liu, Z., Ren, X., & Liu, W., Influences of cutting fluid conditions and cutting parameters on surface integrity of Inconel 718 under highpressure jet - assisted machining (HPJAM). *Lubr. Sci.*, 30, 2018, 269 - 284. https://doi.org/10.1002/ls.1418.
- Jemielniak, K. Review of new developments in machining of aerospace materials. J. Mech. Eng. 21, 2021, 22 55. https:// doi. org/10. 36897/jme/132905.

- [13]. Soković, M., & Mijanović, K., Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. J. Mater. Process. Technol., 109, 2001, 81 - 189. https://doi.org/10.1016/S0924 - 0136(00) 00794 - 9.
- [14]. Bagherzadeh, A., Kuram, E., & Budak, E., Experimental evaluation of ecofriendly hybrid cooling methods in slot milling of titanium alloy. J. Clean. Prod., 289, 2021, 125817. https://doi.org/10.1016/j.jclep ro. 2021.125817.
- [15]. Pervaiz, S., Anwar, S., & Qureshi, I., et al., Recent advances in the machining of titanium alloys using Minimum Quantity Lubrication (MQL) BasedTechniques. *Int. J. of Precis. Eng. and Manuf. Green Tech.*, 6, 2019, 133 145. https://doi.org/10. 1007/s40684 019 00033 4.
- [16]. Kilincarslan, E., Kabave Kilincarslan, S., & Cetin, M. H., Evaluation of the clean nano - cutting fluid by considering the tribological performance and cost parameters. *Tribol. Int.*, 157, 2021, 106916. https:// doi. org/ 10. 1016/j. tribo int. 2021. 106916.
- [17]. Goindi, G. S., & Sarkar, P., Dry machining: a step towards sustainable machining
  challenges and future directions. *J. Clean. Prod.*, 165, 2017, 1557 1571. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.07.235.
- [18]. Sampaio, M. A., Machado, A. R., Laurindo, C. A. H., Torres, R. D., & Amorim, F. L., Influence of minimum quantity of lubrication (MQL) when turning hardened SAE 1045 steel: a comparison with dry machining. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 98. 2018, 959 968, https://doi.org/10.1007/s00170 018 2342 x.
- [19]. Rubio, E. M., Villeta, M., & Carou, D., et al. Comparative analysis of sustainable cooling systems in intermittent turning of magnesium pieces. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, 15, 2014, 929 940. https://doi.org/10.1007/s12541 014 0419 5.
- [20]. Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Maruda, R. W., & Wojciechowski S., Dry cutting effect in turning of a duplex stainless steel as a key factor in clean production. J. *Clean. Prod.*, 136, 216, 1 - 12. http://dx. doi. org/10. 1016/j. jclepro. 2016. 10.
- [21]. Osman, K. A., Unver, H. O., & Eker, U. S., Application of minimum quantity lubrication techniques in machining process of titanium alloy for sustainability: a review. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 100, 2019, 2311 - 2332, https://doi.org/10. 1007/ s00170 - 018 - 2813 - 0.
- [22]. Mark Benjamin, D., Sabarish, V. N., Hariharan, M. V., & Samuel Raj, D., On the benefits of sub - zero air supplemented minimum quantity lubrication systems: an experimental and mechanistic investigation on end milling of Ti - 6 - Al - 4 - V alloy, *Tribol. Int.*, 119, 2018, 464 - 473, https://doi. org/10. 1016/j. triboint. 2017. 11. 021.
- [23]. Dambatta, Y. S., Sayuti, M., Sarhan, A. A. D., Hamdi, M., S. M., & Reddy, M., Tribological performance of SiO2 - based nanofluids in minimum quantity lubrication grinding of Si3N4 ceramic. *J. Manuf. Process.*, 41, 2019, 135 - 147. https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.03.024.

- [24]. Çakır S,encan, A., Çelik, M., & Selayet Saraç, E. N., The effect of nanofluids used in the MQL technique applied in turning process on machining performance: a review on eco - friendly machining. J. Manuf. Process., 70, 2021, 163 - 176. https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.08.038
- [25]. Wu, Y. C., Shiledar, A., Li, Y. C., Wong, J., & Feng, S.; et al., Air Quality Monitoring using mobile microscopy and machine learning. *Light Sci. Appl.*, 6, 2017, 17046. https://doi.org/10.1038/lsa.2017.46.
- [26]. Park, K. H., Olortegui Yume, J., Yoon, M. C., & Kwon, P., A study on droplets and their distribution for minimum quantity lubrication (MQL). *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 50, 2010, 824 - 833. https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.05.001.
- [27]. Sai, S. S., Manoj Kumar, K., & Ghosh, A., Assessment of spray quality from an external mix nozzle and its impact on SQL grinding performance. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 89, 2015, 32 141. https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools. 2014. 10. 004.
- [28]. Sarıkaya, M., & Güllü, A., Taguchi design and response surface methodology based analysis of machining parameters in CNC turning under MQL. J. Clean. Prod., 65, 2014, 604 - 616. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2013.08.040.
- [29]. Chakule, R. R., Chaudhari, S. S., & Talmale, P. S., Evaluation of the effects of machining parameters on MQL based surface grinding process using response surface methodology. J. Mech. Sci. Technol., 31, 2017, 3907 - 3916. https://doi. org/10. 1007/s12206 - 017 - 0736 - 6
- [30]. Pereira, O., Rodríguez, A., Barreiro, J., Fernández Abia, A. I., & De Lacalle, L. N. L., Nozzle design for combined use of MQL and cryogenic gas in machining. *Int. J. of Precis. Eng. and Manuf. Green Tech.*, 4, 2017, 87 95. https://doi. org/10. 1007/s40684 017 0012 3.
- [31]. Park, K. H., Suhaimi, M. A., Yang, G. D., Lee, D. Y., Lee, S. W., & Kwon, P., Milling of titanium alloy with cryogenic cooling and minimum quantitylubrication(MQL). *Int. J. of Precis. Eng. and Manuf. - Green Tech.*, 18, 2017, 5 - 14. https://doi.org/10.1007/s12541 - 017 - 0001 - z.
- [32]. Hanenkamp, N., Amon, S., & Gross, D., Hybrid supply system for conventionaland CO2/MQL - based cryogenic cooling. *Procedia CIRP*, 77, 2018, 219 - 222. https://doi.org/10.1016/j.procir. 2018.08.293.
- [33]. Iturbe, A., Hormaetxe, E., Garay, A., & Arrazola, P. J., Surface integrityanalysis when machining inconel 718 with conventional and cryogenic cooling. *Procedia CIRP*, 45, 2016, 67 - 70. https://doi.org/10.1016/j. procir. 2016. 02. 095.
- [34]. Lopes, J. C., Fragoso, K. M., & Garcia, M. V., et al. Behavior of hardened steelgrinding using MQL under cold air and MQL CBN wheel cleaning. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 105(10), 2019, 4373 4387. https://doi.org/10.1007/s00170 019 04571 8.

- [35]. Garcia, M. V., Lopes, J. C., & Diniz, A. E., et al., Grinding performance ofbearing steel using MQL under different dilutions and wheel cleaning for greenmanufacture. J. Clean. Prod., 2020, 257: 120376. https://doi.org/10.1016/j. jclepro. 2020. 120376.
- [36]. Saberi, A., Rahimi, A. R., & Parsa, H., et al., Improvement of surface grindingprocess performance of CK45 soft steel by minimum quantity lubrication (MQL)technique using compressed cold air jet from vortex tube. J. Clean. Prod., 1312016, 728 - 738. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.04.104.
- [37]. Zhang, J. C., Wu, W. T., Li, C. H., et al., Convective heat transfer coefficientmodel under nanofluid minimum quantity lubrication coupled with cryogenic airgrinding Ti 6Al 4V. *Int. J. of Precis. Eng. and Manuf. Green Tech.*, 8, 2021, 1113 1135. https://doi.org/10.1007/s40684 020 00268 6.

## Nghiên cứu tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu (TFSI) một chiều của dây Nichrome trong điều kiện sôi màng bằng phương pháp số

Nguyễn Văn Toàn, Vũ Văn Chiên, Tạ Xuân Tùng, Trần Huy Chương

Học viện Kỹ thuật Quân sự Email: toannv@lqdtu.edu.vn; Tel: 0386812828

#### Tóm tắt

Khi hiện tượng sôi màng xảy ra trên bề mặt một phần tử gia nhiệt, nhiệt độ phần tử tăng lên đến hàng trăm độ. Hậu quả là phần tử gia nhiệt dễ bị phá hủy do tác dụng của nhiệt và ngoại lực. Do vậy, việc dự đoán hành vi của phần tử gia nhiệt trong quá trình sôi màng rất quan trọng trong nhiều lĩnh vực công nghiệp như luyện thép, lò phản ứng hạt nhân. Nghiên cứu này lần đầu tiên đưa ra mô hình mô phỏng số sự biến dạng của dây đốt Nichrome dưới điều kiện sôi màng. Để thực hiện điều đó, các mô phỏng truyền nhiệt sôi màng liên hợp đã được tiến hành trong miền tính toán 2D, sự phân bố nhiệt độ trong dây sau đó được sử dụng trong phân tích kết cấu tĩnh 3D. Cách tiếp cận của tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều này được kiểm chứng bằng thực nghiệm. Kết quả nghiên cứu cho thấy rằng truyền nhiệt bề mặt ít bị ảnh hưởng bởi biến dạng của dây và bài toán tương tác một chiều là đủ để nghiên cứu hiện tượng này.

Từ khóa: Sôi màng; tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều; mô phỏng số; biến dạng.

#### 1. Mở đầu

Trong hiện tượng sôi màng, sự hình thành của lớp hơi đã ngăn cách chất lỏng làm mát với bề mặt nung nóng như mô tả trên Hình 1. Do hệ số dẫn nhiệt của hơi nhỏ nên nhiệt độ của bề mặt vật rắn tăng lên rất nhanh hệ quả là phần tử gia nhiệt có thể bị "cháy". Vì vậy việc nghiên cứu sôi màng nhận được rất nhiều sự quan tâm trong nhiều lĩnh vực công nghiệp như luyện kim, nhà máy điện hạt nhân. Các nghiên cứu đã được thực hiện này bao gồm cả nghiên cứu lý thuyết, thực nghiệm và nghiên cứu số.



Hình 1. Sôi màng trên bề mặt dây đốt

Tuy nhiên, hầu hết các nghiên cứu tập trung vào tính toán tính chất truyền nhiệt giữa bề mặt nung nóng với chất lỏng làm mát. Một số ít nghiên cứu đề cập tới tương tác chất lưu - kết cấu trong quá trình sôi tâm [1, 2]. Mondal và Bhattacharya[3] đã đánh giá sự tác động của vật rắn chuyển động tới việc tăng cường quá trình sôi bằng phương pháp số.

Nghiên cứu của nhóm tác giả lần đầu tiên đưa ra phương pháp mô phỏng số biến dạng của dây Nichrome dưới điều kiện sôi màng. Mô phỏng tương tác một chiều nhiệt - chất lưu - kết cấu (TFSI) đã được thực hiện, trong đó truyền nhiệt sôi màng liên hợp có tính cả hiệu ứng bức xạ của bề mặt nhiệt độ cao. Phương pháp "coupled level-set" và "volume-of-fluid" (CLSVOF) đã được sử dụng để mô phỏng dòng 2 pha sôi màng. Trong phân tích kết cấu, mối tương quan ứng suất biến dạng của vật liệu được cho dưới dạng hàm của nhiệt độ.

### 2. Phương pháp số

## 2.1. Tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều

Tiến trình mô phỏng gồm có 3 bước. Bước 1: mô phỏng truyền nhiệt sôi màng liên hợp với giả thiết nhiệt dung riêng của dây không đáng kể để thu được phân bố nhiệt độ trong dây một cách nhanh nhất. Bước 2: mô phỏng truyền nhiệt sôi màng liên hợp với nhiệt dung riêng thực của dây, giá trị khởi tạo của nhiệt độ là giá trị nhiệt độ trung bình lấy từ Bước 1. Phần mềm Ansys Fluent được sử dụng để thực hiện các mô phỏng này. Miền tính toán được chỉ ra như trên Hình 2.



Hình 2. Miền mô phỏng 2D cho truyền nhiệt liên hợp

Bước 3: phân tích kết cấu tĩnh 3D sử dụng module Ansys structural với tải trọng nhiệt là phân bố nhiệt độ trung bình theo thời gian thu được từ Bước 2 với giả thiết nhiệt độ không đổi theo hướng trục của dây. Hình 3 thể hiện miền tính toán 3D để xác định biến dạng của dây dưới tải trọng nhiệt và ngoại lực. Cả 2 đầu của dây đều được cố định bằng ổ đỡ trụ.



Hình 3. Miền mô phỏng 3D để tính biến dạng của dây gia nhiệt

Nhìn chung, các mô phỏng sôi màng yêu cầu bước thời gian rất nhỏ, dẫn tới thời gian tính toán lớn. Do vậy, mô phỏng 2 chiều của sôi màng và biến dạng kết cấu đòi hỏi thời gian tính toán rất lớn. Trong nghiên cứu này, tỉ lệ biến dạng được dự đoán là nhỏ so với chiều dài dây và sự truyền nhiệt trung bình gần như không đổi trong suốt quá trình biến dạng. Ngoài ra, khi dây gia nhiệt chịu tác động của ngoại lực và biến dạng, đường kính dây thay đổi theo hiệu ứng Poisson, tuy nhiên hiệu ứng này giả thiết là nhỏ và bỏ qua. Vì thế, các mô phỏng tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều được sử dụng trong nghiên cứu này là phù hợp để tối ưu hóa độ chính xác tính toán và tài nguyên tính toán. Việc chọn lựa này cũng sẽ được kiểm chứng lại trong phần sau của bài báo.

### 2.2. Truyền nhiệt liên hợp

Mô phỏng truyền nhiệt liên hợp trong sôi màng được thực hiện bằng phương pháp CLSVOF. Pha hơi được giả thiết là khí lý tưởng. Các phương trình chủ đạo được sử dụng như sau.

Phương trình liên tục:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0, \qquad (1)$$

trong đó  $\rho$  khối lượng riêng hỗn hợp, và **u** là vector vận tốc.

Phương trình phân thể tích:

$$\frac{\partial(\alpha\rho_{\nu})}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho_{\nu}\mathbf{u}) = n \mathcal{E}_{\nu}, \qquad (2)$$

trong đó  $\alpha$  phân thể tích giữa pha hơi và hỗn hợp, và  $n_{\psi}^{k}$  tốc độ sinh hơi. Các chỉ số dưới v và l theo thứ tự ký hiệu pha hơi và pha lỏng.

Tốc độ sinh hơi được xác định dựa theo mô hình Sun [4]:

$$n \delta_{\nu}^{2} = \frac{2\lambda_{\nu}(\nabla \alpha \cdot \nabla T)}{L} \quad . \tag{3}$$

trong đó  $\lambda$  là hệ số dẫn nhiệt, *L* là nhiệt ẩn. Mô hình chuyển pha này được đưa vào Fluent thông qua hàm định nghĩa người dùng (UDF).

Phương trình thông số "level-set" ( $\phi$ ):

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\phi \mathbf{u}) = 0 \quad . \tag{4}$$

Phương trình momen:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_{st} , \qquad (5)$$

trong đó p,  $\mu$ , và **g** theo thứ tự là áp suất, độ nhớt động học, và gia tốc trọng trường.

Trong phương trình (4),  $\mathbf{F}_{st}$  là lực gây ra do hiệu ứng sức căng bề mặt.

$$\mathbf{F}_{st} = \eta \kappa \delta \mathbf{n} \quad , \tag{6}$$

với  $\eta$ ,  $\kappa$ ,  $\delta$ , và **n** theo thứ tự là hệ số sức căng bề mặt, độ cong bề mặt, hàm delta, và vector đơn vị pháp tuyến bề mặt.

Phương trình năng lượng:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \nabla \cdot [\rho \mathbf{u}(e + p / \rho)] = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) - m_{\nu} \mathcal{L} + S_r \quad , \tag{7}$$

trong đó e là tổng năng lượng,  $S_r$  bức xạ nhiệt tác động vào pha hơi. Giá trị của bức xạ nhiệt này được tính toán dựa theo mô hình P-1 [5, 6].

Một số thông số của pha hơi được xác định phụ thuộc vào nhiệt độ [7]. Bảng 1 tóm tắt các thông số của chất lưu. Lưu ý rằng hệ số dẫn nhiệt của chất lỏng được đặt bằng không nhằm đảm bảo pha lỏng luôn ở trạng thái bão hòa.

	ρ	μ	λ	C <sub>p</sub>	η
	(kg/m <sup>3)</sup>	(Pa·s)	(W/m·°C)	(J/kg°C)	(N/m)
Nước	958,4	0,0002819	0	4.220	0.05901
Hơi nước	$\rho_v = p / RT$	$\mu(T)$	$\lambda(T)$	2.040	0,03891

Bảng 1. Các thông số của hơi nước và nước

Nhiệt độ bên trong dây Nichrome được xác định bằng phương trình:

$$\rho_s C_{p,s} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_s \nabla T) + q_J \quad , \tag{3}$$

trong đó chỉ số dưới *s* ký hiệu pha rắn,  $q_J$  là lượng nhiệt sinh ra do hiệu ứng Joule. Có 3 giá trị của lượng nhiệt được xem xét:  $q_J = 250 \text{ MW/m}^3$ , 350 MW/m<sup>3</sup>, và 450 MW/m<sup>3</sup>.

Các phương trình trên được giải trong phần mềm Ansys Fluent, với sơ đồ COUPLED được chọn cho cặp thông số áp suất - vận tốc. Thuật giải PRESTO và GEO-RECONSTRUCT được sử dụng cho nội suy áp suất và phân thể tích. Ngoài ra, miền không gian tính toán được rời rạc hóa sử dụng sơ đồ MUSCL.

#### 2.3. Phân tích kết cấu

Biến dạng của dây được giải bằng Module Ansys Static Structural với phương pháp lặp Newton - Raphson.

Phương trình cân bằng của dây:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_i} + f_j = 0 \quad , \tag{4}$$

trong đó  $\sigma_{ij}$  là các thành phần ứng suất, và  $f_i$  là thành phần lực khối tác dụng lên dây bao gồm trọng lực và lực đẩy của chất lưu lên dây.

Phương trình biến dạng - chuyển vị:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) , \qquad (10)$$

Tương quan ứng suất - biến dạng theo định luật Hook có tính đến hiệu ứng nhiệt:

$$\varepsilon_{ii} = \frac{\sigma_{ii}}{E} - \nu \frac{\sigma_{jj}}{E} - \nu \frac{\sigma_{kk}}{E} + \beta \Delta T, \qquad (11)$$

$$\gamma_{ij} = \frac{\tau_{ij}}{G},\tag{12}$$

với v,  $\beta$ ,  $\gamma_{ij}$ ,  $\tau_{ij}$ , E,  $\Delta T$  và G lần lượt là hệ số Poisson, hệ số giãn nở nhiệt, biến dạng cắt, ứng suất cắt, mô đun Young, độ tăng nhiệt độ so với trạng thái không giãn nở nhiệt và mô đun cắt.

Dây Nichrome (Ni80Cr20) được sử dụng trong nghiên cứu này có nhiệt dung riêng là 435 J/kg·°C, các thông số khác được lấy theo hàm của nhiệt độ [8 - 10].

#### 3. Kết quả và thảo luận

Mô hình sôi màng được kiểm chứng bằng cách so sánh với thực nghiệm. Nhiệt độ bề mặt dây dẫn trên Hình 2 được thiết lập bằng 800 °C (mô phỏng không bao gồm phần chất rắn).

Lưới hội tụ tại 48.236 phần tử với tham số đánh giá là hệ số truyền nhiệt trung bình bề mặt (được xác định trực tiếp trong phần mềm Ansys Fluent và bằng 306,83 W/m<sup>2</sup>·°C). Giá trị của hệ số truyền nhiệt này gần với giá trị đo được bằng thực nghiệm (327,15 W/m<sup>2</sup>·°C[11]).

Mô hình biến dạng cũng được kiểm chứng bằng cách tiến hành thực nghiệm đo mức độ biến dạng của dây Nichrome (đường kính 1 mm, dài 100 mm) trong sôi màng của nước với lượng nhiệt riêng cung cấp cho dây lần lượt là  $q_J = 900 \text{ MW/m}^3$  và 1.200MW/m<sup>3</sup>. Sơ đồ thí nghiệm được mô tả ở Hình 4.



Hình 4. Sơ đồ thực nghiệm kiểm chứng mô hình biến dạng của dây Nichrome dưới điều kiện sôi màng Mô hình biến dạng đã được kiểm chứng như mô tả trên Hình 5. Trong điều kiện sôi màng, với giả thiết 2 đầu dây cố định, dây gia nhiệt cong lên như trên Hình 5 (c).

Mức độ biến dạng tăng tỉ lệ với ngoại lực tác dụng và tải trọng nhiệt như chỉ ra trên Hình 6. Trong điều kiện sôi tâm (T = 100 °C) hoặc tại nhiệt độ phòng (T = 25 °C) chuyển vị không đáng kể. Tuy nhiên trong điều kiện sôi màng, chuyển vị của dây lớn ngay cả với ngoại lực nhỏ do tác động của hiệu ứng giãn nở nhiệt.

Hình 7 thể hiện biến dạng dẻo tối đa của trục dây. Biến dạng dẻo là một dấu hiệu vật liệu bị phá hủy. Dưới điều kiện sôi tâm và tại nhiệt độ phòng, biến dạng dẻo tương ứng xuất hiện khi ngoại lực tác dụng lớn hơn 49 N và 78 N. Ngược lại, dưới điều kiện sôi màng, biến dạng dẻo xuất hiện ngay cả khi ngoại lực tác dụng là rất nhỏ. Như vậy dây rất dễ bị phá hủy trong điều kiện sôi màng.

Cuối cùng, cách tiếp cận tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều được kiểm chứng bằng cách thực hiện mô phỏng sôi màng trên miền 3D tương ứng với dây gia nhiệt ở trạng thái không biến dạng và biến dạng tối đa. Hệ số trao đổi nhiệt bề mặt trung bình sau đó được so sánh với nhau và với trường hợp mô phỏng trên miền 2D. Kết quả cho thấy rằng sự chênh lệch của các hệ số trao đổi nhiệt đó không lớn. Điều đó chứng tỏ việc lựa chọn miền tính toán 2D và tương tác một chiều là phù hợp.







Hình 6. Chuyển vị tối đa ( $\Delta y_{max}$ ) dưới tác dụng của ngoại lực



Hình 7. Biến dạng dẻo tối đa dưới tác dụng của ngoại lực

### 4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng một phương pháp số nhằm xác định biến dạng của một dây đốt Nichrome dưới điều kiện sôi màng của nước và ngoại lực. Phương pháp số này dựa trên cách tiếp cận tương tác nhiệt - chất lưu - kết cấu một chiều với ba bước tách biệt đã được đề xuất. Phương pháp số cũng đã được kiểm chứng bằng thực nghiệm.

Dưới điều kiện sôi màng, dây dễ dàng biến dạng ngay cả với tác động rất nhỏ của ngoại lực. Mức độ biến dạng tỉ lệ với tải trọng nhiệt và ngoại lực. Biến dạng dẻo xuất hiện sớm trong sôi màng, kết quả là dây dễ bị phá hủy.

Việc lựa chọn mô phỏng truyền nhiệt sôi màng liên hợp trong miền tính toán 2D và cách tiếp cận tương tác một chiều đã được kiểm chứng là phù hợp. Điều này giúp tối ưu hóa thời gian tính toán.

Trong nghiên cứu này, mặc dù nhiệt độ của dây cao nhưng chưa đủ gây 'cháy" dây. Do vậy việc dự đoán lượng nhiệt cung cấp gây "cháy" dây sẽ được nghiên cứu trong tương lai.

#### Tài liệu tham khảo

- [1]. Vahab, M., Shoele, K., & Sussman, M. (2018). Interaction of an oscillating flexible plate and nucleate pool boiling vapor bubble: Fluid-structure interaction in a multimaterial multiphase system. *2018 Fluid Dynamics Conference*.
- [2]. Raut, H. S., Bhattacharya, A., & Sharma, A. (2022). Computational multi fluid-structure interaction study on nucleate boiling under the effect of stationary or oscillating torus. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 193, 122995.
- [3]. Mondal, K., & Bhattacharya, A. (2021). Pool boiling enhancement through induced vibrations in the liquid pool due to moving solid bodies A numerical study using lattice Boltzmann method (LBM). *Physics of Fluids*, *33*(9), 093310.
- [4]. un, D. L., Xu, J. L., & Wang, L. (2012). Development of a vapor-liquid phase change model for volume-of-fluid method in FLUENT. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(8), 1101 - 1106.
- [5]. ANSYS Inc. (2018). Ansys Fluent Theory Guide.
- [6]. Siegel, R., & Howell, J. R. (1992). Thermal radiation heat transfer (3rd revised and enlarged edition). *NASA STI/Recon Technical Report A*, *93*, 17522.
- [7]. Wagner, W., & Kretzschmar, H.-J. (2008). International steam tables: properties of water and

189

steam based on the industrial formulation IAPWS-IF97. Springer, Berlin, Heidelberg, 7 - 150.

- [8]. Endo, R., Shima, M., & Susa, M. (2010). Thermal-conductivity measurements and predictions for Ni Cr solid solution alloys. *International Journal of Thermophysics*, *31*, 1991 2003.
- [9]. Hidnert, P. (1928). Thermal expansion of heat-resiting alloys: Nickel-Chromimum, Iron-Chromium, and Nickel-Chromium-Iron Alloys. *Bureau of Standards J. of Research*, 7(570), 1031 1066.
- [10]. Everhart, J. L., & E. P. (1971). *Engineering properties of Nickel and Nickel alloys*. NEW YORK: Plenum Press.
- [11]. Sakurai, A., Shiotsu, M., & Hata, K. (1990). A general correlation for pool film boiling heat transfer from a horizontal cylinder to subcooled liquid: Part 2—Experimental data for various liquids and its correlation. *Journal of Heat Transfer*, *112*(2), 441 450.

## Numerical Investigation of One-way Thermal - Fluid - Structure Interaction of Nichrome Wire under Film Boiling

#### Abstract:

When the film boiling occurs on the surface of a heating element, the temperature of the element increases to hundreds of degrees. Consequently, the heating element is prone to destruction due to the effects of heat and external forces. Therefore, predicting the behavior of the heating element during the film boiling is crucial in various industrial fields such as steel fabrication and nuclear reactor. This study presents, for the first time, a numerical simulation model of the deformation of Nichrome wire under film boiling of water at atmosphere. To achieve this, conjugate film boiling heat transfer simulations were conducted in the 2D computational domain, and the temperature distribution within the wire was subsequently used in a 3D static structural analysis. The one-way thermal - fluid - structural interaction approach was validated through experiments. The research results indicate that the heat transfer at the surface is minimally affected by the wire deformation, and the one-way interaction approach is sufficient for investigating this phenomenon.

**Keywords:** Film boiling; one-way thermal - fluid - structure interaction; numerical simulation; deformation.

## Nghiên cứu xác định lực dập và áp lực lên dụng cụ khi ép qua kênh gấp khúc vật liệu đồng M1 bằng phương pháp định trị trên và mô phỏng số

Đào Mạnh Anh Tuấn<sup>1,\*</sup>, Lục Khánh Toàn<sup>1</sup>, Tạ Đình Xuân<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội, Việt Nam Email: tuandaodz@gmail.com; Tel:0379553388

#### Tóm tắt

Ép qua kênh gấp khúc tiết diện không đổi (ECAP) là một kỹ thuật biến dạng dẻo mãnh liệt được thực hiện để tạo ra kim loại và hợp kim có cấu trúc hạt nhỏ mịn trong sản xuất công nghiệp. Nghiên cứu này đưa ra hai phương pháp tính toán lực theo lý thuyết bằng phương pháp định trị trên và sử dụng mô phỏng số kết hợp với quy hoạch tâm xoay trong quá trình ép qua kênh gấp khúc vật liệu đồng M1 dạng tấm dày với ba thông số bao gồm chiều dày phôi, hệ số ma sát và chiều rộng phôi.Nghiên cứu đã đưa ra được các phương trình hồi quy giúp xác định lực và áp lực lên dụng cụ theo cả hai phương pháp trên và sự chênh lệch giữa hai phương pháp có thể chấp nhận được. Kết quả nghiên cứu này có giá trị tham khảo cho thiết kế công nghệ khi thực hiện kỹ thuật ép qua kênh gấp khúc vật liệu kim loại dạng tấm dày.

Từ khóa: ECAP; Quy hoạch tâm xoay; Đồng M1.

### 1. Mở đầu

Ép qua kênh gấp khúc (ECAP) là một kỹ thuật biến dạng dẻo mãnh liệt được nghiên cứu rộng rãi do có khả năng tạo ra tổ chức vật liệu có cấu trúc hạt nhỏ mịn thể hiện qua độ bền và độ dẻo vượt trội. Ban đầu, kỹ thuật này được phát triển bởi Segal và các cộng sự vào năm 1981 [1] và từ đó đã trở nên phổ biến rộng rãi trong cộng đồng khoa học. Nguyên tắc cơ bản của kỹ thuật ECAP liên quan đến việc ép phôi qua khuôn có hai kênh giao nhau một góc mà không làm thay đổi tiết diện mặt cắt ngang của phôi ban đầu nhằm đạt được cấu trúc vật liệu mong muốn. Để tạo ra tổ chức hạt nhỏ mịn yêu cầu áp lực tác dụng lên vật liệu lớn, giá trị biến dạng hiệu dụng tích luỹ cần đạt từ 6 - 8 [2] nên phải thực hiện ép nhiều lần, do đó gây ra hiện tượng biến cứng, làm tăng áp lực lên dụng cụ, khó khăn trong khâu thiết kế dụng cụ, đặc biệt khi thực hiện ECAP với vật liệu dạng tấm dày do kích thước chiều rộng nhỏ hơn nhiều lần kích thước chiều dài làm cho chày dễ bị uốn, mất ổn định. Vì vậy, việc tính toán chính xác lực và áp lực tác dụng lên chày trong quá trình ECAP đóng một vai trò hết sức quan trọng bởi đó là nền tảng để tối rư hóa quá trình và nâng cao tính chất cơ học của vật liệu khi thực hiện kỹ thuật này.

Trong những năm gần đây, đã có nhiều tác giả nghiên cứu tính toán lực và áp lực trong quá trình ECAP bằng nhiều phương pháp khác nhau. Trong công trình [3], tác giả đã sử dụng phương pháp lưới đường trượt để xác định áp lực nén trong vùng biến dạng, góc thoát vật liệu và biến dạng cắt trong các điều kiện góc kênh và ma sát khác nhau. Phương pháp lưới đường trượt cung cấp một cách tiếp cận tự nhiên và có thể xem xét chi tiết từng vị trí trong mặt phẳng cắt để phân tích ứng suất - biến dạng. Tuy nhiên việc xác định hệ lưới đường trượt và các công thức liên quan tương đối phức tạp và khó hiểu. Các tác giả trong công trình [4,5] đã sử dụng phương pháp định trị trên với mô hình hình học khối cứng cục bộ để xác định áp lực tác dụng vùng biến dạng. Phương pháp trên tuy đơn giản nhưng kết quả sai lệch phụ thuộc vào cách chia các khối trong vùng biến dạng. Chính vì vậy cần phải cải tiến phương pháp định trị trên bằng cách chia nhỏ các khối cứng trong vùng biến dạng để có thể xem xét từng vị trí trong vùng biến dạng như phương pháp lưới đường trượt và cho kết quả chính xác hơn.

Ngoài các phương pháp tính toán lý thuyết, phương pháp mô phỏng số được sử dụng rộng rãi để phân tích biến dạng, ứng xử của vật liệu trong các trạng thái khác nhau. Đối với công trình [6], nhóm tác giả đã sử dụng phần mềm Abaqus để mô phỏng quá trình ECAP tấm Al 1070 có kích thước 4×30×100 làm cơ sở để thiết kế dụng cụ và thực nghiệm. Các kết quả mô phỏng cho thấy việc hạn chế sự chảy của vật liệu theo chiều rộng tấm là vô cùng quan trọng. Tác giả trong bài báo [7] đã sử dụng phần mềm CASFORM - 2D/PC để dự đoán đồ thị lực theo hành trình, và sự phân bố trường biến dạng tích luỹ trong phôi khi thực hiện ECAP nhiều lần đối với vật liệu nhôm dạng thanh. Các kết quả này cho thấy phương pháp mô phỏng số có thể phân tích chuyên sâu và tổng quan về ảnh hưởng của các yếu tố như hình dạng dụng cụ, ma sát bên ngoài và các yếu tố khác đến quy trình ECAP.

Trong nghiên cứu này sẽ tập trung nghiên cứu quá trình ECAP đối với vật liệu Đồng M1, một loại vật liệu được sử dụng rộng rãi trong công nghiệp, hàng không và quân sự. Bài báo sử dụng phương pháp mô phỏng số để tính toán lực và áp lực lên chày khi ép vật liệu dạng tấm dày và so sánh với phương pháp định trị trên kết hợp chia nhỏ vùng biến dạng, từ đó khảo sát ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến quá trình ECAP vật liệu công nghiệp Đồng M1. Phần mềm QForm được sử dụng để mô phỏng, tính toán, khảo sát ảnh hưởng các thông số công nghệ bao gồm chiều dày phôi, hệ số ma sát, chiều rộng phôi đến lực dập và áp lực lên chày.

2. Giải bài toán ECAP bằng phương pháp định trị trên kết hợp chia nhỏ vùng biến dạng



Hình 1. Sơ đồ quá trình biến dạng (a), giản đồ vận tốc (b) và phôi ban đầu (c)

Hình 1a mô tả mặt cắt ngang của quá trình ECAP kim loại tấm với góc kênh  $\Phi = 90^{\circ}$  và góc lượn  $\Psi = 0^{\circ}$  tại một thời điểm bất kỳ, được chia thành 6 vùng. Do luôn tồn tại ma sát giữa phôi và thành lòng khuôn nên góc thoát kim loại tạo với mặt tiếp xúc một góc nhỏ hơn 90°, ký hiệu là  $\eta$ , tạo nên vùng kim loại không biến dạng gọi là "vùng chết" (vùng 4). Vùng 3 có dạng hình quạt là vùng biến dạng dẻo mạnh, được chia thành n khối cứng hình quạt nhỏ bằng nhau với góc ở tâm là  $\beta$ . Vùng 2 và vùng 5 là vùng biến dạng trung bình. Vùng 1 và vùng 6 lần lượt đặc trưng cho tính chất vật liệu trước và sau khi biến dạng. Biểu đồ vận tốc tại các mặt trượt của các khối cứng tương ứng với các vùng được mô tả trong hình 1b.Coi vận tốc khối 2 và 5 tương ứng bằng vận tốc khối 1 và  $2(v_1 = v_2 = v)$ [5].

Sự trượt giữa các khối kim loại với nhau bằng ứng suất cắt k, sự trượt của kim loại với thành lòng khuôn với bằng ứng suất sinh ra do ma sát  $\tau_{yx}$ ,  $\tau_{xy}$ . Giả thiết rằng  $\tau_{yx} = \tau_{xy} = \tau = \mu . k$   $(0 \le \mu \le 1)$ , trong đó  $\mu$  là hệ số ma sát tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ, ứng suất cắt k có quan hệ với ứng suất chảy của vật liệu theo công thức  $k = \sigma_s / \sqrt{3}$  [5].

Tính toán áp lực kim loại tác dụng lên chày bằng phương pháp cân bằng công. Theo đó, tổng công suất của ngoại lực bằng tổng công suất của nội lực gây biến dạng và hao phí ma sát:

$$\mathbf{w}_{ngl} = \mathbf{w}_{bd} + \mathbf{w}_{ms} \tag{1}$$

trong đó  $w_{ngl}$  là công suất ngoại lực tác dụng lên chày,  $w_{bd}$  là công suất biến dạng dẻo,  $w_{ms}$  công suất hao phí do ma sát.

Căn cứ vào sơ đồ phân vùng biến dạng và giản đồ biểu thị mối quan hệ vận tốc giữa các khối cứng, xác định được các giá trị thành phần trong công thức (1) như sau:

Công suất ngoại lực tác dụng lên chày:

$$w_{ngl} = pav \tag{2}$$

 $\langle \mathbf{n} \rangle$ 

Công suất biến dạng dẻo:

$$w_{bd} = 2kva \left[ \cot \eta + 2n \tan \left( \frac{\beta}{2} \right) \right]$$
(3)

Công suất hao phí do ma sát:

$$w_{ms} = 2\tau v a \cot \eta + 2\tau v MA + 2\tau v \frac{IP + DQ}{2}$$
(4)

Việc xác định chính xác độ dài các đoạn MA, IP, DQ là tương đối khó khăn, vì vậy, lấy gần đúng giá trị trung bình chiều rộng 2 mặt của phôi (Hình 1a) bằng L.

$$\frac{ME + EQ + NI + IP}{2} = L \tag{5}$$

$$=> MA + \frac{IP + DQ}{2} = L - a \tag{6}$$

Sau khi thay thế các giá trị trong công thức (2), (3), (4), (6) vào (1) với điều kiện lấy gần đúng tan  $(\beta/2) \approx \beta/2$ ; khi  $n \to \infty$  và biến đổi đại số, xác định được áp suất tương đối:

$$\frac{p}{2k} = 2\eta - \frac{\pi}{2} + \left[\mu + 1\right]\cot\eta + \mu\left(\frac{L}{a} - 1\right)$$
(7)

Theo định luật trở lực biến dạng nhỏ nhất, giá trị p tối thiểu tương ứng với giá trị áp suất làm việc thực tế. Áp suất p trong công thức (7) là hàm phụ thuộc vào góc  $\eta$ , vì vậy có thể tìm điều kiện cực trị của p khi:

$$\frac{d\left(p/2k\right)}{d\left(\eta\right)} = 2 - \frac{\mu + 1}{\sin^2(\eta)} = 0 \tag{8}$$

Khi đó, giá trị góc  $\eta$  được xác định:

$$\eta = \arcsin\left(\sqrt{\frac{\mu+1}{2}}\right) \tag{9}$$

Giá trị áp suất tương đối khi thay (9) vào (7):

$$\frac{p}{2k} = 2\arcsin\left(\sqrt{\frac{\mu+1}{2}}\right) - \frac{\pi}{2} + \sqrt{1-\mu^2} + \mu\left(\frac{L}{a} - 1\right)$$
(10)

Giá trị áp suất tương đối và góc thoát kim loại  $\eta$  hoàn toàn trùng khớp với kết quả tính toán theo phương pháp lưới đường trượt được thực hiện bởi Segal và các cộng sự [3,5].

Trong trường hợp cụ thể, giá trị lực tác dụng lên dụng cụ khi thực hiện ECAP với phôi tấm kích thước  $a \times L \times L$ :

$$F = \frac{2aL\sigma_s}{\sqrt{3}} \left( 2\arcsin\left(\sqrt{\frac{\mu+1}{2}}\right) - \frac{\pi}{2} + \sqrt{1-\mu^2} + \mu\left(\frac{L}{a} - 1\right) \right)$$
(11)

#### 3. Giải bài toán mô phỏng



Hình 2. Mối quan hệ ứng suất biến dạng vật liệu đồng M1 tại nhiệt độ 20°C (a) và 150°C (b)

Kỹ thuật ECAP trong nghiên cứu này được thực hiện trong trạng thái nguội với các thông số công nghệ khác nhau. Trong quá trình ép, giả thiết hệ số ma sát tiếp xúc ( $\mu$ ) giữa phôi và các dụng cụ, tốc độ chuyển động của chày ép (v = 15mm/s) là không đổi và có xét đến khả năng tăng nhiệt của phôi, khả năng trao đổi nhiệt với dụng cụ. Vật liệu phôi là Đồng M1 có mối quan hệ ứng suất - biến dạng ở các nhiệt độ 20°C, 150°C (Hình 2). Các dữ liệu này được sử dụng trong thư viện vật liệu của phần mềm QForm đã được kiểm chứng. Khi tính toán, thuộc tính cơ học của vật liệu được nội suy từ bộ dữ liệu này để đảm bảo tính liên tục trong mô phỏng.Vật liệu cho dụng cụ là X12MΦ được lấy trong phần mềm, có độ cứng 59 HRC ở nhiệt độ 20°C.

Bài toán mô phỏng quá trình ECAP được thực hiện trên phần mềm mô phỏng QForm UK với mô hình hình học bao gồm 2 nửa cối ghép, chày và phôi (Hình 3).



Hình 3. Mô hình hình học quá trình ECAP 1 - Nửa cối trái; 2 - Chày ép; 3 - Nửa cối phải; 4 - Phôi

Các thông số công nghệ thay đổi trong bài toán mô phỏng bao gồm chiều rộng phôi, hệ số ma sát, chiều dày phôi. Chiều rộng phôi thay đổi từ 40mm đến 80mm. Giá trị hệ số ma sát khi mô phỏng quá trình ECAP được chọn trong khoảng từ 0,01 đến 0,3[8]. Trong khi đó, theo khuyến cáo từ Qfrom, đối với vật liệu đồng, bôi tron bằng Stearat Zn cho hệ số tốt nhất đạt 0,1. Vì vậy, lựa chọn hệ số ma sát khảo sát có giá trị lần lượt là 0,1; 0,2; 0,3. Chiều dày phôi thay đổi từ 6mm đến 12mm. Giá trị lực lập là giá trị lực lớn nhất trên đồ thị lực theo chuyển vị  $(F_{max})$ .

Giá trị áp lực tác dụng lên chày được xác định bằng lực dập chia cho tiết diện chày:

$$P = \frac{9.81F_{\max}}{1000aL}(MPa)$$
 (12)

4. Kết quả và bàn luận

4.1. Kết quả tính toán theo lý thuyết



Hình 4. Ảnh hưởng các thông số công nghệ đến lực dập theo phương pháp định trị trên

Lực dập của quá trình ECAP phụ thuộc vào ma sát, chiều dày và chiều rộng phôi theo công thức 8 được thể hiện như Hình 4 khi ứng suất chảy được xác định với giá trị  $\sigma_s = 325$  MPa. Các đồ thị đường thể hiện sự ảnh hưởng của hai biến đến lực dập trong khi biến còn lại ở giá trị tâm làm cơ sở tra cứu các khoảng giá trị lực khi xác định được các thông số công nghệ. Dễ dàng thấy, giá trị lực dập tỷ lệ thuận với cả ba thông số công nghệ.

### 4.2. Kết quả bài toán mô phỏng

#### 4.2.1. Thiết kế ma trận quy hoạch

Trong các phương pháp thiết kế quy hoạch đáp ứng bề mặt truyền thống, phương pháp quy hoạch tâm xoay cung cấp dự đoán chất lượng cao trên toàn bộ không gian thiết kế và đối với quy hoạch mô phỏng, các điểm nằm ngoài phạm vi  $(\pm \beta)$  đều có thể xác định và mô phỏng dễ dàng.



Hình 5. Đồ thị lực tác dụng lên chày ép theo hành trình

Hình 5a thể hiện các đồ thị lực theo hành trình của 3 dạng phôi có kích thước chiều rộng 40mm, 60mm và 80mm ở chiều dày 6mm, ma sát 0,2. Hình 5b mô tả đồ thị lực theo hành trình của phôi có chiều dày 6mm, 8mm và 10mm ở chiều rộng 40mm, ma sát 0,2. Trong quá trình ép, lực tăng rất nhanh trong giai đoạn đầu của quá trình, đạt đỉnh trong khoảng 3 - 5mm hành trình đầu tiên (khi ép với tốc độ 15mm/s). Trong giai đoạn này, lực ép lớn do diện tích tiếp xúc giữa phôi và lòng cối lớn. Sau đó, lực ép có xu hướng giảm dần một cách tuyến tính, nguyên nhân do diện tích tiếp xúc giữa phôi và lòng cối lớn. Sau đó, lực chế độ công nghệ khác nhau theo ma trận quy hoạch mô phỏng tâm xoay thể hiện trong Bảng 1 và 2.

Các yếu tố	Ký hiệu	Mức biến đổi					
		Thấp nhất	Thấp	Tâm	Cao	Cao nhất	
		- β	- 1	0	+1	$+\beta$	
Chiều dày (a),mm	x1	3,955	6	9	12	14,045	
Hệ số ma sát (µ)	x <sub>2</sub>	0,032	0,1	0,2	0,3	0,368	
Chiều rộng phôi (L),mm	X3	26,364	40	60	80	93,636	

Bảng 1. Giá trị các biến mã hoá

TN	N Biến mã hoá			Giá trị thực			Giá trị mục tiêu	
	<b>X</b> 1	x <sub>2</sub>	X3	S (mm)	μ	L (mm)	Lực dập (Tấn)	Áp lực lên chày (MPa)
1	-	-	-	6	0,1	40	13,97	571,024
2	+	-	-	12	0,1	40	23,53	480,894
3	-	+	-	6	0,3	40	21,74	888,623
4	+	+	-	12	0,3	40	31,74	648,686
5	-	-	+	6	0,1	80	35,09	717,152
6	+	-	+	12	0,1	80	54,13	553,141
7	-	+	+	6	0,3	80	65,47	1338,043
8	+	+	+	12	0,3	80	85,1	869,616
9	- 1,682	0	0	3,955	0,2	60	27,28	1127,866
10	1,682	0	0	14,045	0,2	60	51,92	604,391
11	0	- 1,682	0	9	0,032	60	24,75	449,625
12	0	1,682	0	9	0,368	60	54,63	992,445
13	0	0	- 1,682	9	0,2	26,364	13,34	551,530
14	0	0	1,682	9	0,2	93,636	75,94	884,005
15	0	0	0	9	0,2	60	39,15	711,225
16	0	0	0	9	0,2	60	39,79	722,852
17	0	0	0	9	0,2	60	39,61	719,582
18	0	0	0	9	0,2	60	39,29	713,768
19	0	0	0	9	0,2	60	39,72	721,580
20	0	0	0	9	0,2	60	39,52	717,947

Bảng 2. Ma trận quy hoạch mô phỏng theo mô hình tâm xoay

#### 4.2.2. Kết quả phân tích

Từ các kết quả mô phỏng ở Bảng 2, phương trình hồi quy đại diện cho lực dập và áp lực tác dụng lên chày được xác định là hàm của ba thông số công nghệ là chiều dày phôi (*a*), hệ số ma sát ( $\mu$ ) và chiều rộng phôi (*L*). Mô hình xác định phương trình hồi quy cho lực dập và áp lực tác dụng lên chày được lựa chọn lần lượt theo mô hình bậc 2, bậc 3 và bậc 4 để đảm bảo các giá trị trong bảng phương sai ANOVA phù hợp.

Phương trình hồi quy xác định lực dập (F) được xác định phù hợp với mô hình bậc 3 sử dụng biến mã hoá:

$$F = 39,55 + 7,3x_1 + 8,88x_2 + 18,61x_3 + 0,1288x_1x_2 + 2,39x_1x_3 + 5,67x_2x_3 + 0,01x_1^2 + 1,79x_3^2 + 0,78x_1^2x_2$$
(13)

Phương trình hồi quy xác định lực dập (F) sử dụng biến thực:  $F = 2,512 + 3,068a - 14,708\mu - 0,533L - 15,228a\mu + 0,04aL + 2,836\mu L - 0,173a^2 + 0,00448L^2 + 0,87a^2\mu$ (14)

Phương trình hồi quy xác định áp lực tác dụng lên chày (P) được xác định phù hợp với mô hình bậc 4 với mã hoá:

$$p = 717,81 - 155,63x_1 + 161,38x_2 + 98,85x_3 - 56,78x_1x_2 - 37,8x_1x_3 + 56,5x_2x_3 + 52,44x_1^2 + 1,14x_2^2 - 19,33x_1x_2x_3 + 16,46x_1^2x_2 + 12,25x_1^2x_3 + 35,32x_1x_2^2 - 12,99x_1^2x_2^2$$
(15)

Phương trình hồi quy xác định áp lực tác dụng lên chày (P) với biến thực:  $P = -470,544 + 170,591a + 10234,026\mu + 4,675L - 1835,492a\mu$ 

$$-3,221a\mu L+76,034a^{2}\mu -1,210aL +57,238\mu L -7,688a^{2}$$
(16)  
$$-22173,627\mu^{2}+0,068a^{2}L +3775,576aL^{2}-144,353a^{2}\mu^{2}$$

Để đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến lực dập và áp lực tác dụng lên chày, các công thức 13 và 15 được việt lại như sau:

$$F(x_1, 1, 1) = 74,50 + 9,82x_1 + 0,79x_1^2$$
(13a)

$$F(1, x_2, 1) = 69, 65 + 15, 46x_2 \tag{13b}$$

$$F(1,1,x_3) = 56,65 + 26,67x_3 + 1,79x_3^2$$
(13c)

$$p(x_1, 1, 1) = 1035 - 234x_1 + 68, 16x_1^2$$
(15a)

$$p(1, x_2, 1) = 687,92 + 158,23x_2 + 23,47x_2^2$$
(15b)

$$p(1,1,x_3) = 759,15+110,47x_3 \tag{15c}$$

So sánh các hệ số trong công thức 13a, 13b và 13c cho thấy, chiều rộng phôi có ảnh hưởng lớn nhất đến lực dập, theo sau đó là hệ số ma sát và chiều dày phôi có tác động nhỏ nhất. Tương tự đối với áp lực tác dụng lên chày, các hệ số trong công thức 15a, 15b, 15c cho thấy chiều dày có ảnh hưởng lớn nhất, tiếp theo là hệ số ma sát và cuối cùng là chiều rộng phôi.

Để hiểu rõ hơn về kết quả, các mô hình dự đoán được trình bày trong Hình 6 và Hình 7 là đồ thị dạng đường cong thể hiện mối ảnh hưởng của hai biến đến kết quả, biến còn lại cố định ở giá trị tâm. Giá trị lực dập tỷ lệ thuận với cả ba thông số công nghệ giống với phương pháp định trị trên trong khi giá trị áp lực tác dụng lên chày tỷ lệ thuận với chiều rộng phôi, ma sát và tỷ lệ nghịch với chiều dày phôi. Đây là cơ sở để tính toán, lựa chọn thông số hợp lý nhằm vừa đảm bảo ép phôi đủ kích thước, vừa đạt được lực dập và áp lực lên chày nhỏ nhất.



Hình 6. Đồ thị ảnh hưởng của các thông số đến lực dập lớn nhất



Hình 7. Đồ thị ảnh hưởng của các thông số đến áp lực lên chày

#### 4.3. So sánh và đánh giá

Để đánh giả, so sánh giữa hai phương pháp tính toán bằng mô phỏng và lý thuyết, sử dụng đồ thị thể hiện ảnh hưởng của từng thông số theo cả hai phương pháp đến giá trị lực dập (Hình 8). Đễ dàng thấy, ảnh hưởng của của từng thông số đến giá trị lực dập theo cả hai phương pháp là giống nhau. Tuy nhiên đối với thông số ma sát và chiều rộng phôi, khi càng tăng hai giá trị này thì sự khác nhau giữa hai phương pháp càng lớn. Tính toán theo lý thuyết có giá trị lớn hơn tính toán theo mô phỏng do trong khi tính toán bằng phương pháp định trị trên, giả thiết giá trị áp lực sinh ra do ma sát tại mọi vị trí có giá trị lớn nhất và bằng  $\mu \sigma_s / \sqrt{3}$  trong khi giá trị ma sát tính toán theo mô phỏng sẽ cho giá trị lực nhỏ hơn so với khi tính toán bằng phương pháp định trị trên. Đối với thông số chiều dày (Hình 8a), sự khác nhau giữa hai phương pháp thay đổi từ 8,8 đến 7,7 tấn (27% đến 17%). Đối với thông số ma sát (Hình 8b), sự chênh lệch giữa hai phương pháp thay đổi từ 3,7 đến 12,7 tấn (12% đến 26%). Đối với sự ảnh hưởng của thông số chiều rộng phôi, sự khác nhau giữa hai phương pháp thay đổi từ 3,7 đến 16,11 tấn (13% đến 27%). Sự chênh lệch này giữa hai phương pháp có thể chấp nhận được khi tính toán lực dập.

Do đó, khi thực hiện kỹ thuật ECAP vật liệu dạng tấm dày trong trạng thái nguội với vật liệu đồng M1 có chiều dày, chiều rộng phôi, hệ số ma sát trong khoảng khảo sát sử dụng công thức tính toán theo quy hoạch mô phỏng sẽ cho kết quả có độ tin cậy cao hơn. Khi ECAP vật liệu tấm kim loại khác, trong khoảng thiết kế lớn hơn thì công thức lý thuyết có thể được sử dụng làm công thức tham khảo, tính toán ban đầu để xác định các thông số công nghệ cần thiết.



Hình 8. So sánh ảnh hưởng các thông số công nghệ đến lực dập theo hai phương pháp

### 5. Kết luận

Trong bài báo này đã sử dụng mô phỏng số kết hợp với quy hoạch mô phỏng bằng thiết kế tâm xoay và so sánh với tính toán bằng lý thuyết để khảo sát ảnh hưởng tham số công nghệ đến quá trình ECAP vật liệu đồng M1. Trên cơ sở kết quá phân tích, đánh giá quy hoạch mô phỏng có thể rút ra một số kết luận như sau:

1. Tính toán lực và áp lực tác dụng lên chày sử dụng phương pháp định trị trên cho kết quả hoàn toàn trùng khớp với phương pháp lưới đường trượt đã được công bố trước đó bởi Segal và các đồng sự. Kết quả cho thấy lực ép trong quá trình ECAP là hàm phụ thuộc vào giới hạn chảy của vật liệu ( $\sigma_s$ ), hệ số ma sát ( $\mu$ ), chiều rộng phôi (*L*) và chiều dày phôi (*a*).

2. Sử dụng mô phỏng số quá trình biến dạng và kết hợp với quy hoạch tâm xoay đã đưa ra phương trình xác định lực và áp lực tác dụng lên chày khi thực hiện kỹ thuật ECAP vật liệu Đồng M1 và đánh giá ảnh hưởng của các thông số công nghệ đến giá trị mục tiêu. Kết quả cho thấy ảnh hưởng của chiều rộng phôi (L) đến lực dập là lớn nhất, đến áp lực tác dụng lên chày là nhỏ nhất trong ba thông số khảo sát.

3. Kết quả tính toán lực trên cơ sở lý thuyết và mô phỏng khá tương đồng về tính ảnh hưởng của các thông số và kết quả tính toán theo lý thuyết có giá trị lớn hơn do chưa thể xét cụ thể ảnh hưởng ma sát đến từng vị trí trên phôi. Đây là cơ sở có ích để có thể vận dụng từng phương pháp trong từng trường hợp cụ thể để tính toán thiết kế chày ép đảm bảo bền.

Bài báo đã kết hợp giữa phương pháp lý thuyết và mô phỏng xác định lực ép, áp lực tác dụng lên chày và khảo sát, đánh giá các thông số công nghệ đến quá trình ECAP kim loại dạng tấm dày, cụ thể là đối với vật liệu Đồng M1. Tuy nhiên do điều kiện về thiết bị trong điều kiện phòng thí nghiệm và thời gian nên chưa thể sử dụng thực nghiệm để kiểm chứng trong điều kiện thực tế. Ngoài ra, ma sát thay đổi tuỳ trên từng vị trí trên phôi theo điều kiện tiếp xúc, bôi trơn nên việc xác định chính xác hệ số ma sát rất phức tạp. Để tiếp tục hướng nghiên cứu, cần khảo sát thêm các yếu tố công nghệ khác như tốc độ ép, nhiệt độ,... và tiến hành thực nghiệm kiểm chứng để đánh giá toàn diện vấn đề nghiên cứu.

#### Tài liệu tham khảo

- [1]. Segal, V. M., Reznikov, V. I., Dobryshevshiy, A. E., & Kopylov, V. I. (1981). Plastic working of metals by simple shear. *Russian Metallurgy (Metally)*, *1*, 99–105.
- [2]. Valiev, R. (2009). Nanostructuring of metallic materials by SPD processing for advanced properties. *International Journal of Materials Research*, 100(6), 757–761. https://doi.org/10.3139/146.110095.
- [3]. Segal, V. M. (2003). Slip line solutions, deformation mode and loading history during equal channel angular extrusion. *Materials Science and Engineering: A*, 345(1–2), 36–46. https://doi.org/10.1016/S0921 - 5093(02)00258 - 7.
- [4]. Perig, A. V. (2014). 2D upper bound analysis of ecae through 2θ Dies for a range of channel angles. *Materials Research*, 17(5), 1226–1237. https://doi.org/10.1590/1516 - 1439.268114.
- [5]. Laptev, A. M., Perig, A. V., & Vyal, O. Y. (2014). Analysis of equal channel angular extrusion by upper bound method and rigid block model. *Materials Research*, 17(2), 359–366. https://doi.org/10.1590/S1516 - 14392013005000187.

- [6]. Olejnik, L., Rosochowski, A., & Richert, M. (2008). Incremental ECAP of plates. *Materials Science Forum*, 584 586 PA, 108–113. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.584 586.108.
- [7]. Xu S., Zhao G., Ma X., et al. (2007). Finite element analysis and optimization of equal channel angular pressing for producing ultra - fine grained materials. J Mater Process Technol, 184(1–3), 209–216.
- [8]. Shokuhfar A. and Nejadseyfi O. (2014). The influence of friction on the processing of ultrafine - grained/ nanostructured materials by equal - channel angular pressing. J Mater Eng Perform, 23(3), 1038–1048.

## Determine the force and pressure imposed on the punch when using equal channel angular pressing on copper M1 using the finite element method simulation and compare these results with the upper - bound method

**Abstract:** Equal Channel Angular Pressing (ECAP) is a method used in industrial manufacturing to create metals and alloys with ultrafine - grained structures by severe plastic deformation. This report presents two theoretical force calculation methods using the upper - bound approach and employs the finite element method in conjunction with central composite design during the ECAP process of sheet - form copper alloy M1 with three parameters: billet thickness, friction coefficient, and sheet width. The study has provided regression equations that help determine the force and pressure on the tool by both methods above and the difference between the two methods is acceptable. The research offers crucial insights for technological design when employing the ECAP approach on materials composed of thick sheet metal.

Keywords: ECAP; Central composite design; Copper M1.

#### Laser sinh học thông mình dùng cho chăm sóc sức khỏe

#### PGS.TS Tạ Văn Dương

Bộ môn Khí tài quang hoc/Khoa Vũ khí, Học viện KTQS duong.ta@lqdtu.edu.vn, 0379471584

Abstract/Tóm tắt: Laser sinh học là loại laser đặc biệt, được chế tạo từ các vật liệu tương thích sinh học có nguồn gốc tự nhiên hoặc nhân tạo. Chúng đang được quan tâm nghiên cứu do có nhiều tiềm năng ứng dụng trong y sinh học và chăm sóc sức khoẻ. Đặc biệt thú vị là các laser sinh học có kích thước nhỏ (1/100-1/10 đường kính sợi tóc) gọi là vi laser, có thể được cấy vào bên trong tế bào hay cơ thể sinh vật để cảm biến các thông số như chiết suất, nồng độ hoá chất, độ pH, ứng suất lực...theo thời gian thực. Nhờ tính năng này chúng được gọi là vi laser thông minh.

Keywords/từ khóa: Laser, laser sinh học, cảm biến, chăm sóc sức khoẻ

### Smart biolasers for healthcare

**Abstract**: Biolasers represent a distinctive category of lasers made of biocompatible materials sourced from both natural and synthetic materials. These lasers have garnered significant research interest owing to their promising applications in biomedical and healthcare. Particularly interesting are microlasers which have a tiny size (1/100-1/10 diameter of a human hair), which can be implanted within cells or organisms to facilitate real-time monitoring of crucial parameters such as refractive index, chemical concentration, pH levels, and mechanical stress. This real-time data acquisition capability endows them with the epithet of "smart lasers".

Keywords: Laser, biolaser, sensor, healthcare.

## Ứng dụng phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng tác dụng đạn Hoàng Văn Cường<sup>1\*</sup> Nguyễn Hoài Linh<sup>2</sup> Bùi Văn Kỳ<sup>3</sup>

<sup>1</sup>*Học viện KTQS;* <sup>2</sup>*Vùng 2 Hải quân;* <sup>3</sup>*Cục Quân khí* \**Email: hoangcuong257@gmail.com; Tel: 0905886323* 

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày ứng dụng của phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng các tác dụng đạn. Mặc dù hiện nay, phương pháp phần tử hữu hạn đang được sử dụng phổ biến để mô phỏng các tác dụng đạn, tuy nhiên, với bài toán biến dạng lớn, tốc độ cao, phá hủy cục bộ... dạng này thì trong quá trình mô phỏng thường phải chia lại lưới các phần tử liên tục, do đó, tăng thời gian tính và khả năng gây lỗi tính toán... Trong bài báo này tác giả làm rõ bản chất và các ứng dụng của phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng tác dụng đạn, cụ thể trong các bài toán nổ phá, nổ phân mảnh, xuyên thép, xuyên lõm,... đồng thời phân tích so sánh với phương pháp không lưới SPH.

Từ khóa: SPH; tác dụng đạn; mô phỏng số.

#### 1. Đặt vấn đề

Tính toán, đánh giá tác dụng đạn là các vấn đề quan trọng trong kỹ thuật đạn dược. Trong đó, tập trung vào các tác dụng cơ bản như: nổ phá, sát thương (bằng mảnh), xuyên thép, xuyên lõm... [1]. Để hiểu rõ bản chất tác dụng đạn, ngoài các nghiên cứu lý thuyết, thực nghiệm, hiện nay, có thể dùng phương pháp mô phỏng số.

Với sự phát triển của khoa học kỹ thuật, mô phỏng số giúp chúng ta hình dung rõ bản chất phức tạp của quá trình tác dụng của từng loại đạn dược. Ngoài ra, mô phỏng còn cho phép hiển thị tương đối đầy đủ các thông số, đồng thời có thể khảo sát ảnh hưởng của nhiều tham số đến tác dụng đạn mà các phương pháp khác khó có thể đạt được [2,3].

Hiện nay, mô phỏng tác dụng đạn có thể được tiến hành bằng nhiều phương pháp khác nhau, trong đó, có thể ứng dụng các phần mềm thương mại như ANSYS LS-DYNA, ANSY AUTODYN, ABAQUS, IMPETUS.... vào tính toán mô phỏng. Ban đầu, mô phỏng số chủ yếu dựa vào phương pháp phần tử hữu hạn (PTHH) [3,5-7]. Tuy vậy, với bài toán biến dạng lớn, tốc độ cao, phá hủy cục bộ... như bài toán tác dụng đạn thì trong quá trình mô phỏng thường phải chia lại lưới các phần tử liên tục, do đó, tăng thời gian tính và khả năng gây lỗi.... Trong khi đó, phương pháp không lưới SPH có thể khắc phục được nhược điểm trên, theo đó, trong bài báo này, nhóm tác giả sẽ đi sâu tìm hiểu bản chất và ứng dụng của phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng các tác dụng đạn cụ thể để làm rõ tiềm năng ứng dụng của phương pháp.

#### 2. Phương pháp không lưới SPH

Phương pháp không lưới SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics - thủy động lực học hạt mịn) lần đầu đưa ra vào năm 1977 bởi Monaghan Gingold và Lucy để giải quyết các bài toán trong lĩnh vực thiên văn học [2]. Đến nay phương pháp này được sử dụng rộng rãi trong các lĩnh vực tính toán khác như cơ học chất lỏng, tương tác tốc độ cao [2,6,7].

Bản chất phương pháp không lưới SPH là chia chi tiết tính toán thành một nhóm các nút phần tử (hạt). Mỗi hạt đại diện bởi vị trí, khối lượng, vận tốc, ứng suất... nó có một vùng ảnh hưởng lên các hạt xung quanh. Mức độ ảnh hưởng của hạt này lên các hạt khác được diễn tả bằng hàm toán học dạng hình chuông, phụ thuộc vào khoảng cách giữa các hạt đang xét. Mức độ ảnh hưởng lớn nhất tại trung tâm và bằng không tại biên của vùng ảnh hưởng.

#### 2.1. Co sở của phương pháp [2]

Cơ sở toán học của phương pháp là giải bài toán tích phân của hàm số lõi W(r), với vị trí r trong miền tính toán  $\Omega$ :

$$f(r) = \int_{\Omega} f(r') W(r - r', h) dr'$$
<sup>(1)</sup>

Để áp dụng phương pháp số, người ta đã đưa ra công thức gần đúng để tính các giá trị vật lý cho mỗi hạt, dựa trên tổng các giá trị của các hạt khác trong vùng ảnh hưởng:

$$f(x_{i}) = \sum_{j=1}^{n} \frac{m_{j}}{\rho_{j}} f_{j} W_{ij}$$
(2)

Gradient của hàm số f được xác định bởi công thức:

$$\nabla f = \sum_{j=1}^{n} \frac{m_j}{\rho_j} f_j \nabla W_{ij} \tag{3}$$

## 2.2. Các phương trình cơ bản [2]

Hàm số lõi:

$$W(r,h) = \alpha_d \begin{cases} \frac{2}{3} - \left(\frac{r}{h}\right)^2 + \left(\frac{r}{h}\right)^3 & 0 \le \frac{r}{h} < 1 \\ \frac{1}{6} \left(2 - \frac{r}{h}\right)^3 & 1 \le \frac{r}{h} < 2 \\ 0 & \frac{r}{h} \ge 2 \end{cases}$$
(4)

Chiều dài ảnh hưởng của phần tử hạt:

$$\frac{dh_i}{dt} = \sum_{j=1}^n h_j \frac{m_j}{\rho} v_i - v_j \nabla W_{ij}$$
(5)

Trọng lượng riêng phần tử hạt:

$$\frac{d\rho_i}{dt} = \sum_{j}^{n} m_j \ v_i - v_j \ \nabla W_{ij}$$
(6)

Gia tốc hạt:

$$\frac{dv_i}{dt} = -\sum_j^n m_j \left( \frac{\sigma_i}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j}{\rho_j^2} \right) \nabla W_{ij}$$
(7)

Năng lượng hạt:

$$\frac{de_i}{dt} = \sum_{j}^{n} \frac{\sigma_j}{\rho_j^2} m_j \ v_i - v_j \ \nabla W_{ij}$$
(8)

Trong đó: r - Khoảng cách giữa hai hạt i và j; h - Chiều dài ảnh hưởng của phần tử hạt;  $\rho_i$  -Trọng lượng riêng của hạt i;  $m_j$  - Khối lượng của hạt j;  $v_i$ ,  $v_j$  - Vận tốc của hạt i và j;  $\sigma_i$ ,  $\sigma_j$  - Ứng suất của hạt i và j;  $e_i$  - Năng lượng của hạt i.

#### 3. Ứng dụng của phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng tác dụng đạn

Đạn dược công dụng chính có các tác dụng cơ bản như: nổ phá, sát thương (nổ phân mảnh), xuyên thép, xuyên lõm... Có thể dùng phần mềm mô phỏng công nghiệp như ANSYS LS-DYNA, ANSYS AUTODYN, ABAQUS, IMPETUS... để ứng dụng phương pháp không lưới SPH mô phỏng tác dụng của đạn.

Quy trình mô phỏng không lưới SPH cũng khá gần với mô phỏng phần tử hữu hạn [3,7], bao gồm các bước cơ bản: 1. Xây dựng mô hình hình học (2D, 3D); 2. Chọn các mô hình vật liệu, đưa vào các thông số vật liệu của các phần tử; 3. Chọn loại phần tử, chia lưới; 4. Thiết lập các điều kiện (đầu, biên, liên kết, tương tác...); 5. Chọn đầu ra và giải bài toán. Cần chú ý, trong ANSYS AUTODYN nếu không trực tiếp xây dựng mô hình bằng dạng phần tử SPH ở bước 1, thì sau bước 3 cần chuyển đổi phần tử Lagrange sang SPH, sau đó xóa bỏ phần tử Lagrange cũ đị. Dưới đây là các ví dụ cụ thể sử dụng phần mềm ANSYS AUTODYN để mô phỏng tác dụng đạn dược, làm cơ sở phát triển phương pháp này trong mô phỏng tác dụng của các loại đạn dược khác nhau.

#### 3.1. Tác dụng nổ phá

Tác dụng nổ phá là tác dụng bằng sản phẩm nổ và sóng xung kích của khối thuốc nổ. Ở đây, ta tiến hành mô phỏng tác dụng nổ phá của khối thuốc nổ TNT cầu không vỏ bọc đường kính 5 cm bằng hai phương pháp SPH và PTHH dạng phẳng 2D (Hình 1). Đối với phương pháp SPH, xây dựng mô hình mô phỏng trực tiếp bằng phần tử SPH hạt 1 mm, mô hình thuốc nổ TNT dạng JWL được chọn sẵn trong thư viện vật liệu. Đối với phương pháp PTHH, xây dựng mô hình sử dụng lưới Euler kích thước 1 mm.



Hình 1. Mô hình khối thuốc nổ hình cầu đường kính 5 cm

Quá trình nổ và trường áp suất thay đổi theo thời gian như Hình 2. Có thể thấy sự tương đồng về biên sản phẩm nổ, kích thước, hình dáng vụ nổ của 2 phương pháp. Các thông số vụ nổ như áp suất, nhiệt độ... trong mô phỏng SPH cũng được hiển thị tương tự như phương pháp PTHH [3]. Căn cứ vào thang màu sắc/áp suất trên Hình 2, nhận thấy áp suất tại các điểm tương ứng theo hai phương pháp tồn tại sai số, sai số càng lớn khi thời gian nổ tăng, lý giải điều này do bản chất chia lưới, tính toán thông số phần tử của 2 phương pháp khác nhau gây nên.



Hình 2. Quá trình nổ và trường áp suất thay đổi theo thời gian

Mô phỏng được tiến hành bằng máy tính Intel® Core<sup>™</sup> i7-4702MQ, Ram 8 GB, mối quan hệ giữa thời gian chạy của máy và thời gian vụ nổ như hình 3. Có thể thấy, cùng thời gian nổ như nhau nhưng tổng thời gian chạy của máy tính ở hai phương pháp khác nhau rõ rệt, phương pháp PTHH có thời gian chạy máy lớn hơn nhiều lần so với phương pháp SPH. Đối với phương pháp SPH, thời gian nổ và thời gian mô phỏng tuyến tính nhau, điều này có thể giải tích là do số nút phần tử (hạt) cố định theo thời gian nên tổng số phép tính cũng không đổi theo thời gian. Tuy nhiên, đối với phương pháp PTHH, khi thời gian nổ tăng thì thời gian chạy máy càng lớn, dạng đường cong hướng lên, đây là do không gian vụ nổ lan rộng theo thời gian, vùng tính toán càng mở rộng, số nút chứa các thông số tính ngày càng tăng, dẫn đến số lượng phép tính càng lớn, cuối cùng thời gian chạy máy tăng nhanh.



Hình 3. Mối quan hệ giữa thời gian mô phỏng và thời gian vụ nổ

#### 3.2. Tác dụng sát thương

Đối với bài toán nổ phân mảnh của đầu đạn sát thương, trong mô phỏng, thân vỏ thường sử dụng lưới Lagrange, trong khi đó thuốc nổ có thể dùng lưới Euler (PTHH) hoặc phần tử SPH. Để minh họa cho phương pháp không lưới SPH, tiến hành mô phỏng nổ phân mảnh của đầu đạn 76,2 mm Hải quân 3D, kích thước hạt 3 mm. Xây dựng các mô hình hình học, vật liệu và quá trình mô phỏng tương tự phương pháp PTHH ở tài liệu [3], chỉ khác thuốc nổ sử dụng dạng phần tử SPH (Hình 4).

Hình 4 biểu diễn quá trình nổ phân mảnh của đầu đạn, cài chế độ hiển thị mảnh, ẩn thuốc nổ và các phần tử bị hỏng giúp nhìn rõ thân đạn bị nứt vỡ khi nổ. Có sự tương đồng lớn của hình dáng kích thước mảnh văng mô phỏng và nổ thực nghiệm [4], đặc biệt là phần miệng, thân và đáy đầu đạn (Hình 5).

206

Có thể thu thập các thông số trường mảnh của đạn sát thương tương tự như tài liệu [3], theo đó, Bảng 1 thống kê các đặc trưng của mảnh theo các phương pháp khác nhau. Trong các mô phỏng, số mảnh nhỏ hơn, khối lượng TB mảnh lớn hơn, vận tốc mảnh nhỏ hơn nhưng chiều dài mảnh khá giống nhau. Có điều này do các thông số vật liệu đầu vào của các mô phỏng tồn tại sai khác với vật liệu thực, tuy vậy, các kết quả vẫn đảm bảo sự tương đồng về mặt quy luật.

	-	-		
Thông số	Nổ thực	Phương pháp	Phương	Theo công thức
Thong so	nghiệm [3]	PTHH [3]	pháp SPH	kinh nghiệm [1]
Số mảnh TB $\ge$ 5 g	109 ÷ 119	91,8	47	-
Số mảnh TB $\ge$ 1 g	173 ÷ 184	140,7	92	481
Khối lượng månh TB, g	$24,2 \div 24,8$	31,2	42,4	10
Vận tốc TB mảnh, m/s	-	607	470	700
Chiều dài mảnh TB, mm	44,4	35,6	38	

Bảng 1. Các đặc trưng của mảnh đạn

Quá trình mô phỏng nhận thấy thời gian mô phỏng bằng phương phương pháp không lưới SPH nhanh hơn phương pháp PTHH (thuốc nổ sử dụng lưới Euler).



Hình 4. Quá trình nổ phân mảnh của đầu đạn 76,2 mm



Hình 5. Mảnh văng của đầu đạn 76,2 mm

# 3.3. Tác dụng xuyên thép

Mô phỏng 3D quá trình va xuyên của đầu đạn xuyên 7,62 mm vào bản thép. Đầu đạn có kết cấu gồm 3 cấu tử: vỏ bằng đồng (Copper), áo chì (lead) ở giữa và lõi thép (Steel 4340) với vận tốc ban đầu 700 m/s va xuyên vào bản thép (Steel 1006) dày 5 mm, kích thước hạt 0,5 mm. Mô hình hình học, vật liệu đầu đạn và điều kiện đầu như Hình 6.



Hình 6. Mô hình va xuyên của đầu đạn 7,62 mm với bản thép

Kết quả quá trình xuyên thép của đầu đạn 7,62 mm vào bản thép như Hình 7. Với phương pháp SPH (Hình 7a), khi xuyên, lớp vỏ đồng bao quanh hơn nửa phần đầu đạn bị phá hủy, lớp áo chì bị cạo bớt, lõi xuyên gần như không bị phá hủy, bản thép bị xuyên thủng, thoát phoi, trên thành hốc xuyên có bám lớp đồng. Tuy vậy, kết quả này có sai khác so với phương pháp PTHH [5] (Hình 7b), khi lớp vỏ đồng còn lại bị tụt khỏi lõi xuyên và không tồn tại mạt đồng bám trên thành lỗ xuyên. Tồn tại sai khác này là do bản chất của hai phương pháp mô phỏng khác nhau, khi mà phương pháp SPH thường thích hợp hơn khi sử dụng cho các loại vật liệu giòn... Hình dáng mặt trước và mặt sau lỗ xuyên khá trùng khớp giữa các mô phỏng và thực nghiệm.



Vận tốc còn lại của đầu đạn sau khi xuyên là 515 m/s (Hình 8), tức bị suy giảm 26%, kết quả này khá tương đồng với phương pháp PTHH [5]. Ngoài ra, còn có thể thu thập, hiển thị nhiều thông số khác trong quá trình xuyên thép như: ứng suất, nhiệt độ... phục vụ học tập nghiên cứu bản chất tác dụng xuyên thép của đạn.

Với phương án chia hạt cỡ 0,5 mm, thời gian nổ 69 µs cần chạy máy khoảng 2 h, trong khi đó nếu mô phỏng bằng phương pháp PTHH thì tổng thời gian chạy máy lớn hơn nhiều (khoảng 12h) [5].



Hình 8. Vận tốc ban đầu và sau khi xuyên của đầu đạn 7,62 mm

## 3.4. Tác dụng xuyên lõm

Mô phỏng 3D quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đầu đạn M79-Xl Việt Nam (Hình 9). Đầu đạn gồm 3 phần: vỏ thép (Steel 1006), thuốc nổ (Comp B) và phễu lót đồng (Cu-OFHC2). Mục tiêu là bản thép (Steel 4340) dày 50 mm. Kích thước hạt 0,5 mm.



Hình 9. Mô hình xuyên lõm của đầu đạn M79-XL Việt Nam

Quá trình hình thành dòng và tương tác với bản thép như Hình 10. Khi được kích nổ, khối thuốc nổ phình to, tràn ra phá vỡ thân vỏ nén ép phễu lót hình thành dòng xuyên, sau 16 µs dòng xuyên hình thành hoàn toàn và bắt đầu xuyên bản thép, sau 47 µs dòng xuyên thủng
bản thép dày 50 mm. Chiều sâu xuyên này phù hợp với tính năng chiến kỹ thuật đã công bố của đầu đạn M79-Xl Việt Nam.



Hình 10. Quá trình hình thành dòng và tương tác với bản thép của đầu đạn

Dòng xuyên và vận tốc của dòng theo thời gian như Hình 11. Có thể thấy, dòng xuyên được vuốt dài theo thời gian và dọc theo phần tử dòng vận tốc dòng suy giảm từ đỉnh tới chuôi dòng.



Hình 11. Dòng xuyên và vận tốc dòng theo thời gian

Hơn thế nữa, trước khi tương tác với bản thép vận tốc đỉnh dòng khá lớn (> 6000 m/s) và ổn định, khi xuyên (sau 16 μs) vận tốc đỉnh dòng giảm rõ nét (còn 1800 - 3500 m/s, Hình 12). Các quy luật này trùng khớp với các lý luận về đạn xuyên lõm.



Hình 12. Vận tốc đỉnh dòng theo thời gian vụ nổ

Thời gian mô phỏng nổ lõm 3D bằng phương pháp không lưới SPH nhanh hơn nhiều lần phương pháp PTHH.

#### 4. Kết luận

Nghiên cứu chỉ ra rằng, việc áp dụng phương pháp không lưới SPH trong mô phỏng tác dụng đạn là phù hợp, đạt hiệu năng cao. Trong đó, quá trình xây dựng các mô hình, các bước tiến hành mô phỏng khá tương đồng với phương pháp PTHH. Hơn thế nữa, thời gian mô phỏng nhanh hơn phương pháp PTHH tương ứng về cỡ phần tử, kết quả mô phỏng khá sát với thực nghiệm và lý luận.

Sự tương đồng giữa mô phỏng bằng phương pháp SPH với phương pháp PTHH truyền thống mang đến một hướng nghiên cứu mới để giải quyết các bài toán tác dụng đạn nói riêng và va chạm phá hủy biến dạng lớn nói chung. Tuy vậy, để kết quả của mô phỏng sát với thực nghiệm

hơn, cần xây dựng mô hình hình học, lựa chọn cỡ hạt, đưa vào các điều kiện, lựa chọn mô hình vật liệu và đưa vào các thông số đặc trưng vật liệu của các phần tử đạn dược... phù hợp.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007). Uy lực đạn. Học viện KTQS, Hà Nội
- Nguyễn, H.T., Nguyễn, T.B., & Lê H.L (2015). Phương pháp không lưới SPH ứng dụng trong mô phỏng số va chạm phá hủy cục bộ của kết cấu thép thành mỏng. *Tạp chí Giao thông vận tải*, Hà Nội
- 3. Hoàng Văn Cường, Nguyễn Quốc Anh (2015). Mô phỏng số trường mảnh đạn sát thương. *Tạp chí Khoa học & Kỹ thuật*, Học viện KTQS, Hà Nội, 169, 68-76.
- 4. Trần Bá Tấn (2014). Nghiên cứu thiết kế đạn nổ phá sát thương 76,2mm Hải quân bắn trên pháo AK-176. Đề tài Nghiên cứu khoa học cấp Bộ Quốc phòng, Cục Khoa học Quân sự, Hà Nội
- 5. Nguyễn Quang Dũng (2019). Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến tác dụng xuyên của đầu đạn xuyên thép. Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Học viện KTQS, Hà Nội
- Moxnes, J. F., Prytz, A. K., Frøyland, Ø., Klokkehaug, S., Skriudalen, S., Friis, E., ... & Ødegårdstuen, G. (2014). Experimental and numerical study of the fragmentation of expanding warhead casings by using different numerical codes and solution techniques. *Defence technology*, 10(2), 161-176.
- 7. ANSYS 16.0 Help (2015). ANSYS Inc.

#### Application of SPH meshless method in simulation of ammunition effects

**Abstract:** This article presents the application of the SPH meshless method in simulation of ammunition effects. Although currently, the finite element method is normally used to simulate ammunition effects, however, with the problems of large deformation, high speed, local destruction... of these types, during the simulation process, it is often continuously re-mesh the elements, thus increasing calculation time and causing calculation error... In this article, the authors clarify the natures and applications of the SPH meshless method in simulating ammunition effects, such as the problems of explosion, fragmentation, penetration, explosion of shaped charge,... At the same time, analyze and compare with the finite element method to clarify the application potential of the SPH meshless method.

Keywords: SPH; ammunition effects; numerical simulation.

# Phân tích các tham số làm việc của cơ cấu cảm biến mục tiêu kiểu va đập sóng ứng suất

Nguyễn Ngọc Dũng<sup>1\*</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Học viện Kỹ thuật quân sự

\*Email: Nguyendung.09061992@gmail.com; Tel: 0384284560

#### Tóm tắt:

Bài báo trình bày phương pháp tính toán một số tham số làm việc của cơ cấu cảm biến mục tiêu va đập kiểu tác dụng sóng ứng suất, ứng dụng phương pháp này cho trường hợp mục tiêu là bản mỏng (thép, nhôm) với các thông số kết cấu đạn và cảm biến giả định khác nhau. Qua đó, phân tích được ảnh hưởng của các điều kiện va chạm tác động lên tín hiệu đầu ra là vận tốc nảy.

Từ khóa: Sóng ứng suất, tham số, cảm biến, vận tốc nảy, điều kiện va chạm.

#### 1. Đặt vấn đề

Một trong những nguyên lý chạm nổ mới nhất được ứng dụng trong ngòi đạn của các loại đạn phòng không là sử dụng cảm biến mục tiêu kiểu va đập sóng ứng suất. Quá trình va chạm trên không giữa đạn và mục tiêu có thể coi như va chạm với các tấm kim loại mỏng (thép hoặc nhôm). Việc nghiên cứu các tham số của cảm biến kiểu va đập sóng ứng suất này có ý nghĩa trong quá trình đánh giá độ tin cậy hoạt động, hiệu quả sử dụng của ngòi. Các nghiên cứu trước đây đã chỉ ra cơ chế hình thành, lan truyền sóng ứng suất trong vật thể và tính toán cho một số trường hợp như va chạm với nền đất.

Trong phạm vi bài báo, nhóm tác giả trình bày phương pháp kỹ thuật để tính toán cho một cảm biến cụ thể va chạm vào bản kim loại mỏng, thay đổi vận tốc va chạm và độ dài bản thép để khảo sát sự thay đổi tham số cảm biến.

#### 2. Xây dựng mô hình tính toán tín hiệu vận tốc nảy

#### 2.1. Các giả thiết của bài toán

 Động năng chuyển động của đầu đạn chỉ tổn hao cho biến dạng dẻo các búp biến dạng và quán tính của chúng. Không tính đến tổn hao do sự nung nóng, biến dạng đàn hồi, biến dạng dẻo mục tiêu...

- Các phân tố môi trường được coi như phẳng và đồng nhất ở thời điểm mũi đạn đi vào nằm ngay cạnh bề mặt mũi đạn.

- Hướng tiếp tuyến là hướng của ứng suất chính tác dụng lên mặt ngoài, bỏ qua các hướng kính và dọc trục. Khi đó ứng suất lớn nhất của vật liệu không vượt quá giới hạn chảy động lực học.

#### 2.2. Khảo sát quá trình va chạm của đạn vào bản mỏng (thép hoặc nhôm)

Xét sơ đồ xuyên vào mục tiêu (vuông góc) của đầu đạn có mũi hình côn (Hình 1), trong đó:

-  $\xi$  là dịch chuyển khối tâm của búp nứt khi đầu đạn đi vào mục tiêu quãng đường x;

-  $\delta$  là bề dày mục tiêu;

 $-\sigma_s$  là giới hạn chảy của vật liệu mục tiêu;  $\rho$  là mật độ vật liệu mục tiêu;

- R(x) là bán kính mũi đạn tại vị trí đang xét giao với mặt phẳng mục tiêu;

- lds là khoảng cách từ chu vi tiếp xúc đến khối tâm của búp nứt;

- l<sub>1</sub> là khoảng cách từ trục mũi đạn đến phân tố môi trường mục tiêu đang xét;
- v<sub>0</sub> là tốc độ va chạm;

Tại mỗi thời điểm, chiều cao búp nứt tiếp xúc với phần côn đầu đạn bằng R(x) và khối tâm  $I_M$  của búp nứt này sẽ được xác định chính bằng tâm của tam giác, tức là  $I_M = 1/3.R(x)$ .

Qua khảo sát và tính toán, lực cản được xác định qua công thức (theo [1]):



#### Hình 1. Sơ đồ tính toán tín hiệu khi mũi đạn hình côn xuyên vào mục tiêu dạng bản mỏng

Khi biết lực cản cuối cùng giữa mục tiêu và thân đạn, ta có biên độ tín hiệu  $\sigma_{k_{\text{max}}}$  trong thân đạn khi phần mũi đạn đi hoàn toàn vào mục tiêu được tính bằng:

$$\sigma_{k\max} = \frac{F_{\max}}{\pi . D . \Delta_o} = \frac{\delta . \left(\frac{1}{3} . \rho . v_0^2 . \sin \gamma . tg \gamma + \frac{\sigma_s}{4}\right)}{\Delta_o}$$
(2)

với D = 2.R<sub>0</sub> là đường kính thân đạn,  $\Delta_{a}$  là bề dày thân đạn.

#### 2.3. Tính toán tín hiệu đầu vào

- Khi đầu đạn xuyên vuông góc vào bản mỏng đối với tất cả các kiểu hình dạng khác nhau, tín hiệu nhận được tại mũi đạn  $\sigma_{kmax}$  có thể biểu diễn dưới dạng (theo [1]):

$$\sigma_{k\max} = \frac{\delta}{\Delta_o} \cdot \left( \rho_d \cdot v_c^2 \cdot K_\phi + \frac{\sigma_s}{4} \right)$$
(3)

Trong đó:  $\rho_d$  là mật độ vật liệu thân đạn  $K_{\phi}$  là hệ số hình dạng mũi đạn (Bảng 3.1 [1]).

- Theo [1], giá trị thực nghiệm nhận được có sự khác biệt so với giá trị tính toán lý thuyết, vì vậy người ta đưa vào hệ số K<sub>m</sub> để tính đến sự tổn hao tín hiệu đầu ra lớn nhất, khi đầu đạn không va chạm vuông góc vào mục tiêu.

- Công thức tính tín hiệu đầu ra khi góc chạm từ  $(22 \div 90)$  độ (lấy K<sub>m</sub> từ 0,65 ÷ 0,95):

$$\sigma_{k\max} = (0, 65 \div 0, 95) \cdot \frac{\delta}{\Delta_o} \cdot \left(\rho_d \cdot v_c^2 \cdot K_\phi + \frac{\sigma_s}{4}\right)$$
(4)

#### 2.4. Quá trình lan truyền sóng ứng suất trong thân đạn

Tín hiệu hình thành sẽ lan truyền trong thân đạn dưới dạng xung ứng suất theo tọa độ
 (x) của thân đạn, tính bằng công thức:

$$\sigma_m(x) = k_\sigma \cdot \sigma_{k \max} \tag{5}$$

Trong đó:  $k_{\sigma}$  là hàm tính đến sự suy giảm biên độ tín hiệu trong quá trình lan truyền

sóng dọc theo chiều dài thân đạn, được tính: 
$$k_{\sigma} = \frac{2}{\pi} \left[ \operatorname{arctg} \varphi_1 - \frac{1}{2\varphi_1} \cdot \ln\left(1 + \varphi_1^2\right) \right]$$
, với  $\varphi_1 = \frac{T.c}{2.k_{tt} \cdot x}$ 

là độ rộng của xung,  $T = \frac{H}{c}$  là độ rộng của xung, H là chiều cao mũi đạn, c là tốc độ truyền âm trong thân đạn.

- Tín hiệu tiếp tục truyền đến vật dẫn sóng trước khi đến chi tiết nảy với biên độ:

$$\sigma_l = k_{tr} \cdot \sigma_m(x) \tag{6}$$

Trong đó:  $k_{tr}$  là hệ số truyền, tính đến tổn hao khi truyền sóng (các thực nghiệm với mô hình cỡ đạn từ 70 ÷ 90mm cho thấy  $k_{tr}$  trong khoảng 0,3 ÷ 0,5) (theo [2]).

#### 2.5. Tính toán vận tốc nảy của vật dẫn sóng

Sóng ứng suất 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:

$$v_n = \int_0^\tau \frac{S_{tx}}{m} \cdot \sigma_l(t) dt \tag{7}$$

Trong đó:  $\tau = \frac{2l}{c}$  là quãng thời gian truyền xung trong vật dẫn sóng, l là chiều dài vật dẫn;

 $S_{tx}$  là diện tích tiếp xúc chi tiết nảy và vật dẫn sóng; m là khối lượng con chạy.

Trong thời gian truyền sóng rất ngắn, tương ứng với độ rộng xung, tín hiệu  $\sigma_l(t)$  có thể coi là hằng số, lúc đó ta có được:

$$v_n = \frac{2.\sigma_l.S_{tx}.l}{m.c} \tag{8}$$

#### 3. Đối tượng và kết quả tính toán

#### 3.1. Đối tượng tính toán

Lấy cảm biến ГМД-1 lắp trong ngòi 9Э249 của đạn tên lửa tầm thấp cá nhân Igla để tính toán, làm cơ sở tính toán cho các cảm biến tương tự.

Tại thời điểm khi tên lửa lao trúng mục tiêu, phản lực từ mục tiêu sẽ được lan truyền dọc theo thân đạn tới cảm biến dưới dạng xung ứng suất, 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 ra xung điện cảm ứng trong cụm ống dây (1) bao quanh nó. Xung điện cảm ứng sinh ra sẽ mở khóa Tranzito của mạch trong ngòi, nối mạch chiến đấu và kích hoạt mạch nổ.



Hình 2. Cảm biến va đập ГМД-1 lắp trong ngòi 9Э249

ТТ	Đại lượng	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị tính
1	Tốc độ va chạm đầu đạn với mục tiêu	V <sub>c</sub>	50 ÷ 300	m/s
2	Bề dày mục tiêu	δ	0,001 ÷ 0,009	m
3	Bề dày thân đạn	$\Delta_o$	0,003	m
4	Chiều dài mũi đạn	Н	0,066	m
5	Modul đàn hồi vật liệu thân đạn	Ε	2,1.10 <sup>5</sup>	N/mm <sup>2</sup>
6	Giới hạn chảy vật liệu thân đạn	$\sigma_{_s}$	490.10 <sup>6</sup>	Ра
7	Mật độ vật liệu thân đạn	$ ho_{d}$	7830	kg/m <sup>3</sup>
8	Chiều dài vật dẫn sóng	l	0,02	m
9	Khối lượng chi tiết nảy	т	0,01	kg
10	Diện tích tiếp xúc chi tiết nảy với vật dẫn sóng	$S_{tx}$	$0,785.10^{-4}$	m <sup>2</sup>

Bång 1.	Các thôn	g số được	dùng cho	tính toán	(theo	[2.3]
Dung 1.	Cuc mon		anng eno	unn toan	linco	[2,0]

# 3.2. Kết quả tính toán

Với bộ thông số như bảng 1,sử dụng phần mềm matlab để tính toán, kết hợp với các tham số như: Hệ số hình dạng mũi đạn (hình bán cầu)  $K_{\phi} = 1,3[1]$ ; tốc độ truyền sóng trong thép

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = 1635 \text{ m/s}; \text{ dộ rộng xung } T = \frac{H}{c} = 4.10^{-5} \text{s}.$$



Hình 3. Quan hệ  $V_n$  với tọa độ lắp cảm biến khi vận tốc chạm thay đổi



Hình 4. Đồ thị  $V_n$  theo tọa độ đặt cảm biến khi bề dày MT thay đổi

Khi thay đổi điều kiện va chạm (bề dày mục tiêu thay đổi hoặc vận tốc chạm thay đổi) thì kết quả biến thiên của vận tốc nảy cảm biến được trình bày ở đồ thị 3,4.

# 4. Kết luận

Qua nghiên cứu quá trình va xuyên vào tấm kim loại mỏng và tính toán độ nhạy của cảm biến, đi đến những nhận xét sau:

- Độ dốc của đồ thị  $V_n(x)$  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.

- Khi cảm biến được bố trí càng xa mũi đạn, sự phụ thuộc của V<sub>n</sub> vào vận tốc chạm và bề dày mục tiêu giảm đi đáng kể, đây là một điểm rất quan trọng khi thiết kế, bởi mục tiêu của đạn phòng không là rất đa dạng, yêu cầu phải 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.

- 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.

#### 5. Tài liệu tham khảo

[1]. Phạm Đức Hùng, "*Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*", Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2015.

[2]. Nguyễn Hòa Bình, Phạm Đức Hùng, Đinh Văn Minh, Chu Văn Tùng, Cao Như Kỷ, "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 KH&CN, Số Đặc san Tên lửa, 2016.

[3]. Mai Văn Hiếu, "Nghiên cứu, phân tích cấu trúc, chức năng ngòi đạn tên lửa phòng không vác vai bằng phương pháp mô phỏng vật lý". Luận văn thạc sĩ, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2019.

# Analyze the working parameters of the impact wave stress target sensor structure

Nguyen Ngoc Dung<sup>1</sup>, Pham Duc Hung<sup>1</sup>, Bui Xuan Son<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Military Technical Academy

Email: Nguyendung.09061992@gmail.com; Tel: 0384284560

**Abstract:** The article presents a method for calculating certain working parameters of the target sensor structure under impact wave mechanical stress. This method is applied to calculate various cases where the target is a thin plate (steel, aluminum) with different structural and sensor assumptions. Through this, the analysis reveals the influence of impact conditions on the output signal, which is the rebound velocity.

**Keywords:** Stress waves, parameters, sensors, rebound velocity, impact conditions.

#### 218

# Nghiên cứu sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lực kẹp giữ vỏ đạn pháo 23mm

Nguyễn Ngọc Dũng<sup>1\*</sup>, Đỗ Văn Minh<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Học viện Kỹ thuật quân sự \*Email: Nguyendung.09061992@gmail.com; Tel: 0384284560

#### Tóm tắt:

Bài báo nghiên cứu về quá trình hình thành, sự thay đổi của khe hở giữa vỏ đạn và thành buồng đạn trong suốt quá trình bắn cho đến khi rút vỏ đạn hoàn toàn ra ngoài. Sử dụng phương pháp giải tích để tính toán khe hở cuối cùng và lực kẹp giữ của vỏ đạn pháo 23mm. Qua đó xác định sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đối với lực kẹp giữ vỏ đạn pháo 23mm.

Từ khóa: Đạn pháo, lực kẹp chặt, áp suất khí thuốc.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong các phần tử của phát bắn, vỏ đạn là chi tiết có thể được sử dụng nhiều lần, vì vậy, ngoài đảm bảo các yêu cầu bền trong bảo quản, vận chuyển thì vỏ đạn còn phải bảo đảm bền khi rút ra từ buồng đạn sau khi bắn, để phục hồi và sử dụng lại được. Khe hở cuối cùng sau khi bắn và lực giữ kẹp giữ vỏ đạn trong buồng đạn là các yếu tố quan trọng ảnh hưởng lớn đến tính bền và độ tin cậy rút vỏ đạn sau phát bắn. Quá trình bắn diễn ra trong thời gian rất ngắn (0,002 ÷ 0,06)s với điều kiện nhiệt độ và áp suất rất cao (3000 ÷ 4000) KG/cm<sup>2</sup>, vì vậy việc nghiên cứu bằng phương pháp thực nghiệm gặp rất nhiều khó khăn. Ngày nay, với sự phát triển của các công cụ tính toán, bài toán có thể sử dụng phương pháp mô phỏng hoặc phương pháp kỹ thuật để tính toán lực kẹp giữ vỏ đạn, nghiên cứu ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lực kẹp giữ này.

Kết quả của bài toán này có ý nghĩa quan trọng trong việc tối ưu kết cấu vỏ đạn, đảm bảo độ bịt kín khí thuốc, tính bền khi bắn và khả năng sử dụng vỏ đạn nhiều lần.

#### 2. Mô hình bài toán

#### 2.1. Mô hình hình học

Đối tượng nghiên cứu của bài báo là vỏ đạn pháo 23mm, có kích thước như hình vẽ (Hình 1). Đây là hình ảnh thể hiện trạng thái của vỏ đạn được lắp vào trong buồng đạn trước khi bắn.



Hình 1. Vỏ đạn pháo 23mm khi được lắp vào buồng đạn 1-Vỏ đạn; 2-Buồng đạn; 3-Khóa nòng

Vật liệu vỏ đạn là ЛК75-05, vật liệu buồng đạn và khóa nòng là thép hợp kim OXH1MΦA.

2.2. Mô hình vật lý

2.2.1. Mô tả quá trình hình thành khe hở (độ dôi) giữa vỏ đạn và buồng đạn Ta có một số ký hiệu như sau:

 $\eta_0$ là khe hở ban đầu giữa thành vỏ đạn và buồng đạn (mm);

 $\Delta_0 = \eta_0 / D$  là khe hở tương đối ban đầu (với D là đường kính ngoài của mặt cắt vỏ đạn tại vị trí đang xét);

 $\eta_k$  là biến dạng tuyệt đối của thành buồng đạn (theo phương hướng kính) tại thời điểm áp suất lớn nhất P<sub>max</sub> (mm);

 $\varepsilon_k = \eta_k / D_k$  là biến dạng tương đối của thành buồng đạn (với D<sub>k</sub> là đường kính thành buồng đạn);

 $\eta_1$  là khe hở tuyệt đối sau cùng giữa vỏ đạn và thành buồng đạn (mm);

 $\Delta_1 = \eta_1 / D$  là khe hở tương đối sau khi bắn;

Khi bắn, việc nghiên cứu hoạt động của vỏ đạn theo các giai đoạn khác nhau được Matthew đề xuất vào năm 1904. Quá trình này chia thành 4 giai đoạn (phân chia chủ yếu dựa trên các đặc trưng về biến dạng của thành vỏ đạn) như sau:

Gđ1: Thành vỏ đạn bị kéo dãn dưới tác dụng của áp suất khí thuốc cho đến khi nó tựa vào thành buồng đạn (điền đầy khe hở  $\eta_0$ ). Vỏ đạn biến dạng độc lập trong vùng đàn hồi dẻo. Đặc trưng của giai đoạn này là độ bền của vỏ đạn khi phá hủy dọc và tính chất bịt kín;

Gđ2: Xảy ra quá trình kéo dãn thành vỏ đạn cùng với thành buồng đạn  $(\Delta_0 + \varepsilon_k)$  đến thời điểm P<sub>max</sub>. Giá trị ứng suất chính xuất hiện tại thời điểm cuối của giai đoạn này ở các vùng khác nhau của vỏ đạn xác định trước sự dỡ tải đàn hồi sau khi bắn và đặc trưng phân bố khe hở cuối cùng.

Gđ3: Thành vỏ đạn bị co lại cùng với thành buồng đạn, lúc này điểm chú ý là sự dỡ tải đàn hồi và sự ảnh hưởng của yếu tố nhiệt.

Gđ4: Thành vỏ đạn bị co lại sau khi thành buồng đạn trở về vị trí ban đầu (có hoặc không có), thể hiện mối quan hệ giữa biến dạng đàn hồi của vỏ đạn và buồng đạn, là yếu tố xác định khe hở cuối cùng và sự phân bố khe hở này theo chiều dài vỏ đạn.

2.2.2. Đặc trưng biến dạng của vỏ đạn khi bắn

Khi xác định được tính chất cơ học của vỏ đạn, giá trị khe hở ban đầu và biến dạng của thành nòng, quá trình hình thành khe hở giữa vỏ đạn và buồng đạn sau khi bắn có thể mô tả theo biểu đồ sau (Hình 2):

 $\Delta_1$  và  $\Delta_0$  là khe hở ban đầu và khe hở cuối cùng giữa thân vỏ đạn và buồng đạn;

 $\varepsilon_k$  là biến dạng tương đối bề mặt trong của thành buồng đạn;

 $\sigma_s$  và  $\sigma'_s$  là giới hạn chảy của vật liệu tại mặt cắt ở thời điểm trước và sau khi bắn;

Đường O-O và O'-O' lần lượt mô tả vị trí mặt ngoài vỏ đạn trước và sau khi bắn;

Đường 1-1 mô tả mặt trong của buồng đạn trước và sau khi bắn; đường 1'-1' mô tả mặt trong của buồng đạn ở thời điểm áp suất lớn nhất  $P_{max}$ .



Hình 2. Biểu đồ biến dạng của vỏ đạn và buồng đạn khi bắn

OA giai đoạn biến dạng đàn hồi của vỏ đạn, AB là giai đoạn biến dạng dẻo của vỏ đạn (tại A ứng suất bên trong thành vỏ đạn đạt giới hạn chảy). Góc OA tỉ lệ với modul đàn hồi của vật liệu làm vỏ đạn.

BC là đoạn mà vỏ đạn biến dạng đồng thời với buồng đạn, buồng đạn biến dạng theo đường 1-1', góc nghiêng của đường 1-1' tỉ lệ với modul đàn hồi của vật liệu buồng đạn.

CDO' là đoạn dỡ tải đàn hồi của vỏ đạn và hình thành khe hở cuối cùng  $\Delta_1$ .

#### 2.3. Mô hình toán học

#### 2.3.1. Các giả thiết bài toán

- Trong quá trình bắn, vỏ đạn được xem như là một ống trụ thành mỏng có đáy chịu áp suất khí thuốc bên trong; buồng đạn và khóa nòng là ống dày;

- Khi ứng suất đạt tới giới hạn đàn hồi thì vỏ đạn chuyển sang biến dạng dẻo;

- Khi tính toán, bỏ qua sự biến dạng của biến dạng do nhiệt.

2.3.2. Giá trị khe hở ban đầu  $\eta_0$  (theo [5])



Hình 3. Đồ thị phân bố khe hở ban đầu theo chiều dài vỏ đạn 2.3.3. Tính toán khe hở cuối cùng giữa vỏ đạn và buồng đạn Từ biểu đồ Hình (2) ta thấy, khe hở cuối cùng được tính:

$$\Delta_1 = \mathcal{E}_g - \mathcal{E}_k \tag{1}$$

Trong đó:  $\varepsilon_g$  là biến dạng tương đối của vỏ đạn theo phương hướng kính tính từ thời điểm áp suất đạt giá trị lớn nhất P<sub>max</sub> (đoạn 1'O').

Theo [4],  $\varepsilon_{g}$  được tính như sau:

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_{tt}}{E_1} \tag{2}$$

Trong đó E<sub>1</sub> là modul đàn hồi của vật liệu làm vỏ đạn,  $\sigma_{tt}$  là ứng suất hướng kính của vỏ đạn; r là bán kính ngoài,  $\delta$  là bề dày của vỏ đạn; p<sub>vd</sub> là áp suất mặt trong vỏ đạn.

Khi ứng suất trong vỏ đạn đạt tới giới hạn đàn hồi là $\sigma_e$ , vỏ đạn chuyển từ biến dạng đàn hồi qua biến dạng dẻo, lúc này:  $p_{vd} = p_{et} = \sigma_e \frac{\delta}{r}$ , biến dạng hướng tâm của vỏ đạn được tính theo công thức:

$$\varepsilon_{1e} = \frac{rp_{et}}{E_1 \delta} \tag{3}$$

Cũng theo [4],  $\varepsilon_k$  được tính như sau:

$$\varepsilon_{2m} = \frac{2}{3} \frac{p_{mt\,\text{max}}}{E_2} \frac{2a^2 + 1}{a^2 - 1} \tag{4}$$

Trong đó: p<sub>mtmax</sub> là áp suất lớn nhất ở mặt trong buồng đạn;  $E_2$  là modul đàn hồi vật liệu buồng đạn;  $a = d_n/d_t$  là tỷ số đường kính ngoài và đường kính trong của buồng đạn.

Như vậy, khe hở cuối cùng giữa vỏ đạn và buồng đạn được tính theo công thức:

$$\Delta_{1} = \varepsilon_{g} - \varepsilon_{k} = \frac{rp_{et}}{E_{1}\delta} - \frac{2}{3} \frac{p_{mt\max}}{E_{2}} \frac{2a^{2} + 1}{a^{2} - 1}$$
(5)

#### 2.3.4. Tính toán lực kẹp giữ vỏ đạn

Theo [1], lực kẹp giữ vỏ đạn phụ thuộc vào giá trị độ dôi tại các đoạn khác nhau của vỏ đạn, chiều dày thành, chiều dài kẹp giữ và hệ số ma sát giữa vỏ đạn và buồng đạn. Lực kẹp giữ lớn nhất được xác định:

$$R_k = \sum_{i=1}^n \pi D \Delta l p'_k k_f \tag{6}$$

Trong đó: D và  $\Delta l$  là đường kính ngoài trung bình và chiều dài đoạn thứ n của vỏ đạn bị kẹp giữ;

- k<sub>f</sub> là hệ số tính tới ma sát và độ côn của thân;

-  $p'_k$  là phản lực của thành buồng đạn (được lấy trung bình và chiều dài đoạn bị kẹp hay là đoạn có tồn tại độ dôi giữa vỏ đạn và buồng đạn); được tính theo công thức:

$$p'_{k} = \frac{\Delta_{1}E_{1}(2-m)m}{(1-\mu)\left[1+\frac{1+\mu}{1-\mu}(1-2m)\right]}$$
(7)

Với hệ số poatxong  $\mu = 1/3$  thì:

$$p'_{k} = \frac{3\Delta_{1}E_{1}(2-m)m}{2(3-4m)}$$
(8)

Với m = S/D là chiều dày tương đối của thành vỏ đạn.

Vậy lực kẹp giữ vỏ đạn được tính theo công thức:

$$R_{k} = \sum_{i=1}^{n} \pi D \Delta l p_{k}' k_{f} = \sum_{i=1}^{n} \pi D \Delta l \cdot \frac{3\Delta_{1} E_{1}(2-m)m}{2(3-4m)} k_{f}$$
(9)

#### 3. Tính toán

- Chia nhỏ vỏ đạn và buồng đạn thành nhiều đoạn theo hướng trục

Chia vỏ đạn và buồng đạn thành từng đoạn theo chiều dài vỏ đạn, mỗi phần 5mm (như Hình 4). Đoạn 1 đến đoạn 29 = 05mm, đoạn 30 = 6,3mm.



Hình 4. Cách phân đoạn vỏ đạn để tính toán

Qua cách phân đoạn và các thông số đã biết (Theo [4]:  $P_{max} = 30 \text{ KG/mm}^2$ ;  $\sigma_e = 20 \text{ KG/mm}^2$ ;  $E_1 = 200 \text{ KG/mm}^2$ ;  $E_2 = 220 \text{ KG/mm}^2$ ), tính được khe hở cuối cùng giữa vỏ đạn và buồng đạn, cụ thể như sau:

ТТ	1	r	δ	Pet	Ptximax	а	E1e	E2m	$\Delta_1$	р
Đ1	5	12,05	0,54	1,55	28,45	2,48	0,187	0,135	0,052	1,89
Đ2	5	12,05	0,61	1,55	28,45	1,87	0,229	0,191	0,038	2,22
Đ3	5	12,05	0,69	1,56	28,44	1,87	0,206	0,191	0,015	2,36
Đ4	5	15,96	0,75	1,58	28,42	1,87	0,186	0,191	-0,005	2,56
Đ5	5	16,09	0,75	1,59	28,41	1,87	0,171	0,191	-0,020	2,27
Đ27	5	16,51	0,85	2,12	27,88	1,80	0,206	0,192	0,015	2,66
Đ28	5	16,68	0,98	2,86	27,14	1,80	0,243	0,192	0,052	2,67
Đ29	5	16,69	0,98	3,11	26,89	1,80	0,265	0,192	0,074	2,67
Đ30	6,3	16,69	0,98	2,56	27,44	1,80	0,218	0,192	0,027	2,67

Bảng 1. Kết quả tính toán khe hở cuối cùng theo từng đoạn được chia



Hình 5. Đồ thị phân bố khe hở cuối cùng giữ vỏ đạn và thành buồng đạn (đơn vị mm)

- Tính toán lực kẹp giữ: Với cách chia phân đoạn như trên, tính lực kẹp giữ với hệ số ma sát bằng 0,19 theo [1]:

$$R_{k} = \sum_{i=1}^{n} 0,19.3,14.200.D_{i}\Delta l_{i} \cdot \frac{3\Delta_{1i}(2-m)m}{2(3-4m)} = 139,97 \text{ KG}$$

# 4. Khảo sát sự ảnh hưởng của áp suất

- Khảo sát sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến khe hở sau cùng lớn nhất giữa vỏ đạn và thành buồng đạn, kết quả tính toán cụ thể như sau:

Giá trị P <sub>max</sub>	Khe hở lớn nhất giữa vỏ đạn và buồng đạn (mm)
28	0,081
28,5	0,085
29	0,087
29,5	0,088
30	0,091
30,5	0,092
31	0,095
31,5	0,098

Bảng 2. Kết quả tính toán ảnh hưởng của  $P_{max}$  đến  $\Delta_1$ 



Hình 6. Đồ thị ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến khe hở cuối cùng  $\Delta_1$ 

- Khảo sát sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lực kẹp giữ vỏ đạn bằng cách thay đổi giá trị đầu vào là  $P_{max}$ . Kết quả tính toán như sau:

P <sub>max</sub>	Lực kẹp chặt vỏ đạn (KG)
28	119,27
28,5	125,06
29	130,75
29,5	136,73
30	139,97
30,5	144,74
31	151,08
31,5	145,60

Bảng 4. Kết quả tính toán sự ảnh hưởng của P<sub>max</sub> đến lực kẹp giữ vỏ đạn



Hình 7. Sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lực kẹp giữ vỏ đạn

#### 5. Kết luận

Ban đầu tồn tại khe hở giữa vỏ đạn và thành buồng đạn, tuy nhiên khi bắn, do ảnh hưởng của áp suất khí thuốc nên vỏ đạn biến dạng trước, đến khi bịt kín hoàn toàn khe hở thì vỏ đạn và thành buồng đạn cùng biến dạng đến thời điểm áp suất đạt P<sub>max</sub>. Khi hết ảnh hưởng của áp suất khí thuốc, thành buồng đạn biến dạng đàn hồi trở lại vị trí cũ còn vỏ đạn bị biến dạng dẻo nên không trở về vị trí ban đầu.

Với đạn pháo 23mm, khi thay đổi (tăng) giá trị áp suất lớn nhất trong buồng đạn thì độ dôi tăng lên, đây là hiện tượng thường gặp đối với pháo tự động. Khi tăng áp suất lớn nhất trong buồng đạn, giá trị lực kẹp chặt vỏ đạn cũng tăng lên; tuy nhiên giá trị lực kẹp chặt vẫn nằm trong giá trị cho phép đối với cơ cấu rút vỏ đạn.

Trong phạm vi bài báo, nghiên cứu sự ảnh hưởng của áp suất khí thuốc đến lực rút vỏ đạn, chưa tính đến sự ảnh hưởng của nhiệt, nên kết quả tính toán là gần đúng. Hướng nghiên cứu tiếp theo là kể đến sự ảnh hưởng của nhiều yếu tố hơn hoặc sử dụng phương pháp mô phỏng số để tính toán.

#### 6. Tài liệu tham khảo

[1]. Đỗ Văn Minh, "Cơ sở thiết kế vỏ đạn", HVKTQS, 2021.

[2]. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Trần Đình Thành, "Cơ sở thiết kế đạn súng bộ binh", HVKTQS, 2007.

[3]. Trần Văn Định, "Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân", HVKTQS, 2005.

[4] Ninh Ngọc Duy, Luận văn Thạc sĩ "Nghiên cứu ảnh hưởng của các tham số kết cấu lòng nòng đến quá trình làm việc của máy tự động pháo cao xạ 23mm kiểu 3Y-23", Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội 2005.

[5] Nhà máy Z113, "Quy trình công nghệ sản xuất vỏ đạn 23mm", TCCNQP 2013.

# Study on the influence of gas pressure on the tightening force of 23 mm artillery shells

Nguyen Ngoc Dung<sup>1\*</sup>, Do Van Minh<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Military Technical Academy

\*Email: Nguyendung.09061992@gmail.com; Tel: 0384284560

**Abstracts:** The research article explores the process of formation and changes in the gap between the artillery shell casing and the chamber wall during the entire firing process until the shell is completely extracted from the barrel. Analytical methods are employed to calculate the final gap and the clamping force holding the 23mm artillery shell casing. This helps determine the influence of pressure on the tight clamping force of the 23mm artillery shell. **Keywords:** Artillery shell, Clamping force, Propellant gas pressure.

# Nghiên cứu xử lý số liệu thực nghiệm khi thành lập bảng bắn vũ khí bộ binh Nguyễn Trường Giang<sup>1\*</sup>, Nguyễn Hải Minh<sup>1</sup>, Bùi Trọng Tuấn<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự \*giangk18@gmail.com; Tel:039.910.9599

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày cơ sở toán trong nghiên cứu xử lý số liệu bắn thực nghiệm đối với súng bộ bình cỡ 7,62 mm (Galil ACE 31 và Galil ACE 32). Từ đó áp dụng xử lý số liệu qua thực nghiệm tính sơ tốc (là một thông số thuật phóng quan trọng) bằng phương pháp bia chập. Kết quả thu được từ việc xử lý số liệu thực nghiệm sơ tốc và sử dụng phương pháp toán học sẽ phân tích và đánh giá sai số của sơ tốc đạn cho súng để điều chỉnh sự chênh lệch giữa các dữ liệu đo lường là cơ sở để xây dựng bảng bắn cho súng đồng thời cung cấp thông tin về sự chính xác và hiệu suất súng bắn ở điều kiện khác nhau.

Từ khóa: Vũ khí bộ binh, bảng bắn, sơ tốc, súng tiểu liên cỡ 7,62mm.

#### 1. Mở đầu

Khi thành lập bảng bắn cho vũ khí nói chung và vũ khí bộ binh nói riêng luôn phải có các cuộc bắn thực nghiệm để xác định các thông số thuật phóng như sơ tốc  $V_0$ , góc nảy  $\gamma$ , các đặc trưng tản mát,...Điều này cũng sẽ liên quan đến việc phải có phương pháp xử lý số liệu thực nghiệm bắn một cách khoa học để đưa ra được các số liệu cần thiết một cách tin cậy. Bài báo này hướng tới việc thảo luận phương pháp toán để xử lý số liệu thực nghiệm áp dụng trong xác định thông số thuật phóng sơ tốc bảng bắn bộ binh.

#### 2. Cơ sở toán trong xử lý số liệu thực nghiệm bắn

Các thử nghiệm trong lĩnh vực thuật phóng sẽ sử dụng phương án thử nghiệm thống kê, kết quả đo nhận được sau thử nghiệm thường là một tập hợp nhiều giá trị. Để kết quả nhận được có độ tin cậy thì các kết quả đo cần phải được xử lý. Xử lý kết quả đo được chia làm hai bước: Loại bỏ sai số thô và gia công kết quả đo.

#### a. Phương pháp loại bỏ sai số thô

Nói chung trong đa số trường hợp, việc loại bỏ sai số thô không khó lắm. Sự khác biệt một cách rõ rệt giữa giá trị của một kết quả đo so với các kết quả còn lại trong cùng một loạt đo là tiêu chuẩn bề ngoài để xác định kết quả đo có chứa sai số thô hay không.

Nhiều khi việc loại bỏ sai số thô gặp khó khăn và dùng phương pháp trực quan kinh nghiệm sẽ dẫn đến sai lầm, trong những trường hợp như vậy phải thực hiện việc xử lý kết quả đo trên cơ sở các giả thuyết thống kê. Có nhiều phương pháp loại bỏ sai số thô. Nguyên tắc chung của các phương pháp này là chọn một mức xác suất xuất hiện độ tản mát nào đó để kiểm tra xem kết quả đo có thoả mãn điều kiện được liệt vào số các kết quả có thể chấp nhận được hay không.

Trong thực tế đo các đại lượng kỹ thuật, trị số của đại lượng  $\sigma$  (sai lệch bình phương trung bình đặc trưng cho độ phân tán của kết quả đo) là không biết trước, cho nên có thể ước lượng nó một cách gần đúng theo kết quả đo được bằng cách sử dụng sai lệch chuẩn thực nghiệm.

$$\mathbf{S} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X}_i)^2}$$
(1)

Để đơn giản, ta sử dụng phương pháp Chauvenet để loại bỏ sai số thô. Phương pháp này giả thiết rằng xác suất tập hợp các sai lệch của kết quả trong (n+1) lần đo xung quanh giá trị trung

$$\mathbf{t^*} = \frac{\left|\mathbf{X}^* - \overline{\mathbf{X}}\right|}{s} > \mathbf{t}_{\text{bång}}$$
(2)

Thì có thể coi kết quả đó có chứa sai số thô và cần phải loại bỏ nó trước khi tiến hành các bước tiếp theo.

Số lần đo (n+1)	Trị số của t <sub>bảng</sub>
2	1,15
3	1,38
4	1,54
5	1,65
6	1,73
7	1,80
10	1,96
15	2,13
25	2,33
50	2,57
100	2,81
300	3,14
500	3,2
1000	3,48

Bảng 1. Tiêu chuẩn Chauvenet để loại bỏ sai số thô

# b. Gia công kết quả đo

Sau khi đã loại bỏ sai số thô chúng ta gia công kết quả đo trên bộ số liệu còn lại sau khi đã loại bỏ các sai số thô. Thông thường phương pháp gia công kết quả đo này được ứng dụng khi xác định vùng giá trị có thể xuất hiện của một giá trị đang khảo sát nào đó (dựa vào các lý thuyết xác suất và thống kê).

Bảng 2. Giá trị lý thuyết của hệ số k khi luật phân bố của sai số ngẫu nhiên là chuẩn

Р	0,5	0,68	0,95	0,98	0,99	0,997
K	0,667	1	2	2,33	2,58	3

Ν	Hệ số phân bố Student theo các giá trị xác suất P					
1	0,5	0,9	0,95	0,98	0,99	0,999
2	1,000	6,31	12,7	31,8	63,7	637
3	0,816	2,92	4,30	6,96	9,92	31,6
4	0,765	2,35	2,35	4,54	5,84	13,0
5	0,741	2,13	2,78	3,75	4,60	8,61
6	0,727	2,02	2,57	3,36	4,03	6,86
7	0,718	1,94	2,49	3,14	3,71	5,96
8	0,711	1,90	2,36	3,00	3,50	5,40
9	0,706	1,86	2,31	2,90	3,36	5,04

Bảng 3. Hệ số phân bố Student theo các giá trị xác suất P tham khảo



Chú ý:

Khi số lần thử nghiệm ít hơn 20, trong  $2 \le n < 20$  khi đó thì khoảng đáng tin được tính theo biểu thức sau đây:

$$\Delta_{1,2}^{*} = \mathbf{h}_{st} \boldsymbol{\sigma}_{\overline{\mathbf{X}}}^{*} \tag{3}$$

hst - hệ số phân bố student, phụ thuộc vào xác suất đã cho P và số lượng phép đo n và được xác định theo bảng 3.

Trường hợp n  $\rightarrow \infty$  (thực tế n  $\ge 20$ ) thì phân số Student sẽ tiến đến phân bố chuẩn, lúc đó hst có thể thay bằng hệ số k (bảng 2) như ở biểu thức (4)

$$\Delta_{1,2} = \mathbf{k} \sigma_{\overline{\mathbf{X}}}^* \tag{4}$$

SƠ ĐỎ GIA CÔNG KẾT QUẢ ĐO

#### c. Sai số của kết quả các phép đo gián tiếp

Khi tính toán các sai số ngẫu nhiên của phép đo gián tiếp cần phải nhớ rằng đại lượng cần đo Y có quan hệ hàm với một hay nhiều đại lượng đo trực tiếp  $X_1, X_2, ..., X_n$ , tức là:

$$Y = f(X_1, X_2, ..., X_n)$$
 (5)

Vì thế mà sai số tuyệt đối của kết quả đo gián tiếp như sau:

$$\Delta \mathbf{Y} = \sqrt{\left(\frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{X}_{1}}\right)^{2}} \Delta \mathbf{X}_{1}^{2} + \left(\frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{X}_{2}}\right)^{2} \Delta \mathbf{X}_{2}^{2} + \dots + \left(\frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{X}_{n}}\right)^{2} \Delta \mathbf{X}_{n}^{2}$$
(6)

Và sai số tương đối của kết quả đo sẽ là:

$$\gamma_{Y} = \frac{\Delta Y}{Y} = \sqrt{\left(\frac{\Delta X_{1}}{Y}\right)^{2} \left(\frac{\partial Y}{\partial X_{1}}\right)^{2} + \left(\frac{\Delta X_{2}}{Y}\right)^{2} \left(\frac{\partial Y}{\partial X_{2}}\right)^{2} + \dots + \left(\frac{\Delta X_{n}}{Y}\right)^{2} \left(\frac{\partial Y}{\partial X_{n}}\right)^{2}} = \sqrt{\gamma^{2} x_{1} + \gamma^{2} x_{2} + \dots + \gamma^{2} x_{n}}$$
(7)

Trong đó:

 $\gamma_{X1}, \gamma_{X2}, \dots, \gamma_{Xn}$  - sai số tương đối của các đại lượng đo trực tiếp X<sub>1</sub>, X<sub>2</sub>, X<sub>n</sub>. Nếu các kết quả đo trực tiếp X<sub>i</sub> được xác định với sai số bình quân phương  $\sigma_{Xi}$ , thì:

$$\sigma_{\rm Y} = \sqrt{\left(\frac{\partial {\rm Y}}{\partial {\rm X}_1}\right)^2} \sigma_{{\rm X}_1}^2 + \left(\frac{\partial {\rm Y}}{\partial {\rm X}_2}\right)^2 \sigma_{{\rm X}_2}^2 + \dots + \left(\frac{\partial {\rm Y}}{\partial {\rm X}_n}\right)^2 \sigma_{{\rm X}_n}^2 \tag{8}$$

Trong đó:  $\frac{\partial Y}{\partial X_i} \sigma_{X_i}$  - sai số riêng của phép đo gián tiếp.

Trong bảng 4 đưa ra các tính sai số tuyệt đối và sai số tương đối của một số hàm Y thường gặp nhất trong các phép đo gián tiếp.

Hàm Y	Sai số tuyệt đối ∆Y	Sai số tương đối $\gamma_{\rm Y} = \frac{\Delta {\rm Y}}{{\rm Y}}$
$X_1 + X_2$	$\pm\sqrt{\left(\Delta X_{1} ight)^{2}+\left(\Delta X_{2} ight)^{2}}$	$\pm \sqrt{\left[\Delta X_{1}\right]^{2} + \left(\Delta X_{2}\right)^{2} \left(X_{1} + X_{2}\right)^{2}}$
X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	$\pm \sqrt{X_{1}^{2}(\Delta X_{2})^{2} + X_{2}^{2}(\Delta X_{1})^{2}}$	$\pm \sqrt{\left(\frac{\Delta X_1}{X_1}\right)^2 + \left(\frac{\Delta X_2}{X_2}\right)^2}$
$\frac{X_1}{X_2}$	$\pm \sqrt{\left[X_{1}^{2}\left(\Delta X_{1}\right)^{2}+X_{1}^{2}\left(\Delta X_{2}\right)^{2}\right]X_{2}^{4}}$	$\pm \sqrt{\left(\frac{\Delta X_1}{X_1}\right)^2 + \left(\frac{\Delta X_2}{X_2}\right)^2}$
X <sup>n</sup>	$\pm n X^{n-l} \Delta X$	$\pm n (\Delta X / X)$

Bảng 4. Sai số của một phép đo gián tiếp

Khi thực hiện gia công kết quả đo người ta còn xác định khái niệm sai số bình quân phương tương đối theo biểu thức sau đây:

$$\gamma_{\overline{X}} = \frac{\sigma_{\overline{X}}^*}{\overline{X}} \mathbf{100}$$
(9)

Ngoài ra còn có thể xác định sai số tương đối của một phép đo:

$$\varepsilon\% = \frac{V_i}{\overline{X}}.100\tag{10}$$

#### d. Cộng các sai số ngẫu nhiên và sai số hệ thống

Sai số của phép đo như trên đã phân tích bao gồm hai thành phần chính đó là sai số hệ thống  $\theta$  và sai số ngẫu nhiên  $\Delta$ . Nếu như các thành phần  $\theta$  và  $\Delta$  khác nhau nhiều thì một trong hai thành phần sai số ấy có thể bỏ qua, nếu chúng có độ lớn gần như nhau thì xuất hiện vấn đề cộng các thành phần sai số. Đây là một vấn đề phức tạp và không có một giải pháp lý thuyết nào được chấp nhận.

Tuy nhiên phương pháp phổ biến nhất hiện nay để tính tổng các sai số là tính tổng đại số của các sai số hệ thống (với dấu tuỳ ý):

$$\theta_{\Sigma} = \sum_{i=1}^{N} \theta_i \tag{11}$$

Tổng hình học của tất cả các ước lượng độ lệch bình quân phương của sai số ngẫu nhiên có tính đến hệ số tương quan (phụ thuộc) giữa chúng:

$$\sigma_{\Sigma} = \sqrt{\sum_{k=1}^{n} \sigma_{k}^{2}}$$
(12)

Trong đó: N - số các nguồn sai số

Đối với một dụng cụ đo, nếu ta chỉ biết có cấp chính xác của nó thì sai số cơ bản của nó chứa cả hai thành phần: sai số hệ thống và sai số ngẫu nhiên nhưng ta không thể phân biệt được chúng một cách rõ ràng. Còn sai số phụ gây ra do biến động của các yếu tố bên ngoài được tính bằng một phần của sai số cơ bản. Trong trường hợp này người ta thường dùng tổng hình học để tính các sai số này.

Trường hợp sai số ngẫu nhiên gây ra bởi hai yếu tố ngẫu nhiên thì sai số bình quân phương tổng sẽ là:

$$\sigma_{\Sigma} = \sqrt{\sigma_1^2 + 2\rho\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2} \tag{13}$$

Trong đó:  $\rho$  - hệ số tương quan.

Nếu như hai yếu tố (đại lượng) ngẫu nhiên đó phụ thuộc nhau hoàn toàn tức là  $\rho = 1$  thì lúc đó:

$$\sigma_{\Sigma} = \sigma_1 + \sigma_2 \tag{14}$$

Còn khi hai yếu tố ngẫu nhiên đó hoàn toàn độc lập nghĩa là  $\rho = 0$  thì:

$$\sigma_{\Sigma} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2} \tag{15}$$

Nếu như một trong hai thành phần sai số ngẫu nhiên nhỏ hơn ví dụ khoảng 3 lần thành phần thứ hai thì thành phần đó có thể bỏ qua theo tiêu chuẩn sai số bé. Việc cộng các sai số ngẫu nhiên và sai số hệ thống phải thực hiện theo tổng hình học có tính đến hệ số tương quan.

## 3. Thực nghiệm xác định thông số thuật phóng sơ tốc khi thành lập bảng bắn vũ khí

#### bộ binh

Dưới đây, bài báo sẽ áp dụng phương pháp toán đã nêu ở trên để xác định sơ tốc thực nghiệm. Việc bắn thử nghiệm được tiến hành trên súng tiểu liên Galil ACE 32 (số súng 3047) và tiểu liên Galil ACE 31 (số súng 3094) bằng phương pháp sử dụng bia chập (bia đứt dây cải tiến).



Hình 1. Nguyên lý hoạt động bia chập



Hình 2. Giá bia chập được sử dụng khi đo sơ tốc đạn

Thực hiện các bước tiến hành thí nghiệm đo sơ tốc đạn. Thiết bị đo: bia chập, máy đo thời gian UTC-8. Bố trí bia hai bia đo sơ tốc khi thực bắn với khoảng cách giữa hai bia là 04m, bia đặt trên nền bằng phẳng vuông góc với đường đạn, bia đầu cách miệng nòng súng 03m và nòng súng khi để trên giá phải song song với mặt đất.

Sử dụng đạn 7,62 - K56, bảo ôn 30°C, Lô đạn 01-2013-13. Mỗi khẩu súng bắn 09 viên đạn theo chế độ phát một. Địa điểm bắn tại hầm bắn H5 – Học viện KTQS. Nhiệt độ không khí 27,4°C, áp suất không khí 766,096mmHg. Độ ẩm không khí 80%.





Hình 3. Thực nghiệm bắn trên giá và dùng phần mềm xử lý số liệu sau khi bắn Bảng 5. Kết quả đo thực nghiệm khi bắn súng tiểu liên Galil ACE 32

TT Phát bắn	Thời gian (s)	Vận tốc trung bình giữa 2 bia V <sub>tb32</sub> (m/s)
1	0,0060192	664,5401382
2	0,0059813	668,7509404
3	0,006014	665,1147323
4	0,0059974	666,9556808
5	0,0060005	666,6111157
6	0,0060638	659,6523632
7	0,0060085	665,7235583
8	0,0061264	652,9119875
9	0,0060263	663,7571976

Bảng 6. Kết quả đo thực nghiệm khi bắn súng tiểu liên Galil ACE 31

TT Phát bắn	Thời gian (s)	Vận tốc trung bình giữa 2 bia V <sub>tb31</sub> (m/s)
1	0,0067697	590,868133
2	0,0066783	598,9548238
3	0,0065707	608,7631455
4	0,0065914	606,8513518
5	0,0065835	607,5795549
6	0,0066445	602,0016555
7	0,006759	591,8035212
8	0,0066142	604,7594569
9	0,0065248	613,0456106

Sau khi bắn thử nghiệm ta có kết quả số liệu về thời gian chạm bia và vận tốc trung bình giữa 2 bia. Tiến hành xử lý kết quả đo quy đổi từ vận tốc trung bình giữa 2 bia đo được về sơ tốc và tính toán các đặc trưng thống kê theo tài liệu [6].

TT	Vận tốc TB	Lượng hiệu	Sơ tốc đạn	Sơ tốc đạn	Sai số trung
phát	2 bia	chỉnh sơ tốc	$V_{22}(m/s)$	ТВ	gian sơ tốc
bắn	$V_{tb32}$ (m/s)	$\Delta V_{032} (m/s)$	v 032(111/S)	V <sub>otb32</sub> (m/s)	r <sub>Vo32</sub> (m/s)
1	664,5401382		664,8792382		0,172346986
2	668,7509404		668,7509404		1,176504407
3	665,1147323	0,3391	665,1147323	663,8174238	0,309371445
4	666,9556808		666,9556808		0,748385679
5	666,6111157		666,6111157		0,666216643
6	659,6523632		659,6523632		0,993249335
7	665,7235583		665,7235583		0,454559255
8	652,9119875		652,9119875		2,600638614
9	663,7571976		663,7571976		0,01436224

Bảng 7. Kết quả sai số trung gian đo sơ tốc súng tiểu liên Galil ACE 32

Bảng 8. Kết quả sai số trung gian đo sơ tốc súng tiểu liên Galil ACE 31

TT phát	Vận tốc TB 2 bia	Lượng hiệu chỉnh sơ tốc	Sơ tốc đạn V-21 (m/s)	Sơ tốc đạn TB	Sai số trung gian sơ tốc
bắn	$V_{tb31}$ (m/s)	$\Delta V_{031} (m/s)$	v 031 (111/5)	$V_{otb31}$ (m/s)	$r_{V_{0}31}(m/s)$
1	590,868133		591,207233		2,83922244
2	598,9548238		598,9548238	602,7740392	0,910775036
3	608,7631455		608,7631455		1,428232721
4	606,8513518		606,8513518		0,972323909
5	607,5795549	0,3391	607,5795549		1,145979785
6	602,0016555		602,0016555		0,184191712
7	591,8035212		591,8035212		2,616158768
8	604,7594569		604,7594569		0,473466047
9	613,0456106		613,0456106		2,449479719

Bảng 9. Kết quả tính sai số đo sơ tốc súng tiểu liên Galil ACE 32

TT phát bắn	Sơ tốc TB V <sub>otb32</sub> (m/s)	Sai số dư sơ tốc Vi32(m/s)	TB bình phương sai số dư sơ tốc $\sum_{1}^{9} Vi_{32}^{2} \text{ (m/s)}$	Độ lệch chuẩn TB sơ tốc $\sigma^*_{32}$	Uớc lượng độ lệch chuẩn TB σ <sub>x 32</sub>	Khoảng tin cậy Δ΄ <sub>1,2</sub>	Sai số tương đối $arepsilon_{32}(\%)$		
1		1,0618					0,1599		
2		4,9335					0,7432		
3		1,2973					0,1954		
4		3,1382					0,4727		
5	663,8174	2,7936	184 0087	4 7071	1 5000	1 1 2 8 0	0,4208		
6		-4,1650	104,0907	4,/9/1	1,3990	1,1209	-0,6274		
7		1,9061					0,2871		
8		-10,9054					-1,6428		
9		-0,0602					-0,0090		
Kết q	uả sai số sơ	tốc = 663,8174	± 1,1289 (m/s)						
Sai số	Sai số bình quân tương đối: $\gamma_{\overline{X_v}} = 0,24$ %								

TT phát bắn	Sơ tốc TB V <sub>otb31</sub> (m/s)	Sai số dư sơ tốc V <sub>i31</sub> (m/s)	TB bình phương sai số dư sơ tốc $\sum_{1}^{9} Vi_{31}^{2} \text{ (m/s)}$	Độ lệch chuẩn TB sơ tốc σ <sup>*</sup> <sub>31</sub>	$\vec{U}$ ớc lượng độ lệch chuẩn TB $\sigma^*_{\overline{x}_{31}}$	Khoảng tin cậy Δ <sub>1,2</sub>	Sai số tương đối $\varepsilon_{31}(\%)$			
1		-11,5668					-1,918			
2		-3,8192	454,3601	7,5362	2,5120	1,7735	-0,633			
3		5,9891					0,9935			
4		4,0773					0,6764			
5	602,7740	4,8055					0,7972			
6		-0,7723					-0,128			
7		-10,9705					-1,820			
8		1,98541					0,3293			
9		10,2715					1,7040			
Kết q	Kết quả sai số sơ tốc = 602,7740±1,7735 (m/s)									
Sai số	bình quân tu	rong đối: $\gamma_{\overline{X_{31}}} =$	0,41 %							

		,						,						
<b>D</b> 2	10	TZ A .	2	. / 1		~ -					1	~ 1.1	100	<b>1</b>
Dave		Vat	~ ~ ~ ~	4110 10	0 01 0	10 d	0 0 0	+	CA	41 041	11 014	1 011	A / ' / /	~ / /
$\nabla / i v i O$		$\kappa \nu i$	//////	111111	<i>(711)</i>		1 (7)	1/1/	(TIVIC)	$n \rho n$	$n \rho n$	$T_{T/1/1}$		- <b>1</b>
INCLES	11/.	1151	CA LA CA	LLTLTL	SULL S	1 141	///		NAILE			VILLLL		
Duris	<b>- ·</b> ·	1100	0,0000	~~~~~	2000 0	0 000	100	100	500005	11000	11011	000000	1101	•••
0									0					

- Sai số trung gian đo sơ tốc súng tiểu liên Galil ACE 32 nằm trong khoảng 0,014 m/s đến 1,176 m/s và súng tiểu liên Galil ACE 31 nằm trong khoảng 0,184 m/s đến 2,839 m/s. Các sai số này nằm trong giới hạn đo lường cho phép.

- Sai số tương đối của sơ tốc của các phát bắn trong các loạt sai số tương đối dao động trong khoảng từ -1,91% đến 1.71% và như vậy không vượt quá giới hạn cho phép là 5%.

## 4. Kết luận

Khi thành lập bảng bắn cho cho súng bộ binh tiểu liên cỡ 7,62 mm thì xác định sơ tốc là yêu cầu bắt buộc phải thực hiện. Việc xác định sơ tốc được triển khai bằng bắn đạn thật trên cơ sở sử dụng các trang thiết bị hiện có tại Trung tâm kỹ thuật Vũ khí/Học viện KTQS kết hợp với xử lý số liệu thực nghiệm (đã được nêu ở phần 2). Giá trị sơ tốc thu được đảm bảo độ chính xác và tin cậy khi so sánh đối chứng với tài liệu kỹ thuật đi kèm súng. Điều này cho thấy việc xử lý số liệu thực nghiệm đối với các lĩnh vực kỹ thuật nói chung và vũ khí nói riêng phải được thực hiện một cách khoa học, tỉ mỉ để có được kết quả cuối cùng đảm bảo độ tin cậy sử dụng được trong thực tế.

#### Tài liệu tham khảo

1. Могильников Н.В., Горбунов В.В., Левицкий Л.Ф. (2002), *Движение снаряда в стволе и на траектории*, Тула.

2. IWI US, Inc (2015), GALIL ACE® Semi - Auto Rifle & Pistols, Operator Manual.

3. ТС №61 (1977), Таблицы стрельбы по наземным целям из стрелкового оружия калибров 5,45 и 7,62, Москва.

4. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại (2003), *Giáo trình Thuật phóng ngoài*, Học viện KTQS.

5. Nguyễn Quang Lượng, Trần Quốc Trình (2009), Số liệu vũ khí đạn, Học viện KTQS.

6. Nguyễn Thái Dũng, Nguyễn Lạc Hồng, Bùi Trọng Tuấn, Nguyễn Duy Phồn (2007), Giáo trình đo lường và thử nghiệm vũ khí, Học viện KTQS.

#### **Research and process experimental data in establishing weapon firing tables**

**Abstract:** This article presents the mathematical foundation for studying the processing of experimental shooting data for 7.62 mm infantry rifles (Galil ACE 31 and Galil ACE 32). From there, applies data processing through experimental determination of muzzle velocity (a critical ballistic parameter) using the convolution method. The results obtained from processing experimental muzzle velocity data and utilizing mathematical methods will analyze and evaluate the errors in bullet muzzle velocity to adjust the discrepancies between measurement data, serving as the basis for constructing firing tables for the rifles. Additionally, it provides information on the accuracy and performance of rifle shooting under different conditions.

Keywords: Infantry weapons, firing board, initial speed, 7.62mm submachine gun.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của góc tấn và vận tốc khi bay trong không khí của đầu đạn FG-45VN đến hệ số lực cản chính diện

Bùi Thái Hòa<sup>1\*</sup>, Phan Văn Tuấn<sup>1</sup>, Trần Đức Việt<sup>2</sup>, Nguyễn Viết Thắng<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup>Viện Vũ khí/TCCNQP <sup>3</sup>Trường Đại học Mỏ-Địa chất Hà Nội \*Email: buithaihoakb@gmail.com; Tel: 0976129944

#### Tóm tắt:

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu xác định lực cản không khí cũng như hệ số lực cản chính diện tác dụng lên đầu đạn có cánh vận tốc thấp (dưới âm) bằng phương pháp số, sử dụng phần mềm Ansys Fluent, áp dụng cho đạn chống người nhái FG-45VN. Kết quả bài báo là cơ sở để nghiên cứu chuyển động trong không khí của đạn FG-45VN và một số loại đầu đạn có cánh trong trang bị.

Từ khóa: Hệ số khí động, Đạn lựu phóng, Súng phóng lựu.

#### 1. Mở đầu

Khi đạn chuyển động trong không khí do tác động tương hỗ giữa đạn và các phần tử không khí nên phát sinh ra lực cản khí động. Tùy vào hình dáng, kích thước, tốc độ chuyển động của đạn...[2], lực cản tác dụng lên đầu đạn sẽ khác nhau. Để tính toán các hệ số khí động tác dụng lên đầu đạn trong quá trình bay, cơ bản có bốn phương pháp chính: Phương pháp thực nghiệm, phương pháp giải tích, phương pháp bán thực nghiệm và phương pháp số.

Đối với nội dung bài báo này, tác giả trình bày về phương pháp số sử dụng phần mềm Ansys.Fluent để giải bài toán xác định hệ số lực cản khí động (cũng như hệ số lực cản chính diện) cho đạn lựu phóng FG-45VN ở các dải vận tốc khác nhau (từ 25m/s đến 75m/s).

Hiện nay các số liệu, tài liệu liên quan đến súng và đạn chống người nhái nói chung và đến đạn FG-45 nói riêng không công bố. Do vậy trên cơ sở kế thừa các dữ liệu có trước của Viện vũ khí/TCCNQP để có các thông số đầu vào phục vụ cho giải bài toán bằng phần mềm. Một số hình ảnh về hệ súng đạn [6]:





Hình 1. Súng phóng lựu DP-64

Hình 2. Đạn tín hiệu SG-45 (bên trái) và đạn nổ phá FG-45 (bên phải)



Hình 3. Đạn FG-45VN

Nòng trơn, cỡ nòng, mm	45
Khối lượng súng (không đạn), kg	10
Số lượng nòng	2
Tuổi thọ, phát bắn	1000 (mỗi nòng 500 phát)
Tầm bắn lớn nhất, m	400
Đạn nổ phá FG-45:	
Cõ đạn, mm	40
Khối lượng, kg	0,65
Bán kính tiêu diệt người nhái, m	14
Độ sâu tiêu diệt người nhái, m	Đến 40
Đạn tín hiệu SG-45:	
Cỡ đạn, mm	45
Khối lượng, kg	0,65
Thời gian đánh dấu vị trí phát hiện người nhái,	50
S	

Bảng 1. Các đặc tính chiến - kỹ thuật cơ bản của súng và đạn DP-64

Đối với kết cấu đạn FG-45VN được tính toán thiết kế theo đạn FG-45 của Nga. Để xây dựng bảng bắn, cần khảo sát quỹ đạo bay của đạn FG-45VN, bước đầu tiên phải xác định các hệ số khí động của đạn lựu phóng FG-45VN.

#### 2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

#### 2.1. Mô hình bài toán

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. Theo đó, cần xây dựng mô hình 3D vùng thể tích tính toán và dựng mô hình lưới cho mô hình 3D đó. Sau các thiết lập mô phỏng, chương trình sẽ tiến hành giải các phương trình vi phân cho các mắt lưới và nhận được kết quả khi đạt độ hội tụ cần thiết. Các bước xây dựng bài toán mô phỏng động lực học dòng chảy xác định các hệ số khí động đạn lựu phóng FG-45VN được tiến hành trình tự như trên Hình 4 [3,4].



#### Hình 4. 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 FG-45VN được lấy theo kích thước của Viện vũ khí/TCCNQP đã được công bố.

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.

Kết hợp với chức năng thiết lập vận tốc dòng khí theo các phương của Fluent được thuận lợi, theo khuyến cáo [3], ta lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình hộp chữ nhật Enclosure với chiều dài hộp cách mũi đạn bằng chiều dài đạn (L), cách đáy đạn là 5Lvà chiều rộng × cao =  $20d \times 20d$  với d là đường kính của đạn. Đồng thời vẽ 01 Sketch ở mặt phẳng XZ sau đó Extrude để tạo ra 01 hộp có kích thước nhỏ hơn chiều dài hộp cách mũi đạn bằng 0,1m, cách đáy đạn 0,2m và chiều rộng × cao =  $0,2m \times 0,2m$  (vùng không khí bao quanh sát đầu đạn). Kích thước của 2 hộp được lựa chọn đảm bảo độ chính xác của kết quả mô phỏng và khối lượng tính toán không quá lớn.

Các bề mặt bao xa bề mặt đạn theo khoảng cách cho phép để giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần tường. Trong môi trường Design Modeler tiến hành các thao tác sửa lỗi hình học của mô hình cũng như loại bỏ các bề mặt có kích thước quá nhỏ như Hình 5.



Hình 5. Mô hình 3D kích thước bao đạn FG-45VN

Mô hình 3D vùng thể tích tính toán được chia lưới bằng ANSYS Meshing trên cơ sở cân đối giữa khả năng tính toán của máy tính và độ chính xác cần thiết theo một số thiết lập

dành cho bài toán mô phỏng bằng gói phần mềm ANSYS FLUENT như sau:

- Chọn định dạng lưới poly-hexcore, thiết lập kích thước đạn và các mặt bao quanh đạn như sau:

+ Thiết lập kích thước mắt lưới nhỏ nhất trên bề mặt chảy bao của đạn là 01mm. Tạo 6 lớp biên sát bề mặt thân đầu đạn lớn dần heo bề mặt đạn với tỉ lệ Growth Rate = 1.2.

+ Chia lưới đối với khối hộp nhỏ bao quanh thân đạn là 6 mm, tỉ lệ Growth Rate = 1.2.

- + Chia lưới mặt inlet: 100mm.
- + Chia lưới mặt outlet: 150mm.
- + Chia lưới 4 mặt Wall: 100mm.



Hình 6. Cấu trúc lưới trên các bề mặt chảy bao của đạn

Kết quả nhận được mô hình lưới với 3.659.435 (Nodes) và 2.412.474 phần tử (Elements) như Hình 6.

Sau khi chia lưới cần kiểm tra chất lượng lưới được chia thông qua các chỉ số đánh giá. Một chỉ số chất lượng lưới quan trọng là chỉ số Aspect Ratio [2]. Chỉ số này càng nhỏ thì bài toán mô phỏng càng đảm bảo tính hội tụ cao của kết quả. Với mô hình lưới đã nhận được chỉ số chất lượng lưới Aspect Ratio tối đa là 67,7 (giá trị tối đa cho phép của bài toán mô phỏng động lực học dòng chảy là 100). Bên cạnh đó chỉ số Skewness càng nhỏ hơn 1 càng tốt. Ở đây chỉ số Skewness cực đại bằng 0,91. Như vậy, mô hình lưới đáp ứng yêu cầu mô phỏng. Hình ảnh mặt lưới bao quanh đạn:



Hình 7. Cấu trúc lưới quanh mô hình đầu đạn

#### 2.2. Một số thiết lập các điều kiện mô phỏng

Điều kiện mô phỏng gồm điều kiện biên và điều kiện ban đầu. Trước hết, ta chọn thuộc tính dòng chảy cho vùng thể tích tính toán là không khí ở nhiệt độ thường ( $25^{0}$ C), áp suất bằng áp suất khí quyển (1atm). Chọn mô hình dòng chảy rối k- $\omega$  với giả thiết toàn bộ dòng chảy gần tường là dòng chảy rối. Mô hình toán học chảy rối và một số thiết lập cơ bản như bảng dưới đây:

## *Mô hình chảy rối k-ω:*

Mô hình k- $\omega$  do Wilcox [5] xác lập, là cơ sở cho tất cả các mô hình k- $\omega$  hiện đại ngày nay. Trong mô hình k- $\omega$ , các số hạng nguồn cho  $\rho k$  và  $\rho \omega$  là:

$$Q_{\rho k} = P - \beta^* \rho k \omega \tag{1}$$

$$Q_{\rho\omega} = \alpha \frac{\omega}{k} P - \beta \rho \omega^2 \tag{2}$$

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- $\varepsilon$  bằng phương trình (3). Độ nhớt chảy rối nhận được từ công thức:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \tag{3}$$

Các thiết lập chung							
Trình giải	Pressure-Based (Cho dòng có gradient vận tốc nhỏ)						
Kiểu phân tích Steady (Tĩnh)							
	Mô hình dòng chảy						
Mô hình chảy rối	$k$ - $\omega$ (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: $V_x = V_{dan} = 75 \text{ m/s}; V_y = 0; V_z = 0;$						
	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 $\leq 10-6$						
Số vòng lặp	500						
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp						

Bảng 2. Thiết lập các thông số cho bài toán mô phỏng

Cài đặt và truy xuất kết quả lực cản chính diện C<sub>x</sub>:

Trong phần cài đặt Solution, chọn thanh công cụ Report Definitions, chọn New-force report. Chọn hệ số lực cản chính diện  $C_x$  (Drag Coefficient), đối tượng là đầu đạn. Chọn trục véc tơ theo trục đã thiết lập từ đầu (chiều của dòng chảy khí động), theo bài toán này là trục X (giá trị bằng 1). Tích vào các ô Report File, Report Flot và Print to Console để hiển thị kết quả sau khi tính toán. Từ những thiết lập trên, phần mềm sẽ tự tính toán và đưa ra kết quả lực cản chính diện  $C_x$  theo đúng thuật toán.

Mesh	Drag Report Definition	×
Isplay       Image: Check + Quality + ↓         Image: Check + Quality + ↓       Make Polyhedra         Outline View       Image: Check + Quality + ↓	Per Zone Average Over(Iterations)	Drag Coefficient     Drag Force Zones Filter Text
Filter Text	1	wall
General	Force Vector           X         Y         Z           1         0         0           Report Files [0/2]         F         F           fx-rfile         cx-rfile         F           Report Plots [0/1]         F         F           cx-rplot         F         F	
⊗ cx ◆ � Monitors ⊮ Cell Registers	Create Report File	
<ul> <li>€ Initialization</li> <li>◆ Calculation Activities</li> </ul>	Report Plot Frequency 1	
Run Calculation     Results     Surfaces	Print to Console	

Hình 8. Cài đặt và truy xuất lực cản chính diện  $C_x$ 

#### 3. Kết quả mô phỏng và nhận xét

Sau gần 500 vòng lặp dòng chảy đạt ổn định và các hệ số hội tụ ở mức sai số cho phép. Ta nhận được bảng các giá trị hệ số khí động đạn FG-45VN khi bay với vận tốc 25 m/s đến 75 m/s theo góc tấn tương ứng như bảng 3. Đồ thị Hệ số lực cản tác dụng lên đạn  $C_x$  phụ thuộc vào vận tốc và góc tấn được trình bày trên Hình 9.

α, độ V, m/s	0	1	2	3	4	5
25	0,194	0,197	0,198	0,201	0,205	0,209
30	0,192	0,195	0,196	0,198	0,199	0,201
35	0,189	0,194	0,195	0,197	0,198	0,199
40	0,186	0,188	0,189	0,193	0,195	0,197
45	0,183	0,185	0,187	0,190	0,192	0,196
50	0,181	0,184	0,186	0,189	0,190	0,193
60	0,178	0,179	0,183	0,185	0,188	0,189
75	0,176	0,177	0,179	0,182	0,184	0,187

Bảng 3. Hệ số lực cản  $C_x$  khi đạn bay với góc tấn từ 0 đến 5 độ





*Nhận xét:* Tác giả chọn dải vận tốc khảo sát từ 25 m/s đến 75 m/s và góc tấn từ 0 đến 5 độ từ yêu cầu chiến - kỹ thuật, trên cơ sở tầm bắn hiệu quả đến 400 mét. Hệ số lực cản  $C_x$  sẽ là thông số đầu vào cho chương trình thuật phóng ngoài giai đoạn đạn bay trong không khí, xác định được tầm bắn của đạn ở những dải khác nhau (góc tấn và vận tốc khác nhau), sau đó đối chiếu với kết quả thực nghiệm của Viện Vũ khí. Kết quả mô phỏng được tổng hợp trên hình 9 và bảng 3, nhận thấy kết quả hệ số lực cản chính diện  $C_x$  giảm dần khi tốc độ bay tăng lên đối

với cùng một góc tấn (ví dụ: Ở góc tấn 0 độ, vận tốc thay đổi từ 25 m/s đến 75 m/s, thì lực cản chính diện  $C_x$  giảm dần từ 0,194 xuống 0,176 giảm 9,3%).

- Với cùng một tốc độ bay, hệ số lực cản chính diện C<sub>x</sub> tăng lên khi góc tấn tăng lên (ví dụ: Ở vận tốc 25 m/s, góc tấn thay đổi từ 0 đến 5 độ thì hệ số lực cản tăng từ 0,194 đến 0,209 tăng 7,2%).

- Hệ số lực cản chính diện  $C_x$  của đạn FG-45VN nằm trong khoảng từ 0,176 đến 0,209.

#### 4. Kết luận

Bài báo đã sử dụng công cụ là phần mềm ANSYS.FLUENT để nghiên cứu xác định một số hệ số khí động quan trọng của đạn phóng lựu FG45-VN.

Qua kết quả mô phỏng cho thấy, hệ số lực cản chính diện  $C_x$  của đạn FG-45VN nằm trong khoảng từ 0,176 đến 0,209. Đây là dải kết quả rất quan trọng phục vụ xây dựng quỹ đạo bay, xác định các thông số của bản bắn cho đạn FG45-VN bằng lý thuyết. Các kết quả này sẽ được kiểm chứng qua so sánh với kết quả bắn trên thực địa.

#### TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Phạm Thế phiệt. (2006). *Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển*, 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. http://www.cfd-online.com/Forums/Fluent.

5. D.C, Wilcox (1998), Turbulence Modeling for CFD.

6. Viện Vũ khí (2019). Nghiên cứu thiết kế, chế tạo súng và đạn chống người nhái phục vụ phòng thủ bờ biển, hải đảo.

## Method for determining air drag acting on low-speed finned projectiles

#### Bui Thái Hoa, Phan Van Tuan, Tran Đuc Viet, Nguyen Viet Thang

**Abstract:** The paper presents the results of research on determining the air drag force as well as the aerodynamic drag coefficient acting on low-speed (subsonic) finned projectiles through numerical methods. The Ansys Fluent software was utilized for the analysis, apply for FG-45VN grenade for protection against attacks of underwater combat swimmers. The findings of this paper lay the groundwork for further research on the FG-45VN projectile aerodynamic behavior in air, extending to various types of projectiles within equipment.

Keywords: Aerodynamic coefficents, Grenade, grenade launchers.

# Nghiên cứu tính toán uy lực đầu đạn đa tác dụng

Bùi Văn Kỳ<sup>1</sup>, Hoàng Văn Cường<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup> Lớp CH Đạn34, <sup>2</sup> Bộ môn Đạn – Khoa Vũ khí \*Email: hoangcuong257@gmail.com; Tel: 0905886323

#### Tóm tắt

Đầu đạn đa tác dụng kết hợp đồng thời các tác dụng nổ phá, nổ phân mảnh, xuyên lõm, xuyên tạo hình... khi nổ có hiệu quả tác dụng lớn và ngày càng phổ biến trên chiến trường. Trong bài báo này nhóm tác giả trình bày phương pháp tính toán uy lực của đầu đạn đa tác dụng bằng phương pháp kết hợp giữa mô phỏng số và giải tích. Áp dụng cụ thể vào tính uy lực đầu đạn máy bay không người lái tự sát Geran-1 Nga (biến thể của UAV tự sát Shahed-131 Iran). Sự kết hợp giữa mô phỏng nổ với tính toán giải tích cho kết quả về uy lực tổng hợp của đầu đạn đa tác dụng, giúp dự báo khả năng tiêu diệt của đạn đối với các mục tiêu khác nhau. Phương pháp này có thể được dùng trong nghiên cứu đánh giá dự báo uy lực đạn, cải tiến hoàn thiện đầu đạn thiết kế.

Từ khóa: Máy bay không người lái tự sát; UAV; Đạn đa tác dụng; Uy lực đạn.

## 1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực quân sự và an ninh, nghiên cứu và phát triển về đầu đạn đa tác dụng đang thu hút sự quan tâm ngày càng cao từ cộng đồng khoa học và kỹ thuật. Trong quá trình phát triển các thiết kế đầu đạn mới, việc tính toán uy lực của chúng đóng vai trò rất quan trọng. Điều này không chỉ giúp dự đoán sự phá hủy và tác động của đầu đạn lên mục tiêu mà còn đảm bảo rằng chúng hoạt động đúng cách trong các tình huống thực tế.

Đối với các loại đạn đơn chức năng được sử dụng dành cho các nhiệm vụ chuyên biệt trong chiến tranh truyền thống [1]. Tuy nhiên với sự phát triển của các loại hình chiến tranh mới trong thời hiện đại, với đặc thù tác chiến phi đối xứng, cần có những loại đạn trong cùng một thời điểm giải quyết được nhiều nhiệm vụ khác nhau. Ví dụ khi tác chiến đô thị, hoặc boongke kiên cố yêu cầu đầu đạn chiến đấu phải xuyên phá được lớp vỏ bảo vệ bên ngoài, đánh sập các lớp bê tông cốt thép, sau đó sát thương sinh mạng bằng mảnh văng và sóng xung kích. Điều đó chỉ thực hiện được bằng các loại đầu đạn đa tác dụng, vừa có chức năng xuyên, chức năng nổ phá và cả sát thương bằng mảnh văng. Thực tế đã chứng minh sự hiệu quả của các loại đầu đạn đa tác dụng thông qua chiến trường Nga – Ucraina. Các máy bay không người lái tự sát mang đầu đạn đa tác dụng có thể thực hiện nhiều nhiệm vụ khác nhau như sát thương sinh lực, vô hiệu hóa khí tài chiến đấu, đánh sập các mục tiêu công trình xây dựng, các cơ sở hậu cần, năng lượng của đối phương...

Với các loại đầu đạn đa tác dụng, hiện nay chúng ta chưa có nhiều công bố về phương pháp tính toán uy lực tổng hợp của đạn, do việc xác định uy lực của đạn đa tác dụng còn phụ thuộc nhiều vào kết cấu cụ thể của từng loại đạn. Vấn đề này cần được quan tâm nghiên cứu, bởi việc trang bị hiện đại hóa quân đội trong đó có bổ sung và phát triển các loại đạn đa tác dụng là tiến trình tất yếu để thích ứng với xu thế phát triển hiện nay. Trong bài báo này, nhóm tác giả đề xuất phương pháp kết hợp giữa mô phỏng và giải tích để tính uy lực của đầu đạn đa tác dụng, áp dụng cụ thể vào tính uy lực đầu đạn máy bay không người lái tự sát Geran-1 Nga (biến thể của UAV tự sát Shahed-131 Iran) [3] để làm rõ tiềm năng ứng dụng của phương pháp.

#### 2. Phương pháp tính toán

Để tính toán uy lực đầu đạn có thể sử dụng bằng phương pháp thực nghiệm, tính toán giải tích hoặc mô phỏng số [2, 4]. Mỗi phương pháp đều có những ưu nhược điểm khác nhau. Thực nghiệm là thước đo kiểm chứng của bài toán uy lực đạn, tuy nhiên, thực nghiệm thường tốn kém, đôi lúc không thể thu thập được đầy đủ các thông số cần đo đạc quan sát, hoặc một số đại lượng quy ước như diện tích sát thương quy đổi khó có thể đo đạc trực tiếp bằng thực nghiệm. Phương pháp giải tích thường sử dụng những mô hình tính, các công thức bán thực nghiệm, tuy vậy, cũng tồn tại những nhược điểm, hạn chế nhất định. Mô phỏng số mặc dù có thể hiển thị tương đối đầy đủ các tham số, có thể quan sát và khảo sát các thông số theo thời gian, tuy vậy, để chính xác, cần chia phần tử nhỏ, số lượng phần tử nhiều, số lượng phép tính tăng và thời gian mô phỏng lớn. Để phát huy được ưu điểm và hạn chế các nhược điểm của từng phương pháp, thường sử dụng phương pháp kết hợp hai trong ba hoặc cả ba phương pháp trên với nhau.

Đối với bài toán uy lực của đầu đạn đa tác dụng, ở mức độ nghiên cứu lý thuyết, sử dụng phương pháp kết hợp mô phỏng số và tính toán giải tích. Nội dung cơ bản của phương pháp thể hiện ở các bước sau: 1. Xác định kết cấu, tác dụng đầu đạn; 2. Phân chia và mô hình hóa đầu đạn thành các phần theo tác dụng, mỗi phần là một loại tác dụng đạn; 3. Kết hợp mô phỏng số và giải tích tính toán tác dụng đạn của từng phần; 4. Tổng hợp uy lực của đầu đạn. Ở bước 3, tùy từng loại tác dụng đạn, có thể mô phỏng số đối với tác dụng gần tâm nổ, hoặc sử dụng kết quả của mô phỏng làm dữ liệu đầu vào cho tính toán giải tích với tác dụng xa tâm nổ, hoặc đơn thuần chỉ dùng tính toán giải tích.

Để rõ hơn về phương pháp này, bài báo đi vào tính toán uy lực đầu đạn máy bay không người lái tự sát Geran-1 [3] (Hình 1) theo các bước trên. Đây là loại đầu đạn được thu giữ trên chiến trường trong xung đột Nga – Ukraina, các thông số kỹ thuật chính thức chưa được công bố, chỉ bao gồm các phần kết cấu và hình dạng phục dựng. Do chưa có công bố thực nghiệm nên việc tính toán giải tích và sự hỗ trợ của phương pháp tính toán mô phỏng sẽ cho ra kết quả tương đối, có thể tham khảo tham khảo cho các đánh giá tương đương. Trong bài báo này nhóm tác giả dựa nhiều vào phương pháp tính toán lý thuyết, vì đây là những lý thuyết đã được kiểm chứng thực nghiệm, còn với các thông số đầu vào được lấy từ việc đo đạc đã được công bố, giả thiết dựa trên các hình ảnh thu thập và kết quả của phương pháp mô phỏng.



Hình 1. Cấu tạo phần chiến đấu của UAV Geran-1 2.1. Bước 1: Xác định kết cấu, tác dụng đầu đạn

Theo [3], đầu đạn có dạng trụ dài 55 cm, đường kính 16 cm, bên trong nhồi thuốc nổ - tác dụng nổ phá, phía trước gắn 1 phễu lót bằng đồng - tác dụng xuyên lõm, xung quanh vùng giữa thân gồm 18 đĩa dạng o van - tác dụng nổ tạo hình, 2 đầu được gắn tổng 1056 mảnh văng mảnh văng tạo sẵn - tác dụng sát thương, phía đáy sau gắn các thiết bị bảo hiểm và kíp kích nổ
từ tâm khối thuốc. Như vậy, đầu đạn Geran-1 khi nổ có các tác dụng nổ phá, nổ phân mảnh, xuyên lõm, xuyên tạo hình đồng thời.

#### 2.2. Bước 2: Phân chia và mô hình hóa đầu đạn thành các phần theo tác dụng

Theo kết cấu và tác dụng, phân chia và mô hình đầu đạn thành các phần như Hình 2.



a, Mô hình phần nổ phá (1 đầu đạn)





c, Mô hình phần xuyên lõm (1 đạn con) d, Mô hình phần xuyên tạo hình (18 đạn con) Hình 2. Mô hình các phần đầu đan theo tác dung

Với tác dụng nổ phá, đầu đạn tương đương với khối thuốc nổ COMP B dạng trụ có chiều dài 50 cm, đường kính 13,5 cm, có vỏ thép yếu (do quấn mảnh tạo sẵn) (Hình 2.a);

Với tác dụng sát thương, đầu đạn tương đương với 2 ống trụ thép tạo mảnh sẵn nhồi đầy thuốc nổ (COMP B) (Hình 2.b). Vỏ ống trụ gồm 11 vòng bao quanh, mỗi vòng gồm 48 mảnh văng tạo sẵn với kích thước  $8 \times 8 \times 8$  mm, tổng 2 ống trụ gồm 1056 mảnh, khối thuốc nổ trụ có đường kính 13,5 cm kích nổ từ trục.

Với tác dụng xuyên lõm, đầu đạn được mô hình bằng 1 đầu đạn xuyên lõm có phễu lót bằng đồng dày 5 mm, góc mở  $2\alpha = 50^{0}$ , giữa là khối thuốc nổ Comp-B đường kính 13,0 cm cao 20,5 cm bọc vỏ thép, có tấm chắn sóng làm bằng nhựa tổng hợp (Hình 2.c).

Với tác dụng xuyên tạo hình, đầu đạn tương đương với 18 đạn tạo hình con bố trí xung quanh trục đạn, mô hình mỗi đầu đạn tạo hình con như Hình 2.d.

## 2.3. Bước 3: Kết hợp mô phỏng số và giải tích tính toán tác dụng đạn

Lần lượt tiến hành tính toán các tác dụng đạn.

#### 2.3.1. Tác dụng nổ phá

Theo mô hình Hình 2.a, có thể dùng đơn lẻ phương pháp giải tích hoặc phương pháp mô phỏng để tính toán tác dụng nổ phá của đầu đạn. Ở đây, áp dụng phương pháp giải tích tính uy lực nổ phá trên không của đầu đạn theo tài liệu [2, tr46].

Theo công bố, đầu đạn Geran - 1 nặng 15 kg, theo kết cấu Hình 2.a, tính được khối lượng thuốc nổ là 11,81 kg COMP-B, tính ra hệ số nhồi  $\alpha = 78,7\%$ .

Khối lượng thuốc nổ tương đương TNT:  $\omega_{td} = k_{td}.m_{TN} = 1,1.11,81 \approx 13$  kg.

Khối lượng thuốc nổ tương đương với áp suất dư:

$$\omega_{tdP} = 0, 6. \frac{\alpha.\omega_{td}}{1 - 0, 5.\alpha} = 0, 6. \frac{0, 787.15}{1 - 0, 5.0, 787} = 10, 12 \, kg$$
  
Theo công thức  $\Delta P_{\phi} = \left(0, 93. \frac{\sqrt[3]{\omega_{tdP}}}{R} + 3, 0. \frac{\sqrt[3]{\omega_{uP}}}{R^2} + 13, 0. \frac{\omega_{tdP}}{R^3}\right). 10^4. g$ , áp suất dư trên mặt

0 707 12

sóng xung kích  $\Delta P_{\phi}$  theo khoảng cách đến tâm nổ R như Bảng 1.

Xác suất tiêu diệt sinh lực P theo quy luật: Nếu áp suất dư  $0 \le \Delta P_{\phi} \le 7 \text{ kG/cm}^2$  thì P = 0,036.( $\Delta P_{\phi}$ )<sup>3,5</sup>.exp(-0,5. $\Delta P_{\phi}$ ), còn khi  $\Delta P_{\phi} \ge 7 \text{ kG/cm}^2$  thì P = 1. Ta có kết quả P như Bảng 1.

Khoảng cách tới tâm nổ R, [m]	1	3	5	10
Áp suất dư $\Delta P_{\phi}.10^5 \ [kG/cm^2]$	144,80	6,97	1,98	0,46
Xác suất tiêu diệt mục tiêu P	1	0,99	0,15	0

Bảng 1. Áp suất dư mặt sóng xung kích và xác suất tiêu diệt mục tiêu theo khoảng cách

#### 2.3.2. Tác dụng sát thương

Theo mô hình Hình 2.b có thể áp dụng kết hợp phương pháp mô phỏng số với tính toán giải tích hoặc đơn lẻ phương pháp giải tích để tính toán uy lực sát thương đầu đạn. Ở đây, dùng kết hợp mô phỏng số với tính toán giải tích. Mô phỏng bằng phần mềm Ansys Autodyn cung cấp các thông số đầu vào về trường mảnh (vận tốc, góc bay tản...) cho tính toán giải tích tiếp theo. Các thông số về uy lực sát thương cần tính là: bán kính sát thương  $R_{st}$ , bán kính sát thương dày đặc  $R_{100}$ , diện tích sát thương quy đổi S<sub>qđ</sub>.

- Đầu tiên, tiến hành mô phỏng số nổ đầu đạn để thu thập trường mảnh. Mô phỏng được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn sử dụng phương pháp không lưới SPH như tài liệu [4, 5]. Chú ý, vật liệu chọn sẵn trong thư viện, mảnh thép STEEL 4340, thuốc nổ COMP B, kích nổ giữa tâm. Kết quả mô phỏng như Hình 3.



a. Vận tốc mảnh văng

b. Thông số trường mảnh

Hình 3. Kết quả mô phỏng nổ phân mảnh

Từ kết quả thông số trường mảnh (Hình 3) thống kê được vận tốc trung bình mảnh  $v_{bt} \approx 809$ m/s, góc bay tản của mảnh tạo với phương vuông góc trục đạn là  $\theta = 1^0$ .

- Tiếp đến, sử dụng phương pháp giải tích tính toán uy lực sát thương của đầu đạn.

 + Khoảng cách lớn nhất mà mảnh văng còn có thể tiêu diệt mục tiêu xác định theo điều kiện [2]:

$$\frac{m_0^{1/3}}{2.k_{hd}} \left[ V_o. \exp(-\frac{C_{\chi}.k_{hd}.\rho.x_{mt}}{2.m_0^{1/3}}) \right]^2 \ge E_{r.min}$$
(1)

Trong đó, m<sub>0</sub> = 4g - khối lượng mảnh văng; k<sub>hd</sub> = 0,005m<sup>2</sup>/kg - hệ số hình dạng mảnh văng (với mảnh văng bằng thép); V<sub>0</sub> = v<sub>bt</sub> = 809m/s - vận tốc ban đầu của mảnh văng; C<sub>x</sub> - hệ số cản chính diện, do v<sub>bt</sub> > 550m/s nên  $C_x = 0,865 \cdot \left(1 + \frac{50}{v}\right) = 0,918$ ;  $\rho = 1,293$ kg/m<sup>3</sup> - mật độ không khí; x<sub>mt</sub> - khoảng cách từ tâm nổ tới mục tiêu;  $E_{r,min}$  - năng lượng sát thương riêng của mục tiêu.

Với sinh lực thường  $E_{r.min} = 10^6 J / m^2$ , để thỏa mãn (1), x<sub>mt</sub>  $\leq$  6,26 m. Vậy bán kính sát thương của đầu đạn: R<sub>st</sub> = 6,26m.

+ Tính diện tích sát thương quy đổi:

Giả thiết đầu đạn nổ vuông góc với mặt đất, các mảnh phân bố đều trong không gian theo vành mặt cầu có góc mở là  $2.\theta = 2^0$  theo phương vuông góc trục đạn, bán kính R = R<sub>st</sub>.

Trên vùng mục tiêu S, diện tích sát thương quy đổi  $S_{qd}$  xác định theo xác suất tiêu diệt mục tiêu P(R) như sau:  $dS_{qd} = P(R).dS$ .

Chú ý P(R) là hàm phụ thuộc vào khoảng cách R từ tâm nổ đến mục tiêu: P(R) = 1 khi  $R \le R_{100}$ ; P(R) =  $\Delta/\Delta_{st}$  khi R >  $R_{100}$ . Với  $\Delta = \frac{N}{4\pi R^2 \sin \theta}$  - mật độ mảnh văng, N = 1056 mảnh.  $\Delta_{st} = 1/S_M$  mảnh/m<sup>2</sup> - mật độ mảnh văng sát thương mục tiêu dày đặc (bị trúng ít nhất 1 mảnh),  $S_M = 0,35$  m<sup>2</sup> - diện tích dễ bị sát thương của mục tiêu (mục tiêu ngồi).

 $R_{100}$  - khoảng cách từ tâm nổ đến điểm có mật độ trung bình sát thương trên mục tiêu diện tích  $S_M$  là  $1/S_M = 1/0,35$  mảnh/m<sup>2</sup> tương ứng với xác suất sát thương là 1 (mặt cầu tâm là tâm nổ, bán kính bằng  $R_{100}$ ). Đây chính là bán kính sát thương dày đặc:

$$\frac{N}{4\pi R_{100}^2 \sin \theta} = \frac{1}{S_M} \Longrightarrow R_{100} = \sqrt{\frac{S_M \cdot N}{4 \cdot \pi \cdot \sin \theta}} = 41,05 \, m > \text{R}_{\text{st}}$$

Do đó:  $S_{qd} = 2\pi R_{st}^2 = 246, 22 m^2$ 

Vậy diện tích sát thương quy đổi của đạn là 246,22m<sup>2</sup>.

#### 2.3.3. Tác dụng xuyên lõm

Theo mô hình Hình 2.c sử dụng phương pháp mô phỏng số tính toán uy lực xuyên lõm đầu đạn. Mô phỏng có thể được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn sử dụng phương pháp không lưới SPH hoặc lưới Euler như tài liệu [4-8]. Để mô phỏng uy lực của dòng xuyên, ta đặt bản thép dày 200 mm cách miệng phễu lót một khoảng bằng tiêu cự nổ [2]: F = 0.5.h + 0.9.d = 176 mm.

Kết quả mô phỏng thể hiện ở Hình 4. Dòng xuyên hình thành và xuyên thủng bản thép 200mm sau 60µs, vận tốc dòng lớn nhất đạt gần 1200m/s, sau khi tương tác, vận tốc còn 600 m/s. Uy lực này đủ sức phá hủy các phương tiện chiến đấu thông thường trên chiến trường như xe chiến đấu bộ binh, xe tăng hạng nhẹ và các công trình xây dựng và tiêu diệt mục tiêu sau bản thép.



Hình 4. Kết quả mô phỏng tác dụng xuyên lõm

#### 2.3.4. Tác dụng xuyên tạo hình

Phần tử xuyên thép tạo hình gồm 18 khối quanh thân, mặt lõm hướng ra xung quanh trục đạn. Đối với mỗi đạn con, theo mô hình Hình 2.d có thể áp dụng kết hợp phương pháp mô phỏng số với tính toán giải tích để tính toán uy lực xuyên của đan. Ở đây, kết quả mô phỏng số bằng phần mềm Ansys Autodyn cung cấp các thông số đầu vào về vân tốc, đường kính nhân va đập làm cơ sở áp dung công thức thực nghiêm tính toán chiều sâu xuyên của đan với các mục tiêu khác nhau.

- Mô phỏng số quá trình hình thành phần tử tạo hình như Hình 5, nhân va đập có vận tốc ổn định là 1500m/s (Hình 6), sau 150µs đường kính vật xuyên khá ổn định 23mm và bay ra xa tâm nổ.



Hình 6. Vận tốc và khối lượng của dòng theo phương dọc trục

- Sử dụng công thức thực nghiệm tính chiều sâu xuyên thép.

Áp dụng công thức thực nghiệm do Christman và Gehirn đề xuất và được Doule và Duchholz phát triển:

$$L = k_{l} \left( l_{E} - d_{E} \right) \left( \frac{\rho_{0}}{\rho_{T}} \right)^{1/2} + k_{d} k_{T} d_{E} \left( \frac{\rho_{0}}{\rho_{T}} \right)^{1/3} \left( \frac{\rho_{T} V_{E}^{2}}{k_{\sigma}} \right)^{1/3}$$
(2)

 $k_l$ ,  $k_d$  - các hệ số phản ánh quan hệ của số hạng thứ 1 và thứ 2 trong biểu thức (2) vào lượng xuyên thủng cuối cùng:  $k_l = 0.75$ ;  $k_d = 0.13$ .

249

 $k_T$  - hệ số liên quan đến pha ban đầu tạo thành lỗ đâm thủng (miệng lỗ):  $k_T = \rho_0 / \rho_T$ ; Với  $\rho_0$ = 8,9 g/cm<sup>3</sup> đối với phễu lót bằng đồng và  $\rho_T$  = 7,8 g/cm<sup>3</sup> đối với bản thép.

 $k_{\sigma}$  - hệ số thực nghiệm đặc trưng cho đặc tính độ bền của chướng ngại vật:  $k_{\sigma} = 0,7$ .

 $l_E$ ,  $d_E$  – chiều dài và đường kính phần tử xuyên. Theo kết quả mô phỏng  $l_E$  = 40 mm,  $d_E$  = 23 mm.

 $V_E$  – vận tốc phần tử xuyên:  $V_E$  = 1,5 km/s. Thay vào ta có:

$$L = 0,75.(40 - 23) \cdot \left(\frac{8,9}{7,8}\right)^{1/2} + 0,13 \cdot \left(\frac{8,9}{7,8}\right)^{1/2} \cdot 23 \cdot \left(\frac{8,9}{7,8}\right)^{1/3} \cdot \left(\frac{7,8.1,5^2}{0,7}\right)^{1/3} = 23,4 \,\mathrm{mm}$$

- Sử dụng công thức Beredan để tính chiều sâu xuyên bê tông [2]:

$$l_{\max} = \lambda . k_c . \frac{q}{d^2} v_c . \cos \alpha \tag{3}$$

Trong đó: q = 0,109 kg - trọng lượng đạn; d = 2,3cm - cõ đạn; v<sub>c</sub> = 1500m/s - vận tốc chạm mục tiêu;  $\alpha = 0^0$  - góc chạm; k<sub>c</sub> = 0,015 - hệ số đặc trưng cho môi trường vật chắn và tính tới lượng hiệu chỉnh của công thức [2];  $\lambda$ : hệ số hình dạng mũi đạn  $\lambda = 1 + 0, 3\left(\frac{H}{d} - 0, 5\right) = 1,37$ ; H = 4cm - chiều dài mũi đạn.

Kết quả, chiều sâu xuyên bê tông tối đa  $l_{max}$  của phần tử tạo hình là 0,635m.

#### 2.4. Bước 4: Tổng hợp uy lực của đầu đạn

Như vậy, đầu đạn đa tác dụng Geran-1 có uy lực tổng hợp như sau:

- Bán kính tiêu diệt 100% sinh lực bằng sóng xung kích  $\leq$  3m.

- Bán kính sát thương bằng mảnh và bán kính sát thương dày đặc là 6,26m, diện tích sát thương quy đổi  $S_{qd} = 246,2m^2$ .

- Chiều sâu xuyên thép của đầu nổ lõm là 200mm.

- Chiều sâu xuyên thép của 18 phần tử tạo hình là 23,4mm.

- Chiều sâu xuyên bê tông lớn nhất của 18 phần tử tạo hình là 0,635m.

#### 3. Kết luận

Nghiên cứu đã đề xuất phương pháp tính toán uy lực tổng hợp của đầu đạn đa tác dụng bằng kết hợp mô phỏng số với tính toán giải tích thông qua 4 bước. Ví dụ minh họa tính toán uy lực đầu đạn Geran-1 cho kết quả toàn diện về uy lực tổng hợp của đạn với các mục tiêu khác nhau, làm cơ sở đánh giá hiệu quả tác dụng đạn. Phương pháp này đặc biệt phù hợp trong đánh giá tác dụng đầu đạn đa tác dụng gắn trên phương tiện cảm tử không người lái (UAV cảm tử) đang phổ biến hiện nay, giúp dự báo khả năng tiêu diệt các mục tiêu khác nhau của đầu đạn.

#### 4. Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định (2005), Cấu tạo tác dụng đạn dược lục quân, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007), Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

3. Conflict Armament Research (CAR) (2022), Dissecting Iranian drones employed by Russia

in Ukraine, https://conflictarm.org/Iraniandronewarheads

4. Hoàng Văn Cường, Nguyễn Quốc Anh (2015), *Mô phỏng số trường mảnh đạn sát thương,* Tạp chí Khoa học & Kỹ thuật, Học viện KTQS, Hà Nội, 169, 68-76.

5. Moxnes, J. F., Prytz, A. K., Frøyland, Ø., Klokkehaug, S., Skriudalen, S., Friis, E., ... & Ødegårdstuen, G. (2014), *Experimental and numerical study of the fragmentation of expanding warhead casings by using different numerical codes and solution techniques*. Defence technology, 10(2), 161-176.

6. Shengjie Sun, Jianwei Jiang, Shuyou Wang, Jianbing Men, Mei Li (2023) *Structural design of thefluted shaped charge liner using multi-section optimization method.* 

7. ANSYS 16.0 Help (2015). ANSYS Inc.

8. Bùi Xuân Sơn (2023), *Giáo trình mô phỏng các tác dụng đạn dược*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

#### **Research on calculating the lethality of multi-purpose warheads**

#### Bui Van Ky, Hoang Van Cuong

Abstract: Multi-purpose warheads, simultaneously incorporating explosive, fragmentation, penetration, shaping effects, etc., demonstrate substantial effectiveness upon detonation and are increasingly prevalent on the battlefield. In this article, the authors present a computational method for assessing the lethality of multi-purpose warheads, employing a hybrid approach combining numerical simulation and analytical techniques. The method is specifically applied to calculate the lethality of the warhead of the Russian unmanned suicide drone Geran-1 (a variant of the Shahed-131 Iran suicide UAV). The integration of explosion simulation with analytical calculations provides comprehensive results on the overall lethality of the multi-purpose warhead, facilitating predictions of its destructive capability against diverse targets. This method can be utilized in research for evaluating lethality predictions, contributing to the enhancement and refinement of warhead designs.

Keywords: Suicide drone; UAV; multi-purpose warhead; warhead power.

## Đánh giá khả năng sử dụng cảm biến cơ - quang trong ngòi đạn Nguyễn Hoài Linh<sup>2\*</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Học viện Kỹ thuật quân sự, <sup>2</sup>Vùng 2 Hải Quân \*Email: linhvhp97@gmail.com; Tel: 0364306459

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày nguyên lý làm việc của hiệu ứng quang cơ, một số kết cấu ứng dụng hiệu ứng quang cơ. Đề xuất một số phương pháp kỹ thuật tính toán thiết kế các cảm biến quang cơ. Đánh giá khả năng sử dụng cảm biến cơ - quang trong cơ cấu chạm nổ của ngòi đạn. Đề xuất phương án bố trí cơ cấu cơ - quang trên ngòi đạn.

Từ khóa: Hiệu ứng quang cơ, cơ cấu cơ - quang, ngòi đạn.

#### 1. Đặt vấn đề

Cơ cấu chạm nổ là cơ cấu không thể thiếu trong bất kỳ ngòi đạn nào [1]. Để thực hiện tốt chức năng của nó trong các điều kiện môi trường, mục tiêu khác nhau hay áp dụng cho các loại đạn được 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]... Trong thời gian gần đây, với sự tiến bộ đáng kể của khoa học kỹ thuật, lĩnh vực cơ - điện tử đã đạt được những bước tiến đáng chú ý, một số kỹ sư Nga đã nghiên cứu, ứng dụng nguyên lý hiệu ứng quang cơ [3], phát triển cảm biến mục tiêu kiểu cơ - quang và ứng dụng vào chế tạo cơ cấu chạm nổ của ngòi đạn. Tuy nhiên, trong biên chế của quân đội ta, chưa có loại ngòi nào áp dụng nguyên lý này. Vì vậy, việc đưa ra cơ sở lý thuyết về nguyên lý làm việc của hiệu ứng quang cơ, một số kết cấu ứng dụng hiệu ứng quang cơ, đưa ra các đại lượng đặc trưng, phương pháp tính toán của cảm biến mục tiêu kiểu cơ - quang. Từ cơ sở lý thuyết, đề xuất một số phương án bố trí cơ cấu va đập trên ngòi đạn.

Xuất phát từ thực tiễn đó đề tài: "Đánh giá khả năng sử dụng hiệu ứng phát quang cơ học trong cơ cấu chạm nổ của ngòi đạn" có ý nghĩa quan trọng, là cơ sở chế tạo cơ cấu chạm nổ trong ngòi đạn.

## 2. Nguyên lý làm việc và một số kết cấu kiểu cơ - quang

#### 2.1. Nguyên lý làm việc của hiệu ứng quang cơ

Hiệu ứng phát quang cơ học được quan sát thấy khi một số loại tinh thể như bột sunfit kẽm ZnS, senlenit ZnSe... bị tác dụng của áp lực cơ học. Hiệu ứng có thể sử dụng điều chế tín hiệu điều kiện phát hỏa cho ngòi giống như các hiệu ứng va đập khác.

Hiệu ứng quang cơ có thể tạo các cảm biến mục tiêu kiểu quang cơ có triển vọng ứng dụng tốt (trước hết là các ngòi tiếp xúc) do sự ổn định trước tác động của các va đập ngẫu nhiên, trong bảo quản vận chuyển và rất nhạy với các tải cơ học (0,1Mpa) khi nằm trong thành phần của cảm biến mục tiêu. Ngoài ra các cảm biến này có thể bố trí đưới dạng kết cấu khác nhau, cho phép linh hoạt sử dụng và mở rộng tính năng của ngòi đạn. Một trong số đó là phương pháp bố trí điểm tại các bề mặt hạn chế xác định trên bề mặt đạn.



Hình 1. Sơ đồ biến đổi cơ - quang - điện của cảm biến mục tiêu

Khả năng thu nhỏ kích thước của cảm biến cơ - quang rất quan trọng đối với các loại cỡ đạn cơ nhỏ và khả năng đạt được góc phát hỏa lớn cũng là những thế mạnh trong triển vọng ứng dụng của chúng. Bản chất của cơ - quang rất phức tạp, hiện nay chỉ dừng ở mức mô tả toán, lý - hóa của từng mặt đơn lẻ của hiện tượng này. Chúng đề cập đến rồi nhiều nghiên cứu về vật liệu và tinh thể, đặc biệt là các công trình nghiên cứu của tác giả Tatmushevski. Mô hình được xây dựng trên cơ sở tương tác điện từ chuyển động khi biến dạng biển vị được nạp điện với các tâm phát sáng.

Cơ chế phát quang của cảm biến cơ quang theo mô hình Tatmushevski được minh họa:



Hình 2. Sơ đồ cấu trúc phần tử nhạy cảm phát quang cơ học 1 - bộ phận truyền áp lực cơ học; 2 - lớp chất phát quang; 3 - lớp chất trong suốt giữa các hạt phát quang; 4 - cáp quang.

Qua hình 2 ta có thể thấy rằng các thông số quan trọng đó là độ dày và mật độ của các lớp hạt lân quang có ảnh hưởng tới sự phát xạ ánh sáng, sự phát xạ ánh sáng chỉ đến một mức độ nào đó sẽ bão hòa vì nếu các lớp của các hạt lân quang quá lớn thì sự truyền ánh sáng trong các lớp chất lần quang khó có thể ra bên ngoài qua các lớp chất kết dính và các hạt lân quang chưa được kích thích.

Như vậy có thể hiểu một cách đơn giản nguyên lý hiệu ứng quang cơ là quá trình tác động của lực cơ học lên vật liệu phát quang tạo ra biến dạng mạng tinh thể của vật liệu sinh ra các trường điện tích tích năng lượng cho các hạt photon đẩy các hạt lên mức năng lượng mới tại thời điểm cân bằng điện tích tạo ra ánh sáng trong dải quang phổ mà con người có thể nhận ra được.

**2.2. Một số kết cấu kiểu cơ - quang** 2.2.1. Một số kết cấu kiểu cơ - quang dùng bề mặt phát quang





Hình 3: Cảm biến phát quang tác dụng phản lựcHình 4. Cảm biến phát quang tác dụng sóng1- ống dẫn sáng; 2- ốc chặn; 3- đệm; 4- thân; 5- tấm 1- vật dẫn sóng; 2- ống; 3- thân; 4- đệm giảm chấn;<br/>kính; 6- lớp chất phát quang; 7- đệm phản lực;<br/>8- lớp bột mài; 9,10-chi tiết kẹp chặtHình 4. Cảm biến phát quang tác dụng sóng<br/>5- tấm sóng; 2- ống; 3- thân; 4- đệm giảm chấn;<br/>5- tấm kính; 6- khối va đập từ, 7- nắp;<br/>8- lớp bột mài; 9- lớp chất phát quang

Cảm biến phát quang tác dụng phản lực ΠC-067 (Hình 3) là một trong những cảm biến mục tiêu cơ – quang được sử dụng sớm nhất, gồm có thân, bên trong đó có lớp thủy tinh trong suốt, một phía được phủ lớp vật liệu phát quang. Trong tiếp điểm quang làm từ chất dẻo là mặt đầu của ống dẫn sáng. Trên thân có khối va đập kim loại có lớp bột mài ở mặt đầu tương ứng với tấm cực. Khi đầu đạn va chạm với chướng ngại và mặt đầu của khối va đập bị tác dụng, khối này bị chẻ ra và đi vào lớp vật liệu phát quang. Lớp bột mài ở mặt đầu khối va đập có tác dụng gia tăng số trung tâm vi biến dạng của lớp vật liệu phát quang và tăng cường độ phát sáng. Sự lóe sáng được truyền đến máy thu quang qua ống dẫn sáng để biến đổi thành tín hiệu điện, tín hiệu này được khuếch đại rồi cấp vào mạch chiến đấu của ngòi.

Ưu điểm của kết cấu là tập trung ứng suất ở mặt đầu lõi và như vậy nâng cao được độ nhạy. Nhược điểm là độ nhạy bị phụ thuộc vào độ dày lớp thủy tinh và độ dài xung cơ học đầu vào. Điều

kiện đảm bảo làm việc của cảm biến kiểu này là:  $l > \frac{t_{\phi p} c_0}{2}$  (1)

Với *l* - bề dày lớp phát quang,  $t_{\phi p}$  - độ dài mặt trước của sóng ứng suất;  $c_0$  - tốc độ lan truyền âm thanh trong thủy tinh.

Trong công thức (1), các giá trị thông dụng của tín hiệu  $t_{\phi p} = 20 - 100 \,\mu s$ ,  $c_0 = 3500 - 5200$  m/s, giá trị *l* phải nằm trong khoảng 35-260*mm* để phù hợp với kích thước cảm biến. Cảm biến phát quang có độ nhạy cao trên (Hình 4) đã giải quyết được những mâu thuẫn nói trên. Trong đó, ống dẫn có ốc chụp vặn đè trực tiếp vào mặt đầu của lõi chứa các lớp chất phát quang. Ở đây, ống dẫn sáng đóng luôn vai trò của kính, đảm bảo cho tương tác của xung ứng suất tác động lên bề mặt phát quang đủ dài.

Cảm biến kết hợp ưu điểm của các cảm biến sóng (bố trí trong khoang tên lửa) và cảm biến phản lực (ứng suất cơ học trực tiếp trong lòng lớp phát quang) được cấu tạo từ thân có lắp ống

truyền sóng bằng thủy tinh dẻo trong suốt, trên bề mặt có các lớp phát quang và nắp bằng sắt từ. Trên nắp có nam châm cố định, được giữ bằng lực hút của nam châm ở trạng thái ban đầu. Nam châm chính là khối va đập và vì thế người ta làm hình côn ở đầu, được phủ lớp bột mài co-rundum. Nắp cảm biến được vặn bằng ren vào đuôi hay bố trí ở mấu lồi tên lửa. Khi đầu đạn va đập với mục tiêu, sóng ứng suất cơ học lan truyền trong thân đạn và đến nắp cảm biến, sau đó đến nam châm, làm cho nam châm bị nảy lên và dịch chuyển va phần mũi côn của mình vào lớp phát quang. Bột mài cắt vào lớp phát quang sẽ làm xuất hiện xung ánh sáng, xung này được truyền qua ống dẫn đến bộ thu sáng và sau đó đến mạch khuếch đại tín hiệu.



Hình 5. Cảm biến phát quang có bề mặt phân tán 1- chóp gió; 2- lớp chất phát quang; 3- liều nổ lõm; 4- ống dẫn sóng; 5- bộ thu quang; 6- cơ cấu bảo hiểm- chấp hành.

Cảm biến phát quang có bề mặt phân tán dùng để gây nổ các đầu đạn xuyên lõm. Phần tử nhạy cảm là một lớp phát quang 2 ở bề mặt trong của chóp gió 1. Bộ thu quang học được bố trí trong ngòi 6 và liên kết với đỉnh của phễu lót bằng ống dẫn sóng 4. Khi đầu đạn tương tác với mục tiêu, chóp gió bị biến dạng và lớp phát quang sẽ phát ra tia sáng, truyền đến mặt đầu bộ dẫn sóng và đến bộ thu quang để trở thành tín hiệu điều khiển mạch nổ của ngòi. Ưu điểm của cảm biến này là có độ nhạy va chạm cao, góc chạm gần đạt đến bán toàn phương, có tính lựa chọn mục tiêu (không bị nhiễu khi va chạm với cành lá, mưa hay mưa đá) cũng như kết cấu rất đơn giản.

2.2.2. Một số cảm biến kiểu cơ - quang dùng sợi quang

Hiệu ứng phát sáng khi các tinh thể bị phá hủy cơ học, quan sát được khi nghiền nhỏ các tinh thể nóng chảy trong lò nghiền rung, áp lực vào khoảng 100 - 200Mpa, xuất hiện các tia sáng màu xanh và đỏ. Dải xuất hiện nhiều nhất ở 1,91 -1,97 eV ( $630 - 650 \eta m$ ). Tia sáng xuất hiện dưới dạng các bó sóng có tần số tương ứng với tần số rung của lò. Mỗi xung tương ứng với va đập của một bi nghiền vào lớp tinh thể. Chiều dài xung vào khoảng  $10 - 50 \eta s$ .

Dựa trên nguyên lý này, người ta thiết kế cảm biến tiếp xúc ngòi đạn, cảm biến này được gọi là cảm biến quang sợi.



Hình 6. Cảm biến cơ - quang dạng quang sợi 1- ống dẫn sáng, 2- thân đạn, 3- vòng tỳ, 4- dao cắt, 5- cụm kẹp dao, 6- bộ thu quang, 7- khuếch đại, 8- kíp nổ

Cảm biến có cáp dẫn sáng được lắp trên thân đạn, ở những vùng có nhiều khả năng va chạm với mục tiêu. Khi đạn chạm mục tiêu thì vùng đó bị phá hủy và tia sáng sẽ bị ngắt không được truyền tới máy thu nữa. Tín hiệu ngắt ánh sáng truyền đến máy thu chính là tín hiệu gây nổ mạch nổ ngòi đạn rồi đến đầu đạn.



Hình 7: Cảm biến quang sợi tác dụng vi uốn
1- nguồn phát xạ; 2- ống dẫn sóng; 3- tấm tỳ;
4- máy thu quang; σ(t) - áp lực cơ học

Hình 8: Cảm biến áp lực quang sợi 1- nguồn phát sáng; 2- ống dẫn sóng; 3- sợi kim loại; 4- máy thu quang

Trong biến dạng đo lường hình 7, ống dẫn sóng được bố trí giữa hai tấm răng cưa có bề mặt sắc nhọn. Điều biên ánh sáng được thực hiện bằng các biến dạng vi uốn sợi quang.

Bộ dẫn quang sợi có thể được bố trí trong lớp vật liệu có thể truyền áp lực đặt vào. Áp lực có thể được truyền nhờ dây kim loại quấn xung quanh bộ dẫn sóng như hình 8.

Nhìn chung kết cấu chạm nổ sử dụng hiệu ứng quang cơ tạo tín hiệu đầu vào cho cảm biến kích thích mạch nổ bằng dòng điện nên có nhiều ưu điểm so với các cơ cấu truyền thống. Phân tích các kết cấu ta có thể kết luận về những lợi thế tiềm năng của cảm biến xung áp suất dựa trên các yếu tố cảm biến quang cơ: Có khả năng chống nhiễu điện từ tốt, có kích thước và trọng lượng nhỏ, có độ nhạy cao, cấu trúc cảm biến quang cơ đơn giản; Có khả năng phân bố trên một diện tích rộng hoặc dài, có thể bố trí ở nhiều vị trí khác nhau và tạo ra hiệu ứng quang với một cường độ xác định nên ta có thể nhận cường độ sáng qua các sợi cáp quang truyền dẫn qua đó mở rộng hơn hiệu quả tác dụng của ngòi đạn; Đặc biệt về vật liệu mới hiện nay đang được nghiên cứu và chế tạo một cách đại trà để phục vụ ngành công nghiệp quốc dân trong sản xuất các mặt hàng tiêu dùng cho nên vật liệu về tương lai sẽ dễ sản xuất và đảm bảo về kinh tế.

Bên cạnh đó, nhược điểm của cảm biến cơ - quang là để xác định được các tín hiệu đầu vào yếu như tín hiệu từ tác động cơ học thành quang hay chuyển đổi từ quang sang tín hiệu điện, chức năng chuyển đổi không tuyến tính và cần phù hợp ngưỡng nhạy đã được cài đặt trước đó.

#### 2.3. Mô hình tính toán cảm biến cơ - quang Tatmưshevski

Mô hình này dựa trên các giả thiết về hoạt động của chất phát quang chỉ dưới tác dụng của các tải trọng vuông góc, bỏ qua các tải trọng nghiêng, có dạng:

$$\Phi(t) = k_H N_{\mathcal{U}C1} w \tau_{\mathcal{U}C1}^{-1} \exp\left(-t \tau_{\mathcal{U}C1}^{-1} \int_0^{t_B} r_{B3}(t) \overline{\mathcal{Q}}_{\partial}(t) \overline{\mathcal{V}}_{\partial}(t) dt\right)$$
(2)

Trong đó:

+  $\Phi(t)$ : tia sáng tổng xuất hiện trong hiệu ứng khi chịu nén.

+  $k_H$ : hệ số tính đến sự phát sáng không đồng đều của các lớp chất phát sáng,  $k_V$  - hệ số điền đầy bột phát sáng.

+  $N_{IIC1}$ : số lượng các tâm phát sáng ở lớp bột phát quang đầu tiên.

+ *w* : năng lượng lượng tử ánh sáng ( $w = 3,52.10^{-19} J$ );

+  $\tau_{IIC}$ : thời gian tồn tại của tâm phát sáng ở trạng thái bị kích thích

+  $t_B$ : thời gian kích thích tâm phát sáng (chỉ số quán tính của chất phát quang);

+  $r_{B3}(t)$ : bán kính tương tác điện tích dịch chuyển biến vị (trong quá trình biến dạng cá tinh thể chất phát quang) với các tâm phát sáng;

+  $\overline{Q}_{\partial}(t)$ : mật độ trung bình tức thì của biến vị trong chất phát quang;

+  $\overline{v_{\partial}}(t)$ : tốc độ trung bình tức thì của biến vị.

## 3. Đề xuất áp dụng trên ngòi đạn

3.1. Phương án 1: Ấp dụng cảm biến phát quang có bề mặt phân tán lớn thay thế cho ngòi áp điện 93212 trên đầu đạn B72. Cơ cấu phát quang được bố trí như Hình 9.



Hình 9. Phân bố vật liệu phát quang trên mũi đạn

1- chóp gió; 2- lớp chất phát quang phân bố ở phễu trong chóp gió; 3- vỏ đầu đạn; 4- thuốc nổ; 5- phễu hứng ánh sáng; 6- sợi quang; 7- bộ thu quang; 8- cơ cấu bảo hiểm- chấp hành

Khi đầu đạn tương tác với mục tiêu, chóp gió (1) bị biến dạng và lớp chất phát quang sẽ phát ra tia sáng, được phễu hứng sáng (5) hấp thụ, truyền qua sợi thu quang (6) đến bộ thu quang, cuối cùng là đến cơ cấu bảo hiểm, chấp hành (8) điều khiển mạch nổ của ngòi.

Ưu điểm của cảm biến này là có độ nhạy va chạm cao, góc chạm gần đạt đến bán toàn phương. Có tính lựa chọn mục tiêu (không bị nhiễu khi va chạm với cành lá, mưa hay mưa đá) cũng như kết cấu rất đơn giản. An toàn trong bảo quản, vận chuyển (khi cấp điện, ngòi mới bắt đầu hoạt động).

3.2. Áp dụng cảm biến quang sợi kết hợp với ngòi bố trí trên đạn tên lửa.



Hình 10. Cảm biến quang sợi bố trí trên đạn tên lửa 1- Bộ thu quang, 2- Sợi quang, 3- Bộ phân tích và xử lý thông tin, 4- Bộ phát quang, 5- Kíp nổ điện

Khi tên lửa rời khỏi miệng nòng một khoảng cách an toàn (có thể lập trình sẵn), hệ thống cảm biến quang sợi được kích hoạt làm việc, bộ phát quang (4) bắt đầu phát sáng, ánh sáng được truyền liên tục qua sợi quang (2) tới bộ thu quang (1).

Xét trường hợp phần đầu tên lửa không chạm mục tiêu mà cánh lái chạm mục tiêu, lúc này cánh lái bị phá hủy, khi đó bộ thu quang (1) bị mất tín hiệu. Căn cứ vào tín hiệu này, bộ phận phân tích, xử lý thông tin kích nổ cho ngòi nổ (5). Xét trường hợp đạn tên lửa bị lệch khỏi quỹ đạo điều khiển, lúc này, thì cơ cấu này có thể được lập trình để làm cơ chế tự hủy.

Ưu điểm: Cảm biến có cơ cấu bảo hiểm xa, đảm bảo an toàn cho người bắn, thiết bị, đồng thời cũng đảm bảo an toàn trong quá trình bảo quản, vận chuyển. Sợi quang mềm, dễ uống theo cánh lái, có thể bố trí thêm ở một số vị trí khác, do đó, diện tích làm việc của cảm biến quang lớn, dễ dàng đảm bảo cho việc kích nổ cho đầu đạn. Bộ phân tích và xử lý thông tin có thể lập trình để ứng dụng làm cơ chế tự hủy cho đầu đạn.

## 4. Kết luận

Với các ưu điểm vượt trội của cơ cấu chạm nổ theo nguyên lý quang cơ so với cơ cấu truyền thống, hiệu ứng phát quang cơ học có thể áp dụng vào cơ cấu chạm nổ của ngòi đạn, đảm bảo thực hiện những đòi hỏi ngày một phức tạp hơn của nhiệm vụ chiến đấu của đạn dược tại mục tiêu.

Việc ứng dụng các mạch điều khiển điện từ trên ngòi sử dụng hiệu ứng phát quang cơ học cũng là một công việc hết sức quan trọng, đòi hỏi hệ thống lập trình phải phù hợp với yêu cầu kỹ chiến thuật từng loại đạn, 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 hiệu ứng quang cơ.

### 5. Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Ngòi đạn, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, 2001.

2. Phạm Đức Hùng, Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn, HVKTQS, 2010.

3. Phạm Đức Hùng, Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn, HVKTQS, 2014.

4. Vũ Văn Lâm, Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn, HVKTQS, 1987.

5. Татмышевский К.В. Стенд для исследования некоторых характеристик триболюминофоров// Сборник тезисов докладов НТК к 150-летию МВТУ им. Н.Э. Баумана. М.: МВТУ, 1980. С. 101.

## Evaluation of the possibility of using an optical impact sensor in ammunition fuze

**Abstract:** This article presents the working principle of the photomechanical effect, some structures applying the photomechanical effect. Proposing some technical methods for calculating and designing photomechanical sensors. Evaluate the possibility of using an optical impact sensor in the implosion mechanism of the ammunition fuze. Propose a plan to arrange the optical impact mechanism on the ammunition fuze.

Keywords: Optomechanical effect, optical impact mechanism, fuze.

# Cơ chế hình thành dòng xuyên và tương tác với mục tiêu của đạn lõm quay Nguyễn Hoài Linh<sup>2</sup>, Hoàng Văn Cường<sup>1\*</sup>, Đỗ Văn Minh<sup>1</sup>, Phùng Văn Cường<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Học viện KTQS, <sup>2</sup>Vùng 2 Hải Quân, <sup>3</sup>Viện Vũ khí \*Email: hoangcuong257@gmail.com; Tel: 0905886323

### Tóm tắt

Bài báo khảo sát quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đạn xuyên lõm quay bằng phương pháp giải tích và mô phỏng số. Đầu tiên, dựa trên phương pháp tính toán chiều sâu xuyên của đại học Ban Tích (phương pháp BGTU), bài báo phát triển mô hình toán, tính đến ảnh hưởng của chuyển động quay đến uy lực đạn, tính ra chiều sâu xuyên bằng phương pháp giải tích. Tiếp đến, dùng phương pháp mô phỏng số Autodyn SPH 3D khảo sát quá trình hình thành dòng và tương tác với bản thép. Các kết quả tính toán và mô phỏng khá tương đồng, giúp hiểu rõ bản chất cơ chế hình thành dòng và tương tác với với mục tiêu của đạn lõm quay, bổ sung lý thuyết tính toán uy lực đạn.

Từ khóa: Đạn xuyên lõm quay; Autodyn SPH 3D; uy lực đạn xuyên lõm.

#### 1. Mở đầu

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 [2].

Bài toán xuyên của đạn lõm quay có thể giải bằng 3 phương pháp: thực nghiệm, giải tích hoặc mô phỏng số [2, 4-10]. Phương pháp thực nghiệm là thước đo cuối cùng đánh giá tác dụng đạn, tuy nhiên rất khó có thể quan sát được cơ chế quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép, vì vậy, trong bày báo này, nhóm tác giả tập trung vào phương pháp giải tích và mô phỏng số. Phương pháp giải tích dựa trên việc phát triển phương pháp BGTU của Đại học Ban Tích. Mô phỏng số dựa trên phương pháp không lưới SPH ứng dụng phần mềm Ansys Autodyn 3D. Sự kết hợp giữa hai phương pháp giúp hiểu rõ bản chất cơ chế xuyên lõm của đạn lõm quay, bổ sung lý thuyết tính toán uy lực đạn.

#### 2. Đối tượng, phương pháp và kết quả nghiên cứu

Để hiểu rõ bản chất cơ chế hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đạn xuyên lõm quay, nhóm tác giả phát triển phương pháp giải tính BGTU của Đại học Ban Tích, kết hợp mô phỏng số Autodyn SPH 3D.

#### 2.1. Đối tượng nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu là mô hình đạn xuyên lõm cỡ 122mm như Hình 1. Thiết bị lõm có đường kính 118 mm, phễu lót có vật liệu là đồng, mật độ  $\rho_{ph} = 8,9 g / cm^3$ ; vật liệu vỏ bọc là thép STEEL 4340, mật độ  $\rho_{ph} = 7,83 g / cm^3$ ; vật liệu bản thép là STEEl 1006,  $\rho_{ph} = 7,896 g / cm^3$ ; chiều cao phễu lót h = 97 mm; thuốc nổ Com B, mật độ  $\rho_{ph} = 1,717 g / cm^3$ , tốc độ nổ D = 7980m/s; tấm chắn sóng có vật liệu là POLYETHYL; góc mở  $\alpha_0 = 30^0$ ; bề dày

phễu lót không đổi  $\delta = 2,5 mm$ .



Hình 1. Mô hình hình học 1- Vỏ bọc, 2- Tấm chắn sóng, 3- Thuốc nổ, 4- Phễu lót

#### 2.2. Phát triển phương pháp BGTU

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 1); 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. Đối với bài toán tính toán uy lực của đạn lõm không quay theo phương pháp BGTU đã được trình bày trong tài liệu [2].



Hình 2. Một phân tố tính toán theo BGTU [1]

Ở đây, bài báo chủ yếu đề cập đến 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 1). 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.

Dựa trên phương pháp BGTU, khi tính uy lực đạn lõm quay giả thiết rằng:

+ 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  $v_{kh}$ .

+ 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  $\alpha_0$ , bề dày ban đầu  $\delta_0$  thay đổi tăng dần từ đỉnh đến miệng phễu.

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:



Hình 3. Một phân tố tính toán theo BGTU mở rộng [1]

Đối với mỗi phân tố, khi nổ có vận tốc chuyển động vào trục  $v_{ph}$ , lực ly tâm  $F_C$  cản trở chuyển động, theo đó phương trình chuyển động vào trục của phân tố phễu có thể viết như sau:

$$m_{ph} \cdot \frac{dv}{dt} = -F_c \cdot \cos \alpha \iff m_{ph} \cdot \frac{dv}{dt} = -m_{ph} \cdot \omega_x^2 \cdot r_x \cdot \cos \alpha \iff \frac{dv}{dt} = -\omega_x^2 \cdot r_x \cdot \cos \alpha$$
(1)

Trong đó:  $m_{ph}$  - Khối lượng phân tố phễu; F<sub>c</sub> - Lực ly tâm;  $\omega_x$  - Vận tốc góc của phân tố phễu tại x;  $r_x$  - Bán kính phân tố phễu tại x ( $r_x = r_0 - x \cos \alpha$ ).

Theo định luật bảo toàn momen động lượng:

$$I\omega = const \Rightarrow m_{ph}.\omega_0.r_0^2 = m_{ph}.\omega_x.r_x^2 \Rightarrow \omega_x = \omega_0.\frac{r_0^2}{r_x^2} \Rightarrow \omega_x = \omega_0.\frac{r_0^2}{(r_0 - x\cos\alpha)^2}$$
(2)

Trong đó:  $\omega_0$  - 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 (2) vào (1): 
$$\frac{dv}{dt} = \frac{-\omega_0^2 \cdot r_0^4 \cdot \cos \alpha}{(r_0 - x \cos \alpha)^3}$$

Nhân 2 vế với dx rồi rút gọn được:

$$\Rightarrow v dv = \frac{-\omega_0^2 \cdot r_0^4 \cdot \cos \alpha}{(r_0 - x \cos \alpha)^3} dx$$

Tích phân hai vế phương trình khi giảm từ  $v_{ph}$  đến vận tốc khép vào trục đạn, x từ 0

đến  $\frac{r_0 - \frac{r_d}{2}}{\cos \alpha}$  ( $r_d$  là bán kính dòng xuyên) được:

$$\Rightarrow \int_{v_{ph}}^{v_{kh}} v dv = -\omega_0^2 \cdot r_0^4 \int_0^{\frac{r_0 - r_d}{2}} \frac{\cos \alpha}{\left(r_0 - x \cos \alpha\right)^3} dx \tag{3}$$

Theo tài liệu [2], ta có  $r_d = \sqrt{R^2 - r^2}$ . Thay vào phương trình (3):

$$\Rightarrow \frac{v_{kh}^2}{2} - \frac{v_{ph}^2}{2} = -\omega_0^2 \cdot r_0^4 \left(\frac{1}{2(r_0 - x\cos\alpha)^2}\right) \left| \frac{r_0 - \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{2}}{\cos\alpha} \right|^2$$

$$\Rightarrow v_{kh}^2 = v_{ph}^2 - \frac{\omega_0^2 \cdot r_0^4}{(r_0 - \frac{r_0 - \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{2}}{\cos\alpha}\cos\alpha)^2} + \omega_0^2 \cdot r_0^2$$

$$\Rightarrow v_{kh}^2 = v_{ph}^2 - \omega_0^2 \cdot r_0^2 \left(\frac{4r_0^2}{R^2 - r^2} - 1\right) \Rightarrow v_{kh}^2 = v_{ph}^2 - \omega_0^2 \cdot \left(\frac{R + r}{R - r} - 1\right)$$

$$\Rightarrow v_{kh} = \sqrt{v_{ph}^2 - \omega_0^2 \cdot \left(\frac{R + r}{2}\right)^2 \left(\frac{R + r}{R - r} - 1\right)}$$

Thay  $v_{ph} = v_{kh} \, d\hat{e} \, t$ ính các thông số khác theo phương pháp BGTU đã được trình bày tại tài liệu [2].

Chiều dài dòng trước khi chạm bản thép có tính đến ảnh hưởng của lực ly tâm:



Hình 4. 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 bi ảnh hưởng của tốc độ quay

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  $l_c$ '.

Xét sơ đồ vuốt dài dòng như Hình 3. 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 3a):

$$V_d = \pi R_d^2 l_0 = \pi R_c^2 l_c \Longrightarrow R_c = R_d \sqrt{\frac{l_0}{l_c}}$$
(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 3b):

$$V_d = \pi R_d^2 l_0 = \pi (R_c + dn)^2 l_c$$

Trong đó, dn là lượng tăng về bán kính của đạn quay so với đạn không quay.

(5)

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 [7], 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:  $dn = \frac{\omega_d^2 \cdot R_d \cdot t^2}{2}$ 

Lấy (5) chia (4) suy ra: 
$$\frac{l_c}{l_c} = \frac{R_c^2}{(R_c + dn)^2} = \frac{R_d^2 \frac{l_0}{l_c}}{\left(R_d \cdot \sqrt{\frac{l_0}{l_c}} + \frac{\omega_d^2 \cdot R_d \cdot t^2}{2}\right)^2} = \frac{\frac{l_0}{l_c}}{\left(\sqrt{\frac{l_0}{l_c}} + \frac{\omega_d^2 \cdot t^2}{2}\right)^2}$$

$$\text{D} \check{a} t \ k = \frac{\overline{l_c}}{\left(\sqrt{\frac{l_0}{l_c}} + \frac{\omega_d^2 \cdot t^2}{2}\right)^2}$$

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 [2] để tính toán uy lực đạn xuyên lõm.

#### 2.3. Phương pháp mô phỏng số

Bài toán nổ lõm có thể sử dụng phần mềm thương mại như ANSYS LS-DYNA, ANSY AUTODYN, ABAQUS, IMPETUS.... để mô phỏng. Thông thường, hay áp dụng phương pháp phần tử hữu hạn (PTHH), tuy nhiên, với bài toán nổ dạng này thì trong quá trình mô phỏng phải chia lại lưới các phần tử liên tục, do đó, tăng thời gian tính và khả năng gây lỗi.... đặc biệt khi mô phỏng đạn lõm quay phải tiến hành trên mô hình 3D, do đó thời gian tính rất lớn. Trong khi đó, phương pháp không lưới SPH có thể khắc phục được nhược điểm trên, theo đó, bài báo đã sử dụng phương pháp không lưới SPH trên phần mềm Autodyn 3D.



#### 2.3.1. Phương pháp không lưới SPH trên Ansys Autodyn

#### Hình 5. Cấu trúc vòng thời gian tương tác phương pháp SPH trong Ansys Autodyn

và chương trình

Phương pháp không lưới SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) được đề xuất lần đầu vào năm 1977 bởi Lucy, Gingold và Monaghan để giải quyết các vấn đề về vật lý thiên văn trong không gian mở ba chiều, đặc biệt trong các nghiên cứu sự hình thành và vận động của vũ trụ. Bản chất của phương pháp là chia vật thể thành một nhóm các nút phần tử (hạt), mỗi hạt đại diện bởi vị trí, khối lượng, vận tốc, ứng suất... nó có một vùng ảnh hưởng lên các hạt xung quanh, phụ thuộc vào khoảng cách giữa các hạt, càng gần càng lớn, càng xa càng nhỏ.

Viết các tập đầu ra và xóa các

Phương pháp SPH được nghiên cứu và ứng dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực, đặc biệt là lĩnh vực cơ học như mô phỏng va chạm tốc độ cao, mô phỏng những vụ nổ lớn, v.v. Có thể ứng dụng các phần mềm mô phỏng công nghiệp vào mô phỏng, quy trình mô phỏng bằng phương pháp SPH tương tự như mô phỏng phần tử hữu hạn được trình bày ở tài liệu [6], cấu trúc vòng thời gian tương tác của phương pháp SPH thể hiện ở Hình 5.

2.3.2. Mô phỏng quá trình xuyên của đạn lõm quay

a) Mô hình mô phỏng



Hình 6: Mô hình mô phỏng

Mô hình mô phỏng (Hình 6) là thiết bị lõm được xây dựng theo mô hình Hình 1. Trong mô phỏng, sử dụng kích thước hạt cho tất cả các bộ phận bằng 1mm.

## b) Kết quả mô phỏng

Quá trình mô phỏng, thời gian chạy máy của mỗi phương án là 18h đạt kết quả khá chính xác. Kết quả mô phỏng thể hiện ở Bảng 1 và Bảng 2.



Bảng 1. Quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian

Bảng 1 thể hiện quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian khi đạn không quay và quay với vận tốc góc 500rad/s. Theo đó, khi đạn nổ, phễu lót bị nén ép và vuốt dài, tuy nhiên, khi đạn không quay, dòng tập trung có đường kính lõi xuyên nhỏ, còn khi quay với tốc độ 500 rad/s, dòng bị phân tán, đường kính dòng lớn hơn. Điều này đúng với các lý luận khi cho rằng dòng bị xoắn, bị bứt giật, làm giảm độ bền của dòng.

Bảng 2 thể hiện quá trình tương tác với bản thép theo thời gian trong hai trường hợp đạn không quay và quay 500rad/s. Khi dòng xuyên tương tác với bản thép, tạo hốc xuyên, xỉ dòng chảy ngược ra và hốc xuyên càng sâu, đường kính miệng càng lớn, cuối cùng dòng xuyên bị hãm lại hoàn toàn, chiều sâu xuyên đạt lớn nhất. Kết quả, khi đạn không quay chiều sâu xuyên đạt 312mm, còn khi đạn quay với tốc độ 500 rad/s chiều sâu xuyên còn 257mm.



Bảng 2. Quá trình tương tác với bản thép của đạn lõm quay

2.4. So sánh các kết quả

Bảng 3. So sánh kết quả uy lực xuyên lõm

Dhương nhán	Chiều s	% giảm so với đạn	
i nuong phap	Không quay	Quay 500 rad/s	không quay
Mô phỏng SPH, mm	312	257	18%
Giải tích (BGTU phát triển), mm	427	295	30%

#### 266

Mô phỏng số và tính toán giải tích cho kết quả chiều sâu xuyên của mô hình đạn cỡ 122 mm như bảng 3. Ở đây, phương pháp giải tích BGTU phát triển, được lập trình trên phần mềm Mablab tính toán chiều sâu xuyên đạn. Kết quả cho thấy chiều sâu xuyên của hai phương pháp khá tương đồng về quy luật giảm đáng kể khi tồn tại vận tốc quay (giảm 18% - 30%), tuy nhiên tồn tại sai số giữa hai phương pháp, là do bản chất tính toán khác nhau gây ra.

#### 3. Kết luận

Việc phát triển phương pháp BGTU để tính chiều sâu xuyên đạn lõm có tính đến ảnh hưởng của vận tốc quay đề xuất một phương pháp tính, bổ sung hoàn thiện lý thuyết tính toán uy lực đạn. Mặt khác, mô phỏng số giúp dễ dàng hình dung được bản chất quá trình hình thành dòng xuyên và tương tác với bản thép của đạn xuyên lõm ở các tốc độ quay quanh trục khác nhau.

Áp dụng hai phương pháp vào tính toán chiều sâu xuyên trên mô hình đạn lõm cỡ 122mm cho thấy khi quay 500rad/s, chiều sâu xuyên giảm đáng kể (18% - 30%) so với không quay, kết quả này khá tương đồng với các lý luận về đạn xuyên lõm quay ít. Do đó, có thể sử dụng các phương pháp này trong nghiên cứu, tính toán uy lực của đạn xuyên lõm quay, hoàn thiện kết cấu đạn.

#### 4. Tài liệu tham khảo

1. 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.

2. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007), Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự.

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. ANSYS, Inc. (2011). ANSYS Workbench User's Guide.

5. ANSYS, Inc. (2011). Introduction to ANSYS Explicit Dynamicsx.

6. https://vdocuments.mx/ansys-autodyn-121-workshop-05.html?page=3

7. Sampooran Singh (1959), Penetration of rotating shape charges.

8. Shengjie Sun, Jianwei Jiang, Shuyou Wang, Jianbing Men, Mei Li (2023) Structural design of thefluted shaped charge liner using multi-section optimization method.

9. A. Koch, P. Jaggi, W. Jaun and F. Häller, (2003) Study of spin-compensated shaped charges.

## Mechanism of formation of penetration flow and interaction with target of rotating shaped charge warhead

**Abstract:** This article investigates the process of penetrating current formation and interaction with the target of rotating shaped charge warhead using analytical and numerical simulation methods. Firstly, based on the penetration depth calculation method of Baltic University (BGTU method), the article develops a mathematical model, taking into account the influence of rotation on bullet power, calculating the penetration depth by analytical method. Then, use the Autodyn SPH 3D numerical simulation method to investigate the process of liner formation and interaction with the steel plate. The calculation and simulation results are quite similar, helping to understand the nature of the flow formation mechanism and interaction with the target of rotating shaped charge warhead, supplementing the theory of calculating bullet power.

Keywords: Rotating shaped charge warhead; Autodyn SPH 3D; penetration of shaped charge warhead.

#### Nghiên cứu ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình Pham Uầng Quânh Đễ Văn Minh?, Thần Dình Thành?, Pham Thành Vinh

Phạm Hồng Quân<sup>1</sup>; Đỗ Văn Minh<sup>2</sup>; Trần Đình Thành<sup>2</sup>; Phạm Thành Vinh<sup>3</sup> <sup>1</sup>Khoa Vũ khí/Học viện KTQS, phquanstudying@lqdtu.edu.vn, 0862486418

<sup>2</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>3</sup>Viện KH&CNQS phquanstudying@lqdtu.edu.vn

#### Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán quá trình hình thành phần tử xuyên (PTX) trong phần chiến đấu nổ (PCĐ) 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 sự ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình đến các thông số động lực học và hình dạng của PTX. Kết quả giải bài toán cho cho phép đánh giá sự thay đổi vận tốc, sự phân bố năng lượng cũng như hình dạng của PTX theo các bề dày khác nhau của đĩa tạo hình. Từ kết quả nghiên cứu cho thấy bề dày tại đỉnh  $\delta_I$  nằm trong khoảng (0,03 ÷ 0,05) lần đường kính đĩa tạo hình cho thì đĩa tạo hình được nén ép tạo PTX có hình dạng thon gọn có khả năng bay xa và xuyên sâu vào mục tiêu. Các kết quả 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; độ dày; Ansys Autodyn.

## 1. Đặt vấn đề

Trên thế giới có nhiều loại vũ khí dựa trên các nguyên lý và kỹ thuật tiên tiến được nghiên cứu, thử nghiệm và đưa vào trang bị, trong đó có nguyên lý đạn tạo hình (Explosively formed projectile – EFP). Hiện nay, đầu đạn EFP có mặt trong hầu hết các hệ thống vũ khí hiện đại như đạn pháo binh, tên lửa và bom, mìn... Ví dụ, trên Hình 1 thể hiện cấu tạo mìn TM83 - một loại mìn chống tăng hiện đại của Nga sử dụng nguyên lý trên.

Đạn tạo hình là một dạng đặc thù của đạn lõm, trong đó đĩa tạo hình (Chi tiết 1, Hình 1) có dạng đĩa hình chỏm cầu, làm bằng kim loại có độ dẻo cao như thép non, đồng,... Khi làm việc, đĩa được nén ép và tạo thành PTX chuyển động với vận tốc khoảng 1.500m/s  $\div$  2800m/s và có khả năng xuyên qua bản thép có bề dày đạt 0,3  $\div$  0,7 lần cỡ [1,2].



Hình 1. Kết cấu phần chiến đấu mìn chống tăng TM-83 1 - Đĩa tạo hình; 2 - Vỏ mìn; 3 - Thuốc nổ; 4 - Kíp nổ; 5 - Trạm nổ

Tác dụng của phần chiến đấu chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố, trong đó hình dạng, kích thước và vật liệu làm đĩa tạo hình là một trong những yếu tố quan trọng nhất [2,3]. Dưới tác dụng của sóng nổ, sóng va đập và sản phẩm nổ, đĩa tạo hình bị biến dạng đến một hình dạng xác định và chuyển động với vận tốc xác định.

Tính toán quá trình hình thành lõi xuyên bằng phương pháp bán thực nghiệm được trình bày trong các tài liệu [1, 2]. Theo phương pháp này, có thể tính toán được vận tốc và chiều dài lõi xuyên nếu biết kích thước, vật liệu của đĩa tạo hình, liều thuốc nổ và vỏ bọc. Tuy nhiên, do tính chất bí mật, các tài liệu trên không chỉ rõ phạm vi áp dụng và giá trị của các hệ số thực nghiệm còn nằm trong phạm vi rộng.

Nhờ sự phát triển của các phương pháp tính gần đúng và máy tính điện tử tốc độ cao,

những năm gần đây, các bài toán vật lý nổ được nghiên cứu rộng rãi bằng phương pháp mô phỏng số. Cardoso and F.I.Joie [3] đã thay đổi độ dày lớp lót từ 6 đến 4 mm sẽ giúp tăng vận tốc của đường đạn. Wu, J. Liu, [4] đã đưa ra khuyến nghị kết cấu sơ bộ của đĩa tạo hình và liều thuốc nổ trong đó tỷ lệ bề dày với đường kính của đĩa tạo hình nằm trong khoảng (0,01÷ 0,04). Zakir, S.M. [5] đã mô phỏng và đánh giá ảnh hưởng của bề dày đĩa tạo hình tới vận tốc lõi tiêu diệt cho trường hợp đĩa làm bằng tantalum. Zhen-Gang Liang [6] đã nghiên cứu phương pháp tính toán vận tốc của phần tử xuyên của đạn dược nổ hình dạng chỏm cầu. O. Jeremic [7] đã mô phỏng trên phần mềm AUTODYN và đưa ra phân bố vận tốc trên đĩa tạo hình trong quá trình hình thành, kết quả tính toán sai lệch nhỏ hơn 1,5% so với kết quả thực nghiệm. Li Yangjun [8] sử dụng phần mềm LS-DYNA mô phỏng và tính toán vận tốc lõi tiêu diệt đến cự ly cách phần chiến đấu 3m.... Trong phạm vi bài báo trình bày kết quả mô phỏng một trường hợp điển hình, so sánh kết quả mô phỏng với độ dày của đĩa tạo hình khác nhau và đưa ra khuyến nghị.

#### 2. Mô phỏng toán học quá trình hình thành phần tử xuyên

Kết cấu phần chiến đấu thực tế gồm nhiều bộ phận, chi tiết. Trong phạm vi bài báo, để đơn giản hóa bài toán, nhưng vẫn không giảm tính tổng quát, xem xét phần chiến đấu có cấu tạo gồm 03 phần tử: Thân vỏ, thuốc nổ và đĩa tạo hình (Hình 2). Đĩa tạo hình bằng đồng CU-OFHC, dạng bán 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  $\delta_1$ , bề dày tại phần miệng  $\delta_2$ , 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 thép, 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 trên Hình 2.



Hình 2: Mô hình phần chiến đấu nổ tạo hình và mô hình mô phỏng trong Ansys Autodyn

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 [5,6,9]:

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_{\rm I}V}\right)e^{-R_{\rm I}V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_{\rm 2}V}\right)e^{-R_{\rm I}V} + \frac{\omega E}{V},$$

Trong đó:  $\omega$ , A, B,  $R_1$ ,  $R_2$  là các hằng số thực nghiệm. Đối với thuốc nổ C4 nén:  $\omega = 0.25; A = 0.052423$ Gpa; B = 7.678Gpa;  $R_1 = 4.2; R_2 = 1.1; D = 7000$ m/s;  $E = 8.5.10^9$ J/m<sup>3</sup> [9].

Thân vỏ phần chiến đấu được chế tạo bằng thép các bon hoặc thép hợp kim, đĩa tạo hình thường được chế tạo bằng đồng đỏ  $M_1$  hoặc  $M_2$ . Để mô tả tính chất các loại vật liệu sử dụng mô hình đàn hồi dẻo tăng bên Jonhson-Cook [8,9]:

$$\sigma_{y} = \left(A + B\overline{\varepsilon}^{p^{n}}\right) \left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^{*}\right) \left[1 - \left(\frac{T - T_{0}}{T_{nc} - T_{0}}\right)^{m}\right].$$

Trong đó  $\sigma_y$  - Úng suất chảy động; A, B, C, n và m là các hằng số của vật liệu được xác định qua thực nghiệm,;  $\overline{\varepsilon}^{p}$  - biến dạng dẻo hiệu quả;  $\dot{\varepsilon}^* = \frac{\overline{\varepsilon}^{p}}{\dot{\varepsilon}_{0}}$  - 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 CU-OFHC, có các thông số tính chất như sau:  $\rho = 8,93 \text{ g/cm}^3$ ; A = 0,09Gpa; B = 0,295Gpa; C = 0,025; n = 0,31; m = 1,09;  $T_{nc} = 1356^{0}$ K; thân vỏ làm bằng thép 4340 với các thông số:  $\rho = 7,83$ g/cm<sup>3</sup>; A = 0,35Gpa; B = 0,55310Gpa; C = 0,0134; n = 0,234; m = 1;  $T_{nc} = 1733^{0}$ K [4,5,9].

Tính chất của không khí bao quanh phần chiến đấu được mô tả bằng phương trình trạng thái:

$$p = (\gamma - 1) \frac{\rho}{\rho_o} E$$

trong đó  $\gamma = 1,4$ ;  $\rho_0 = 1,225$ kg/m<sup>3</sup> [5,9].

Do tính chất đối xứng trục, có thể xem xét bài toán lan truyền nổ và hình thành lõi xuyên của đầu đạn là bài toán hai chiều. Để đánh giá được ảnh hưởng của độ dày đĩa tạo hình, tác giả giữ nguyên hình dạng kích thước của kết cấu, mô hình vật liệu phần chiến đấu, giữ nguyên bề dày thân vỏ, chiều cao của đĩa tạo hình bằng 0,2 lần đường kính đĩa tạo hình theo [1,10]. Độ dày đĩa tạo hình so với đường kính của nó nên nằm trong khoảng (0,01  $\div$  0,04) theo [5], còn theo tài liệu [1] độ dày đĩa tạo hình nên nằm trong khoảng (0,05  $\div$  0,1)d. Do đó, tác giả sẽ lựa chọn bề dày của đĩa tạo hình nằm trong khoảng (0,01  $\div$  0,06). Mô hình mô phỏng như Hình 4, các phương án khảo sát được mô phỏng trên phần mềm ANSYS AUTODYN 2D. Ở đây sử dụng lưới dạng Euler cho thân vỏ, đĩa tạo hình, thuốc nổ và không khí, kích thước lưới 0,4mm x 0,4mm, điều kiện biên Flow\_out được áp dụng cho tất cả các biên của vùng tính toán trừ trục đối xứng, theo bảng thông số các kích thước cụ thể như sau:

TT	Kích thước	Đơn vị	Phương án 1	Phương án 2	Phương án 3	Phương án 4	Phương án 5	Phương án 6
1	D	mm	68					
2	d	mm			6	4		
3	L	mm			7	2		
4	1	mm		70				
5	t	mm		2				
6	h	mm		12,8				
7	$\delta_1$	mm	0,64	1,28	1,92	2,56	3,2	3,84
8	$\delta_2$	mm	0,4	0,8	1,2	1,6	2	2,4
9	$\mathbf{X}_1$	mm	106,69	107,87	109,14	110,51	112,01	113,63
10	$X_2$	mm	108,03	110,68	113,64	116,88	120,53	124,66

Bảng 1: Bảng thông số kích thước hình học khảo sát ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình

11	<b>R</b> <sub>1</sub>	mm	47,49	48,67	49,94	51,31	52,81	54,43
12	<b>R</b> <sub>2</sub>	mm	48,19	50,20	52,51	55,12	58,13	61,62
13	δı/d		0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06

## 3. Kết quả mô phỏng và tính toán

Trên Hình 3 thể hiện hình ảnh quá trình hình thành lõi xuyên của trường hợp có tỷ lệ  $\delta_1/d = 0,03$  thể hiện phân bố trường vận tốc tại các thời điểm. Nhận thấy, tại thời điểm t = 0,05ms (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 3051 m/s và giảm dần đến phần miệng 2356 m/s. Khoảng thời gian từ 0,05 ms ÷ 0,15 ms, phần tử xuyên cơ bản ổn định hình dáng, các điểm trên lõi có vận tốc bằng nhau 2684 m/s. Đến thời điểm  $t = (0,05 \text{ ms} \div 0,15 \text{ ms})$ , các điểm trên lõi có vận tốc bằng nhau 2616 m/s hình dáng phần tử xuyên ổn định. Đến khoảng thời gian t = 0,5 ms, vận tốc lõi xuyên đạt vận tốc 2604 m/s không chênh lệch nhiều so với thời điểm t = 0,15 ms, lõi được hình thành hoàn toàn và chuyển động theo quán tính trong không khí đến tiêu diệt mục tiêu.



#### Hình 3. Vận tốc PTX ở một số thời điểm

Trên Hình 4 là đồ thị thể hiện sự phân bố năng lượng của phần tử xuyên mục tiêu (đồng CU-OFH) khi tỷ lệ  $\delta_1/d = 0,03$ . Giá trị tổng năng lượng lớn nhất  $E_{Totmax} = 162,78$ MJ tại thời điểm t = 0,0305ms, giá trị thế năng lớn nhất  $E_{Intmax} = 0,657$ MJ khi t = 0,77ms, động năng lớn nhất  $E_{Kinmax} = 159,26$ MJ tại t = 0,027ms.



Hình 4. Phân bổ năng lượng của phần tử xuyên Bảng 2. Bảng kết quả khảo sát yếu tố ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình





$\begin{array}{c ccccccccccccccccccccccccccccccccccc$	$E_{To} = 138 \text{ MJ}; E_{Int} = 8,4 \text{ MJ};$ $E_{Kin} = 129,6 \text{ MJ}$
---	--

Trong Bảng 2 trình bày kết quả khảo sát ảnh hưởng độ dày của đĩa tạo hình đến sự hình thành phần tử xuyên của đầu đạn nổ tạo hình tại thời điểm khảo sát t = 0 đến t = 0,5ms cho tất cả các trường hợp. Đồ thị hình 6 trình bày trường vận tốc và động năng của phần tử xuyên và đồ thị Hình 7 sự phân bổ năng lượng của phần tử xuyên sau khi hình thành ở các phương án mô phỏng trong Bảng 2. Nhận thấy rằng:

Kết quả mô phỏng phù hợp với lý thuyết, các hệ số thực nghiệm đưa ra, khi tỷ lệ  $0,03 \le \delta_{1/d} < 0,05$  đĩa tạo hình được nén là dạng thuận, có hình dạng thon gọn có khả năng bay xa được và xuyên sâu vào mục tiêu (PA3, PA4). Đối với những kết cấu có độ dày đĩa tạo hình càng nhỏ (tỷ lệ  $\delta_{1/d} \le 0,01$ ) đĩa tạo hình bị nén ép là có hình dạng và đường kính rất nhỏ. Với tỷ lệ  $\delta_{1/d} \le 0,02$  (PA1, PA2) mặc dù PTX là dạng thuận nhưng bị đứt là làm 2 phần nên sẽ làm uy lực xuyên thép. Khi  $\delta_{1/d} \ge 0,05$  (PA5) đĩa tạo hình được nén ép là dạng thuận nhưng có hình dáng hình động không tốt, điều này làm giảm quãng đường bay xa và xuyên sâu vào mục tiêu của PTX. Với những kết cấu đĩa tạo hình  $\delta_{1/d} \ge 0,06$  (PA6) đĩa tạo hình được nén là dạng nghịch

Đối với vận tốc khi tăng dần  $\delta_1$ ,  $0.01 \le \delta_1/d \le 0.06$  vận tốc của phần tử xuyên giảm, khi  $\delta_1/d = 0.06$  thì đạt vận tốc là nhỏ nhất 1716 m/s so với 5 phương án khảo sát còn lại và đạt vận tốc lớn nhất 4181 m/s khi  $\delta_1/d = 0.01$ .

Đối với động năng của phần tử xuyên khi  $\delta_1/d$  tăng, động năng của phần tử xuyên tăng, nguyên nhân là do khi  $\delta_1/d$  tăng từ 0,01 đến 0,03 khối lượng phần tử xuyên tăng lên. Khi h/d tăng từ 0,03 đến 0,06 mặc dug khối lượng PTX tăng nhưng do vận tốc giảm nên động năng PTX giảm.

Đối với sự phân phối năng lượng, nhận thấy tổng năng lượng  $E_{To}$  và động năng  $E_{Kin}$  của phần tử xuyên có xu hướng tăng khi tỷ lệ  $0.01 \le \delta_1/d \le 0.03$  và có xu hướng giảm khi  $0.03 \le \delta_1/d \le 0.06$ . Thế năng của phần tử xuyên  $E_{Int}$  có hướng tăng khi  $0.01 \le \delta_1/d \le 0.06$ .

Phụ thuộc vào loại mục tiêu cần tiêu diệt, cự ly tới mục tiêu, kết quả mô phỏng trên giúp cho người thiết kế có phương án lựa chọn kết cấu của đĩa tạo hình có chiều cao phù hợp. Đối với mục tiêu vỏ mỏng, cự ly gần người thiết kế cần đưa ra giải pháp chọn đĩa tạo hình có độ dày của đĩa tạo hình nhỏ. Ngược lại với mục tiêu có bề dày lớp bảo vệ lớn, ta cần chọn chọn đĩa tạo hình có độ dày của đĩa tạo hình lớn khi đó phần tử xuyên được hình thành thon gọn, dài hơn, có hình dáng khí động tốt hơn. Từ nghiên cứu lý thuyết, các hệ số thực nghiệm và kết quả mô phỏng, ta cũng thấy được không nên lựa chọn tỷ số  $\delta_I/d \leq 0,03$  và  $\delta_I/d \geq 0,05$ .



Hình 6. Đồ thị biến thiên vận tốc và động năng PTX theo độ dày của đĩa tạo hình



Hình 7. Đô thị biến thiên và phân phối năng lượng của PTX theo độ dày của đĩa tạo hình**4. Kết luận** 

Nghiên cứu quá trình hình thành phần tử xuyên của phần chiến đấu tạo hình bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ANSYS AUTODYN cho một số kết luận như sau:

- Phương pháp phần tử hữu hạn sử dụng các mô hình toán học mô tả tính chất, biến đổi của vật liệu trong mô phỏng quá trình hình thành PTX của PCĐ nổ tạo hình. Đồng thời giúp ta đánh giá được đầy đủ các thông số vật lý, xác định được trường vận tốc, biên dạng, nhiệt độ, các giá trị, các quy luật... ở từng thời điểm trong quá trình nghiên cứu.

- Độ dày của đĩa tạo hình có ảnh hưởng lớn tới hình dáng, kích thước và uy lực xuyên của phần tử xuyên. Kết quả mô phỏng cho thấy: Khi tỷ lệ  $0,03 \le \delta_l/d < 0,05$  đĩa tạo hình được nén là dạng thuận, có hình dạng thon gọn có khả năng bay xa và xuyên sâu vào mục tiêu, điều này phù hợp với lý thuyết, các hệ số thực nghiệm đưa ra đối với đĩa tạo hình được làm bằng vật liệu đồng khi sử dụng thuốc nổ dẻo C4. Ngoài phạm vi trên đĩa tạo hình bị nén ép là dạng nghịch hoặc dạng thuận có hình dạng thon gọn nhưng đĩa bị kéo dài và đứt thành nhiều đoạn nhỏ, điều này làm giảm chiều sâu xuyên khi va chạm vào mục tiêu. Với  $\delta_l/d = 0,03$  mặc dù đạt vận tốc không đạt giá trị lớn nhất trong các phương án khảo sát nhưng đảm bảo được hình dáng khí động tốt và động năng lớn nhất.

#### 5. Tài liệu tham khảo

1. А.В Бабкин, В.А. Велданов и др. М. Изд-во МГТУ им. Н.Э. (2008). Средства поражения и боеприпасы: *Учебник*. Баумана,

2. Под ред. Орленко Л. П. (2004). Физака взрыва. Изд. 3-е, испр. – И 2 т. Т.2. – М.: ФИЗМАТЛИТ.

3. Cardoso and F.I.Joie. (2016) *Modelling the formation of explosively formed projectiles (EFP)*. FME Transactions 93: p. 116-127.

4. Wu, J. Liu, and Y.J.Ijoie. Du. (2007). *Experimental and numerical study on the flight and penetration properties of explosively-formed projectile*. IEEE. 34(7): p. 1147-1162.G.

5. Xue, W., et al. (2021). Forming Control of Rod-Shaped Tantalum-Tungsten Alloy Explosively Formed Projectile. in IOP Conference Series: Earth and Environmental Science

6. Zhen-Gang Liang, Bai-Xu Chen, Yu-Xiang Nan, Jian-Wei Jiang, Li Ding, *Research* on the computing method for the forming velocity of circumferential multiple explosively formed projectiles, The Journal of Defense Modeling and Simulation, 2019.

7. O. Jeremić, M. Milinović, M. Marković, B. Rašuo. *Analytical and numerical method of velocity fields for the explosively formed projectiles.* - FME Transactions, 2017

8. Yang, D. and J.J.S. Lin.(2021). Numerical investigation on the formation and penetration behavior of explosively formed projectile (*EFP*) with variable thickness liner. IEEE .13(8): p. 1342.

9. Zakir, S.M., et al. (2018). *Numerical study on the optimum design of explosively formed projectile*. in 2018 15th International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (IBCAST).

10. Phạm Hồng Quân; Đỗ Văn Minh; Trần Đình Thành. (2023). Nghiên cứu ảnh hưởng chiều cao đĩa tạo hình đến quá trình hình thành phần tử xuyên trong phần chiến đấu nổ tạo hình. Hội nghị các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XVIII, Học viện KTQS.

11. Lee, Finger and Collins. (1973). JWL equation of state coefficients for high explosives. United States: N. p.

12. Li Yangjun, Guo weiping, Wang Gao, Lian Su-jie. (2013). *Study on Explosively Formed Projectiles Test System*. Proceedings of the 2nd International Conference on Computer Science and Electronics Engineering (ICCSEE).

13. G.F.C. Rogers and Y.R. Mayhew. (1995). *Thermodynamic and transport properties of fluids*. Oxford, UK.

14. Trần Đình Thành, Nguyễn Văn Thủy, Đỗ Văn Minh. (2022). *Vật Lý Nổ và Va Đập*, Học viện Kỹ thuật Quân sự.

#### STUDYING THE EFFECT OF THICKNESS ON THE FORMATION PROCESS OF PENETRATOR OF THE EXPLOSIVELY FORMED PROJECTILES

**Abstract:** This article studies the formation and performance process of explosively formed projectiles by analytical method and simulating numbers on Ansys Autodyn software. On the basis of the structure of the basic explosively formed projectile (EFP), we investigated the influence of the thickness of explosively formed projectile on the dynamic parameters and shape of the EFP. The results of solving the given problem allow to evaluate the

change in velocity, energy distribution as well as shape of EFP according to different thicknesses of explosively formed projectile. From research results, it shows that the thickness at the peak  $\delta 1$  is in the range of  $(0.03 \div 0.05)$ times the diameter of the forming liner, so the compressed forming liner creates EFP with a slim shape and is capable of flying far and penetrates deeply into the target. The research results allow for guiding the selection of structural parameters of shaped liner when designing shaped explosively formed projectile.

Keyword: Explosively formed projectile (EFP); Explosively formed penetrator; thickness; Ansys Autodyn.

# Nghiên cứu tăng tầm cho đạn cối 100mm bằng giải pháp dùng vòng bịt kín và thay thế liều phụ

Lê Văn Tám<sup>\*</sup>, Đỗ Văn Minh

Học viện Kỹ thuật quân sự

\*Email: levantam263@gmail.com; Tel: 0387188132

#### Tóm tắt

Trên cơ sở giữ nguyên kết cấu pháo, chỉ khảo sát các giải pháp cải tiến về đạn, nội dung của bài báo sẽ đi sâu vào nghiên cứu, phân tích các phương án tăng tầm bắn hiệu quả cho đạn cối bằng biện pháp sử dụng vòng bịt kín và thay thế liều phụ. Kết quả thu được từ bài báo sẽ là cơ sở cho việc lựa chọn giải pháp tăng tầm cho đạn cối 100mm có trong trang bị.

Từ khóa: Đạn cối tăng tầm 100mm, thay thế liều phụ, vòng bịt kín.

#### 1. Đặt vấn đề

Cùng với tiến trình phát triển của hỏa lực pháo binh, việc nghiên cứu tăng tầm bắn cho hệ pháo cối là một nội dung hết sức quan trọng và thiết yếu trong việc hiện đại hóa vũ khí trang bị của Quân đội ta. Qua phân tích một số mẫu cối tầm xa trên thế giới [6, 7], ta thấy đã có nhiều biện pháp được đưa ra: thay đổi góc bắn (bắn ở góc thấp); giữ nguyên pháo chỉ cải tiến về đạn; giữ nguyên đạn chỉ thay đổi về pháo; cải tiến cả pháo và đạn.

Tuy nhiên trong nội dung của bài báo, ta sẽ đi sâu vào phân tích giải pháp cải tiến về đạn, giữ nguyên pháo. Với yêu cầu đặt ra là tăng được tầm bắn nhưng uy lực và độ chụm của đạn không thay đổi đáng kể; kết cấu của pháo, đế, giá... vẫn đảm bảo đủ bền.



Hình 1. Đạn cối thông thường (a) và đạn cối tầm xa (b)

Để tăng tầm bắn trên cơ sở thiết kế, cải tiến về đạn [4] chủ yếu dựa trên: Thay thế thuốc phóng liều phụ; thiết kế vòng bịt kín; thay đổi về hình dạng (thuôn dài) và vật liệu thân đạn để giảm lực cản khí động và tăng số lượng mảnh văng, uy lực sát thương của đạn; giảm trọng lượng ống ổn định; cấp thêm năng lượng cho đạn trên đường bay.



Hình 2. Mẫu đạn cối 100mm tăng tầm

Việc áp dụng đồng bộ các giải pháp trên sẽ làm tăng hiệu quả tầm bắn cho đạn cối. Tuy nhiên ta sẽ chỉ xem xét hai giải pháp đó là: thay thế liều phụ và sử dụng vòng bịt kín.

#### 2. Khảo sát và phân tích một số giải pháp tăng tầm cho đạn cối 100mm

#### 2.1. Thiết kế mới vòng bịt kín (gioăng cản khí)

2.1.1. Khảo sát và phân tích vai trò của vòng bịt kín

Các hệ cối cũ thường sử dụng các rãnh cản khí có tiết diện hình tam giác hoặc hình thang để hạn chế thất thoát khí thuốc. Tuy nhiên hiệu quả của nó là không cao, làm giảm hiệu suất sinh công có ích của thuốc phóng (từ  $10 \div 15\%$ ), gây mất ổn định sơ tốc.

Qua tham khảo các mẫu cối tầm xa trên thế giới và trong nước, một giải pháp đã được áp dụng để khắc phục hiện tượng trên đó là thiết kế mới vòng bịt kín.



Hình 3. Cấu tạo hình học của vòng bịt kín 1- mặt trên; 2- mặt dưới; 3- mặt trong; 4- mặt ngoài

Vòng bịt kín có dạng hình vành khăn với tiết diện chữ nhật hoặc hình thang, được chế tạo từ Polycacbon chịu được áp suất và nhiệt độ cao, đã được xẻ rãnh (rất nhỏ) rồi lắp vào phía sau đai dẫn. Ở điều kiện thường, đường kính của vòng bịt kín không lớn hơn đường kính của đai dẫn. Vì vậy nó không ảnh hưởng đến quá trình nạp đạn và tốc độ bắn.

Dưới tác dụng của áp suất và nhiệt độ khí thuốc khi bắn, vòng bịt kín bị biến dạng, kích thước theo chiều cao thu lại, kích thước hướng kính tăng lên tỳ sát vào thành nòng bịt kín khe hở giữa đạn và nòng cối. Do đó lượng khí thuốc thoát ra ngoài sẽ giảm, tất cả áp suất sinh ra sẽ đẩy đạn chuyển động, đồng thời làm tăng sơ tốc  $V_0$  và tầm bắn cho đạn.

#### 2.1.2. Mô hình bài toán thuật phóng trong

a) Thiết lập các cơ sở giả thuyết ban đầu

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học và quy luật tốc độ cháy của nó tuân theo quy luật hàm số mũ ( $u = u_1.p^{\nu}$ ); toàn bộ liều thuốc phóng cháy trong cùng điều kiện về áp suất và đạn chuyển động dưới tác dụng của áp suất trung bình; áp suất tống đạn bằng 0;

 Sản phẩm cháy không thay đổi trong quá trình bắn, lực thuốc phóng f, cộng tích khí thuốc α là hằng số. Lượng cộng tích khí thuốc và chỉ số mũ đoạn nhiệt lấy giá trị trung bình.

- Tổn thất nhiệt trong nòng, ảnh hưởng của ma sát và chuyển động lùi của cối được hiệu chỉnh qua hệ số  $\varphi$ ; Vòng bịt kín tức thời và hoàn toàn khe hở giữa nòng và thân đạn;

- Thuốc phóng trong liều chính cháy hết và phụt ra ngoài buồng đốt mồi cháy đồng thời và tức thời liều phụ. Khí thuốc phụt qua lỗ thoát khí trên ống đuôi là ổn định và theo một chiều. Khi áp suất trong ống đuôi đạt tới giá trị p<sub>0</sub>, vỏ liều chính bị phá vỡ, khí thuốc từ liều chính phụt qua khe hở ra ngoài mồi cháy liều phụ và đạn bắt đầu chuyển động.

b) Hệ phương trình vi phân mô tả quá trình khi bắn

Với giả thuyết vòng cản khí đã bịt kín khe hở giữa thân đạn và nòng cối, nên hệ phương trình vi phân thuật phóng trong của đạn cối [1-3] được viết lại như sau:

$$\begin{cases} \frac{dz}{dt} = k_1 \frac{p^v}{I_k} & k_1 = \begin{cases} 0 & khi \quad z \ge 1\\ 1 & khi \quad z < 1 \end{cases} \\ \frac{d\psi}{dt} = \chi (1 + 2\lambda z + 3\mu z^2) \frac{dz}{dt} \\ \frac{dv}{dt} = \frac{Spg}{\varphi q} \end{cases}$$

$$\begin{cases} \frac{dl}{dt} = v \\ \frac{dW}{dt} = \omega (\frac{1}{\delta} - \alpha) \frac{d\psi}{dt} + S \frac{dl}{dt} \\ \frac{dp}{dt} = \frac{1}{W} (f \omega \frac{d\psi}{dt} - p \frac{dW}{dt} - \frac{\theta \varphi q}{g} v \frac{dv}{dt}) \end{cases}$$

$$(*)$$

c) Phương pháp giải

- Thời kỳ sơ bộ: Thời kỳ cháy của liều chính bên trong ống ổn định trước khi các lỗ truyền lửa được mở thông. Tại thời điểm ban đầu t=0, các thông số của bài toán TPT được tính như sau:  $p = p_{0i}; \psi = \psi_0; z = z_0; v = 0; l = 0.$ 

$$p_{0} = \frac{f_{0}.\omega_{0}}{W_{0} - \frac{\omega_{1}}{\delta} - \alpha_{0}.\omega_{0}} ; \qquad z_{0} = \frac{\sigma_{0} - 1}{2\lambda} = \frac{2\psi_{0}}{\chi(\sigma_{0} + 1)} ; \qquad I_{k} = \frac{I_{klp}}{1 - z_{0}}$$

$$\psi_{0} = \frac{p_{0}.(W_{0} - \frac{\omega}{\delta})}{f_{0}.\omega - p_{0}\left[\frac{\omega}{\delta} - \alpha.\omega(1 - \Delta)\right]} ; \qquad \sigma_{0} = \sqrt{1 + \frac{4\lambda}{\chi}}\psi_{0} ; \qquad f_{hc} = \frac{f_{0}\omega_{0} + 0.5.f\omega}{\omega_{0} + 0.5.\omega}$$

Trong đó:

 $f_0, \omega_0; f, \omega$ : Là lực, khối lượng thuốc phóng liều chính và liều phụ.

 $I_k$ : Là xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc.

- Thời kỳ thứ nhất và thứ hai: được mô tả bởi hệ phương trình vi phân (\*)

Ta sẽ dùng phương pháp Runge-Kutta để giải, khi đó hệ (\*) ở dạng PTVP cấp 1 là:

$$y'_i = \frac{dy_i}{dx} = f_i(x, y_1, y_2, ..., y_n); i = 1, 2, ...n$$
 với nghiệm ở điểm  $x_m$  đã biết là  $y_{im}$ 

Để tìm nghiệm tại điểm  $x_{m+1} = x_m + h$ , Runge-Kutta đã đưa ra công thức gần đúng với độ chính xác đến 0 (h<sup>5</sup>) như sau:  $y_{i,m+1} = y_{i,m} + (k_{1,i} + 2k_{2,i} + 2k_{3,i} + k_{4,i})/6$ 

Trong đó:  $k_{1,i} = h.f_i(x_m, y_m); \quad k_{2,i} = h.f_i(x_m + h/2, y_{i,m} + k_{1,i}/2);$ 

 $k_{3,i} = h.f_i(x_m + h/2, y_{i,m} + k_{2,i}/2); \quad k_{4,i} = h.f_i(x_m + h, y_{i,m} + k_{3,i});$  h là bước tích phân của biến x.

2.1.3. Tính toán khảo sát ảnh hưởng của vòng bịt kín

Để thấy được ảnh hưởng của vòng bịt kín đến tầm bắn cũng như sơ tốc, áp suất của đạn cối tăng tầm ta sẽ xét ba trường hợp: đạn có đai định tâm trơn, có rãnh cản khí và có vòng bịt kín. Với các tham số đầu vào trong bảng sau:

ТТ	Tham số		Đơn vị	Giá trị		
			Don vi	Vòng bịt kín	Rãnh cản khí	Đai trơn
1	Khối lượng đạn	q	kg	8		

Bảng 1. Thông số tính toán thuật phóng trong của vòng bịt kín

тт	Tham số		Đơn vị	Giá trị			
11				Vòng bịt kín	Rãnh cản khí	Đai trơn	
2	Quãng đường đạn di chuyển trong nòng	Lđ	m	1,065			
3	Diện tích mặt cắt ngang lòng nòng	S	m <sup>2</sup>		7,854.10-3		
4	Diện tích khe hở giữa thân đạn và nòng	$S_{\Delta}$	m <sup>2</sup>	0	10-4	10-4	
5	Thể tích buồng đốt	$W_0$	m <sup>3</sup>		1,95.10-3		
6	Lực thuốc phóng liều chính	$f_{lp}$	kG.dm/kG		0,97.106		
7	Lực thuốc phóng cầu	f	kG.dm/kG	1,12.106			
8	Trọng lượng riêng thuốc phóng cầu	$\delta_{tp}$	kg/dm <sup>3</sup>	1.6			
9	Lượng cộng tích khí thuốc	α	dm <sup>3</sup> /kg	1,01			
10	Chỉ số mũ đoạn nhiệt	k	-	1,11			
11	Xung lượng toàn phần áp suất khí thuốc	I <sub>k</sub>	kG.s/dm <sup>2</sup>		290		
12	Hệ số mũ quy luật tốc độ cháy	υ	-	0,99			
13	Hệ số tổn thất lưu lượng phụt khí	φ2		-	0,75	0,8	
	Hệ số hình dạng của thuốc phóng cầu C-	λ	-		-0,59		
14	LP100		-		1,94		
		μ	-				
15	Hệ số tính công thứ yếu	φ	-		1,01		
16	Khối lượng thuốc phóng cầu	ω	kg	0,2			





Hình 4. Đồ thị áp suất và sơ tốc theo quãng đường đạn di chuyển trong nòng

Từ đồ thị sơ tốc và áp suất ta thấy đạn sử dụng vòng bịt kín có sơ tốc lớn hơn 13m/s so với hai trường hợp có rãnh cản khí và đai trơn. Tuy chỉ số áp suất cũng tăng nhưng vẫn đảm bảo  $\leq 530$ kG/cm<sup>2</sup>, không ảnh hưởng đến độ bền kết cấu của hệ pháo. Do đó, hiệu quả của vòng bịt kín là rất cao, giúp cho việc chuyển đổi toàn bộ năng lượng của khí thuốc thành động năng của đạn.

#### 2.2. Thay thế liều phụ

Để tăng tính tiện dụng, ta sẽ dùng chung liều chính cối tăng tầm với liều chính cối 100mm cũ. Do đó khi thay thế thuốc phóng, ta sẽ chỉ tập trung vào thiết kế mới liều phụ.

2.2.1. Cơ sở tính toán, thiết kế mới liều phụ

- Khi thiết kế một mẫu đạn mới, việc xác định sơ tốc cần thiết để đạt được tầm bắn theo yêu cầu là rất quan trọng. Bài báo sẽ tham khảo kết quả về tầm bắn đạn cối 100mm của Viện
Vũ khí [5], với hệ số hình dạng đạn là 0,83 đề tài đã lựa chọn sơ tốc để đạt tầm bắn  $\geq$  6000m với liều lớn nhất là 286m/s và áp suất không lớn hơn 530kG/cm<sup>2</sup>.

- Khi thay đổi hình dạng, kích thước, khối lượng và kiểu loại thuốc phóng sẽ làm tăng tổng xung áp của liều phóng, từ đó sẽ tăng sơ tốc V<sub>0</sub> cho đạn. Với mỗi sự thay đổi sẽ nhận được các đường đặc tính áp suất và sơ tốc khác nhau. Sự thay đổi đó là có quy luật. Việc xác định được quy luật này sẽ cho phép ta điều khiển hiện tượng bắn.

## 2.2.2. Lựa chọn loại thuốc phóng, thiết kế mới liều phụ

Thuốc phóng liều phụ có thể là thuốc phóng Balistic dạng tấm, sợi mỏng, vành khăn; thuốc phóng Pirocxilin hình hạt hoặc thuốc phóng cầu. Mỗi loại thuốc phóng có những ưu và nhược điểm khác nhau. Tuy nhiên ta sẽ chú trọng vào nghiên cứu các loại thuốc phóng đang được sản xuất ổn định trong nước như: thuốc phóng PC-120, thuốc phóng cầu C-LP100 và thuốc phóng 4/1Đ.

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	PC-120	C-LP100	4/1Đ
1	Lực thuốc phóng	f	kG.dm/kG	1,01.106	1,12.106	1,1.106
2	Trọng lượng riêng	$\delta_{tp}$	kg/dm <sup>3</sup>	1,6	1,6	1,6
3	Lượng cộng tích khí thuốc	α	dm <sup>3</sup> /kg	1,017	1,01	1,1
4	Xung lượng toàn phần	$I_k$	kG.s/dm <sup>2</sup>	160	290	210
	Các đặc trưng hình dạng	λ		1,094	1,94	1,007
5	của thuốc phóng	χ		-0,086	-0,59	-0,066
		μ		0	0,11	0
6	Khối lượng thuốc phóng	ω	kg	0,2	0,2	0,34

Bảng 2. Thông số tính toán thuật phóng trong lựa chọn thuốc phóng

Tính toán thuật phóng trong ta được kết quả như sau:



Hình 5. Đồ thị áp suất & sơ tốc của thuốc phóng PC-120 (a), C-LP100 (b) và 4/1Đ (c)

- Với thuốc phóng PC-120 (a):  $P_{max} = 587 \text{kG/cm}^2$ ;  $V_0 = 272 \text{m/s}$ ;
- Với thuốc phóng cầu C-LP100 (b):  $P_{max} = 523 \text{kG/cm}^2$ ;  $V_0 = 260 \text{m/s}$ ;
- Với thuốc phóng 4/1Đ (c):  $P_{max} = 658 \text{kG/cm}^2$ ;  $V_0 = 265 \text{m/s}$ ;

Từ đồ thị trên ta thấy thuốc phóng cầu C-LP100 có các chỉ số sát với yêu cầu đề ra. Ngoài ra, thuốc phóng cầu có công nghệ chế tạo đơn giản, thuận tiện cho việc nhồi lắp. Đặc biệt, nó có thể dễ dàng thay đổi các thông số thuật phóng hơn các loại thuốc phóng khác.

2.2.3. Tính toán thiết kế cho liều lớn nhất với sơ tốc 286m/s

Ta tiến hành xây dựng bộ tham số làm việc của thuốc phóng cầu như: bề dày cháy, lực thuốc phóng, tốc độ cháy,... qua đó tính toán, khảo sát và lựa chọn các giá trị phù hợp.

Vùng giá trị khảo sát của các thông số:

- f: Lực thuốc phóng liều phụ khảo sát các giá trị  $(0,9 \div 1,35)$ .10<sup>6</sup> kG.dm/kG;

-  $2e_1$ : Khảo sát bề dày cháy các giá trị từ  $0,4 \div 0,5$  mm;

- Ik: Khảo sát xung lượng toàn phần các giá trị từ 200÷450 kG.s/dm<sup>2</sup>.

Dựa trên công nghệ hiện có, ta chỉ có thể tạo hạt thuốc phóng cầu có đường kính nhỏ (<1,1mm) và tỷ lệ D/2e1 không được quá lớn sẽ dẫn đến nứt vỡ hạt thuốc khi cán: Bề dày cháy  $2e_1 = 0,4 \div 0,5mm$ , đường kính hạt thuốc sau khi cán D =  $(1 \div 1,5)mm$ .

Các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng cầu được tính như sau:

$$\alpha = \beta = \frac{2e_1}{D}; \quad \chi = 1 + 2\alpha; \quad \lambda = \frac{2\alpha + \alpha^2}{1 + 2\alpha}; \quad \mu = \frac{\alpha^2}{1 + 2\alpha}$$

Với các số liệu tính toán đầu vào cố định như Bảng 1 (trừ các tham số đang khảo sát ở trên). Qua tính toán thuật phóng trong ta có bảng giá trị sau:

тт	2e <sub>1</sub>	<b>u</b> 1	ω	Ik	f	P <sub>max</sub>	$\mathbf{V}_{0}$			
11	mm		kg	kG.s/dm <sup>2</sup>	kG.dm/kG	kG/cm <sup>2</sup>	m/s			
Ι	Thay đổi tốc độ cháy của thuốc phóng C-LP100									
1	0,4	9.10 <sup>6</sup>	0,251	222	0,96.106	466,4	273,8			
2	0,4	10.106	0,251	196	0,96.10 <sup>6</sup>	565,7	286,4			
3	0,43	9.10 <sup>6</sup>	0,251	239	0,96.10 <sup>6</sup>	420,3	264,8			
4	0,43	11.106	0,251	195	0,96.106	569,8	286,8			
5	0,4	9.10 <sup>6</sup>	0,281	222	0,96.10 <sup>6</sup>	560,4	294,7			
6	0,42	9,2.106	0,281	228	0,96.10 <sup>6</sup>	538,4	291,8			
7	0,43	9,2.106	0,281	234	0,96.10 <sup>6</sup>	520	286,6			
8	0,43	9.10 <sup>6</sup>	0,311	239	0,96.10 <sup>6</sup>	594,6	306,6			
9	0,5	9.10 <sup>6</sup>	0,311	278	0,96.106	554,6	300,6			
Π	Giữ nguyê	n tốc độ cháy ci	ủa thuốc phór	ng C-LP100						
1	0,4	9,5.106	0,251	211	0,98.106	522,1	283,2			
2	0,4	9,5.10 <sup>6</sup>	0,255	211	0,98.106	535,9	286,1			
3	0,4	9,5.10 <sup>6</sup>	0,251	211	0,99.10 <sup>6</sup>	530,3	285			
4	0,4	9,5.10 <sup>6</sup>	0,253	211	0,99.106	537,2	286,3			
5	0,4	9,5.10 <sup>6</sup>	0,251	211	1,0.106	538,4	286,5			

Bảng 3. Thông số tính toán thuật phóng trong lựa chọn thuốc phóng

Căn cứ vào yêu cầu sơ tốc, áp suất cần đạt và kết quả tính toán trên ta chọn bề dày cháy thuốc phóng  $2e_1 = 0,43$ mm, khối lượng trung bình thuốc phóng  $281 \pm 3g$ .

Với phương án đã lựa chọn, kết quả tính toán sơ tốc và áp suất như sau:



Hình 6. Đồ thị áp suất & sơ tốc của thuốc phóng C-LP100 sau điều chỉnh **3. Bắn thử nghiệm kiểm tra thuốc phóng theo phương án lựa chọn** 

Với phương án đã lựa chọn, để kiểm chứng tính đúng đắn của tính toán lý thuyết, ta sẽ bắn thử nghiệm để xác định sơ tốc, áp suất đạn cối tăng tầm 100mm trên thực tế.

Đạn cối bắn thử là đạn nhồi giả, lắp ngòi giả có khối lượng  $8000 \pm 8$  gam. Đạn có liều chính và liều phụ đều được bảo ôn ở nhiệt độ  $20 \pm 2^{0}$ C không nhỏ hơn 48 giờ.

Đo sơ tốc đạn bằng thiết bị bia quang W700 và đo áp suất bằng trụ đồng hình nón  $\Phi$ 6x9,8 mm được dự áp 400kG/cm<sup>2</sup> lắp trên Cruse kiểu vặn có diện tích piston 1cm<sup>2</sup>.

Kết quả bắn thử nghiệm kiểm tra sơ tốc, áp suất của Viện Vũ khí theo [5]:

тт	Khối lượng thuốc	Vân aầu kỹ thuật	Kết quả thử nghiệm			
11	phóng (gam)	i cu cau ky muạt	Áp suất P <sub>max</sub> , kG/cm <sup>2</sup>	Sơ tốc V <sub>0</sub> , m/s		
1			529	289,3		
2		281 $P_{maxTB} \le 530 \text{ kG/cm}^{2}$ $P_{maxmax} \le 550 \text{ kG/cm}^{2}$ $V_{oTB} = 286 \pm 3 \text{m/s}$ $r_{v0} \le 1,5 \text{ m/s}$	524	287,9		
3			$P_{maxTB} \le 530 \text{ kG/cm}^2$ $P_{maxmax} \le 550 \text{ kG/cm}^2$ $V_{TD} = 286 \pm 3m/s$	505	285,1	
4	281			$V_{-TD} = 286 \pm 3m/s$	$V_{aTR} = 286 + 3m/s$	513
5			508	286,3		
6			507	285,2		
7			515	286,0		

Bảng 4. Bảng kết quả bắn thử nghiệm kiểm tra sơ tốc, áp suất C-LP100 (281 gam)

- Sơ tốc trung bình của nhóm bắn:  $V_{oTB} = 286,6m/s$ , tăng hơn 36m/s so với đạn cối 100mm trong trang bị;

- Áp suất lớn nhất trung bình của nhóm bắn:  $P_{maxTB} = 514,4kG/cm^2$ , tuy có tăng hơn so với đạn cối 100mm trong trang bị, nhưng vẫn đảm bảo  $\leq 530kG/cm^2$ .

- Áp suất lớn nhất của nhóm bắn:  $P_{maxmax} = 529 \text{kG/cm}^2$ .

- Tầm bắn lớn nhất đạt 6025,9m tăng 1200m so với đạn cối 100mm trong trang bị.

Với kết quả trên, chứng tỏ các phương án lựa chọn là phù hợp.

## 4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu và đạt được các kết quả cụ thể như sau:

- Lập được bộ tham số làm việc của thuốc phóng cầu có các giá trị phù hợp, đảm bảo sơ tốc và áp suất của đạn là ( $V_0 = 286 \pm 3$ m/s và  $P_{max} \le 530$ kG/cm<sup>2</sup>).

- Đã chứng minh được tính hiệu quả của vòng bịt kín đến khả năng điền đầy đường cong thuật phóng, dẫn tới tăng sơ tốc, tăng tầm bắn và độ chính xác khi bắn.

- Các kết quả của nghiên cứu là cơ sở để xây dựng mô hình kết cấu, thiết kế chế tạo đạn cối tăng tầm 100mm, đáp ứng tốt các yêu cầu chiến kỹ thuật, góp phần rút ngắn thời gian thực nghiệm, đồng thời có thể mở rộng áp dụng cho nhiều loại đạn cối tăng tầm khác.

#### Tài liệu tham khảo

1. Trần Văn Định, Nguyên lý thiết kế đầu đạn pháo và đạn cối, Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân, 1977.

2. Nguyễn Hồng Lanh, Uông Sĩ Quyền, *Tính toán thiết kế pháo cối*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2001.

3. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2013.

4. Dương Nhật Dân, Nghiên cứu phương án tăng tầm cho cối, Viện thiết kế vũ khí, 1999.

5. Viện thiết kế vũ khí, *Thuyết minh tính toán phương án thiết kế cối tầm xa 100mm*, Viện thiết kế vũ khí, 1999.

6. Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences, *Aerodynamics Analysis and Range Enhancement Study of 81mm Mortar Shell*, 2021.

7. А.В. Карпенко, С.М. Галин, Отечественные бомбометы и минометы, 1997.

## Research on extending the range of 100mm mortar shells by using sealing rings and replacing alternative sub-dose

**Abstract:** On the basic of retaining the gun structure, only the improved ammunition solution is investigated. The content of this article will be deeply studied and analyzed to the effective range of mortar shells by using sealing rings and replacing secondary doses will be analyzed. The results obtained in the article will serve as the basis for selecting extended range solutions for the 100mm mortar shells included in the equipment.

Keywords: Mortar shells extended-range to 100mm, sealing rings, alternative sub-dose.

# Phân tích tham số làm việc của cảm biến điện từ dạng xoáy trong ngòi tên lửa IGLA Lê Văn Tám<sup>\*</sup>, Phạm Đức Hùng, Phạm Xuân Sơn

Học viện Kỹ thuật quân sự \*Email: levantam263@gmail.com; Tel: 0387188132

#### Tóm tắt

Dựa trên tính toán lý thuyết, nội dung của bài báo sẽ đi sâu vào phân tích các tham số làm việc của cảm biến điện từ dạng xoáy ГМД-2 trong ngòi nổ 9Э249, nhằm so sánh và luận giải các kết quả từ tính toán lý thuyết với các giá trị đo đạc thực nghiệm. Thành tựu thu được từ nghiên cứu sẽ là cơ sở lý luận để làm rõ bản chất và sự ảnh hưởng của các tham số này đến độ tin cậy làm việc của cảm biến.

Từ khóa: Cảm biến điện từ dạng xoáy; suất điện động; bán kính phản ứng giới hạn; Igla.

#### 1. Đặt vấn đề

Với tư duy hiện đại hóa nền quốc phòng, việc tiếp cận, nghiên cứu hệ thống tên lửa phòng không Igla đã trở thành xu thế tất yếu. Song song với sự bắt kịp về công nghệ và tự chủ trong sản xuất, thì việc nghiên cứu nâng cao hiệu quả chiến đấu của ngòi nổ 9Э249 là khâu then chốt để chống lại sự biến đổi liên tục của các đối tượng tác chiến mới.



Hình 1. Ngòi nổ 93249 trong tên lửa IGLA

Tuy nhiên, để đạt được xác suất làm việc cao thì các cơ cấu cụ thể trong ngòi nổ phải đảm bảo hoàn thành chức năng của mình. Trong nội dung của bài báo ta sẽ tập trung vào nghiên cứu cảm biến điện từ dạng xoáy ГМД-2, một cơ cấu đảm bảo kích nổ tin cậy phần chiến đấu khi tên lửa trượt mục tiêu ở khoảng cách phù hợp hoặc khi tên lửa va xuyên vào bên trong mục tiêu nhưng cảm biến va đập không làm việc.

Vì thế, khi khảo sát cảm biến điện từ dạng xoáy, ta cần quan tâm đến hai tham số suất điện động làm việc ( $E_{Iv}$ ) và bán kính phản ứng giới hạn ( $R_p$ ). Trên cơ sở tính toán lý thuyết, ta sẽ so sánh và luận giải các kết quả thu được với đo đạc thực nghiệm.

## 2. Nguyên lý làm việc và kết cấu của cảm biến điện từ dạng xoáy ГМД-2

Cảm biến ГМД-2 hoạt động theo nguyên lý của máy phát xoáy từ [1], được bố trí ở phía sau phần chiến đấu. Với yêu cầu va xuyên vào bên trong mục tiêu hoặc cách mục tiêu một khoảng cho phép, tên lửa mới có tác dụng nên vị trí của cảm biến này là hợp lý. Mặt khác cảm biến có cấu tạo vòng tròn, bên trong rỗng nên kết cấu không quá phức tạp.



Hình 2. Cảm biến điện từ dạng xoáy ГМД-2 trong ngòi 9Э-249 1. Tiếp điểm; 2. Nam châm có cuộn dây bên ngoài; 3. Đai ốc phân cực; 4. Thân; 5. Ông bọc;

## 3. Phân tích các tham số làm việc của cảm biến ГМД-2

## 3.1. Khảo sát một vài tham số chiến kỹ thuật quan trọng của cảm biến

- Tham số bán kính phản ứng giới hạn ( $R_p$ ) là khoảng cách lớn nhất cho phép 99% từ thông do cảm biến sinh ra đi qua mục tiêu. Bán kính này tương đối nhỏ, nhưng vẫn phải nằm trong phạm vi cho phép, vừa đáp ứng yêu cầu giữ chậm cho tên lửa khi bắn xuyên vào mục tiêu một khoảng nhất định hoặc bắn sượt qua thì vùng phản ứng của cảm biến mới gặp mục tiêu và vừa đảm bảo không cho tên lửa làm việc sớm ngoài mục tiêu.

- Tham số suất điện động làm việc ( $E_{lv}$ ). Khi cảm biến chuyển động tương đối với mục tiêu trong phạm vi xác định sẽ xuất hiện một suất điện động và tăng dần cho đến khi đạt giá trị lớn nhất ở một thời điểm nào đó. Do đó, để đảm bảo cho mạch nổ hoạt động tin cậy, ta sẽ tập trung xác định tham số suất điện động làm việc ( $E_{lv}$ ) của cảm biến.

## 3.2. Cơ sở lý thuyết của tính toán

Trên cơ sở lý thuyết của hiệu ứng từ tập trung và giả thuyết "dòng từ" được coi như "khí từ" [1], dòng từ bị biến dạng bởi chướng ngại kim loại thì giá trị vẫn giữ nguyên nhưng mật độ sẽ thay đổi khác nhau trong không gian chướng ngại của viện sĩ Xakharov. Khi tính sức điện động và bán kính phản ứng giới hạn, ta chấp nhận các giả thuyết sau:

1. Bán kính phản ứng giới hạn của cảm biến  $R_{PT}$  là khoảng cách từ bề mặt ngoài của cảm biến đến bề mặt bao quanh vùng (diện tích), mà qua vùng đó có 99% dòng từ thông bên ngoài  $\Phi_n$  đi qua.  $R_{PT}$  được xác định bởi:

$$R_{PT} \le \pi . \delta^2 . \gamma . \mu_r . \mu_o . v_o \tag{1}$$

Với:  $\delta$  - bề dày mục tiêu ;  $\gamma$  - độ dẫn điện riêng vật liệu mục tiêu;  $\mu_r$  - độ từ thẩm tương đối vật liệu mục tiêu;  $\mu_0$  - độ từ thẩm tương đối chân không;  $v_0$  - vận tốc tương đối của cảm biến so với mục tiêu.

2. Quy luật thay đổi trục của cảm ứng từ  $B_z(r)$  theo bán kính r được xác định bởi:

- Đối với vùng ở gần ( $\Delta_0 < 0, 1.R_H$ ) theo quy luật hàm mũ:

$$B_{Z}(r) = B_{ZH} \cdot e^{-\frac{r-R_{H}}{a_{2M}}}$$
(2)

- Đối với vùng ở xa  $(0,1.R_H \le \Delta_0 \le 5.R_H)$  theo quy luật đường cong bậc hai:

$$B_{Z}(r) = \frac{B_{ZH}}{1 + \beta_{M} . (r - R_{H})^{2}}$$
(3)

Với:  $\Delta_0$  - khoảng cách giữa cảm biến và mục tiêu khi bay;  $R_H$  - bán kính bề mặt ngoài của cảm biến;  $B_{ZH}$  - giá trị cảm ứng từ trên bề mặt ngang sườn của cảm biến ở tiết diện trung bình;

 $a_{2M}$ ,  $\beta_M$  - các hệ số đặc trưng cho sự suy giảm từ thông theo bán kính kể từ trục cảm biến, thông thường  $a_{2M} = 2 \div 5 \text{ mm}$ ,  $\beta_M = 0.05 \div 0.1 (1/\text{mm}^2)$ .

3. Từ thông xuyên qua mục tiêu sẽ phản xạ hoàn toàn tới mục tiêu với quy luật giảm dần theo bán kính đến trục cảm biến.

4. Giá trị của v<sub>o</sub>,  $\Delta_o$ ,  $\gamma$ ,  $\mu_r$ , góc chạm  $\alpha$ , cuộn trở r<sub>k</sub> và điện cảm L là hằng số.

5. Tính biến dạng không đều của dòng từ khi gặp mục tiêu dưới một góc nghiêng k<sub>9</sub>:

$$k_{\varphi} = \frac{1}{\pi} \arccos \frac{1 + \lambda_1}{1 + \lambda_2} \tag{4}$$

Trong đó:  $\lambda_1 = \Delta_0/R_H$ ;  $\lambda_2 = R_p/R_H$ .

Với các giả thiết đã trên, suất điện động cảm ứng có thể được tính như sau:

$$E_{Iv} = \frac{\pi}{2x_p} K_{\phi} K_{\delta} K_M K_H W v_o \Delta \Phi; \qquad (5)$$

Từ lúc mục tiêu vào vùng từ trường đến khi ra khỏi, bằng quan hệ hình học ta tìm được đoạn đường chuyển động của mục tiêu trong vùng tác dụng của từ trường x<sub>p</sub> như sau:

$$x_{p} = \begin{cases} R_{p} \cdot \left(\frac{1-\lambda_{o}}{\sin \alpha}\right) & \text{Khi } \alpha < \alpha_{\text{kp}} \\ R_{p} \cdot \sqrt{1-\lambda_{o}^{2}} & \text{Khi } \alpha \ge \alpha_{\text{kp}} \end{cases}$$
(6)

Với 
$$\alpha_{kp} = \arccos \lambda_o$$
;  $\lambda_o = \Delta_o/R_p$ ;



Hình 3. Sơ đồ tính toán chuyển động của mục tiêu trong vùng của từ trường Các hệ số khác trong công thức được xác định như sau:

+ K<sub>δ</sub> - Hệ số tính đến độ từ thẩm của vật liệu thân mục tiêu: đối với hợp kim nhôm K<sub>δ</sub> = 1- 0,036.(10 - δ); đối với hợp kim Titan K<sub>δ</sub> = 1 - 0,062.(10 - δ); đối với thép tất cả các mác K<sub>δ</sub> = 1. Khi bề dày mục tiêu  $\delta > 10$ mm thì K<sub>δ</sub> = 1 đối với tất cả các vật liệu.

+ K<sub>M</sub> - Hệ số tính đến tính chất sắt từ của mục tiêu. Đối với vật liệu phi từ tính thì  $K_M = 1$ ; Đối với vật liệu từ tính thì  $K_M = 1,7 \div 2,2$ .

+ K<sub>H</sub>- Hệ số tính tới sự tập trung của dòng do có sự phân cực mặt đầu: Với đầu làm bằng thép  $\Im 12$  bề dày  $0,5 \div 2mm$  thì K<sub>H</sub> = 1,3 ÷ 1,4; Khi không có đầu cực thì K<sub>H</sub> = 1

+ W - Số vòng dây trong cuộn dây của cảm biến;

 $+\Delta\Phi$  - Phần từ thông bị biến dạng và đi qua cuộn dây của cảm biến;

Với sự phụ thuộc của  $B_Z(r)$  theo hàm mũ (khi  $\Delta_0 < 0, 1.R_H$ ) thì :

$$\Delta \Phi = 2.\pi \cdot B_{_{ZH}} \cdot a_{_{2M}}^2 \cdot \left[ e^{-\frac{2.\Delta_o}{a_{_{2M}}}} \cdot \left( \frac{R_{_H}}{a_{_{2M}} - 1} \right) + e^{-\frac{R_H + 2\Delta_o}{a_{_{2M}}}} \right]$$
(7)

Với sự phụ thuộc của  $B_Z(r)$  theo hàm bậc hai (khi  $0, 1.R_H \le \Delta_0 \le 5.R_H$ ) thì:

$$\Delta \Phi = \frac{2.\pi . B_{_{ZH}}}{1 + \beta_{_{M}} . \Delta_{_{0}}^{2}} \cdot \left[ \frac{1}{2.\beta_{_{M}}} . \ln \left( \frac{1 + \beta_{_{M}} (R_{_{H}} + \Delta_{_{0}})^{2}}{1 + \beta_{_{M}} . \Delta_{_{0}}^{2}} \right) \right]$$
(8)

#### 3.3. Tính toán các tham số làm việc của cảm biến bằng phương pháp lý thuyết

3.3.1. Tham số bán kính phản ứng giới hạn của cảm biến  $(R_{PT})$ 

Tín hiệu từ mục tiêu phụ thuộc vào nhiều yếu tố, trong đó có vận tốc chuyển động tương đối giữa tên lửa (cảm biến) và mục tiêu. Trong trường hợp này, giá trị của nó phải là nhỏ nhất trong vùng vận tốc mà tên lửa có thể tiêu diệt. Ta đã biết vận tốc lớn nhất của Igla khi bắn đuổi mục tiêu là 570m/s, mà mục tiêu giả lập (máy bay tiêm kích) chuyển động với vận tốc trung bình là 450m/s. Vậy vận tốc tương đối nhỏ nhất là v<sub>0</sub> = 120m/s.

Ngoài ra, máy bay thường là khung thép, sau đó bọc hợp kim nhẹ bên ngoài, có bề dày từ  $2 \div 5$ mm. Để tính toán tin cậy hơn, ta chọn mục tiêu có bề dày nhỏ với  $\delta = 2,5$ mm.

Ta biết tính chất từ của mỗi loại vật liệu là khác nhau, mục tiêu sắt từ có sự biến thiên từ thông lớn hơn rất nhiều so với mục tiêu phi sắt từ. Vì vậy để đảm bảo độ tin cậy cho cảm biến, ta sẽ chọn vật liệu phi sắt từ - đuyra ít chịu ảnh hưởng của từ trường hơn để tính toán. Trong phạm vi tài liệu tiếp cận được, ta sẽ chấp nhận các thông số sau:

ТТ	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
1	$\delta$ – bề dày của mục tiêu	2,5	mm
2	γ – độ dẫn điện riêng của vật liệu mục tiêu	3,72x10 <sup>7</sup>	$1/\Omega m$
3	$\mu_r$ - độ từ thẩm tương đối của vật liệu mục tiêu	1+2,14 x10 <sup>-5</sup>	
4	$\mu_0$ - độ từ thẩm tương đối của chân không	1,257 x10 <sup>-6</sup>	Hr/m
5	$v_o - v$ ận tốc dịch chuyển tương đối của cảm biến so với mục tiêu.	120	m/s

Bảng 1. Thông số tính toán tham số bán kính phản ứng giới hạn  $R_{PT}$ 

Thay số vào (1) ta dễ dàng tính được  $R_{PT} \le 0,1102$  (m). Ta chọn  $R_{PT} \approx 110$  (mm)

3.3.2. Tham số suất điện động làm việc  $(E_{lv})$ 

Để thuận tiện kiểm tra độ chính xác khi tính bằng lý thuyết với thử nghiệm thực tế, ta sẽ tính  $E_{lv}$  cho mô hình cảm biến xuyên vuông góc với mục tiêu là vòng thép kim loại.



Hình 4. Mô hình tính toán  $E_{lv}$  của cảm biến  $\Gamma M \square -2$ 1- Cảm biến điện từ dạng xoáy; 2- Vòng thép kim loại

Giả thuyết bỏ qua lực điện từ do cảm biến tác dụng lên vòng thép, do đó vòng thép sẽ rơi tự do với vận tốc ban đầu  $V_0 = 0$ . Bên cạnh đó, để vòng thép đi qua cảm biến thì chiều cao rơi nhỏ nhất của vòng thép là bằng chiều cao của nó (H = 40mm).

Vì vậy, vận tốc rơi của ống thép tại thời điểm bề mặt trên của nó ngang bằng với bề mặt trên của cảm biến sẽ được coi là vận tốc tương tác ban đầu  $V_0$ . Ta có:

$$V_0 = \sqrt{2gS} = \sqrt{2.9800.(40 - 14)} = 713,9 \,(\text{mm/s})$$

- Vận tốc vòng thép khi nó rơi ra khỏi cảm biến là:

$$V_t = \sqrt{2.9800.40} = 885,4 \text{ (mm/s)}$$

- Thời gian vòng thép chuyển động từ  $V_0$  đến V<sub>t</sub> là khoảng thời gian tạo ra suất điện động cảm ứng, ta có:

$$t = \frac{V_t - V_0}{g} = 0,0175$$
 (s)

Bảng 2. Thông số tính toán tham số suất điện động làm việc  $E_{lv}$ 

ТТ	Tên thông số	Giá trị	Đơn vị
1	δ – bề dày của mục tiêu	2,5	mm
2	R <sub>PT</sub> - Bán kính phản ứng giới hạn	110	mm
3	$\Delta_{\rm o}-{ m kho}$ ảng cách giữa cảm biến và vòng thép		mm
4	R <sub>H</sub> – bán kính bề mặt ngoài của cảm biến	35	mm
5	$\mathbf{B}_{ZH}$ – giá trị cảm ứng từ trên bề mặt ngang sườn ở tiết diện trung bình	1,27.10-6	Wb/mm
6	$a_{2M}$ - hệ số đặc trưng cho sự suy giảm từ thông theo bán kính	3,8	mm
7	W - số vòng dây của cảm biến	200	vòng
8	$K_{\delta}$ – là hệ số độ từ thẩm của vật liệu thân mục tiêu	1	
9	K <sub>M</sub> – là hệ số sắt từ của mục tiêu: vật liệu từ tính	1,7	
10	$K_H - là hệ số đầu cực$	1	

- Dựa trên công thức (4) ta tính được  $K\phi = 0.419$ .

- Ta có  $\alpha_{kp} = \arccos \lambda_o = \arccos (\Delta_o/R_p) = 1,56 \text{ (rad)} = 89,2 \text{ (dộ)}$ 

Nên với góc chạm  $\alpha = 90^{\circ} > \alpha_{\rm kp}$ . Theo công thức (6)  $x_p = R_p \sqrt{1 - \lambda_o^2} = 109,99$ 

- Với sự phụ thuộc của  $B_Z(r)$  theo hàm mũ (khi  $\Delta_o\!<\!0,\!1.R_H)$  thì theo công thức (7) ta có:  $\Delta\Phi=6,\!54.10^{-4}$ 

Vậy theo công thức (5) ta dễ dàng tìm được:  $E_{lv} = 950,1 \text{ mV}$ 

### 3.4. Xác định suất điện động làm việc trên thực nghiệm

3.4.1. Cơ sở khoa học thực nghiệm

Tạo ra bẫy để đo suất điện động. Khi chưa có sự dịch chuyển của vòng thép vào vùng không gian của cảm biến điện từ dạng xoáy, trong nam châm không xuất hiện suất điện động. Sau đó ta cho vòng thép rơi tự do với vận tốc xác định trong vùng không gian của cảm biến sẽ sinh ra một suất điện động làm việc.

3.4.2. Chuẩn bị thực nghiệm

- Sơ đồ thực nghiệm



Hình 5. Sơ đồ thực nghiệm xác định E<sub>tv</sub> của cảm biến ГМД-2
1- Cảm biến điện từ dạng xoáy; 2- Vòng thép kim loại
- Chuẩn bị thiết bị đo và dụng cụ đồ gá:



1

Hình 6. Chuẩn bị thiết bị đo  $E_{lv}$  và đồ gá chuyên dụng 1- Thiết bị đo OSCILO Protek 5200; 2- Đồ gá chuyên dụng

+ Thiết bị đo OSCILO Protek 5200 là thiết bị đo chuyên dùng để đo hiệu điện thế.

+ Lồng vòng thép kim loại bên ngoài cảm biến rồi gá lắp vào đồ gá chuyên dụng, tiến hành cố định cảm biến trong dụng cụ đồ gá và nối các đầu đo của thiết bị đo với đầu ra của cảm biến điện từ dạng xoáy ΓΜД-2 theo đúng điện cực vào thiết bị đo.

- Chuẩn bị đối tượng thử nghiệm: Cảm biến ГМД-2, vòng thép kim loại.



Hình 7. Chuẩn bị đối tượng đo đạc  $E_{lv}$  của cảm biến điện từ dạng xoáy  $\Gamma M \square -2$ 1- Cảm biến điện từ dạng xoáy; 2- Vòng thép kim loại

Do không có điều kiện thực nghiệm trên cảm biến và thiết bị đo nên nội dung này sẽ tham khảo kết quả đo đạc, mô phỏng vật lý của ngòi nổ tên lửa Igla tại nhà máy Z129.

3.4.3. Tiến hành thử nghiệm tại Nhà máy Z129/TC-CNQP

- Ta nâng vòng thép trong đồ gá chuyên dụng sao cho bề mặt dưới của vòng thép và cảm biến là ngang bằng nhau, rồi thả vòng thép rơi tự do với vận tốc xác định. Vòng thép sượt qua cảm biến ГМД-2 và kích hoạt nó sinh ra dòng điện rồi đưa đến thiết bị đo OSCILO Protek 5200. Tại đây ta đo được điện áp sinh ra khi cảm biến ГМД-2 làm việc.

- Kết quả suất điện động làm việc E<sub>lv</sub> được thể hiện trên màn hình của thiết bị đo:



Hình 8. Kết quả đo  $E_{lv}$  của cảm biến điện từ dạng xoáy  $\Gamma M \square -2$ 

### 3.5. Kết quả và luận bàn

- Bán kính phản ứng giới hạn của cảm biến thường nhỏ, chỉ đảm bảo đủ lớn để ngòi hoạt động. Bán kính của nó sẽ thay đổi phụ thuộc vào độ từ thẩm tương đối của vật liệu mục tiêu, bề dày vật cản và vận tốc chuyển động tương đối giữa cảm biến và mục tiêu.

- Giá trị của suất điện động giữa lý thuyết và thực nghiệm có sự khác biệt:

+ Suất điện động làm việc trong tính toán lý thuyết là  $E_{lv} = 0.95V$  lớn hơn so với tín hiệu đo đạc trên thực nghiệm  $E_{lv} \approx 0.8V$ .

+ Thời gian mà vòng thép chuyển động trong cảm biến trong tính toán lý thuyết là t = 17,5ms nhỏ hơn nhiều so với thời gian trong thực nghiệm t  $\approx 25ms$ .

+ Luận giải sự khác biệt: Trong tính toán lý thuyết ta đã giả thuyết bỏ qua sự tác động của lực điện từ do cảm biến tác dụng lên vòng thép. Ta có thể thấy đây là nguyên nhân chính dẫn đến sai số. Bởi khi có lực từ tác động lên vòng thép sẽ làm cho vòng thép chuyển động rơi với vận tốc giảm đi, đồng nghĩa với nó là thời gian chuyển động tương đối của vòng thép với cảm biến sẽ tăng lên. Vì vậy suất điện động làm việc đo được trên thực tế sẽ nhỏ hơn so với tính toán lý thuyết. Đây là kết quả hoàn toàn hợp lý và lô gic.

## 4. Kết Luận

- Các tham số bán kính phản ứng ( $R_p$ ) và suất điện động làm việc ( $E_{lv}$ ) của cảm biến điện từ dạng xoáy là hai tham số rất quan trọng trong đặc điểm chiến kỹ thuật của ngòi.

- Với các kết quả thu được từ thực nghiệm theo Biên bản số 52/BB-Z129 về "Kiểm tra, thử nghiệm phân đoạn ngòi nổ TLPKVV thuộc dự án KH&CN số 1 do Nhà máy Z129 chủ trì" ngày 11/01/2019, ta đã có thêm cơ sở lý luận để thấy rõ sự ảnh hưởng của tham số suất điện động làm việc (E<sub>lv</sub>) và tham số bán kính phản ứng của cảm biến (R<sub>p</sub>) đến độ tin cậy làm việc của cảm biến ГМД-2.

- Nội dung của nghiên cứu là kiến thức tổng quan, tiền đề về xây dựng mô hình tính toán, phân tích và giải các bài toán động lực học, điện từ trường bằng lý thuyết rồi đem so sánh với thực nghiệm kiểm tra vật lý các tham số làm việc của cảm biến. Mô hình tính toán này có thể ứng dụng để làm cơ sở tính toán cho các loại ngòi nổ khác. Đây là cơ sở để nghiên cứu và thiết kế chế tạo cảm biến điện từ dạng xoáy ΓΜД-2 trong ngòi tên lửa IGLA với độ tin cậy, đáp ứng tốt các yêu cầu chiến kỹ thuật cao.

#### Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V, *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2014.

2. Nguyễn Bình Minh (2010), Nguyên lý cấu tạo và hoạt động của tổ hợp tên lửa IGLA, Tổng cục công nghiệp quốc phòng.

3. Kim Đức Long, cộng sự, Nghiên cứu thiết kế, chế tạo một số thiết bị kiểm tra, thử nghiệm phân đoạn ngòi 93249, Viện vũ khí, Hà nội, 2014.

4. Акулов Игорь Евгеньевич, ТЕХНИЧЕСКАЯ ПОДГОТОВКА КОМАНДОВАНИЯ ВЗВОДА ПЗРК 9К38 «ИГЛА», 2011.

## Analysis of working parameters of electric sensor in the Igla rocket fuse Le Van Tam, Pham Duc Hung, Bui Xuan Son

**Abstract:** Based on theoretical calculations, the content of the article will delve into the analysis of the working parameters of the vortex electromagnetic sensor  $\Gamma M \square -2$  in the 9 $\ni$ 249 detonator, in order to compare and interpret the results from the calculations. theoretical with experimentally measured values. Achievements from the research will be the theoretical basis to clarify the nature and influence of these parameters on the working reliability of the sensor.

Keywords: Vortex electromagnetic sensor; electromotive force; limited reaction radius; IGLA.

# Nghiên cứu nâng cao hiệu quả chống đạn cho mô-đun giáp nhiều lớp Hứa Trường Thịnh<sup>1</sup>, Phan Văn Tuấn<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>

Học viện Kỹ thuật quân sự

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm ANSYS để nghiên cứu quá trình xuyên của đạn súng 7,62x54 mm vào mục tiêu là mô-đun giáp gồm 3 lớp vật liệu khác nhau: thép kết cấu, titan và nhôm. Trên cơ sở khối lượng của mô-đun giáp không thay đổi, khảo sát khả năng chống đạn của giáp khi thay đổi thứ tự sắp xếp và bề dày từng lớp vật liệu. Kết quả nghiên cứu chỉ ra độ dày phù hợp của các lớp vật liệu và thứ tự sắp xếp để chống lại đạn xuyên một cách hiệu quả, làm cơ sở để thiết kế giáp chống đạn liên hợp hạng nhẹ.

Từ khóa: đạn xuyên 7,62 mm, phương pháp số, giáp nhiều lớp.

#### 1. Đặt vấn đề

Xuất phát từ yêu cầu thực tế trên chiến trường, các phương tiện chiến đấu bọc thép hạng nhẹ không chỉ đòi hỏi tính cơ động mà còn khả năng bảo vệ trước mối đe dọa từ đạn xuyên động năng bắn từ súng trường. Nhờ sự tiến bộ của công nghệ vật liệu, các loại giáp liên hợp được tạo thành từ nhiều lớp vật liệu ghép nối với nhau đang chứng minh hiệu quả của nó. Các loại xe tăng chiến đấu chủ lực hay xe chiến đấu bộ binh được trang bị giáp làm từ vật liệu composite, gồm nhiều lớp vật liệu khác nhau như hợp kim, gốm, hoặc polyme cốt sợi. Kết quả thực nghiệm của Espinosa [1] và Wilkins [2] cho thấy sự kết hợp của nhiều lớp vật liệu khác nhau mang lại hiệu quả tốt hơn so với khi sử dụng giáp đồng nhất làm từ thép 4140. Lớp vật liệu gốm (chẳng hạn như oxit nhôm) gây ra biến dạng dẻo đáng kể cho lõi xuyên do phải chịu cường độ nén cao. Lớp thứ hai đóng vai trò truyền sóng xung kích ra xa trục của hướng tới, gây ra sự suy giảm sóng ứng suất đáng kể và tăng diện tích hấp thụ năng lượng. Lớp bột polyurethane xốp thứ ba giúp hấp thụ năng lượng còn lại bằng cách nén các lỗ không khí bên trong và cuối cùng chuyển thành nhiệt năng, đồng thời hạn chế sự võ vụn của lõi xuyên trong mô-đun giáp.

Việc xác định trình tự phù hợp trong sự kết hợp giữa các lớp giáp và bề dày tối ưu của mỗi lớp trong mô-đun giáp là không đơn giản. Mặt khác, chi phí để tiến hành thử nghiệm cũng đất đỏ. Phương pháp xây dựng mô hình toán học và tính toán giải tích có thể đưa ra lời giải tường minh, tuy nhiên đòi hỏi phải sử dụng nhiều giả thiết để đơn giản hóa mô hình bài toán, trong đó bao gồm giả thiết xem mũi lõi xuyên là cứng tuyệt đối [3]. Đồng thời, tính toán lý thuyết cũng đòi hỏi kết hợp với các thông số vật liệu được xác định từ thực nghiệm trên quy mô lớn để có thể mô tả được sát với thực tế. Do đó, giải pháp tiếp cận bằng phương pháp mô phỏng số mang lại hiệu quả cao và giúp tiết kiệm thời gian. Bộ giải Explicit Dynamic của phần mềm ANSYS được thiết kế để giải các bài toán liên quan đến tương tác tốc độ cao giữa các vật thể kèm theo sự biến dạng lớn của vật liệu. Đây cũng là phương pháp được sử dụng trong bài báo như là cách tiếp cận chính để giải quyết vấn đề đặt ra.

## 2. Thiết lập mô hình bài toán trên phần mềm ANSYS Explicit Dynamics

Các nghiên cứu thực nghiệm của Borvik cho thấy áo đồng và đệm chì chỉ ảnh hưởng đến

2% - 3% kết quả xuyên [4]. Do đó, để đơn giản, mô hình được xây dựng chỉ bao gồm lõi xuyên 7,62x54mm và mục tiêu. Kích thước của lõi xuyên và mô-đun giáp được thể hiện trong Hình 1. Điều kiện biên được thiết lập bao gồm vận tốc chạm được xác định là  $V_0 = 840$ m/s, góc chạm  $\theta = 0^0$  và bề mặt xung quanh của bản thép được gá cố định.

#### 2.1. Xây dựng mô hình 3D

Mô hình 3D của lõi xuyên và bản thép được xây dựng trên phần mềm Inventor, sau đó xuất ra định dạng "step" để đưa vào ANSYS. Kích thước của lõi xuyên và bản thép được cho trong Hình 1. Vì mục đích tiết kiệm thời gian tính toán, mô hình bản thép được thiết kế gồm hai phần để sau đó có thể thiết lập chia lưới ở các kích thước khác nhau. Mô hình bài toán va xuyên sau khi đưa vào ANSYS sẽ được cắt bổ và tạo mặt phẳng đối xứng để chương trình mô phỏng chỉ thực hiện tính toán trên một nửa của mô hình.



Hình 1. Mô hình 3D lõi xuyên và mục tiêu

#### 2.2. Mô hình vật liệu:

Các vật liệu dùng để phân tích được lựa chọn từ thư viện của ANSYS Explicit Dynamics được hiệu chỉnh một số thông số cho phù hợp gồm: thép S7 [5], thép chống đạn Armox-500T [6], hợp kim Titan Ti-6Al-4V và hợp kim Nhôm Al-2024 [7]. Trong đó, thép S7 được dùng cho lõi xuyên, còn lại dùng cho giáp.

#### 2.1.1. Phương trình trạng thái Shock tuyến tính

Phương trình trạng thái dùng để mô tả các mối liên hệ giữa áp suất, thể tích và nội năng. Mô hình tính toán sử dụng phương trình Gruneisen phù hợp trong các trường hợp vật liệu chịu nén bởi tải trọng va đập. Phương trình trạng thái Gruneisen được biểu diễn dưới dạng:

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[ 1 - \left( S_1 - 1 \right) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{\left( \mu + 1 \right)^2} \right]^2} + \left( \Gamma_0 + a \mu \right) E$$
(1)

Trong đó:  $\Gamma_0$  - hằng số Gruneisen;  $\rho_0$  - mật độ của vật liệu; E - nội năng;  $\mu$  - hệ số nén;  $C, S_1, S_2$  và  $S_3$  - các tham số vật liệu.

#### 2.1.2. Mô hình bền Johnson Cook

Mô hình bền Johnson Cook phù hợp để mô tả các quá trình va chạm. Trong đó, ứng suất chảy của vật liệu được xác định qua công thức:

$$\sigma_{c}^{d} = \left(A + B\varepsilon_{p}^{n}\right) \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{p}}{\dot{\varepsilon}_{p_{0}}}\right)\right] \left[1 - \left(T_{H}\right)^{m}\right]$$
(2)

Trong đó:  $\varepsilon_p$  - biến dạng dẻo;  $\dot{\varepsilon}_p$  - tốc độ biến dạng dẻo;  $\dot{\varepsilon}_{p_0}$  - tốc độ biến dạng dẻo tham chiếu xác định bằng thực nghiệm;  $T_H = (T - T_{room})/(T_{melt} - T_{room})$ ; T - nhiệt độ vật liệu (độ K);  $T_{melt}$  - nhiệt độ nóng chảy của kim loại;  $T_{room}$  - nhiệt độ môi trường; A, B, C, n và m - các hằng số vật liệu.

#### 2.1.3. Mô hình phá hủy

Mô hình phá hủy được đưa vào để xét đến sự phá hủy của vật liệu tùy thuộc vào trạng thái ứng suất (theo ba trục), nhiệt độ và tốc độ biến dạng đến biến dạng sau cùng của vật liệu (khi đạt đến trạng thái bị phá hủy). Mô hình phá hủy được chọn áp dụng cho kim loại là mô hình Johnson-Cook được biểu diễn dưới dạng:

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_f} \tag{3}$$

Trong đó:  $\Delta \varepsilon$  là số gia của biến dạng dẻo tương đương trong mỗi một chu kỳ tích phân và  $\varepsilon_f$  là biến dạng dẻo tương đương dẫn đến phá hủy trong điều kiện ứng suất, áp suất, tốc độ biến dạng và nhiệt độ tương ứng, có dạng:

$$\varepsilon_f = \left(D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*\right) \left(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*\right) \left(1 + D_5 T^*\right) \tag{4}$$

Trong đó:  $\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\overline{\sigma}}$  - tỷ lệ ba trục ứng suất;  $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$  - ứng suất pháp trung bình;  $\overline{\sigma}$  - ứng suất Von Mises tương đương và  $D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$  là các hằng số của vật liệu bị phá hủy.

ם ייי מ	1.	<u><u><u>n</u></u></u>	1			1: 4.	
клио	1.	Inc	τηρησ	SO.	var	11011	
Dunz	1.	Cuc	inonz	30	vui	ucu	
					•	•	

Cáo thông số vật liệu	Lõi xuyên S7	Armox-500T	Ti-6Al-4V	Al-2024
Cac thông số vật nêu	[5]	[6]	[7]	[7]
Các thông số chung				
Mật độ $ ho$ [kg/m³]	7736	7850	4428	2770
Nhiệt dung riêng [J/kg.K]	477	452	580	875
Mô-đun cắt [GPa]	81,8	77,020	40	27,600
Phương trình trạng thái Shock tuyến t	ính			
Hệ số Gruneisen Γ	2,17	2,170	1,090	2
C <sub>1</sub> [m/s]	4569	4569	5220	5328
<b>S</b> <sub>1</sub>	1,49	1,490	0,767	1,338
<b>S</b> <sub>2</sub>	0	0	0	0
Mô hình bền Johnson Cook				
Giới hạn chảy tĩnh A [GPa]	2,280	1,470	1,098	0,369
Hệ số hóa cứng B [GPa]	0,706	0,702	1,092	0,684
Số mũ hóa cứng n	0, 18	0.199	0,930	0,730
Hằng số tốc độ biến dạng C	0.012	0.038	0,014	0,008
Số mũ mềm do nhiệt m	1	0.810	1,100	1,700
Nhiệt độ nóng chảy $T_{nc}$ [ <sup>0</sup> C]	1489,9	1800	1878	775
Tốc độ biến dạng tham chiếu $\dot{\mathcal{E}}_0$ [1/s]	1	1	1	1
Mô hình phá hủy Johnson Cook		I	I	I
D <sub>1</sub>		0.068	-0,090	0,130
D <sub>2</sub>		5.382	0,250	0,130
D <sub>3</sub>		-2.554	-0,500	-1,500
D4		0	0,014	0,011
D <sub>5</sub>		0	3,870	0
Mô hình phá hủy Biến dạng chính				
Biến dạng pháp tuyến lớn nhất	0,3			
Biến dạng tiếp tuyến lớn nhất	0,3			
Xói mòn			1	1
Biến dạng hình học	4	4	4	4

3. Tiến hành khảo sát nhằm xác định thứ tự sắp xếp các lớp giáp và bề dày lớp vật liệu tối ưu

## 3.1. Tính toán chiều sâu xuyên đối với từng lớp vật liệu riêng lẻ

Trong một mô-đun giáp kết hợp, mỗi lớp vật liệu sẽ đóng vai trò hấp thụ động năng của lõi xuyên ở một mức độ khác nhau phụ thuộc vào nhiều yếu tố như ứng suất của vùng bị nén ép trước mũi đạn, đặc trưng cơ tính và bề dày lớp vật liệu. Do đó cần thiết phải đánh giá khả năng chống đạn của từng lớp vật liệu bằng cách mô phỏng xác định chiều sâu xuyên trên từng lớp vật liệu riêng biệt. Kết quả được thể hiện trong Hình 2, 3.



Hình 2. Kết quả tính toán chiều sâu xuyên trên giáp đồng nhất một lớp (a) Al-2024 (b) Ti-6Al-4V (c) Armox-500T



Hình 3. Đồ thị vận tốc theo thời gian của lõi xuyên (a) Al-2024 (b) Ti-6Al-4V (c) Armox-500T

Gọi  $b_1$ ,  $b_2$  và  $b_3$  lần lượt là bề dày cần thiết của mỗi lớp giáp tương ứng để có thể chống lại được đạn xuyên đang phân tích. Từ đây xác định được khối lượng trên một đơn vị diện tích  $M_i = \rho_i b_i$  của giáp một lớp có thể ngăn được đạn xuyên. Trong đó,  $\rho_i$  [g/cm<sup>3</sup>] là mật độ của vật liệu làm giáp.

Loại giáp	Chỉ số	Chiều sâu xuyên b (m)	Khối lượng riêng giáp <i>M<sub>i</sub></i> (kg/m²)
Armox-500T	1	4,5.10-3	35,325
Ti-6Al-4V	2	7,5.10-3	33,210
Al-2024	3	24.10-3	66,480

Bảng 2: Bề dày và khối lượng của từng giáp riêng lẻ

Có thể thấy giáp làm bằng hợp kim Titan có khối lượng thấp nhất, còn thép chống đạn có hiệu quả chống đạn tốt nhất.

## 3.2. Khảo sát khả năng chống đạn khi thay đổi thứ tự của các lớp giáp

Gọi  $t_1, t_2, t_3$  lần lượt là bề dày lớp vật liệu có chỉ số tương ứng. Khối lượng riêng của giáp nhiều lớp xác định như sau:

$$\rho_1 t_1 + \rho_2 t_2 + \rho_3 t_3 = M \tag{5}$$

Để đánh giá khả năng chống đạn của mô-đun giáp, cần tiến hành mô phỏng va xuyên trong điều kiện đạn bắn xuyên thủng hoàn toàn. Vận tốc  $V_s$  và động năng lõi xuyên  $K_s$  còn lại sau xuyên được so sánh giữa các phương án. Hiệu quả chống đạn được đánh giá thông qua đại lượng. Do đó, mô-đun giáp dùng để khảo sát gồm các lớp giáp có độ dày mỗi lớp bằng  $b_i/3$ . Khối lượng của mô-đun giáp của các phương án không thay đổi và được xác định:

$$M_i = \sum \rho_i b_i / 3 = 45,01 \text{ (kg/m^2)}$$
 (6)

Với mô-đun giáp 3 lớp, ta có 6 phương án khác nhau về thứ tự sắp xếp các lớp giáp. Kết quả mô phỏng đối với từng phương án được trình bày trong Bảng 3 và Hình 4.

STT	Thứ tự các giáp	Độ dày mỗi lớp giáp (mm)	V <sub>s</sub> (m/s)	<i>K</i> <sub>s</sub> ( <b>J</b> )	Tiêu hao vận tốc $\% \Delta V_s$	Tiêu hao động năng %∆K <sub>s</sub>
1	Al-Ti-Armox	8-2,5-1,5	576,3	460,34	31,39	50,24
2	Armox-Ti-Al	1,5-2,5-8	424,2	257,07	49,50	72,21
3	Ti-Armox-Al	2,5-1,5-8	555,3	422,79	33,89	54,29
4	Ti-Armox-Al	2,5-1,5-8	490,8	325,83	41,57	64,78
5	Al-Armox-Ti	8-1,5-2,5	591,2	454,17	29,62	50,90
6	Armox-Al-Ti	1,5-8-2,5	449,1	278,08	46,54	69,94

Bảng 3: Vận tốc và động năng còn lại của lõi xuyên

Trước khi va xuyên, lõi xuyên có vận tốc chạm  $V_0 = 840$  (m/s) và động năng K = 925,04 (J). Các phương án đặt tấm Armox đầu tiên cho hiệu quả chống đạn cao hơn, nhất là phương án 2 (Armox-Ti-Al). Điều này có thể được giải thích do lớp vật liệu cứng xếp đầu tiên khiến mũi lõi xuyên sớm bị phá hủy, làm tăng lực cản của lớp giáp phía sau lên lõi xuyên dẫn đến động năng của lõi xuyên giảm nhanh. Ngược lại, phương án 1 (Al-Ti-Armox) có hiệu quả chống đạn thấp nhất. Kết quả khảo sát cho thấy trình tự sắp xếp các lớp giáp khác nhau dẫn đến hiệu quả chống đạn của mô-đun giáp khác nhau, chênh lệch tiêu hao động năng lên đến trên 20%. Điều này phù hợp với các kết quả thực nghiệm cho thấy các mô-đun giáp chống đạn luôn đặt lớp vật liệu cứng đầu tiên [8, 9].

#### 3.3. Xác định tỷ lệ độ dày hợp lý của các lớp giáp

Armox-Ti-Al được lựa chọn để tiến hành các phân tích tiếp theo nhằm xác định độ dày hợp lý của từng lớp vật liệu. Các phương án đưa ra để phân tích dựa trên cơ sở thay đổi đồng thời độ dày của hai trong ba lớp vật liệu sao cho vẫn đảm bảo khối lượng riêng của giáp không đổi giữa các phương án và bằng  $M = 45,01 \text{ kg/m}^2$ .



Hình 4. Kết quả mô phỏng, đồ thị vận tốc và động năng của lõi xuyên theo thời gian.

Bảng 4 và Hình 5 trình bày kết quả mô phỏng của bốn phương án được khảo sát. Có thể thấy, phương án 4 (Bảng 4) tương ứng với độ dày Armox-Ti-Al lần lượt là 2:2,5:6,58 đạt hiệu quả chống đạn cao nhất. Ngược lại, phương án 2 có hiệu quả chống đạn kém nhất. Mặt khác, trong điều kiện khối lượng mô-đun giáp không đổi, khi tăng bề dày lớp vật liệu cứng sẽ giúp tăng khả năng chống đạn. Nhận định này có thể rút ra được khi so sánh kết quả giữa phương án

300

2 và 4, độ tiêu hao động năng tăng từ 67% lên đến 85% khi tăng độ dày lớp Armox từ 1mm lên 2mm. Quan sát tương tự với phương án 1 và 2 khi tăng độ dày lớp Titan từ 2,5mm lên 3,39mm. Tuy nhiên, việc tăng độ dày lớp Armox dẫn đến phải giảm độ dày lớp nhôm, lớp vật liệu có vai trò hấp thụ và phân tán năng lượng, dẫn đến sự gia tăng kích thước của vết rách ở mặt sau của mô-đun giáp. Kết quả mô phỏng ở Hình 5 cho thấy chiều cao vết rách của phương án 3 và 4 lớn hơn đáng kể so với phương án 1 và 2. Ghi nhận tương tự với trường hợp 2 và 4 trong Hình 4. Do đó, việc lựa chọn phương án kết cấu cho lớp giáp phải cân đối giữa khả năng chống đạn và việc hạn chế ảnh hưởng đến mặt sau của mô-đun giáp.

STT	Độ dày giáj	y từng p (mm	lớp )	Độ dày mô-đun	$V_s$	$K_{s}$	$\%\Delta V_s$	$\%\Delta K_s$
	Armox	Ti	Al	giáp (mm)	(m/s)	(J)		
Mẫu	1,5	2,5	8,00	12,00	424,2	257,07	49,50	72,21
1	1,00	3,39	8,00	12,39	462,21	280,07	44,98	69,72
2	1,00	2,50	9,42	12,92	475,30	305,62	43,42	66,96
3	2,00	1,61	8,00	11,61	323,07	149,70	61,54	83,82
4	2,00	2,50	6,58	11,08	303,98	141,98	63,81	84,65

Bảng 4. Kết quả tính toán đối với các phương án giáp Armox-Ti-Al



Hình 5. Kết quả mô phỏng, đồ thị vận tốc và động năng của lõi xuyên

## 4. Kết luận

Kết cấu của giáp đa lớp có thể được xây dựng nhờ vào sự kết hợp nhiều lớp vật liệu khác nhau. Hiệu quả chống đạn của mô-đun giáp phức hợp phụ thuộc vào vị trí và tương quan độ dày

giữa các lớp giáp riêng biệt. Trong đó, lớp giáp có độ cứng lớn nhất được đặt phía trước để nhanh chóng phá hủy đầu đạn, hạn chế quá trình va xuyên. Việc gia tăng độ dày của lớp giáp cứng phía trước giúp làm tăng đáng kể khả năng chống đạn, tuy nhiên sẽ làm tăng khối lượng của mô-đun giáp. Mặt khác, độ dày lớp giáp mềm phía sau nếu không đủ lớn sẽ dẫn đến việc hình thành vết phồng trên bề mặt sau có khả năng gây tổn thương cho đối tượng cần được bảo vệ. Bài báo tập trung nghiên cứu giáp 3 lớp gồm thép chống đạn Armox-500T, hợp kim Titan Ti-6Al-4V và Nhôm Al-2024 khi tương tác với lõi xuyên của đầu đạn 7,62x54 mm. Kết quả nghiên cứu đề xuất trình tự sắp xếp và tỷ lệ độ dày phù hợp lần lượt là Armox-500T, Ti-6Al-4V, Al-2024 và 2:2,5:6,6 nhằm tạo ra hiệu quả chống đạn tốt nhất cho mô-đun giáp. Đây cũng là cơ sở để thiết kế các mô-đun giáp chống lại các loại đạn xuyên bộ binh khác nhau.

## Tài liệu tham khảo

1. Espinosa HD, Dwivedi S, Zavattieri PD, A numerical investigation of penetration in multilayered material/structure systems, International Journal of Solids and Structures 35(22): 2975–3001, 1998.

2. Wilkins ML, *Mechanics of penetration and perforation*, International Journal of Engineering Science 16(11): 793–807, 1978.

3. Ben-Dor G, Dubinsky A and Elperin T, *Analytical engineering models of high speed normal impact by hard projectiles on metal shields*, Central European Journal of Engineering 3(3): 349–373, 2013.

4. Børvik T, Dey S and Clausen AH, *Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles*, International Journal of Impact Engineering 36(7): 948–964, 2009.

5. 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, tập 11 số 4, 2017.

7. Leseur D, *Experimental investigations of material models for Ti-6A1-4V and 2024-T3*. Livermore, CA: Federal Aviation Administration, US Department of Transportation, 1999.

6. Skoglund P, Nilsson M and Tjernberg A, *Fracture modelling of a high performance armour steel*, Journal de Physique IV 134: 197–202, 2006.

8. Poh CW, *Investigation of New Materials and Methods of Construction of Personnel Armor. Monterey*, CA: Naval Postgraduate School, 2008.

9. Ong CW, Boey CW, Hixson RS, *Advanced layered personnel armor*, International Journal of Impact Engineering 38(5): 369–383, 2011.

# Enhancing Bullet Resistance Efficiency for Multi-Layer Armor Modules: A Research Study

#### Hua Truong Thinh, Phan Van Tuan, Bui Xuan Son

**Abstract:** The paper presents a numerical simulation method using ANSYS software to study the penetration process of 7.62x54 mm bullets into a target module consisting of three different layers of materials: structural steel, titanium alloy, and alloy. Based on a constant mass of the armor module, the bullet resistance capability of the armor is investigated by varying the arrangement order and thickness of each material layer. The research results indicate the appropriate thickness of the material layers and the arrangement order to effectively resist bullet penetration, providing a basis for designing lightweight composite bulletproof armor.

Keywords: 7,62 mm armour-penetrating bullets, numerical method, multi-layered armour.

# Xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi bằng phương pháp mô phỏng số Bùi Văn Tính\*, Trần Thế Hùng, Đỗ Văn Minh, Phan Văn Tuấn

Học viện Kỹ thuật Quân sự

#### Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Fluent. Mô phỏng số được xây dựng và áp dụng cho đạn lựu phóng RPG-75. Ảnh hưởng của lưới, mô hình tính toán tới đặc trưng khí động của đạn 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. Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi.

Từ khóa: Đặc trưng khí động; mô hình tính toán; Ansys Fluent.

#### 1. Mở đầu

Một trong những đặc tính khí động học quan trọng nhất đối với đầu đạn là lực cản. Lực cản toàn phần của đạn có thể được chia thành ba thành phần: lực cản do áp suất, lực cản ma sát, và lực cản sóng [2]. Ba thành phần lực cản này thay đổi tùy thuộc vào vận tốc bay của đạn. Nhìn chung, lực cản ma sát thường nhỏ và có thể bỏ qua trong quá trình tính toán với khí cụ bay dưới âm. Việc xác định và giảm thiểu lực cản là điều cần thiết trong việc tăng uy lực và tăng tầm bắn của đạn. Để tăng tầm bắn của đạn ta có thể thực hiện nhờ các cải tiến của súng, pháo thậm chí thay đổi thuốc phóng nhưng việc này có thể dẫn đến phải thiết kế lại hệ thống súng pháo. Cho nên cách hiệu quả nhất hiện nay là có thể dựa vào tính toán mô phỏng lực cản của đạn và đưa ra các cải tiến về hình học để giảm lực cản từ đó nâng tầm bắn của đạn.

Để tính toán các hệ số lực tác dụng lên viên đạn trong quá trình bay, hiện nay có bốn phương pháp chính đó là: phương pháp thực nghiệm, phương pháp giải tích, phương pháp bán thực nghiệm và phương pháp số. Phương pháp thực nghiệm hiện tại là phương pháp đang được sử dụng rộng rãi nhất trên thế giới hiện nay nhưng lại khá tốn kém về thời gian và kinh phí. Phương pháp giải tích cho độ chính xác cao nhất nhưng không phải lúc nào cũng dễ dàng giải được các phương trình, hệ phương trình phức tạp. Phương pháp bán thực nghiệm thường là phương pháp được sử dụng từ lâu nhưng lại chỉ đúng cho những trường hợp cụ thể với những bài toán giới hạn. Trong thời gian 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 lựu phóng RPG-75 ở vận tốc 189m/s. 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 lựu phóng không sử dụng cánh đuôi RPG-75 (Hình 1). Đây là loại đạn xuyên lõm, dùng để tiêu diệt xe tăng, xe bọc thép hạng nhẹ và các

<sup>\*</sup> Email: buitinhsqkt@gmail.com

mục tiêu kiên cố. Các tham số hình học và thuật phóng của đạn được cho trong Bảng 1. Đạn có đường kính 68mm với chiều dài gấp 3,75 lần đường kính. Đạn có vận tốc ban đầu 189m/s (M = 0.55) với tầm bắn hiệu quả 200 ÷ 300m. 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 RPG-75

ТТ	Đặc tính	Thông số
1	Đường kính đạn (cỡ, d)	$\Phi$ 68mm
2	Chiều dài đầu đạn (L)	255mm
3	Chiều dài phần mũi đạn	104.5mm
4	Sơ tốc đạn	189m/s
5	Trọng lượng đạn	0,818kg

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 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 RPG-75 được lấy theo kích thước đã được công bố.

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 RPG-75, thiết lập vùng tính toán có dạng hình hộp chữ nhật như mô tả trên Hình 2 với kích thước dài × rộng × cao =  $45d \times 20d \times 20d$  với *d* là đường kính của đạn. Trong đó khoảng cách từ đáy đạn đến đầu ra là 1,7 m, bề mặt đạn đến các mặt còn lại là 0,45 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 30*d*, 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 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 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.

Các thiết lập chung						
Trình giải	Pressure-Based (Cho dòng có gradient vận tốc nhỏ)					
Kiểu phân tích	Steady (Tĩnh)					
	Mô hình dòng chảy					
Mô hình chảy rối	$k-\omega$ 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: $V_x = V_{dan} = 189 \text{m/s}$ ; $V_y = 0$ ; $V_z = 0$ ; $T = 300 \text{K}$ .					
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 $\leq 10\text{-}6$					
Số vòng lặp	500					
Monitors	Hiển thị đồ thị các hệ số khí động theo từng vòng lặp					

Bảng 2. Trình tự thiết lập thuộc tính giải trong ANSYS Fluent

#### 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- $\varepsilon$  hoặc mô hình k- $\omega$ , 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- $\varepsilon$  và k- $\omega$ , trong đó k là động năng hỗn loạn và  $\varepsilon$  hoặc  $\omega$  là các tham số đặc trưng của chiều dài quy đổi (gọi chung là  $\psi$ ).

#### 2.2.1. Mô hình chảy rối k-ε

Các số hạng nguồn của mô hình k- $\varepsilon$  là [3, 4]:

$$Q_{\rho k} = P - \rho \varepsilon \tag{1}$$

$$Q_{\rho\varepsilon} = c_1 \frac{\varepsilon}{k} P - c_2 \frac{\rho \varepsilon^2}{k}$$
(2)

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:

$$P = -\overline{\rho u_i u_j} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \left[ \mu_T \left( 2S_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \rho k \right] \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$$
(3)

Trong mô hình k- $\varepsilon$ , độ nhớt chảy rối được tính từ:

$$\mu_T = c_\mu \frac{\rho k^2}{\varepsilon} \tag{4}$$

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- $\omega$ 

Mô hình k- $\omega$  do Wilcox [5] xác lập, là cơ sở cho tất cả các mô hình k- $\omega$  hiện đại ngày nay. Trong mô hình k- $\omega$ , các số hạng nguồn cho  $\rho k$  và  $\rho \omega$  là:

$$Q_{\rho k} = P - \beta^* \rho k \omega \tag{5}$$

$$Q_{\rho\omega} = \alpha \frac{\omega}{k} P - \beta \rho \omega^2 \tag{6}$$

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- $\varepsilon$  bằng phương trình (3). Độ nhớt chảy rối nhận được từ công thức:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \tag{7}$$

Liên hệ chuẩn giữa  $\varepsilon$  và  $\omega$  là:

$$\omega = \frac{\varepsilon}{\beta^* k} \tag{8}$$

#### 2.2.3. Mô hình Shear Stress Transport (SST)

Mô hình SST (còn được gọi là k- $\omega$  SST), là một giải pháp kết hợp các tính năng của cả mô hình k- $\varepsilon$  và k- $\omega$ . Để thực hiện điều này, mô hình k- $\varepsilon$  được biến đổi lại theo k- $\omega$  và một hàm trọng số F1 được thêm vào phương trình kết quả để tạo ra sự chuyển đổi suôn sẻ từ mô hình k- $\omega$  gần biên sang mô hình k- $\varepsilon$ . Tránh xa lớp biên F1 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]:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \overline{u}_{j} \frac{\partial k}{\partial x_{j}} = \tau_{ij} \frac{\partial \overline{u}_{i}}{\partial x_{j}} - \beta^{*} \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_{t}}{\sigma_{k}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_{j}} \right]$$
(9)

$$\rho \frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho \overline{u}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \alpha \frac{\omega}{k} \tau_{ij} \frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \sigma_\omega \mu_i) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_i) \rho \sigma_{\omega^2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}$$
(10)

Các mô hình chảy rối k- $\varepsilon$ , k- $\omega$  và k- $\omega$  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 6 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 không nhiều theo lưới tính toán và dao động từ 0,74670 đến 0,75057 . Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có 2,6 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 trên bề mặt đạn (Surface Mesh) là 1,15mm. 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 0,1mm và tăng dần theo tỉ lệ Growth Rate là 1,2. Ngoài ra, vùng xung quanh đạn được chia lưới nhỏ với kích thước ô lưới tối đa là 0,008m. Lưới còn lại trong vùng tính toán có kích thước tối đa là 0,25m.



Bảng 3. Tham số kích thước lưới ảnh hưởng tới hệ số lực cản

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 RPG-75 là rất quan trọng. Bài báo

khảo sát trên các mô hình chảy rối k- $\varepsilon$ , k- $\omega$  và k- $\omega$  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 0,74524 đến 0,76546. Kết quả giá trị cho thấy mô hình chảy rối k- $\omega$ SST tính toán hệ số lực cản có giá trị nằm giữa 2 mô hình k- $\varepsilon$  và k- $\omega$ . 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- $\omega$ 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- $\omega$ SST là phương án hợp nhất những đặc trưng của 2 mô hình k- $\varepsilon$  và k- $\omega$  (mô hình k- $\omega$  mô tả tốt dòng chảy ở gần biên, còn k- $\varepsilon$  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- $\omega$ 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 lựu phóng RPG-75

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. Tại phần trước (chỗ hốc giữa phần mũi và phần thân đạn) hình thành các vùng xoáy chảy ngược có vận tốc rất thấp có thể coi là vùng lặng. 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. Khi có nhiễu loạn, có nghĩa là xuất hiện góc chương động, thì vùng lặng không đối xứng qua trục đạn. Một phần mũi đạn nhô ra khỏi vùng lặng và chịu tác động của dòng chảy không khí. Do áp lực của dòng 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 bề mặt tác động và tạo ra mô men quay đầu đạn về trạng thái cũ làm ổn định cho đầu đạn. Đồng thời, phía sau đuôi đạn và quanh phần thân đạn có sự hình thành của vùng xoáy có vận tốc thấp.

	18000		
	14000		
	10000		
	6000		
	2000		
-	-2000		
	-6000		
	-10000		
-	-14000		

Hình 6. Phân bố áp suất bề mặt của đạn



Hình 7. Phân bố vận tốc khi bay của đạn

Phân bố vận tốc dạng dòng chảy ở xung quanh đạn được thể hiện trong Hình 8.



Hình 8. Phân bố vận tốc dạng vectơ vùng xung quanh đạn

## 4. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu, xây dựng mô hình tính toán đặc trưng khí động cho đầu đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi RPG-75 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 3,0 triệu điểm nhằm đảm bảo kết quả của bài toán.

Khảo sát ảnh hưởng các mô hình chảy rối k- $\varepsilon$ , k- $\omega$  và k- $\omega$  SST lên kết quả tính hệ số lực cản đầu đạn cho thấy mô hình k- $\omega$  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.

Kết quả nghiên cứu này đưa ra mô hình nghiên cứu phù hợp trong phân tích đặc trưng khí động của đạn lựu phóng không sử dụng cánh đuôi. Trên cơ sở phân tích các đặc trưng khí động có thể mở rộng cải tiến các kết cấu của đạn

## Tài liệu tham khảo

- 1. Trần Văn Định (2013), Cơ sở thiết kế đầu đạn pháo, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật quân sự.
- 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.

# Nghiên cứu giải pháp tăng xuyên cho đạn súng ngắn K51 theo phương án sử dụng kết cấu đầu đạn nhỏ hơn cỡ Đào Văn Toàn<sup>\*</sup>, Đỗ Văn Minh, Phan Văn Tuấn, Bùi Xuân Sơn

Học viện Kỹ thuật Quân sự

\*Email: Daovantoanpytn@gmail.com; Tel: 0359211761

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày các giải pháp tăng xuyên cho đạn súng ngắn K51, phân tích lựa chọn giải pháp sử dụng kết cấu đầu đạn nhỏ hơn cỡ lõi thép thân đồng. Mô hình hóa phương án kết cấu; tham số hóa các kích thước đầu đạn; xây dựng và giải các bài toán về khối lượng, thuật phóng, xung lượng, đánh giá uy lực của đầu đạn bằng phương pháp tích phân số; từ đó đưa ra kết cấu tối ưu của đầu đạn. Sử dụng phần mềm Ansys Autodyn mô phỏng quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép dày 5mm, qua đó đánh giá hiệu quả của phương án thiết kế và lựa chọn phương án kết cấu tối ưu. 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 súng ngắn K51; xuyên thép.

### 1. Đặt vấn đề

Đạn K51 là tên gọi chung đối với đạn súng ngắn được sản xuất, chế tạo trên cơ sở đạn nguyên bản 7,62×25mm Tokarev ở trong nước và các biến thể của nguyên bản này từ các quốc gia khác được nhập vào Việt Nam. Mẫu đạn K51 xuyên giáp có khả năng xuyên tốt và có thể dễ dàng xuyên thủng áo chống đạn NIJ 0101.04 cấp I và IIA. Tuy nhiên hiện nay, giáp chống đạn phát triển ngày càng hiện đại, bao gồm nhiều lớp vật liệu tiên tiến có độ bền cao xen kẽ nhau. Điểm đặc biệt về kết cấu của loại áo giáp này là ngoài lớp bảo vệ cơ bản được làm từ nhiều lớp vải bền với va đập, có thêm các túi chứa các thanh kim loại hoặc gốm cứng, dẫn tới việc mẫu đạn cũ trong trang bị không có đủ đối phó với các mẫu giáp mới hiện đại.

Trên cơ sở đó đặt ra yêu cầu cần phải cải tiến nâng cao uy lực xuyên cho các loại đạn cũ trong trang bị. Hiện nay, có nhiều giải pháp 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,.. 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 K51. Nội dung bài báo trình bày về kết cấu của đầu đạn, xây dựng mô hình, tính toán khảo sát tập trung vào khảo sát sự thay đổi đường kính lõi xuyên tới uy lực xuyên thép của đầu đạn, mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn.

# Phương án kết cấu đầu đạn K51 tăng xuyên 1. Mô hình vật lý



Hình 1. Cấu tạo chung của đầu đạn xuyên vượt tốc ổn định quay 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. Lựa chọn tham số kết cấu đầu đạn

Đối tượng khảo sát của bài báo là ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên (phần tích cực) tới khả năng xuyên của đầu đạn, vậy nên coi chiều dài của đầu đạn và lõi xuyên là không đổi. Với việc giữ nguyên vỏ liều của đạn K51 trong trang bị, để bảo đảm thể tích buồng đốt không đổi thì chiều dài của đầu đạn phải không lớn hơn chiều dài đạn K51 trong trang bị là 14mm [1]. Vậy nên chọn chiều dài của đầu đạn là l = const = 14 mm.

Đường kính lõi xuyên của đạn xuyên thoát vỏ thường nằm trong khoảng  $d_l = (0,55 \div 0,75)d$  [12], tuy nhiên với đối tượng nghiên cứu là đạn xuyên dưới cỡ kiểu thân thất nên đường kính lõi xuyên có thể được chọn nhỏ hơn mà vẫn bảo đảm ổn định trên đường bay. Do đó ta chọn khoảng khảo sát  $d_l = (0,5 \div 0,7)d = 3,8 \div 5,3$  mm. Khối lượng toàn bộ đầu đạn tương ứng sẽ nằm trong khoảng:  $m_{dd} = 3,194 \div 3,371$  mm.



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 dài của lõi xuyên và đầu đạn là không đổi.

- 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

- Giải bài toán thuật phóng trong với các giá trị đường kính lõi xuyên thay đổi. Xác định sơ tốc đầu đạn  $v_{o \max}$  dựa theo điều kiện áp suất lớn nhất  $p_{\max} \leq [P_{\max}]$ ;

- Giải bài toán thuật phóng ngoài với thông số đầu vào v<sub>o</sub> và các thông số khí động học, tính toán vận tốc chạm của đầu đạn tại cự ly  $25m (v_c)$ ;

- Tính toán uy lực xuyên thép b của đầu đạn ứng với mỗi phương án;

- Thống kê, tổng hợp, nhận xét đánh giá kết quả.

2.4.2. Bài toán thuật phóng trong

Hệ phương trình thuật phóng trong [7]:

$$\frac{dz}{dt} = s_1 \cdot \frac{p}{I_k}$$

$$\frac{d\psi}{dt} = s_1 \cdot \chi \left(1 + 2\lambda z + 3\mu z^2\right) \cdot \frac{dz}{dt}$$

$$\frac{dv}{dt} = s_2 \cdot \frac{Spg}{\varphi q}$$

$$\frac{dl}{dt} = v$$

$$p = \frac{f \omega \psi \cdot \frac{\theta}{2g} \times \varphi q v^2}{W_0 \cdot (1 - \psi) \frac{\omega}{\delta} \cdot \alpha \omega \psi + Sl}$$
(1)

#### 2.4.3. Giải bài toán thuật phóng ngoài

Để xác định vận tốc của đầu đạn v<sub>c</sub> ở cự ly X, sử dụng hệ phương trình thuật phóng cơ bản (3.1) kết hợp phương pháp tra bảng [2]:

$$CX = D(v_c) - D(v_o)$$
  
hay  $D(v_c) = CX + D(v_o)$  (2)

Trong đó:

- +  $D(v_c)$  và  $D(v_o)$  là hàm vận tốc;
- + X là tầm bắn;

+ C là hệ số thuật phóng:  $C = \frac{id^2}{q} \cdot 10^3$ .

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]:

$$i = 1, 1 - 0, 343 \frac{h_1}{d} + 0,042 \left(\frac{h_1}{d}\right)^2$$
(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 <sub>0</sub> [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]:

$$v_{c} = k \frac{d_{l}^{0,75} b^{0,7}}{\left(m_{l} + \mu m_{t}\right)^{0,5} \cos \alpha} hay \ b = \left[\frac{v_{c} \left(m_{l} + \mu m_{t}\right)^{0,5} \cos \alpha}{k.d_{l}^{0,75}}\right]^{1/0,7}$$
(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;

 $\mu$  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 của đường kính lõi xuyên đến khả năng xuyên của đầu đạn xuyên nhỏ hơn cỡ

#### 3.1. Các thông số đầu vào, thông số khảo sát

#### 3.1.1. Các thông số đầu vào

Thông số đầu vào bao gồm: Các thông số kích thước của đầu đạn; thông số đầu vào bài toán thuật phóng trong (giống với đạn K51 xuyên thép thông dụng); thông số đầu vào bài toán thuật phóng ngoài; thông số kết cấu bản thép (k = 1620)[4].

## 3.1.2. Thông số khảo sát

Thông số 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 2.

dı/d	0,5	0,52	0,54	0,56	0,58	0,60	0,62	0,64	0,66	0,70
d <sub>l</sub> (mm)	3,80	4,04	4,19	4,32	4,49	4,65	4,80	4,95	5,11	5,30
m <sub>l</sub> (g)	0,881	0,974	1,036	1,099	1,163	1,232	1,297	1,363	1,434	1,501
m <sub>dd</sub> (g)	3,194	3,227	3,248	3,268	3,288	3,307	3,325	3,341	3,357	3,371

Bảng 2. Thông số khảo sát

3.1.3. Điều kiện khảo sát

Sơ tốc  $v_0$  được chọn lớn nhất theo khối lượng đầu đạn thỏa mãn điều kiện bền nòng; uy lực xuyên thép của đạn được tính toán trên cơ sở thỏa mãn điều kiện bền nòng, chưa kể đến điều kiện đạn ổn định trên đường bay.

## 3.2. Đánh giá kết quả khảo sát

Úng với mỗi đường kính lõi xuyên khác nhau, khảo sát lựa chọn mật độ nhồi 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 3:

	mdd (g)	3,194	3,227	3,248	3,268	3,288	3,307	3,325	3,341	3,357	3,371
w (.10 <sup>-3</sup> dm <sup>3</sup> )	d (mm)	3,80	4,04	4,19	4,34	4,49	4,65	4,8	4,95	5,11	5,3
0,585		-	-	-	-	-	-	-	-	-	526,1
0,586		-	-	-	-	-	-	-	-	527,9	-
0,588		-	-	-	-	-	-	-	530,6	-	-
0,59		-	-	-	-	-	-	533,2	-	-	-
0,592		-	-	-	-	-	535,8	-	-	-	-
0,594		-	-	-	-	538,4	-	-	-	-	-
0,596		-	-	-	541,1	-	-	-	-	-	-
0,598		-	-	543,6	-	-	-	-	-	-	-
0,6		-	545,8	-	-	-	-	-	-	-	-
0,602		548,6	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Bảng 3. Sơ tốc đầu đạn theo từng phương án đường kính lõi xuyên

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 4 và đồ thị như trong Hình 4.

$\mathbf{m}_{dd}\left(\mathbf{g} ight)$	3,194	3,227	3,248	3,268	3,288	3,307	3,325	3,341	3,357	3,371
<b>d</b> (mm)	3,80	4,04	4,19	4,32	4,49	4,65	4,80	4,95	5,11	5,30
$\mathbf{v_c}$ (m/s)	481,4	479,6	478,0	476,2	474,1	472,1	470,2	468,1	466,0	464,7

Bảng 4. Kết quả tính toán các thông số thuật phóng và uy lực

$\mathbf{W_d} = \frac{mv_c^2}{2}$ (J)	118,6	129,0	135,7	142,1	148,4	155,1	161,3	167,3	173,7	180,1
$\mathbf{E} = \frac{4.W_d}{\pi d^2}$ $(.10^3 \text{J/m}^2)$	10404,4	10065,7	9838,3	9604,6	9370,8	9135,2	8912,3	8695,6	8471,8	8289,7
<b>b</b> (mm)	4,285	4,274	4,260	4,240	4,217	4,193	4,167	4,139	4,109	4,088



Hình 4. Sự phụ thuộc của năng lượng riêng và chiều sâu xuyên vào lõi xuyên

Kết luận: Kết quả tính toán lý thuyết cho thấy khi giảm 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) thì chiều sâu xuyên vào bản thép *b* tăng lên.

## 4. Mô phỏng tác dụng xuyên thép

### 4.1. Mô hình bài toán mô phỏng tác dụng xuyên thép

Sau khi lựa chọn được thông số kết cấu tối ưu, tiến hành xây dựng mô hình kết cấu 3D của đầu đạn và mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn trên phần mềm Ansys với modul Ansys Autodyn.



Hình 5. Mô hình khảo sát

Các phương án kết cấu được lựa chọn khảo sát như sau:

Bảng 5. Kết quả tính toán vận tốc chạm v25 và chiều sâu xuyên b

Đường kính lõi xuyên (mm)	Khối lượng lõi xuyên (g)	Khối lượng đầu đạn (g)	Vận tốc chạm (m/s)	Bề dày bản thép (mm)								
3,80	0,881	3,194	481,4	5								
4,32	1,099	3,268	476,2	5								
4,80	1,297	3,325	470,2	5								
5,30	1,501	3,371	464,7	5								
	,											
-------	----	------	------	-----	-----	-----	-----	------	------	-------	------	----
Thông	sô	vât	liên	đầu	đan	và	hản	thén	nhır	trong	Rånσ	6.
rnong	50	, år	пèа	uuu	aản	, u	oun	unep	ma	nong	Dung	0.

Bảng 6. Thông số vật liệu của mô hình khảo sát

Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên	Thân vỏ	Bản thép
-	-	(Thép 4340)	(Đông OFHC)	(Thép 1006)
Phương trình trạng thái: Shock				
Khối lượng riêng, ρ	kg/m <sup>3</sup>	7830	8960	7896
Hệ số Gruneisen, Γ		2,17	2,02	2,17
Tham số C1	m/s	4569	3940	4569
Tham số S1		1,49	1,489	1,49
Nhiệt dung riêng	J/kgK	477	383	452
Mô hình bền Jonh Cook				
Mô đun cắt	MPa	81800		81800
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa	792		230
Hệ số hóa cứng, B	Мра	510		180
Số mũ hóa cứng, n		0,26		0,36
Hệ số tốc độ biến dạng, C		0,014		0,022
Số mũ mềm nhiệt, m		1,0		1,0
Mô hình bền Steinberg Guinan				
Mô đun cắt	MPa		47700	
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa		120	
Ứng suất chảy lớn nhất	MPa		640	
Hệ số hóa cứng B	Мра		36	
Số mũ hóa cứng, n			0,45	
Nhiệt độ nóng chảy, T <sub>nc</sub>	°C	1519,9	1516,9	1537,9
Phá hủy biến dạng chính				
Biến dạng chính lớn nhất		0,15	0,3	0,2
Xói mòn				
Biến dạng hình học		0,2	0,35	0,24

### 4.2. Kết quả mô phỏng

Thực hiện mô phỏng số quá trình va xuyên của đầu đạn vào bản thép. Giả thiết đầu đạn vuông góc với bản thép tại thời điểm va chạm. Bỏ qua chuyển động quay của đầu đạn khi va chạm. Do tính đối xứng của mô hình khảo sát nên để giảm thời gian mô phỏng, tác giả tiến hành cắt bổ và mô phỏng với ¼ mô hình ban đầu. Điều kiện biên các là các mặt biên xung quanh bản thép được giữ cố định. Kết quả mô phỏng được thể hiện như các Hình 6, 7, 8, 9.



Hình 6. Kết quả mô phỏng với  $d_l = 3,80$  mm,  $v_c = 481,4$  m/s



Hình 7. Kết quả mô phỏng với  $d_l = 4,32$  mm,  $v_c = 476,2$  m/s



Hình 8. Kết quả mô phỏng với  $d_l = 4,80$  mm,  $v_c = 470,2$  m/s



Hình 9. Kết quả mô phỏng với  $d_l = 5,30$  mm,  $v_c = 464,7$  m/s

Căn cứ vào kết quả mô phỏng, xác định được mối quan hệ giữa vận tốc lõi xuyên sau bản thép ( $v_r$ ), mức độ tổn hao vận tốc, mức độ tổn hao năng lượng và đường kính lõi xuyên ( $d_l$ ) như trong Bảng 7.

Đường kính lõi xuyên d <sub>l</sub> (mm)	3,80	4,32	4,80	5,30
Vận tốc chạm v <sub>c</sub> (m/s)	481,4	476,2	470,2	464,7
Vận tốc lõi xuyên sau bản thép v <sub>r</sub> (m/s)	345,5	367,6	340,1	332,9
Mức độ tổn hao vận tốc (%)	28,23	22,81	27,67	28,36
Mức độ tổn hao năng lượng (%)	48,49	40,41	47,68	48,68

Bảng 7. Giá trị chiều sâu xuyên b theo kết quả mô phỏng

Kết quả mô phỏng cho thấy mức độ tổn hao vận tốc và năng lượng sau khi xuyên qua bản thép của phương án đường kính lõi xuyên  $d_l = 4,32$ mm là thấp nhất. Như vậy theo kết quả mô phỏng, tồn tại một phương án tối ưu về kết cấu của đầu đạn khảo sát mà ở đó mức độ tổn hao năng lượng là thấp nhất, tương ứng với đó uy lực xuyên của phương án này sẽ là tốt nhất.

#### 5. Kết luận

Nội dung bài báo đã đề xuất phương án kết cấu đầu đạn K51 tăng xuyên bắn trên súng K54 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 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.

Bên cạnh đó, trong nội dung bài báo cũng đã tiến hành xây dựng mô hình 3D đầu đạn theo phương án thiết kế, thiết lập mô hình vật liệu cho các phần tử kết cấu đầu đạn và bản thép. Tiến hành mô phỏng tác dụng va xuyên của đầu đạn vào bản thép dày 5mm trên phần mềm mô phỏng ANSYS AUTODYN, tổng hợp và đánh giá kết quả mô phỏng tác dụng xuyên của đầu đạn với từng trường hợp cụ thể.

Kết quả tính toán lý thuyết cho thấy khi giảm 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) thì chiều sâu xuyên vào bản thép *b* tăng lên. Tuy nhiên do nhiều giả thiết đặt ra khi áp dụng công thức lý thuyết nên không tránh khỏi sai số. Kết quả mô phỏng cho thấy đầu đạn theo phương án đề xuất có khả năng xuyên tốt qua bản thép dày 5 mm. Bên cạnh đó, có thể thấy tồn tại một phương án kết cấu tối ưu trong khoảng khảo sát, từ đó hoàn toàn có thể lựa chọn được giá trị đường kính lõi xuyên tối ru để đạt uy lực xuyên tốt nhất cho đầu đạn. Kết quả tính toán, khảo sát và mô phỏng bài toán làm cơ sở để thiết kế mẫu đạn K51 tăng xuyên hoạt động tin cậy và ổn định, đáp ứng yêu cầu chiến đấu hiện nay.

#### 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.
- 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.
- Nguyễn Đức Tiến, Trần Văn Doanh, Bùi Thị Lộc, Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu đến uy lực xuyên thép của đạn súng xuyên dưới cỡ kiểu lưu tuyến, Tạp chí cơ khí Việt Nam, số 01+02, 2019.

- Nguyễn Văn Giao, Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu động cơ tên lửa, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2005.
- 7. Nguyễn Xuân Trình, Thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2015.
- 8. Điều kiện kỹ thuật thuốc phóng ΠK45, Nhà máy Z113, Tổng cục CNQP.
- 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 Văn Công, Nghiên cứu một số phương án kết cấu cho đầu đạn xuyên thoát vỏ cỡ 7,62x25mm, Luận văn thạc sĩ, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2023.
- 11. Nguyễn Đức Tiến, Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu của đầu đạn xuyên dưới cỡ bắn trên súng tự động theo nguyên lý trích khí đến chức năng hoạt động của hệ súng đạn, Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2020.
- 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.

# Researching solutions to increase the depth of steel penetration for K51 pistol bullets according to the plan of using a warhead structure smaller than the size

Abstract: This article presents solutions to increase penetration for K51 pistol bullets, analyzing the choice of solutions using a warhead structure smaller than the size of the copper-body steel core. Modeling structural options; parameterization of warhead dimensions; build and solve problems about mass, launch technique, momentum, evaluate the power of warheads using numerical integration methods; thereby providing the optimal structure of the warhead. Using Ansys Autodyn software to simulate the bullet penetration process into a 5mm thick steel plate, thereby evaluating the effectiveness of the design option, selecting the optimal structural option. The research results of the article serve as a basis for designing and manufacturing armorpiercing bullet models with better penetration ability than existing bullet models in equipment.

Keywords: Solution to increase penetration; K51 pistol bullets; penetrates steel.

### Tối ưu một số tham số kết cấu thiết bị lõm của đạn tên lửa chống tăng cỡ 100mm đến 125mm

#### Vương Văn Tùng, Bùi Minh Tuân

Học viện KTQS Email:tieungaogiangho245@gmail.com

#### Tóm tắt

Việc nghiên cứu thiết kế để đầu đạn lõm đạt uy lực xuyên lớn nhất luôn là một vấn đề cấp thiết và dành được nhiều quan tâm nghiên cứu. Trong bài báo này khảo sát một số tham số kết cấu của thiết bị lõm cỡ 100mm đến 125mm như kích thước (chiều dài, đường kính), độ dày lớp vỏ bọc đến chiều sâu xuyên đạn tên lửa chống tăng. Sử dụng phương pháp giải tích kết hợp thuật toán tối ru để xác định bộ tham số kết cấu tạo ra uy lực xuyên lớn nhất của thiết bị lõm không sử dụng tấm chắn sóng. Kết quả nghiên cứu có thể sử dụng cho quá trình phân tích, đánh giá và lựa chọn phương án thiết kế mới hoặc cải tiến đầu đạn trong trang bị.

Từ khóa: tham số; GSA; chiều dài; xuyên lõm.

#### 1. Đặt vấn đề

Nghiên cứu thiết kế để đầu đạn lõm đạt uy lực xuyên lớn nhất luôn là một vấn đề cấp thiết và dành được nhiều quan tâm nghiên cứu. Các yếu tố ảnh hưởng đến khả năng của dòng xuyên và của đạn xuyên lõm bao gồm phễu lót, khối thuốc nổ, tấm chắn sóng, mạch nổ, thân vỏ đầu đạn, v.v.... Việc nghiên cứu ảnh hưởng của các yếu tố trên tới quá trình hình thành dòng xuyên cũng như uy lực xuyên của đạn xuyên lõm là rất quan trọng, đóng góp cơ sở cho quá trình thiết kế. Tuy vậy, việc xác định uy lực xuyên của đầu đạn lõm là một bài toán phức tạp, phải giải quyết một loạt vấn đề một cách hợp lý như chọn khối lượng, loại thuốc nổ, vật liệu, hình dáng, kích thước hình học của phễu lót .... [1-3].

Trong những năm gần đây, nhiều phương pháp tối ưu hóa heuristic khác nhau đã được phát triển, trong đó nhiều phương pháp được lấy cảm hứng từ các hành vi bầy đàn trong tự nhiên, tiêu biểu như các thuật toán bầy đàn PSO (Particle Swarm Optimization), giải thuật di truyền GA (Genetic Algorithm), thuật toán đàn kiến ACO (Ant colony Optimization algorithm), thuật toán tìm kiếm lực hấp dẫn GSA (Gravitational Search Algorithm) [4-7]. Các phương pháp này là khá phù hợp để giải các bài toán tối ưu phức tạp mà các phương pháp tối ưu truyền thống gặp nhiều khó khăn vì số chiều của không gian bài toán lớn hoặc vùng xác định không liên tục, hàm mục tiêu không liên tục, có nhiều điểm cực trị địa phương, tốc độ hội tụ nhanh....

Từ những đặc điểm trên, việc nghiên cứu tiếp cận các phương pháp tính toán mới nhằm đáp ứng tốt những yêu cầu đổi mới, nâng cao chất lượng vũ khí trang bị có ý nghĩa hết sức quan trọng, cấp thiết và có tính khoa học. Trong phạm vi của nghiên cứu, các tác giả tập trung nghiên cứu áp dụng thuật toán tối ưu GSA để tối ưu hóa kích thước phần chiến đấu, cụ thể là xác định chiều dài, đường kính phần chiến đấu và độ dày lớp vỏ bọc, nhằm nâng cao uy lực cho phần chiến đấu của đạn xuyên lõm dựa trên mô hình tính toán sử dụng phần mềm MATLAB.

#### 2. Phương pháp tính toán chiều sâu xuyên của đạn xuyên lõm

Chiều sâu xuyên của đạn lõm được xác định dựa trên lý thuyết thủy động học. Xét mô hình của phần chiến đấu như trên Hình 1. Phễu lót có dạng hình nón (với chiều cao h- đại diện cho sự biến thiên chiều dài phần chiến đấu), thân đạn hình trụ (với đường kính ngoài D - đại diện cho sự biến thiên đường kính phần chiến đấu; đường kính trong d - đại diện cho sự biến

thiên của độ dày lớp vỏ bọc), bên trong nhồi liều thuốc nổ. Bề dày  $\delta$  của phễu lót từ đỉnh phễu đến miệng phễu là không đổi, với góc mở  $\alpha_0$ .



Hình 1. Mô hình phần chiến đấu đạn xuyên lõm

Quá trình tính toán chiều sâu xuyên theo phương pháp FFTY[1]: Chia thiết bị lõm thành *n* phần bằng nhau bởi các thiết diện vuông góc với trục đối xứng của đầu đạn. Các thiết diện này cách đều nhau và sẽ chia phễu lót thành nhiều phần nhỏ cùng các phần thuốc nổ tương ứng. Mỗi phân hình sẽ xuyên vào mục tiêu với một độ sâu tương ứng. Uy lực của bộ phận lõm sẽ được tính bằng bề dày của mục tiêu mà nó xuyên qua hay bằng tổng bề dày xuyên được của các phân hình.

Với mỗi phân tố lần lượt xác định các thông số sau:

- Chiều cao của 1 phân tố phễu lót:

 $\Delta h = \frac{h}{n}$ 

Trong đó h chiều cao của phễu lót, n tổng số phần được chia ra bởi phễu lót bằng các phần bằng nhau

- Bán kính trong của thân đạn:

 $R_{tti} = R_{t1} + \Delta h \times (i-1) \times \tan \alpha_{tt}$ 

Trong đó  $R_{tti}$ ,  $R_1$  là bán kính trong của thân đạn tại thiết diện thứ i và thứ 1,  $\Delta h$  – chiều cao của một phân tố phễu lót;  $\alpha_{tt}$  – góc mặt trong của thân vỏ so với trục dọc.

- Tương tự với bán kính ngoài của thân đạn:

 $R_{nti} = R_{n1} \times \Delta h \times (i-1) \times \tan \alpha_{nt}$ 

- Khối lượng tích cực của phân tố thuốc nổ  $m_{ai}$ :

$$m_{ai} = \frac{m_{TNi}}{2} \left( 1 + \frac{m_{ti} - m_{phi}}{m_{ti} + m_{phi} + m_{TNi}} \right)$$
(1)

Trong đó  $m_{ai}$ ,  $m_{TNi}$ ,  $m_{ti}$ ,  $m_{phi}$  lần lượt là khối lượng thuốc nổ tương ứng với phần tích cực, khối lượng toàn phần khối thuốc nổ, khối lượng thân đạn và khối lượng phễu lót giữa hai tiết diện liền nhau.

- Tỷ số giữa khối lượng thuốc nổ với khối lượng phễu lót trong phân tố i:

$$\beta_i = \frac{m_{ai}}{m_{phi}} \tag{2}$$

- Vận tốc nén ép phễu v<sub>phi</sub> tại phân tố thiết bị lõm thứ *i*:

$$v_{phi} = 0.5. D. \sqrt{\frac{\beta_i}{2+\beta_i}} \tag{3}$$

Trong đó : D - tốc độ của thuốc nổ.

- Góc khép  $\alpha_i$  của phân tố phễu lót thứ *i* dọc theo trục đạn:

$$tg\alpha_{i} = \frac{r_{ni+1} - v_{phi+1} \left(\frac{r_{ni}}{v_{phi} \cdot \cos\alpha_{0}} - \frac{\Delta h}{D}\right) \cdot \cos\alpha_{0}}{\Delta h - r_{ni} \cdot tg\alpha_{0} + v_{phi+1} \left(\frac{r_{ni}}{v_{phi} \cdot \cos\alpha_{0}} - \frac{\Delta h}{D}\right) \cdot \sin\alpha_{0}}$$
(4)

Trong đó :  $r_{ni}$ ,  $r_{ni+1}$  lần lượt là bán kính ngoài phễu lót tại phân tố thứ *i* và *i*+1;  $\Delta h$  – chiều cao của một phân tố phễu lót;  $\alpha_0$  – góc mở của phễu lót.

- Vận tốc đỉnh dòng v<sub>ddi</sub> của phân tố dòng thứ i:

$$v_{ddi} = v_{phi} \cdot \frac{1 + \cos \alpha_i}{\sin \alpha_i} \tag{5}$$

- Quãng đường chuyển động  $x_{ddi}$  của đỉnh dòng phân tố thứ *i*:

$$x_{ddi} = F + h + \sum_{1}^{n} b_i - \frac{r_{ni}}{tg\alpha_0} - r_{ni} \cdot tg\alpha_0$$
(6)

Trong đó: F – khoảng cách từ miệng phễu đến bản thép; h – chiều cao phễu lót;

- Thời gian chuyển động  $t_{ddi}$  của đỉnh dòng phân tố thứ *i*:

$$t_{ddi} = \frac{x_{ddi}}{v_{ddi}} \tag{7}$$

- Chiều dài phân tố dòng xuyên thứ i gặp bản thép  $l_{ci}$ :

$$l_{ci} = \begin{cases} l_0 + (v_{ddi} - v_{ddi+2}) \cdot t_{ddi} & khi \, v_{ddi} \ge v_{th} \\ 0 & khi \, v_{ddi} < v_{th} \end{cases}$$
(8)

Trong đó:  $v_{th}$  - vận tốc tới hạn của dòng xuyên, có giá trị tùy thuộc vào vật liệu dòng;  $l_0$  – chiều dài dòng xuyên ban đầu.

- Chiều dài dòng hiệu quả *l<sub>hqi</sub>* của phân tố dòng xuyên thứ *i*:

$$l_{hqi} = \begin{cases} l_{ci} & khi \ l_{ci} \le l_{th} \\ l_{th} & khi \ l_{ci} > l_{th} \end{cases}$$
(9)

Trong đó  $l_{th} = k \,\Delta l$  là chiều dài dòng tới hạn với k là hệ số phụ thuộc vào kết cấu đạn;  $\Delta l$  là độ dài đường sinh của phân tố phễu lót.

- Chiều sâu xuyên của phân tố dòng xuyên thứ *i* trong bản thép.

$$b_i = l_{hqi} \sqrt{\frac{\rho_{ph}}{\rho_{bt}}} \tag{10}$$

Trong đó:  $\rho_{ph}$ ,  $\rho_{bt}$  lần lượt là mật độ của vật liệu phễu lót và bản thép.

- Chiều sâu xuyên tổng cộng vào bản thép của dòng xuyên:

$$b = \sum_{i=1}^{n} b_i \tag{11}$$

#### 3. Thuật toán tối ưu hóa Gravitational Search Algorithm

Thuật toán Gravitational Search Algorithm (GSA) được giới thiệu bởi Rashedi và các cộng sự vào năm 2009 nhằm giải quyết các vấn đề tối ưu hóa dựa trên quy luật tương tác trọng lực và khối lượng. Thuật toán bao gồm tập hợp các phần tử tìm kiếm là một tập hợp các khối lượng tương tác với nhau thông qua lực hấp dẫn của Newton [7].

Theo định luật hấp dẫn Newton, lực hấp dẫn giữa hai vật tỷ lệ thuận với tích khối lượng và tỷ lệ nghịch với bình phương khoảng cách giữa chúng

$$F = G\left(M_1 M_2 / R^2\right) \tag{12}$$

Trong đó *F*: biểu thị độ lớn của lực hấp dẫn; *G*: hằng số hấp dẫn;  $M_{I_1}M_{2:}$  khối lượng tương ứng của vật thứ nhất và vật thứ hai; *R*: khoảng cách giữa hai vật thể.

Định luật 2 Newton chỉ ra rằng, khi một lực F tác động lên một vật thì gia tốc a của vật phụ thuộc vào lực F đó và khối lượng M của nó.

$$a = F/M \tag{13}$$

Trong đó a - gia tốc của vật; M - khối lượng của vật.

Trong thuật toán GSA, mỗi phần tử có bốn tham số là vị trí, khối lượng quán tính, khối lượng hấp dẫn chủ động và khối lượng hấp dẫn thụ động. Vị trí của phần tử đại diện cho lời giải của bài toán, trong đó khối lượng hấp dẫn và quán tính được xác định bằng cách sử dụng một hàm mục tiêu fitness. Thuật toán được điều hướng bằng cách điều chỉnh khối lượng hấp dẫn và quán tính, trong khi mỗi khối lượng đưa ra một giải pháp. Các khối lượng nhẹ hơn bị khối lượng nặng hơn hút. Theo thời gian, các khối lượng nhẹ hơn sẽ bị hấp dẫn về phía khối lượng nặng nhất. Do đó, khối lượng nặng nhất thể hiện một giải pháp tối ưu trong không gian tìm kiếm.

Thuật toán GSA như sau: Xét một hệ thống gồm có N phần tử (các khối lượng). Vị trí của các phần tử được khởi tạo ngẫu nhiên trong miền tìm kiếm:

$$X_i = (x_i^1, ..., x_i^d, ..., x_i^n), v \acute{o}i \ i = 1, 2, ..., N.$$

Trong đó  $x_i^d$  biểu diễn vị trí của phần tử thứ *i* trong chiều *d* với *n* là số chiều của không gian tìm kiếm.

Tại mỗi thời điểm t, lực tác dụng của khối lượng j lên khối lượng i là:

$$F_{ij}^d(t) = G(t) \frac{M_{pi}(t) \times M_{aj}(t)}{R_{ij}(t) + \varepsilon} (x_j^d(t) - x_i^d(t))$$

$$\tag{14}$$

Trong đó  $M_{aj}$  là khối lượng hấp dẫn chủ động liên quan tới phần tử *j*,  $M_{pi}$  là khối lượng hấp dẫn thụ động liên quan đến phần tử *i*, *G*(*t*) là hằng số hấp dẫn tại thời điểm *t*,  $\varepsilon$  là hằng số nhỏ và  $R_{ij}(t)$  là khoảng cách Euclid giữa hai phần tử *i* và *j*:

$$R_{ij}(t) = \|X_i(t), X_j(t)\|_2$$
(15)

Để cung cấp một đặc tính ngẫu nhiên cho thuật toán, giả sử rằng tổng lực tác động lên phần tử *i* trong một chiều *d* là tổng có trọng số ngẫu nhiên của các thành phần thứ *d* của các lực tác động từ các phần tử khác:

$$F_i^d(t) = \sum_{j=1; j \neq i}^N rand_j F_{ij}^d(t)$$
(16)

Trong đó  $rand_j$  là số ngẫu nhiên trong khoảng [0, 1].

Gia tốc  $a_i^d(t)$  của phần tử thứ *i* tại thời điểm *t*, và theo hướng *d* được xác định như sau:

$$a_{i}^{d}(t) = \frac{F_{i}^{d}(t)}{M_{ii}(t)}$$
(17)

Trong đó *M<sub>ii</sub>* là khối lượng quán tính của phần tử i.



Hình 2. Gia tốc của vật thể 1 do lực tổng hợp của các vật thể khác tác động

Vận tốc kế tiếp của một phần tử được coi là một phần của vận tốc hiện tại cộng với gia tốc của nó. Do đó, vị trí và vận tốc của nó có thể được tính như sau:

$$v_i^d(t+1) = rand_i \times v_i^d(t) + a_i^d(t)$$
(18)

$$x_i^d(t+1) = x_i^d(t) + v_i^d(t+1)$$
(19)

Hằng số hấp dẫn G, được khởi tạo lúc ban đầu và sẽ giảm dần theo thời gian để kiểm soát độ chính xác của tìm kiếm. Nói cách khác, G là một hàm của giá trị ban đầu  $G_0$  và thời gian t.

$$G(t) = G(G_0, t) \tag{20}$$

Khối lượng hấp dẫn và quán tính được tính toán một cách đơn giản bằng việc đánh giá hàm fitness. Khối lượng nặng hơn có nghĩa là phần tử đó tốt hơn. Hay nói cách khác, các phần tử tốt hơn có lực hấp dẫn cao hơn và dịch chuyển chậm hơn. Giả sử khối lượng trọng trường và quán tính bằng nhau, các giá trị của khối lượng được tính thông qua giá trị của hàm fitness. Khối lượng hấp dẫn và quán tính được cập nhật như sau:

$$M_{ai} = M_{pi} = M_{ii} = M_i, \quad i = 1, 2, ..., N$$
$$m_i(t) = \frac{fit_i(t) - worst(t)}{best(t) - worst(t)}$$
(21)

$$M_{i}(t) = \frac{m_{i}(t)}{\sum_{j=1}^{N} m_{j}(t)}$$
(22)

Trong đó  $fit_i(t)$  biểu diễn giá trị của hàm fitness của phần tử *i* tại thời điểm *t*, *worst(t)* và *best(t)* được xác định như sau (đối với bài toán tìm cực tiểu):

$$best(t) = \min_{j \in (1,\dots,N)} fit_j(t)$$
(23)

$$worst(t) = \max_{j \in (1, \dots, N)} fit_j(t)$$
(24)

Đối với bài toán tìm cực đại, biểu thức (23) và (24) lần lượt chuyển thành (25) và (26):

$$best(t) = \max_{j \in (1,\dots,N)} fit_j(t)$$
(25)

$$worst(t) = \min_{j \in (1, \dots, N)} fit_j(t)$$
(26)

Để tránh mắc kẹt trong một điểm tối ưu cục bộ, ở giai đoạn ban đầu thuật toán phải tiến hành thăm dò (exploration), mở rộng không gian tìm kiếm. Khi lặp đi lặp lại, hoạt động thăm dò phải mất dần và hoạt động khai thác (exploitation), phân tích phải tăng dần. Để cải thiện hiệu suất của GSA bằng cách kiểm soát quá trình thăm dò và khai thác, chỉ các phần tử *Kbest* mới thu hút các phần tử khác. *Kbest* là một hàm của thời gian, với giá trị ban đầu  $K_0$  ở thời điểm ban đầu và giảm dần theo thời gian. Theo cách này, lúc đầu, tất cả các phần tử đều tác dụng lực lên nhau và theo thời gian, *Kbest* giảm tuyến tính và cuối cùng sẽ chỉ có một phần tử tác dụng lực lên các phần tử khác. Do đó, phương trình (16) có thể được sửa đổi thành:

$$F_i^d(t) = \sum_{j \in K best; j \neq i}^N rand_j F_{ij}^d(t)$$
(27)

Trong đó Kbest là tập các phần tử K đầu tiên có giá trị fitness tốt nhất và khối lượng lớn nhất.

4. Áp dụng thuật toán GSA giải quyết bài toán tối ưu hóa kích thước phần chiến đấu (chiều dài, đường kính), độ dày lớp vỏ bọc để nâng cao uy lực xuyên phần chiến đấu đạn xuyên lõm

Mục tiêu chính của việc tối ưu hóa một số tham số thiết kế phần chiến đấu để nâng cao uy lực phần chiến đấu của đạn xuyên lõm là xác định chiều dài, đường kính phần chiến đấu, độ dày lớp vỏ bọc để cho chiều sâu xuyên vào bản thép đạt giá trị lớn nhất (bài toán tìm cực đại). Trong phạm vi nghiên cứu ở đây, tác giả chỉ tiến hành khảo sát đồng thời đối với ba giá trị chiều dài, đường kính của phần chiến đấu và độ dày lớp vỏ bọc trên mô hình phần chiến đấu ở phần 2.

Xét một kết cấu cụ thể tương tự thiết bị lõm của đạn tên lửa chống tăng 125mm (9M-14M) với các thông số như sau: Thân đạn hình trụ bằng nhôm,  $\rho_{nh} = 2,77$ g/cm<sup>3</sup>, bán kính ngoài thân đạn  $R_n = 58,564$ mm, bán kính trong thân đạn  $R_t = 56,5$ mm. Thuốc nổ A-IX-1 với  $\rho_{TN} = 1,7$ g/cm<sup>3</sup>, tốc độ nổ D = 7,500m/s. Phễu lót hình nón bằng đồng,  $\rho_{ph} = 8,93$ g/cm<sup>3</sup>, chiều cao phễu h = 109,5mm, bề dày  $\delta = 2$ mm, góc mở  $\alpha_0 = 25,5^\circ$ . Khoảng cách từ miệng phễu đến bản thép F = 160mm. Vận tốc dòng xuyên tới hạn  $v_{th} = 2200$ m/s.

Tiến hành tính toán chiều sâu xuyên của phấn chiến đấu nói trên theo phương pháp trình bày ở phần 2 sử dụng mềm phần MATLAB, thu được kết quả  $\mathbf{b} = 411$ mm.

Tiếp theo, tiến hành xây dựng chương trình để tính toán tối ưu áp dụng thuật toán GSA trình bày ở phần 3 trên phần mềm MATLAB với hệ thống có *N* phần tử, mỗi phần tử có vị trí là:  $X_i = (x_i^1, x_i^2, x_i^3)$ . Trong đó  $x_i^1, x_i^2, x_i^3$  lần lượt biểu diễn giá trị chiều dài, đường kính phần

chiến đấu và độ dày lớp vỏ bọc của phần tử thứ *i*. Số chiều của không gian tìm kiếm trong phạm vi nghiên cứu ở đây là 3, số lần lặp tối đa bằng 100.

Giới hạn không gian tìm kiếm của chiều thứ nhất tương ứng với chiều dài phần chiến đấu (chiều cao phễu lót) nằm trong phạm vi [100mm; 200mm]. Giới hạn không gian tìm kiếm của chiều thứ hai tương ứng đường kính phần chiến đấu (đường kính ngoài thân đạn) nằm trong phạm vi [100mm; 125mm]. Giới hạn không gian tìm kiếm của chiều thứ ba tương ứng độ dày lớp vỏ bọc nằm trong phạm vi [1mm; 4mm]. Kết quả của 10 lần chạy thuật toán được thể hiện trên Bảng 1.

#### \*Nhận xét kết quả và thảo luận:

Bài toán đặt ra mà bài báo đang xem xét là bài toán tính toán chiều sâu xuyên lớn nhất khi thay đổi một số tham số kết cấu của thiết bị lõm. Vì vậy ở phần này sẽ kiểm chứng kết quả tính toán so với cơ sở lý thuyết về những ảnh hưởng của các tham số kết cấu của thiết bị lõm tới chiều sâu xuyên lớn nhất.

Từ kết quả Bảng 1 có thể thấy, trong không gian tìm kiếm đã giới hạn, qua một số lần chạy nhất định tìm được bộ tham số [h;  $D_n$ ;  $\delta_1$ ] = [169,61mm; 121,46mm; 1,7023mm] đạt hiệu quả tối ưu (b = 501mm) tăng 21,9% so với kết cấu mô hình chuẩn ban đầu. Ngoài ra kết quả tính toán cho thấy chiều sâu xuyên có sự hội tụ rất cao, trung bình là 490,8 mm. Chênh lệch giữa giá trị lớn nhất và nhỏ nhất là 16,19 mm, tương đương với 3,3% so với giá trị trung bình. Tuy nhiên để phù hợp với khả năng công nghệ sẵn có, dễ dàng cho quá trình gia công, chế tạo, sản xuất loạt, có thể chọn bộ tham số [h;  $D_n$ ;  $\delta_1$ ] = [170mm; 121mm; 1,7mm]. Với các thông số này, kết quả tính toán cho tổng chiều sâu xuyên của phần chiến đấu b = 508,9mm cao hơn 23,8% so với phương án ban đầu là b = 411mm.

*Bång 1. Chiều sâu xuyên với* N = 100;  $h \in [100 \text{ mm}; 200 \text{ mm}]$ ;  $D_n \in [100 \text{ mm}; 125 \text{ mm}]$ ;

STT	Chiều sâu xuyên <i>b</i> (mm)	Chiều cao phễu lót h(mm)	Đường kính ngoài thân đạn D <sub>n</sub> (mm)	Bề dày lớp vỏ bọc δ <sub>1</sub> (mm)	Hội tụ ở vòng lặp
1	501	169,61	121,46	1,7023	10
2	499,61	169,77	120,4	1,5052	18
3	492,19	170,24	122,71	1,3587	6
4	490,61	169,99	122,5	1,5611	2
5	489,76	172,15	124,51	1,0738	14
6	489,68	167,58	124,14	1,6217	9
7	488,95	170,59	122,47	1,1111	9
8	485,98	164,74	115,27	1,57	20
9	485,18	148,3	124,45	1,6825	10
10	484,81	170,99	124,48	1,405	8

 $\delta_1 \in [1mm; 4mm]$ 

Ngoài ra quan sát 3 biểu đồ dưới đây thể hiện mối quan hệ giữa chiều cao phễu lót, đường kính ngoài thân đạn và độ dày lớp vỏ bọc với chiều sâu xuyên ta nhận thấy khi cố định các thông số khác ta nhận thấy tồn tại một giá trị chiều cao phễu lót, cỡ đạn và độ dày lớp thân vỏ tối ưu.



Đồng thời cũng khẳng định lại cơ sở lý thuyết rằng: một cách tương đối, khi khối lượng phễu càng lớn (chiều cao phễu lót càng tăng, bề dày phễu lót tăng dần) thì khối lượng dòng càng lớn, dòng càng bền dẫn đến uy lực của dòng càng tăng. Trong thực tế, tồn tại giá trị khối lượng phễu lót tới hạn mà với khối lượng đó cho chiều sâu xuyên lớn nhất, nếu khối lượng phễu lót tăng quá giới hạn này thì trong cùng điều kiện kết cấu đạn, khối lượng thuốc nổ tích cực giảm làm giá trị chiều sâu xuyên lớn nhất.

Ta lấy giá trị b = 508,9 mm với bộ tham số [h;  $D_n$ ;  $\delta_1$ ] = [170mm; 121mm; 1,7mm] kiểm chứng kết quả của giải thuật, tiến hành chạy chương trình thuật toán tối ưu với 2 tham số thay đổi là chiều cao h của phễu lót, đường kính ngoài thân đạn  $D_n$  đồng thời cố định bề dày lớp vỏ bọc và tính toán giá trị chiều sâu xuyên, kết quả được thể hiện ở Bảng 2.

		-		-	
STT	Chiều sâu xuyên	Chiều cao phễu lót	Đường kính ngoài thân đạn	Bề dày lớp vỏ bọc	Hội tụ ở vòng lặp
	<i>b</i> (mm)	h(mm)	D <sub>n</sub> (mm)	$\delta_1(mm)$	-
1	514,08	171,84	122,29	1,7	15
2	513,92	171,79	122,33	1,7	13
3	513,89	171,5	122,30	1,7	17
4	513,85	171,68	122,33	1,7	6
5	513,71	171,7	122,37	1,7	7
6	513,65	171,29	122,33	1,7	6
7	513,4	171,56	122,43	1,7	10
8	509,82	171,66	123,31	1,7	22
9	509,57	170,68	121,37	1,7	6
10	506,69	171,7	122,20	1,7	7

*Bång 2. Chiều sâu xuyên với N* =100; *h* ∈ [160 mm; 175mm];  $D_n \in [110\text{mm}; 125\text{mm}];$  $\delta_1 = 1.7\text{mm}$ 

Từ bảng 2 ta thấy giá trị chiều sâu xuyên b = 509,57mm tương ứng với bộ tham số [h; D<sub>n</sub>;  $\delta_1$ ] = [170,68mm; 121,37mm; 1,7mm] gần sát với bộ tham số tạo ra chiều sâu xuyên b = 508,9mm ở trên.

Như vậy, có thể thấy khi sử dụng giải thuật GSA đã nhanh chóng tìm ra được bộ tham số về kích thước phần chiến đấu (chiều dài, đường kính) và độ dày lớp vỏ bọc trong các phạm vi giới hạn đã cho để chiều sâu xuyên của phần chiến đấu đạt được gần với giá trị lớn nhất với sai số nhỏ.

#### 5. Kết luận

Việc nghiên cứu giải quyết bài toán tối ưu một số tham số kết cấu của thiết bị lõm như kích thước (chiều dài, đường kính) và độ dày lớp vỏ bọc nhằm nâng cao uy lực xuyên phần chiến đấu đạn xuyên lõm bằng thuật toán GSA dựa trên phần mềm MATLAB cho một số kết luận sau:

- Đối với bài toán thiết kế về đường kính ngoài thân đạn (hay con gọi là cỡ đạn) của đạn tên lửa chống tăng thì cỡ đạn tỷ lệ thuận với chiều sâu xuyên nhưng cần lưu ý một số vấn đề sau:

+ Phải căn cứ vào tính chất của mục tiêu tác chiến cụ thể.

+ Bài toán kinh tế về nguyên vật liệu và trang thiết bị chuyên dụng có thể sản xuất hàng loạt với số lượng lớn.

 Đối với bài toán thiết kế chiều dài phần chiến đấu mà trực tiếp khảo sát là chiều cao của phễu lót thì khi càng tăng chiều cao thì uy lực xuyên càng tăng nhưng vẫn cần chú trọng 1 số điểm như sau:

+ Độ cứng và độ dẻo của phễu lót tỷ lệ nghịch với chiều cao.

+ Chiều dài của khối thuốc nổ phải bảo đảm chiều dài hiệu dụng lớn nhất và thường gấp
 2,5 đến 3 lần đường kính khối thuốc.

- Cả 2 thông số khảo sát là đường kính ngoài và chiều cao phễu lót là nền tảng cơ sở quan trọng để xác định tiêu cự nổ F theo công thức thực nghiệm F  $\approx 0,5h + 0,9d$ . Từ đó xác định độ dài phần mũi đạn cần thiết H theo công thức H = F + v<sub>c</sub>t, trong đó v<sub>c</sub> là vận tốc chạm của đầu đạn vào bản thép, t là thời gian từ lúc đạn chạm bản thép đến lúc hình thành dòng xuyên.

- Cuối cùng là thông số độ dày lớp vỏ bọc cần chú ý để đảm bảo độ bền của đầu đạn pháo thì độ dày nằm trong khoảng từ 2 mm đến 5 mm

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007). Uy lực đạn. Học viện Kỹ thuật quân sự.
- 2. Trần Văn Định (2013). Cơ sở lý thuyết thiết kế đầu đạn pháo. Học viện Kỹ thuật quân sự.
- 3. Trần Văn Định, Phan Văn Tuấn (2015). Cơ sở thiết kế phần chiến đấu đạn phản lực. Học viện Kỹ thuật quân sự.
- 4. Norlina Mohd Sabri, Mazidah Puteh, and Mohamad Rusop Mahmood (2013). A Review of Gravitational Search Algorithm, *Int. J. Advance. Soft Comput. Appl.*, Vol. 5, No. 3.
- 5. Aleksandar Jevti'c, Diego Andina (2007, December 14-16). Swarm Intelligence and Its Applications in Swarm Robotics, 6th WSEAS Int. Conference on Computational Intelligence, Man-Machine Systems and Cybernetics, Tenerife, Spain.
- 6. J. Kennedy, and R. Eberhart, Particle swarm optimization (1995), in *Proc. of the IEEE Int. Conf. on Neural Networks*, Piscataway, NJ, pp. 1942–1948.
- Esmat Rashedi, Hossein Nezamabadi-pour, Saeid Saryazdi (2009). GSA: A Gravitational Search Algorithm, *Information Sciences*, vol. 179, no. 13, pp. 2232–2248.

# Study of the influence of some combat part design parameters on the penetrating power of penetrating projectiles

Abstract: The study of the design for the concave warhead to achieve the greatest penetrating power is always an urgent issue and has received a lot of research attention. In this paper study the influence of several parameters of the combat part such as size (length, diameter), cover thickness, explosive focus to depth of penetration of concave shells. Using an analysis method that combines an optimal algorithm to determine the set of structural parameters that produce the greatest penetrating power of a concave device without the use of a waveshield. The results of the study can be used for the analysis, evaluation and selection of new designs or warhead improvements in armament.

Keywords: Parameter; GSA; length; piercing.

### Ảnh hưởng của biến tính bột nano Co-Fe-Ni đến một số chỉ tiêu cơ tính của phôi lõi đạn chế tạo trên cơ sở vật liệu cacbit vonfram

Nguyễn Tiến Hiệp<sup>1</sup>, Đỗ Văn Minh<sup>2\*</sup>, Đoàn Đắc Ước<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Bộ môn Vật liệu và CNVL, Khoa Cơ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự; <sup>2</sup>Bộ môn Đạn, Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự; <sup>3</sup>Học viên cao học Lớp Đạn ứng dụng Khóa 34, Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự E-mail: \* <u>minhdv100@gmail.com</u>

### Tóm tắt

Trong nghiên cứu này, phôi lõi đạn được chế tạo bằng phương pháp thiêu kết từ vật liệu bột cơ sở cacbit vonfram (WC) sử dụng phụ gia bột nano hệ Co-Fe-Ni. Trước đó, bột nano Co-Fe-Ni được tổng hợp bằng phương pháp hóa-luyện kim từ tiền chất là các muối nitrat của các kim loại trên. Đánh giá một số chỉ tiêu về tổ chức và cơ tính của vật liệu như đo mật độ và độ cứng HRA thấy rằng, kích thước hạt, mật độ và độ cứng của chi tiết phôi lõi đạn được biến tính bằng bột nano Co-Fe-Ni được cải thiện so với chi tiết không được biến tính.

Từ khóa: phôi lõi đạn, bột nano Co-Fe-Ni, cacbit vonfram, luyện kim bột, hóa-luyện kim.

#### 1. Mở đầu

Các loại hợp kim đặc biệt trong đó có hợp kim cứng cơ sở cacbit vonfram (WC) có nhiều ứng dụng trong các lĩnh vực kỹ thuật, công nghệ tiên tiến nói chung và công nghiệp quốc phòng nói riêng. Hợp kim của WC thường được sử dụng làm các dụng cụ cắt gọt hiệu suất cao, độ bền cao, cũng như làm lõi đạn xuyên động năng chống tăng, thiết giáp,... Hiện nay, chúng ta mới sản xuất được đạn chống tăng theo nguyên lý nổ lõm, tuy nhiên, trong chiến tranh ngày nay, đạn nổ lõm thường bị các cơ cấu phòng thủ hiện đại như giáp phản ứng nổ, tia laser gắn trên xe tăng, thiết giáp vô hiệu hóa. Chỉ đạn xuyên động năng với vận tốc, động năng rất lớn mới có thể công phá được các hệ thống phòng thủ tiên tiến này [1-3].

Các loại hợp kim cứng và hợp kim từ đặc biệt là các loại vật tư đầu vào quan trọng để chế tạo nhiều loại vũ khí, thiết bị, khí tài quân sự, tuy nhiên công nghiệp quốc phòng trong nước chưa hoàn toàn làm chủ được công nghệ chế tạo các loại vật tư này, chủ yếu phụ thuộc vào vật tư nhập ngoại giá thành cao, do bị kiểm soát và hạn chế về nhập khẩu. Đã có một số nghiên cứu liên quan đến hợp kim cơ sở WC nhưng các nghiên cứu này mới hoàn thành mục tiêu chế thử quy mô phòng thí nghiệm như khảo sát về một số đặc trưng cấu trúc, tính chất vật liệu. Các sản phẩm thu được thường có tổ chức cấu trúc chưa ổn định, kích thước hạt tinh thể chưa đồng đều dẫn đến tổ hợp cơ lý tính thấp, chưa đạt các chỉ tiêu kỹ thuật của vật tư đầu vào phục vụ sản xuất quốc phòng. Yêu cầu đặt ra là phải nghiên cứu bổ sung các chất biến tính có đặc tính hóa lý ưu việt như vật liệu nano, vật liệu carbon, vật liệu entropy cao,... để tăng tính ép nén, khả năng liên kết hạt, hạ nhiệt độ thiêu kết, giảm kích thước hạt khi chế tạo chi tiếu bằng phương pháp luyện kim bột, nhờ đó mà tạo ra vật liệu có cấu trúc và cơ lý tính đạt chuẩn các chỉ tiêu kỹ thuật cần thiết [2-5].

Bên cạnh đó, những năm gần đây, bột nano trên cơ sở Co, Fe, Ni và bột hợp kim của chúng (Co-Fe-Ni) với những đặc tính độc đáo được sử dụng rộng rãi ở các lĩnh vực khác nhau trong đời sống như chất xúc tác, vật liệu từ, chất phụ gia để nâng cao tính chất của một số sản phẩm thiêu kết,... [6–10]. Có nhiều phương pháp để để điều chế bột nano hợp kim Co-Fe-Ni,

như: phương pháp cơ học và phương pháp vật lý để điều chế bột nano Co-Fe-Ni có thể tiêu tốn năng lượng, đòi hỏi đầu tư các thiết bị đắt tiền, trong khi các phương pháp sinh học thì năng suất thấp. Phương pháp hứa hẹn để tổng hợp bột nano kim loại nói chung và bột nano Co-Fe-Ni là phương pháp hóa-luyện kim, phương pháp này gồm các giai đoạn kết tủa hydroxit kim loại, sau đó lọc rửa, sấy và hoàn nguyên nhờ khí khử hydro. Phương pháp này có ưu điểm là cho phép kiểm soát tính chất sản phẩm trung gian và sản phẩm bột kim loại hoàn nguyên thu được khi tổng hợp [11-15].

Liên quan đến những ứng dụng quan trọng của các hợp kim đặc biệt cơ sở WC trong lĩnh vực công nghiệp quốc phòng, việc sử dụng các giải pháp công nghệ mới để cải thiện cấu trúc và cơ lý tính vật liệu là một bài toán quan trọng có ý nghĩa cả về mặt khoa học lẫn ứng dụng thực tiễn. Vì vậy, trong nghiên cứu này, nhóm nghiên cứu sẽ khảo sát ảnh hưởng của phụ gia bột nano Co-Fe-Ni, điều chế bằng phương pháp hóa-luyện kim lên cơ tính của chi tiết phôi lõi đạn chế tạo trên cơ sở vật liệu WC.

#### 2. Phương pháp nghiên cứu và thực nghiệm

#### 2.1. Thực nghiệm

Vật liệu nano bột Co-Fe-Ni được điều chế bằng phương pháp đồng kết tủa hóa học từ tiền chất là các muối nitrat tinh khiết ngậm nước có các công thức hóa học lần lượt như sau Co(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>·6H<sub>2</sub>O Fe(NO<sub>3</sub>)<sub>3</sub>·9H<sub>2</sub>O và Ni(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub>·6H<sub>2</sub>O (Nhà sản xuất Vekton, tiêu chuẩn Liên bang Nga). Các dung dịch muối nitrat của Co, Fe, Ni được hòa vào dung dịch nước cất để tạo thành dung dịch có nồng độ 10%, sau đó các dung dịch này được pha chế bằng cách hòa tan vào nhau theo tỉ lệ mol các ion các kim loại trong dung dịch muối (Co<sup>2+</sup>:Fe<sup>3+</sup>:Ni<sup>2+</sup>) là (1:1:1) để tạo hỗn hợp dung dịch mong muốn. Tiếp theo hỗn hợp dung dịch này được tiến hành đồng kết tủa với dung dịch kiềm NaOH (10%) trong điều kiện nhiệt độ phòng, pH của dung dịch được đo bằng thiết bị Mettler Toledo MP 230 (Thụy Sĩ), độ chính xác 0,03. Nhiệt độ trong quá trình thu kết tủa hóa học được kiểm soát bằng bộ ổn nhiệt Lauda E 300 (Đức), máy khuấy điện sử dụng với mục đích không làm lắng đọng các hydroxit trong quá trình xảy ra phản ứng (Hình 1). Phản ứng đồng kết tủa các hợp chất hydroxit của Co, Fe và Ni được mô tả tổng quát như sau:

 $Me(NO_3)_n + nNaOH = Me(OH)_n + nNaNO_3 (1)$ 

trong đó: Me là cation các kim loại Co, Fe và Ni;

n là hóa trị của các kim loại trên.

Đồng kết tủa Me(OH)<sub>n</sub> sau đó được rửa sạch bằng nước cất sử dụng phễu Buchner (Đức). Quá trình loại bỏ hoàn toàn các ion muối nitrat trong hỗn hợp đồng kết tủa được đánh giá là đạt yêu cầu khi pH dung dịch đạt giá trị 7. Đồng kết tủa thu được sau đó được sấy khô ở 40°C trong 48 h. Tiếp đến hydroxit Me(OH)<sub>n</sub> sau khi sấy được nghiền trong máy nghiền Fritsch Pulverisette 2 (Đức), bột thu được là bột nanocompozit hyđroxit của Co, Fe và Ni (Co-Fe-Ni).



Hình 1. Sơ đồ thiết bị thu đồng kết tủa hóa học  $Me(NO_3)_n$ 

Tiếp theo bột nanocompozit hydroxit này được khử trong lò ống 3 vùng carbolite FZS (Vương quốc Anh) ở nhiệt độ 500°C với thời gian 1 h trong dòng khí hydro. Khí hydro được cung cấp từ từ thiết bị SAM-1 (Liên bang Nga) với công suất 80 L/h và được sấy khô thông qua hệ thống hút ẩm silicagen. Độ ẩm tương đối của hydro tạo thành không vượt quá 1% và nhiệt độ hoàn nguyên được chọn 400°C dựa trên cơ sở kết quả phân tích nhiệt vi sai [16-18], chọn kim loại có nhiệt độ hoàn nguyên lớn nhất để đảm bảo việc thu được bột hoàn toàn là kim loại của Co, Fe, Ni. Phản ứng khử như sau:

 $Me(OH)_n + H_2 = Me^* + nH_2O(2)$ trong đó:  $Me^* là các kim loại Co, Fe, Ni$ 

Sau khi phản ứng khử kết thúc, bột nanocompozit Co-Fe-Ni trong lò được làm nguội đến nhiệt độ phòng và được thụ động bề mặt bằng khí nitơ lỏng để bột không bị cháy ở không khí.

Bột nanocompozit Co-Fe-Ni với vai trò chất kết dính biến tính với hàm lượng 1% được đưa vào thành phần ban đầu của mẻ liệu phục vụ chế tạo hợp kim cứng BK10 (90% WC+10% Co). Vật liệu đầu vào tuân theo tiêu chuẩn, điều kiện kỹ thuật của Liên bang Nga: Co (ΓOCT 9721-79); WC (TY 48-19-540-92). Sau đó các mẻ liệu này (hỗn hợp bột WC-Co được biến tính và không được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni với khối lượng 35g) đem đi thiêu kết tia lửa điện plasma qua thiết bị LABOX-650 (Nhật Bản) dưới điều kiện chân không, nhiệt độ 1000°C, công suất dòng điện 500-2500 A, tốc độ nung nóng 50°C/phút, áp suất nén 50 MPa. Các mẫu phôi vật liệu thu được sau thiêu kết được làm sạch, nghiên cứu, đánh giá về tổ chức và cơ tính, sau đó đem đi gia công chế tạo lõi đạn kích thước Ø25×70mm.

#### 2.2. Phương pháp nghiên cứu

Đo diện tích bề mặt riêng của mẫu bột nanocompozit ban đầu được thực hiện trên thiết bị NOVA 1200e (Hoa Kỳ) sử dụng phương pháp BET – hấp phụ nitơ ở nhiệt độ thấp. Phạm vi phép đo từ 0,01 đến >2000m<sup>2</sup>/g. Nghiên cứu về thành phần và cấu trúc pha của mẫu vật liệu bột nanocompozit Co-Fe-Ni được tiến hành bằng phương pháp nhiễu xạ tia X thực hiện trên thiết bị Rơn-ghen Difrey 401 (Liên bang Nga). Hình thái và kích thước hạt của bột

334

nanocompozit Co-Fe-Ni được nghiên cứu nhờ kính hiển vi điện tử quét TESCAN VEGA 3SB (Cộng hòa Séc) và kính hiển vi điện tử truyền qua TEM LEO 912 AB Omega (Đức).

Mật độ của các mẫu thiêu kết từ hỗn hợp bột WC-Co được biến tính và không được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni được đánh giá nhờ phương pháp đo tỷ trọng trên thiết bị Ultrapycnometer 1000 (Hoa Kỳ), sai số phép đo là 0,1%. Các mẫu vật liệu sau thiêu kết được đánh bóng và tẩm thực sau đó quan sát tổ chức tế vi bằng kính hiển vi HITACHI TM 1000 (Nhật Bản). Độ cứng HRA của các mẫu vật liệu sau thiêu kết được kiểm tra qua thiết bị TP 5006 M (Liên bang Nga), sai số phép đo là 1,5%.

#### 3. Kết quả và thảo luận

Kết quả phân tích pha bằng phương pháp nhiễu xạ tia X của mẫu bột sau khi khử (Hình 2) cho thấy các đỉnh nhiễu xạ lần lượt tương ứng với các pha kim loại, chủ yếu là các dung dịch rắn của Co và Ni trong Fe được viết tổng quát là Fe(Co) và Fe(Ni) và chúng có cấu trúc mạng tinh thể lần lượt là lập phương thể tâm (Body-Centered Cubic - BCC) và lập phương diện tâm (Face-Centered Cubic FCC). Như vậy vật liệu bột thu được là nanocompozit Co-Fe-Ni gồm hai thành phần chính là dung dịch rắn Fe(Co) và Fe(Ni).



Hình 2. Giản đồ nhiễu xạ tia X của mẫu vật liệu bột sau hoàn nguyên

Bằng phương pháp thực nghiệm sử dụng hàm ngoại suy Taylor-Sinclair [19] chúng tôi xác định thông số mạng của pha Fe(Co) và Fe(Ni). Ngoài ra các kết quả nghiên cứu thành phần pha, thành phần khối lượng các nguyên tố theo dữ liệu EDX, diện tích bề mặt riêng S<sub>a</sub> và tính toán kích thước hạt theo kết quả đo diện tích bề mặt riêng S<sub>a</sub> của bột nanocompozit Co-Fe-Ni được trình bày ở Bảng 1.

Bột nanocompozit Co-Fe-Ni	Cấu trúc tinh thể và thành phần pha	Thông số mạng, nm	Thành phần các nguyên tố theo EDX, %	Sa, m²/g	D <sub>BET</sub> , nm
Fe(Co)	BCC (% at. Co: 52%)	0,2854	Co : Fe : Ni =	59	77
Fe(Ni)	FCC (% at. Ni: 75%)	0,3554	21,2 : 57,9 : 20,9	5,9	11

Bảng 1. Một số tham số về cấu trúc, thành phần và kích thước bột nanocompozit Co-Fe-Ni

Kết quả nghiên cứu hình thái và kích thước hạt bằng phương pháp hiển vi điện tử SEM, TEM của bột nanocompozit Co-Fe-Ni được trình bày trong Hình 3.



Hình 3. Ảnh SEM (a), TEM (b), kích thước hạt trung bình (c) và ảnh thực tế (d) của mẫu bột nanocompozit Co-Fe-Ni

Quan sát các mẫu ảnh SEM và TEM của bột nanocompozit Co-Fe-Ni ta thấy, việc khử ở nhiệt độ cao (400°C) dẫn đến các hạt kết tụ lại thành các cụm mật độ dày đặc, các hạt dạng hình vảy liên kết với nhau bằng những móc xích, kích khoảng 84 nm (tính theo kích thước hạt trung bình từ dữ liệu ảnh SEM qua chương trình ImageJ). Kết quả này cũng phù hợp với dữ liệu kích thước hạt theo diện tích bề mặt riêng của mẫu bột nanocompozit trong Bảng 1.

Như vậy sau khi nghiên cứu các tính chất về cấu trúc, thành phần pha và kích thước hạt của bột nanocompozit Co-Fe-Ni chúng tôi thấy vật liệu điều chế được có triển vọng ứng dụng vào các lĩnh vực như làm chất phụ gia biến tính để thay đổi các đặc tính cơ học của vật liệu khối hay chế tạo các vật liệu từ trên cơ sở các kim loại Co, Fe, Ni [20-22].

Phần chế tạo chi tiết lõi đạn đã được chúng tôi chỉ ra ở phần thực nghiệm 2.1. Nghiên cứu các tính chất của phôi lõi đạn từ vật liệu cơ sở WC thu được các kết quả như sau.

Kết quả nghiên cứu tổ chức tế vi các mẫu lõi đạn không được biến tính và được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni được thể hiện ở Hình 4.



Hình 4. Tổ chức tế vi của 2 mẫu lõi đạn không được biến tính (a) và được biến tính (b) bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni

Quan sát ảnh tổ chức tế vi của 2 mẫu phôi vật liệu không được biến tính (a) và được biến tính (b), thấy rằng tổ chức các hạt có dạng không xác định hình đa giác, kích thước hạt trong khoảng từ 1-5 µm, phân bố tương đối đều và mật độ của các mẫu được biến tính (b) có vẻ tốt hơn so với mẫu không được biến tính (a).

Để kiểm chứng nhận định trên, chúng tôi đã tiến hành đo kích thước hạt bằng phần mềm ImageJ, nghiên cứu mật độ các mẫu và đo độ cứng HRA. Kết quả đo kích thước, mật độ và độ cứng các mẫu vật liệu thể hiện ở Bảng 2.

ТТ	Mẫu vật liệu nghiên cứu	Kích thước hạt, μm	Mật độ, %	Độ cứng, HRA
1	Không được biến tính (a)	2,5	$95,2 \pm 0,1$	$88 \pm 2$
2	Được biến tính nano (b)	1,8	$98,3 \pm 0,1$	91 ± 2

Bảng 2. Kết quả đo mật độ và độ cứng các mẫu vật liệu

Kết quả chỉ ra rằng mẫu vật liệu được biến tính (b) có các đặc trưng về cơ tính tốt hơn mẫu vật liệu không được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni (a). Cụ thể, mật độ của mẫu được biến tính (b) đã cải thiện đến 3,1%, đồng thời độ cứng HRA của mẫu (b) cũng tăng lên 3%, trong khi đó kích thước các hạt WC giảm đến 47% so với mẫu vật liệu không được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni (a).

#### 4. Kết luận

Nghiên cứu điều chế bột nanocompozit Co-Fe-Ni bằng phương pháp hóa-luyện kim, sử dụng bột nanocompozit Co-Fe-Ni với vai trò chất kết dính biến tính để chế tạo phôi chi tiết lõi đạn trên cơ sở vật liệu cacbit vonfram (BK10). Thấy rằng các chỉ tiêu về tổ chức, cơ lý tính của phôi lõi đạn được biến tính bằng bột nanocompozit Co-Fe-Ni, so với các chi tiết không được biến tính đã được cải thiện, cụ thể kích thước hạt của vật liệu được biến tính giảm 47% so với vật liệu không được biến tính, mật độ và độ cứng HRA của chi tiết phôi lõi đạn được biến tính cũng đã cải thiện so với chi tiết phôi lõi đạn không được biến tính bằng bột nanocompozit Fe-Co-Ni.

Kết quả thu được ở nghiên cứu này có thể tham khảo để chế tạo các chi tiết với chất lượng và độ bền tốt sử dụng trong công nghiệp quốc phòng như các dụng cụ cắt gọt hiệu suất, độ bền cao và lõi đạn xuyên động năng chống tăng, thiết giáp trên cơ sở vật liệu cacbit vonfram, một số mác vật liệu thường dùng như: BK6, BK8, BK10, BK12, BK15, BK20,... Ngoài ra bột nano hệ Co-Fe-Ni này cũng có tiềm năng để chế tạo vật liệu từ cứng trong các cụm, khối điện tử tên lửa, thiết bị hàng không, hay chế tạo lớp mạ phủ hấp thụ sóng điện từ, ngụy trang vũ khí, khí tài quân sự quan trọng,... mà chúng tôi khảo sát ở một nghiên cứu khác, chứng tỏ triển vọng của vật liệu bột nano là rất lớn. Việc làm chủ công nghệ trong sản xuất vật liệu bột nano các kim loại hệ Co, Fe, Ni,... sẽ góp phần nâng cao chất lượng sản phẩm công nghiệp quốc phòng, cải tiến các trang thiết bị, vũ khí của Quân đội.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Трофимов В. К. & Трофимов А. В. (2003). Современные охотничьи боеприпасы для нарезного оружия. Пули мира и отечественные патроны. Справочник. М.: «Издательский Дом Рученькнных», 336 с.
- 2. https://papkin1.livejournal.com/288840.html (Ngày truy cập 30.12.2023).
- 3. <u>https://vietnamnet.vn/lan-dau-tien-viet-nam-che-tao-thanh-cong-dan-xuyen-dong-nang-chong-xe-tang-534225.html</u> (*Ngày truy cập 30.12.2023*).
- 4. Joost, R., Pirso, J., Viljus, M., Letunovitš, S. & Juhani, K. (2012). Recycling of WC-Co hardmetals by oxidation and carbothermal reduction in combination with reactive sintering, *Estonian Journal of Engineering*, *18*(2), 127–139.
- 5. Панов, В. С., Зайцев, А. А. (2015). Твердые сплавы WC–Co, легированные карбидом тантала Обзор. *Тугоплавкие, керамические и композиционные материалы, (2),* 44-48.
- 6. Mohapatra, J., Xing, M., Elkins, J. & Liu, J. P. (2020). Hard and semi-hard magnetic materials based on cobalt and cobalt alloys. *J Alloy Compd*, 824, 153874.
- 7. Kalska-Szostko, B., Klekotka, U., Olszewskib, W. & Satuł, D. (2019). Multilayered and alloyed Fe-Co and Fe-Ni nanowires physicochemical studies. *J Magn Magn Mater*, 484, 67-73.
- 8. Solanki, V., Lebedev, O.I., Seikh, M.M., Mahato, N.K. & Kundu, A.K. (2016). Synthesis and characterization of Co-Ni and Fe-Ni alloy nanoparticles. *J Magn Magn Mater*, 42015, 39-44.
- Raanaei, H., Eskandari, H. & Mohammad-Hosseini, V. (2016). Structural and magnetic properties of nanocrystalline Fe–Co–Ni alloy processed by mechanical alloying. *J Magn Magn Mater*, 39815, 190-195.
- 10. Nautiyal, P., Seikh, M.M., Lebedev, O.I. & Kundu, A.K. (2015). Sol-gel synthesis of Fe-Co nanoparticles and magnetization study. *J Magn Magn Mater*, *3771*, 402-405.
- Рыжонков Д.И., Левина В.В. & Дзидзигури Э.Л. (2008). Наноматериалы: Учебное пособие. М.: Бином. Лаборатория знаний, 368 с.
- 12. Гусев А.И. (2005). Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнология. М.: Физматлит, 414 с.
- 13. Ryzhonkov D. I., Arsent'ev P. P. & Yakovlev V. V. (1989). Theory of metallurgical processes, Moscow, Metallurgiya, 392 p.
- 14. Brown M. E., Dollimore D. & Galweys A. K. (1980). Reactions in the Solid State, Elsevier, Reading, 339 p.
- 15. Schmalzried H. (1995). Chemical Kinetics of Solids, VCH, Weinheim, 433 p.
- Нгуен Т.Х. (2021). Исследование кинетики процесса получения нанопорошка кобальта водородным восстановлением в изотермических условиях. Известия вузов. Цветная металлургия, (1), 49-56.
- Nguyen T.H., Nguyen V.M., Danchuk V.N., Nguyen M.H., Nguyen H.V. & Tang X.D. (2020). Kinetic Characteristics of the Process of Synthesis of Nickel Nanopowder by the Chemical Metallurgy Method. *Nanotechnologies in Russia*, 15(2), 146-152.
- 18. Nguyen T.H., Nguyen V.M., Nguyen M.H. & Danchuk V.N. (2021). Preparation procedure to obtain iron nanopowder under non-isothermal conditions. *Journal of the Belarusian State University. Chemistry*, (1), 28-35.
- 19. Taylor, A. & Sinclair, H. (1945). On the determination of lattice parameters by the debye-scherrer method. *Proc. Phys. Soc.* 57, 126-135.

- Nguyen T.H., Konyukhov Yu.V., Nguyen V.M., Lileev A.S. & Tang V.P. (2021). Use of Iron Nanopowders and High-Energy Mechanical Treatment of Blend for Raising the Density of Articles Obtained by Spark Plasma Sintering. *Metal Science and Heat Treatment*, 63(3-4), 214-219.
- 21. Nguyen T.H., Konyukhov Yu.V. & Nguyen V.M. (2021). Enhancing the Mechanical Properties of Various Sintered Pellets with Nano-Additives. *Defect and Diffusion Forum*, 410, 62-67.
- 22. Nguyen V.M., Karunakaran G., Nguyen T.H., Kolesnikov E.A., Alymov M.I., Levina V.V. & Konyukhov Y.V. (2020). Enhancement of structural and mechanical properties of Fe+0.5%C steel powder alloy via incorporation of Ni and Co nanoparticles. *Letters on Materials*, *10*(2), 174-178.

# Effect of Co-Fe-Ni nanomodification on the mechanical properties of bullet cores produced by the tungsten carbide material

**Abstract:** In this study, bullet cores were made by sintering method from tungsten carbide (WC) base powder material using Co-Fe-Ni nanopowder additive. Previously, Co-Fe-Ni nanopowder was synthesized by the chemical-metallurgy method from precursors of these metals' nitrate salts. Evaluation of some criterion on the microstructure and mechanical properties such as measuring density and hardness HRA found that the particle size, density and hardness of the bullet core modified with Co-Fe-Ni nanopowder were improved compared to unmodified material.

Keywords: Bullet cores, Co-Fe-Ni nanopowder, tungsten carbide, powder metallurgy, chemical-metallurgy.

### Ảnh hưởng của nano sắt (III) oxit và graphen lên một số đặc trưng cháy và phát xạ hồng ngoại của thuốc hỏa thuật Magie-Teflon-Viton

Nguyễn Nam Sơn, Đàm Quang Sang, Nguyễn Văn Tính

Học viện Kỹ thuật quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Bắc Từ Liêm – Hà Nội

#### Tóm tắt

 $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen là những vật liệu nano có khả năng làm tăng khả năng phát xạ của thuốc hỏa thuật trên cơ sở Magie-Teflon-Viton (MTV). α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano vừa đóng vai trò là chất xúc tác cháy, vừa đóng vai trò nâng cao nhiệt lượng cháy của hỗn hợp khi tạo thành hỗn hợp tecmit với Mg. Trong khi đó, graphen với diện tích bề mặt lớn, có khả năng phát xạ như vật đen sẽ làm tăng khả năng phát xạ hồng ngoại của THT MTV. Kết quả bổ sung α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen cho thấy, tốc độ cháy đã tăng lên 1,8 lần, khả năng phát xạ hồng ngoại (thể hiện bằng hàm phân bố độ chói,  $L_{\lambda}$ ) tăng lên 1,5 so với mẫu không có phụ gia. Trong khi nhiệt độ cháy có xu hướng giảm xuống khi bổ sung 2 phụ gia α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen.

Keywords: phát xạ hồng ngoại; nano; đặc trưng cháy; MTV.

#### 1. Đặt vấn đề

Đạn mồi bẫy hồng ngoại là một trong những biện pháp hữu hiệu được sử dụng để bảo vệ máy bay chống lại các loại tên lửa dẫn đường hồng ngoại hiện nay. Yêu cầu của các loại THT dùng trong đạn mồi bẫy là: cường độ phát xạ phải vượt quá cường độ phát xạ của máy bay trong dải bước sóng tìm kiếm của tên lửa; thời gian đạt cường độ cao nhất thường phải dưới 1 giây; thời gian cháy phải đủ dài, khoảng 4 giây để tránh việc tên lửa tiếp cận mục tiêu sau khi THT bị dập tắt [1, 2]. Khả năng phát xạ trên một dải bước sóng xác định của THT được thể hiện (đo đạc) chủ yếu ở các thông số: hàm phân bố cường độ phát xạ theo bước sóng  $L_{\lambda}$ , hàm phân bố độ chói theo bước sóng  $L_{\lambda}$ , hàm phân bố hiệu suất phát xạ theo bước sóng  $E_{\lambda}$ . Các thông số này được xác định như sau [3-7]:

$$I_{\lambda} = \frac{\Phi_{\lambda}}{\omega} \qquad (W.sr^{-1}.\mu m^{-1}) \tag{1}$$

$$L_{\lambda} = \frac{\Phi_{\lambda}}{\Omega.\omega} \qquad (W.sr^{-1}.m^{-2}.\mu m^{-1})$$
(2)

$$E_{\lambda} = \Delta_c H \cdot \frac{1}{4.\pi} \cdot F_{\lambda} \cdot \delta_w \cdot \delta_a \qquad (J.g^{-1}.sr^{-1}.\mu m^{-1})$$
(3)

$$I_{\lambda} = E_{\lambda}.\dot{m} \qquad (W.sr^{-1}.\mu m^{-1})$$
(4)

Trong đó,  $\Phi_{\lambda}$  (W) hàm phân bố thông lượng phát xạ theo bước sóng của chùm phát xạ từ THT, được xác định theo định luật Plank [4];  $\omega$  (sr),  $\Omega$  (m<sup>2</sup>) lần lượt là góc khối và diện tích hình chiếu của bề mặt phát xạ;  $\Delta_c H$  (J.g<sup>-1</sup>) là entanpy của quá trình cháy theo khối lượng;  $F_{\lambda}$  là phần entanpy phản ứng đóng góp vào năng lượng bức xạ trong dải bước sóng quan tâm;  $\delta_w$  là hệ số suy giảm theo luồng gió;  $\delta_a$  là hệ số góc nhìn,  $\dot{m}$  (g.s<sup>-1</sup>) là tốc độ cháy khối của THT. Các đại lượng  $I_{\lambda}$ ,  $L_{\lambda}$ ,  $E_{\lambda}$  được viết với chỉ số  $\lambda$  ở dưới để chỉ ra rằng giá trị của chúng phải được tính tích phân để xác định lượng bức xạ trong một dải quang phổ cụ thể [6].

THT trên cơ sở Magie/Teflon/Viton (MTV) thường được sử dụng trong đạn mồi bẫy hồng ngoại để bảo vệ máy bay chống lại sự tấn công của tên lửa [4, 8, 9]. Để nâng cao khả năng phát xạ hồng ngoại, THT MTV thường được bổ sung một số phụ gia, trong đó có phụ gia nano [4, 10-13]. α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen là những vật liệu nano có khả năng làm tăng hiệu suất phát

xạ của THT MTV [4, 11].  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (hematite) được biết đến là loại phụ gia quan trọng đóng vai trò xúc tác cháy làm tăng tốc độ cháy cho các vật liệu năng lượng cao [14]. Hiệu quả xúc tác của  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> kích thước nano so với kích thước micro cũng đã được chứng minh trong nghiên cứu của Joshi và cộng sự (2008) [15]. Bên cạnh đó, sự kết hợp của  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano với Mg kim loại tạo thành hỗn hợp tecmit tỏa nhiệt nhờ phản ứng oxi hóa khử [11], tạo ra nguồn nhiệt đáng kể cho sự phát xạ. Những lý do trên cho thấy khả năng ứng dụng của  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano trong việc làm tăng tốc độ cháy và nguồn nhiệt phát xạ của THT MTV. Trong khi đó, graphen nhận nhiệt từ phản ứng cháy và của hỗn hợp tecmit Mg/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> để phát xạ như vật đen [8], sẽ làm tăng khả năng phát xạ của THT.

Bài báo này sẽ trình bày những nghiên cứu đánh giá ảnh hưởng của  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen với hàm lượng lên đến 12% đến một số đặc trưng cháy của THT phát xạ hồng ngoại trên cơ sở MTV.

#### 2. Thực nghiệm

#### 2.1. Nguyên liệu

Hỗn hợp THT được chuẩn bị từ bột Mg có kích thước hạt  $\leq 63\mu$ m, bột Teflon (PTFE) có kích thước hạt  $\leq 10 \mu$ m (khối lượng phân tử  $10^4 \div 10^5$  g/mol), cao su viton có hàm lượng flo đạt 66% (khối lượng riêng 1,81g/cm<sup>3</sup>),  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> có kích thước hạt 50 ÷ 200nm, graphen có chiều dày 10÷50 nm (đường kính hình tròn tương ứng 200 ÷ 500 nm), axeton tinh khiết. Các hóa chất này được sản xuất bởi Xilong, Hangqiu, Trung Quốc.

#### 2.2. Chuẩn bị mẫu

Cao su Viton A được hòa tan vào trong aceton với tỷ lệ c = 0.05g viton/ml axeton trong khoảng 8 giờ. Phụ gia  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen được bổ sung vào dung dịch viton/axeton và khuấy trộn bằng thiết bị đồng hóa mẫu trong khoảng 30 phút. Hỗn hợp Mg/PTFE được trộn khô trước khi cho vào dung dịch viton/axeton/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen, trộn ướt hỗn hợp trong khoảng 30 phút. Hong khô hỗn hợp thu được trong 60 phút để đuổi dung môi đến hỗn hợp nhão (có thể tạo hạt) rồi tiến hành sàng tạo hạt trên sàng 0,8 mm. Cuối cùng hỗn hợp THT được sấy đối lưu ở 60°C trong 3 giờ để đuổi hết dung môi. Thành phần THT đã chế tạo được trình bày trong Bảng 1.

Nguyên liêu	Kích thước	Tỷ lệ thành phần (% khối lượng)								
rıguyen nçu	hạt (µm)	M0	M10	M11	M12	M13	M20	M21	M22	M23
Mg	≤63	65	65	65	65	65	65	65	65	65
Teflon (PTFE)	10 ÷ 200	30	30	30	30	30	30	30	30	30
Viton		5	5	5	5	5	5	5	5	5
α-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> nano (hàm lượng tính ngoài)	0,05 ÷ 0,2	0	10	10	10	10	0	4	8	12
Graphene (hàm lượng tính ngoài)	0,01 ÷ 0,05 (chiều dày)	0	0	4	8	12	8	8	8	8

Bång 1. C	lác mẫu	THT trên	cơ sở l	MTV có	bố	sung phụ gia nano	
-----------	---------	----------	---------	--------	----	-------------------	--

#### 2.3. Thực nghiệm

Hỗn hợp THT MTV/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen được phân tích bằng hình ảnh SEM (sử dụng kính hiển vi điện tử quét phát xạ trường FESEM S-4800, Hitachi-Nhật Bản) và kỹ thuật EDX (thiết bị phân tích phổ tán xạ năng lượng tia X HORIBA 7593H, Horiba - Nhật Bản) để đánh giá sự phân bố của phụ gia nano trong hỗn hợp; Tốc độ cháy thẳng của THT (hỗn hợp được nén vào ống trụ nén vào ống trụ acrylic có đường kính trong 12mm, chiều dài 30mm bằng máy nén thủy lực với áp suất nén 0,5 ÷ 1,0 tấn để đạt mật độ yêu cầu khoảng 1,6g/cm<sup>3</sup>) được xác định bằng máy quay tốc độ cao Handycam FDR-AXP55 (Sony-Nhật Bản) (Hình 1) theo nguyên lý xác định thời gian bề mặt cháy di chuyển giữa 2 khoảng đầu đo có khoảng cách cho trước; Nhiệt độ cháy của hỗn hợp THT được xác định bằng phương pháp cặp nhiệt điện (sử dụng cặp nhiệt điện W-Re có chiều dày 50 µm trên bề mặt hỗn hợp được nén trong ống acrylic) (Hình 2); Hàm phân bố độ chói theo bước sóng  $L_{\lambda}$  được xác định bằng thiết bị Spectroradiometer SR-5000N (CI Systems, Israel 10551) (hỗn hợp THT được nén vào trong ống sắt có đường kính trong 12mm, dài 75m bằng máy nén thủy lực với mật độ nén là 1,6g/cm<sup>3</sup>) (Hình 3).



Hình 2. Xác định nhiệt độ cháy

#### 3. Kết quả và thảo luận

#### 3.1. Sự phân bố phụ gia nano a-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen trong hỗn hợp THT

Sự phân tán đều phụ gia nano trong hỗn hợp THT sẽ giúp cho quá trình cháy hỗn hợp được ổn định, tác dụng của phụ gia lên quá trình cháy và khả năng phát xạ hồng ngoại của THT sẽ được phân bố đều trong toàn bộ hỗn hợp. Vì vậy, cần có sự đánh giá sự phân bố hạt nano trong hỗn hợp THT. Với các hình ảnh SEM được chụp ở các kích thước khác nhau  $(5.10^2 \div 10^5 \text{ nm})$  và ở các vị trí khác nhau sẽ cho thấy hình thái bề mặt của riêng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano (Hình 4a), graphen (Hình 4b) và của hệ MTV/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen (Hình 4e) sau khi bổ sung phụ gia nano. Hình 4c và Hình 4d cho thấy sự có mặt của từng phụ gia nano Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> hay graphene trên bề mặt Mg/teflon.



IMS-NKL 5.0kV 5.0mm x10.0k SE(M)

Hình 4. a) Ảnh SEM hạt α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano; b) Ảnh SEM graphen; c) Ảnh SEM hạt α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano lên bề mặt Mg/teflon; d) Ảnh SEM graphen lên bề mặt Mg/teflon; e) Ảnh SEM hệ MTV/ Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen
Bảng 2. Kết quả phân tích EDX sự phân bố của α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano và graphen ở 3 mẫu THT (Kết quả EDX là trung bình cộng của các mẫu được phân tích ở 3 vị trí khác nhau)

Nguyôn	Ν	11	Ν	12	M12		
tố	% khối lượng	% nguyên tử	% khối lượng	% nguyên tử	% khối lượng	% nguyên tử	
С	17,19	27,18	33,68	47,69	28,16	40,31	

0	10,9	12,97	-	-	11,10	12,32
F	32,16	32,17	30,37	26,93	27,22	24,47
Mg	32,12	25,08	35,95	25,38	29,01	21,50
Fe	7,62	2,6	-	-	4,51	1,40

Kết quả kỹ thuật phân tích EDX (Bảng 2) đã cho thấy sự có mặt của Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, graphen với tỷ lệ khối lượng hay nguyên tử có mặt là khá cao ở các mẫu được phân tích (ở mẫu M2 và M12, graphen được xác định là lượng C tăng lên so với mẫu M1) điều này cho thấy là phụ gia nano đều có mặt ở các vị trí, mẫu được phân tích. Kết hợp với hình ảnh SEM ở trên, ta có thể thấy sự có mặt của các hạt nano Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> và graphen phân bố trên bề mặt các hạt micro-Mg/teflon, có thể khẳng định sự phân bố của hạt nano ở các vị trí khác nhau trong hỗn hợp THT là khá tốt. Như vậy ảnh hưởng của phụ gia nano lên quá trình cháy của hỗn hợp THT ở các lớp thuốc sẽ đều nhau.

#### 3.2. Ảnh hưởng của phụ gia nano α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen lên tốc độ cháy hỗn hợp THT

Tiến hành xác định tốc độ cháy tuyến tính của THT MTV có bổ sung phụ gia nano. Kết quả đo được trình bày trên Bảng 3. Trong đó, tốc độ cháy tương đối Z là tỷ số giữa tốc độ cháy của THT MTV có chứa phụ gia với THT MTV không chứa phụ gia.

Mẫu	% α-Fe2O3 (bổ sung ngoài)	% graphen (bổ sung ngoài)	Mật độ (g/cm <sup>3</sup> )	Tốc độ cháy, u (mm/s)	Tốc độ cháy tương đối, Z
M0	0	0	1,6	5,3	1,0
M10	10	0	1,59	8,9	1,7
M11	10	4	1,6	9,7	1,8
M12	10	8	1,6	9,1	1,7
M13	10	12	1,61	8,2	1,5
M20	0	8	1,62	5,5	1,0
M21	4	8	1,6	8,3	1,6
M22	8	8	1,57	9,0	1,7
M23	12	8	1,62	8,8	1,7

Bảng 3. Ảnh hưởng của phụ gia nano lên tốc độ cháy của THT MTV

Từ Bảng 3 ta thấy, tốc độ cháy của hỗn hợp THT MTV được tăng lên đáng kể khi được bổ sung phụ gia α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, còn với graphen thì có tăng rất ít (mẫu M0 so với mẫu M10, M20). Điều này cho thấy hiệu quả xúc tác của α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano là khá tốt so với graphen. Hỗn hợp tecmit Mg/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano có tốc độ phản ứng cao hơn do thời gian khuếch tán hạt nhanh hơn [10], và tăng lên khi tăng hàm lượng phụ gia. Cố định hàm lượng phụ gia  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano là 10%, tăng hàm lượng graphen từ  $0 \div 12$  %, ta thấy rằng tốc độ cháy của hỗn hợp có tăng lên và đạt đỉnh ở hàm lượng graphen 4%, sau đó có xu hướng giảm khi hàm lượng graphen tiếp tục tăng. Điều này có thể giải thích theo giả thiết sau. Graphen có kích thước nano có diện tích bề mặt lớn, có khả năng khuếch tán hạt cùng với α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano, làm tăng khả năng tiếp xúc phản ứng của các cấu tử trong THT, dẫn đến làm tăng tốc độ cháy. Tuy nhiên, graphen không tham gia vào phản ứng, nó chỉ có tác dụng thu nhiệt và làm bề mặt phát xạ. Vì vậy, khi tiếp tục tăng lượng graphen, graphen thu nhiệt phát xạ phần nào đã làm chậm quá trình lan truyền nhiệt vào bề mặt cháy, hiệu quả xúc tác cháy của α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano cũng bị ảnh hưởng, dẫn đến tốc độ cháy giảm nhẹ. Trong khi đó, cố định hàm lượng graphen 8%, tăng hàm lượng α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano, ta thấy tốc độ cháy của hỗn hợp THT tăng lên rõ rệt và đạt đỉnh ở hàm lượng α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano 10%, sau đấy giảm xuống ở hàm lượng α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano 12%. Điều này, được giải thích theo cơ chế xúc tác của các chất xúc tác cháy dang oxit kim loại [16], α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano vừa đóng vai trò xúc tác làm tăng tốc quá trình cháy, vừa là chất oxi hóa có tác dụng oxi hóa các sản phẩm cháy trung gian, điều này làm cho α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano bị khử thành Fe, khi đó hiệu quả xúc tác cháy của α-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano giảm dần, điều này làm giảm tốc độ cháy của THT.

# 3.3. Ảnh hưởng của phụ gia nano $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen lên nhiệt độ cháy và khả năng phát xạ hồng ngoại của hỗn hợp THT

Khả năng phát xạ hồng ngoại của THT MTV được xác định dựa trên giá trị hàm phân bố độ chói theo bước sóng  $L_{\lambda}$  của chúng ở các dải bước sóng khác nhau. Kết quả ảnh hưởng của phụ gia nano lên nhiệt độ cháy và hàm phân bố độ chói theo bước sóng của THT MTV

được đưa ra trong Bảng 4. Hình 5 trình bày phổ phát xạ hồng ngoại THT với đơn vị đo là tổng toàn bộ bức xạ (counts/gain).

Mẫu	% α-Fe2O3 (bổ sung ngoài)	% graphen (bổ sung ngoài)	Nhiệt độ cháy, K	$L_{\lambda 1-\lambda 2}$ (W/sr/cm <sup>2</sup> /µm)			
				2,5 ÷ 3μm	3 ÷ 5µm	2,5 ÷ 5µm	8 ÷ 10μm
M0	0	0	2392	0,7508	2,43158	3,18233	0,15657
M10	10	0	1995	1,27595	2,81014	4,08608	0,18695
M11	10	4	2326	1,19567	2,47394	3,66962	0,17143
M12	10	8	2231	1,27806	2.8722	4,15026	0,16499
M13	10	12	2237	1,45628	3,18069	4,63697	0,19219
M20	0	8	2276	1,24285	2,91417	4,15702	0,18686
M21	4	8	2211	1,515	3,20945	4,72445	0,19751
M22	8	8	2201	1,3176	2,90124	4,21884	0,18347
M23	12	8	2130	1,12751	2,26399	3,39151	0,14027

Bảng 4. Ảnh hưởng của phụ gia nano lên nhiệt độ cháy và khả năng phát xạ hồng ngoại của THT MTV



Hình 5. Ảnh hưởng của phụ gia nano lên khả năng phát xạ hồng ngoại THT

Từ bảng và đồ thị ta thấy, từ mẫu M0 đến mẫu M10 và M20, nhiệt độ cháy giảm. Điều này có thể giải thích như sau: Các mẫu THT MTV được đốt cháy trong môi trường không khí, sẽ có sự tham gia phản ứng của oxi không khí, nhiệt độ cháy của hỗn hợp MTV sẽ tăng lên khoảng 2200 K [17]. Tuy nhiên, đối với mẫu M10,  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano được thêm vào lại cho nhiệt độ cháy thấp hơn. Đó là do khi phản ứng, lượng xỉ rắn do phản ứng oxi hóa khử của hỗn hợp tecmit Mg-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano được hình thành (các khối hạt MgO(*nt*) và Fe(*nt*)) đã ngăn cản oxi không khí tham gia phản ứng.

Lượng xỉ này hình thành trên bề mặt cặp nhiệt điện cũng phần nào làm cản trở tín hiệu thu về của cặp nhiệt điện, dẫn đến nhiệt độ cháy có thể thấp hơn thực tế. Trong khi ở mẫu M20, lượng không khí tham gia phản ứng vẫn nhiều do không có xỉ. Nó chỉ có sự thu nhiệt của graphen làm nhiệt độ giảm đi một ít. Đối với các mẫu M10  $\div$  M13, nhiệt độ cháy tăng lên từ mẫu M10 đến mẫu M11 sau đấy có xu hướng giảm nhẹ đến mẫu M13. Đó là do khi có bổ sung graphen vào, graphen với diện tích bề mặt lớn, khả năng phân tán tốt đã phân tán lượng xỉ do hỗn hợp tecmit Mg-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano tạo ra, dẫn đến khó tạo thành các khối xỉ ngăn cản oxi không khí tham gia phản ứng cháy của hệ. Điều này làm cho nhiệt độ cháy tăng lên. Sau đấy, với hàm lượng graphen tăng, nhiệt độ cháy có xu hướng giảm nhẹ là do lượng graphen dư không phản ứng với oxi không khí đã thu nhiệt để phát xạ. Đối với các mẫu M20  $\div$  M23, nhiệt độ cháy thay đổi rất ít. Đó là do, lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano tặng lên, lượng xỉ rắn tăng, nhưng do graphen phân tán, lượng oxi tham gia phản ứng vẫn cao. Khi đó, nhiệt độ tăng lên đã cung cấp cho sự thu nhiệt của graphen dư, dẫn đến nhiệt độ cháy thay đổi không nhiều.

Trong khi đó, khả năng phát xạ hồng ngoại của hệ được đặc trưng bởi hàm phân bố độ chói theo bước sóng cho thấy phụ gia nano  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> và graphen được bổ sung vào đã làm tăng đáng kể khả năng phát xạ của chúng. Khi cố định hàm lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 10% và tăng hàm lượng graphen, ta thấy khả năng phát xạ của THT tăng lên rõ rệt và đạt giá trị lớn nhất ở hàm lượng graphen 12%. Điều này là do, lượng nhiệt của mẫu THT MTV có hàm lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano 10% từ Mg(k) dư và từ phản ứng tecmit đã cung cấp lượng nhiệt cho sự phát xạ như vật đen của cacbon dư (các mẫu graphen  $8 \div 12\%$ ). Còn khi cố định hàm lượng graphen 8% và tăng hàm lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano, ta thấy, ban đầu khả năng phát xạ tăng lên và đạt đỉnh ở hàm lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 4%, sau đó giảm dần. Tức là lượng nhiệt của phản ứng tecmit đã dư thừa so với lượng graphen dư (ở hàm lượng graphen bổ sung là 8%), nguồn nhiệt do lượng  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano phản ứng với Mg không hiệu quả. Như vậy,  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> đã làm tăng nguồn nhiệt phát xạ đáng kể của THT, còn bản thân graphene là vật liệu có diện tích bề mặt lớn, có khả năng phát xạ như vật đen khi nhận nhiệt lượng từ phản ứng của hỗn hợp THT MTV/  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Kết quả cho thấy có một tỷ lệ phù hợp giữa 2 loại phụ gia nano được thêm vào để đạt được khả năng phát xạ hồng ngoại tốt nhất.

#### 4. Kết luận

Bài báo đã trình bày các nghiên cứu về ảnh hưởng của phụ gia nano  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen lên một số đặc trưng cháy của THT phát xạ hồng ngoại trên cơ sở MTV. Kết quả ảnh SEM và kỹ thuật phân tích EDX cho thấy sự có mặt của các hạt nano  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> và graphen phân bố trên bề mặt các hạt micro-Mg/teflon, có thể khẳng định sự phân bố của hạt nano ở các vị trí khác nhau trong hỗn hợp THT là khá tốt, giúp cho quá trình cháy và phát xạ hồng ngoại của hỗn hợp được ổn định. Tốc độ cháy của hỗn hợp THT đã tăng lên đáng kể so với mẫu không có phụ gia, tăng lên đến 1,8 lần. Nhiệt độ cháy của hệ cơ bản giảm xuống khi bổ sung phụ gia nano. Trong khi đó, khả năng phát xạ hồng ngoại (hàm phân bố độ chói theo bước sóng) ở các dải bước sóng khác nhau của hệ tăng lên đáng kể khi được bổ sung phụ gia nano, với giá trị lớn nhất đạt được ở hàm lượng phụ gia nano  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/graphen là 10/12 và 4/8. Kết quả này cho thấy những ảnh hưởng tích cực lên khả năng phát xạ hồng ngoại của THT MTV khi được bổ sung phụ gia nano  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> và graphen.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Farley, V., et al. *Study of hyperspectral characteristics of different types of flares and smoke candles*, in *Active and Passive Signatures III*. 2012. SPIE. p. 130-141.
- 2. Pollock, D.H., Accetta, J.S., and Shumaker, D.L., *The Infrared & Electro-Optical Systems Handbook. Countermeasure Systems, Volume* 7, 1993, p. 163-164, 296-303.
- 3. Bramson, M.A., *Infrared radiation. A handbook for applications*, Optical Physics Engineering, 1968, p. 5, 6.
- 4. Koch E. C, *Metal-fluorocarbon based energetic materials*, John Wiley & Sons 2012, p. 151-193.
- 5. Zissis, G.J., Accetta, J.S., and Shumaker, D.L., *The Infrared & Electro-Optical Systems Handbook. Sources of Radiation, Volume 1*, 1993, p. 3-6.
- 6. Arecchi, A.V., Koshel, R.J., and Messadi, T., *Field guide to illumination*: SPIE Bellingham, WA, USA, 2007, p. 3-7.
- 7. Ludwig, C.B., et al., *Handbook of infrared radiation from combustion gases*, 1973, p. 17-26.
- 8. Koch E. C, *Review on Pyrotechnic Aerial Infrared Decoys*, Propellants, Explosives, Pyrotechnics. **26**, 2001, p. 3-11.
- 9. Douda, B.E., *Genesis of infrared decoy flares: the early years from 1950 into the 1970s*, in. 2009, Naval Surface Warfare Center Crane Div In, p. 44-67, 79-81.
- 10. Zarko, V.E. and Gromov, A., *Energetic nanomaterials: synthesis, characterization, and application*: Elsevier, 2016, p. 7, 8, 95, 173-178.
- 11. Elbasuney, S., et al., *Multi-component nanocomposite infrared flare with superior infrared signature via synergism of nanothermite and reduced graphene oxide*, Journal of Materials Science: Materials in Electronics. **31**(14), 2020, p. 11520-11526.
- 12. Du, J., et al., Influence of chlorinated paraffin/titanium additives on burning and radiance performances of magnesium/teflon/viton (MTV) foil-type composition, Infrared Physics Technology. **80**, 2017, p. 21-26.
- 13. Wei C, et al., *Effect of thermite on the infrared radiation performance of Mg*<sub>4</sub>*Al*<sub>3</sub>*/PTFE/Viton agents*, Journal of Energetic Materials, 2023, p. 1-15.
- Ma, Z., Li, F., and Bai, H., *Effect of Fe2O3 in Fe2O3/AP composite particles on thermal decomposition of AP and on burning rate of the composite propellant*, Propellants, Explosives, Pyrotechnics: An International Journal Dealing with Scientific Technological Aspects of Energetic Materials. **31**(6), 2006, p. 447-451.
- Joshi, S.S., Patil, P.R., and Krishnamurthy, V., *Thermal Decomposition of Ammonium Perchlorate in the Presence of Nanosized Ferric Oxide*, Defence Science Journal. 58(6), 2008.
- 16. Denisyuk, A. and Demidova, L., *Effect of Some Catalysts on Combustion of Double-Base Propellants*, Combustion, Explosion, and Shock Waves. **40**, 2004, p. 311-318.

17. Koch E. C and Dochnahl A, *IR emission behaviour of magnesium/Teflon/Viton (MTV) compositions*, Propellants, Explosives, Pyrotechnics. **25**(1), 2000, p. 37-40.

# Burning and radiance characteristics of iron (III) oxide nanoparticle and graphene in the pyrotechnic compositon based on Magnesium-Teflon-Viton

#### Abstract:

 $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoparticle and graphene are nanomaterials capable of enhancing the emission of Magnesium-Teflon-Viton (MTV) compositon.  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nano-additive both acts as a combustion catalyst and as a provider for the mixture when forming a Mg/Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> tecmite. Meanwhile, graphene with a large surface area and the ability to emit like a black body that increase the infrared emission of the MTV-based composition. The results show that compared to the sample without additives, the  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoscale and graphene samples have increased the burning speed by 1.8 times, the spectral radiance by 1.5 times. On the other hand, the combustion temperature tends to decrease when  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoparticle and graphene are added.

*Keywords:* Pyrotechnic compositon, MTV,  $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoparticle, graphene.

## Mô phỏng khảo sát ảnh hưởng của các sai số khi thiết lập máy gia công đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang ảnh nhiệt có sử dụng bề mặt phi cầu/nhiễu xạ

Dương Đình Phước<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Quang Hiệp<sup>1</sup>

<sup>1</sup>*Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, Việt Nam. Email: ddinhphuoc@gmail.com; Tel:0326204574* 

#### Tóm tắt

Máy tiện kim cương tiếp xúc điểm (Single Point Diamond Turning - SPDT) được sử dụng ngày càng phổ biến trong quá trình gia công các bề mặt của chi tiết quang học, đặc biệt là trong các hệ thống quang học làm việc trong vùng ảnh nhiệt. SPDT có độ chính xác gia công bề mặt đến cỡ nm, do đó rất phù hợp để gia công các chi tiết quang học có cấu trúc bề mặt phức tạp và yêu cầu độ chính xác cao, ví dụ như bề mặt phi cầu/nhiễu xạ. Tuy nhiên, trong quá trình thiết lập máy gia công vẫn có sai số, dẫn đến bề mặt nhận được sau gia công có sai khác so với bề mặt khi thiết kế, gây ảnh hưởng đến chất lượng tạo ảnh của cả hệ thống quang học. Vì vậy trong bài báo, tác giả phân tích các sai số điển hình và đánh giá ảnh hưởng của chúng lên chất lượng tạo ảnh của hệ thống quang học ảnh nhiệt có sử dụng bề mặt phi cầu/nhiễu xạ bằng mô phỏng bề mặt phi cầu/nhiễu xạ sau gia công và toàn bộ hệ quang trong phần mềm thiết kế quang học Zemax. Kết quả cho thấy các loại sai số chính như: lệch trục, nghiêng dao và rung động sẽ làm giảm hàm MTF của hệ quang, trong đó đặc biệt là sai số lệch trục.

Từ khóa: Tiện kim cương, bề mặt phi cầu/nhiễu xạ, hệ quang ảnh nhiệt.

#### 1. Mở đầu

Với sự phát triển của công nghê hồng ngoại, yêu cầu ngày càng cao đối với hê thống quang điên tử, đặc biệt là các hệ thống ứng dung trong quốc phòng, hàng không vũ tru và thiên văn học. Việc phát hiện mục tiêu nhanh chóng và theo dõi theo thời gian thực cùng với đo đạc chính xác về mục tiêu đã trở thành trong tâm trong quá trình phát triển các hệ thống quang học [1]. Khi thiết kế các hệ quang ảnh nhiệt, đặc biệt là các hệ quang trong các thiết bị cầm tay, bên canh yêu cầu về chất lượng tạo ảnh cần phải thỏa mãn các yêu cầu về khối lượng, kích thước. Điều này chỉ có thể thực hiện được khi sử dụng không chỉ các bề mặt cầu mà cần phải có các bề mặt phi cầu trong hệ quang. Bên cạnh đó, các loại vật liệu trong vùng ảnh nhiệt thường khá đắt. Trong vùng phổ hồng ngoại bước sóng dài (LWIR), khi thiết kế hệ thống quang học trong khí tài ảnh nhiệt thường sử dụng 2 loại vật liệu chính là Ge và ZnSe, trong đó Ge là vật liệu chính và phổ thông hơn nhiều so với ZnSe. Việc chỉ sử dung một loại vật liệu là Ge sẽ tăng tính công nghê, giảm chi phí khi gia công chế tạo hệ thống quang học ảnh nhiệt. Tuy nhiên, việc sử dụng một vật liệu khi gia công chế tao hệ thống quang học sẽ dẫn đến việc tồn tại lượng sắc sai dư. Để khử lượng sắc sai dư này phải sử dung bề mặt có cấu trúc nhiễu xa. Như vậy, việc sử dung bề mặt phi cầu/nhiễu xa trong hệ thống quang học vùng LWIR là xu hướng chủ đao để giảm kích thước và khối lượng hệ thống quang học nói riêng và cả thiết bị ảnh nhiệt nói chung mà vẫn đảm bảo được chất lượng tạo ảnh của nó [2].

Như chúng ta đã biết, khi gia công thấu kính bằng Ge (và các vật liệu trong vùng hồng ngoại ảnh nhiệt khác) thì các phương pháp gia công thông thường với thủy tinh quang học hiệu quả không cao do Ge là vật liệu tinh thể, có các đặc tính cơ lý hóa khác với vật liệu thủy tinh thông thường. Do đó, cùng với sự phát triển của KHKT, quá trình gia công các linh kiện quang

<sup>\*</sup> Email: ddinhphuoc@gmail.com

học trong vùng ảnh nhiệt được thực hiện trên các thiết bị gia công siêu chính xác như máy tiện kim cương tiếp xúc điểm (Single Point Diamond Turning - SPDT). SPDT có độ chính xác gia công bề mặt đến cỡ nm, rất phù hợp để gia công các chi tiết có cấu trúc bề mặt phức tạp và yêu cầu độ chính xác cao, do đó SPDT được sử dụng ngày càng phổ biến trong quá trình gia công các bề mặt của chi tiết quang học, đặc biệt là trong các hệ thống quang học làm việc trong vùng ảnh nhiệt [3].

Bề mặt phi cầu/nhiễu xạ đòi hỏi độ chính xác bề mặt rất cao. Phương pháp gia công SPDT là siêu chính xác. Tuy nhiên, trong quá trình thiết lập máy khi gia công vẫn có sai số, bề mặt nhận được sau gia công vẫn có sai khác so với bề mặt khi thiết kế.

Hiện nay, ngoài nước đã có các nghiên cứu về ảnh hưởng các loại sai số trong quá trình gia công bằng máy tiện kim cương tiếp xúc điểm [4], [5], [6], nhưng chỉ dừng lại ở việc đánh giá chất lượng bề mặt sau khi gia công(độ nhám, biên dạng bề mặt...). Trong nước hiện chưa có bất kỳ nghiên cứu về vấn đề này.

Do đó, trong bài báo này tác giả nghiên cứu, tính toán ảnh hưởng của sai số thiết lập máy gia công đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang ảnh nhiệt bằng phương pháp mô phỏng bề mặt phi cầu/nhiễu xạ sau gia công và toàn bộ hệ quang trong phần mềm thiết kế quang học Zemax. Việc đánh giá ảnh hưởng của các sai số gia công đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang là hết sức cần thiết, làm cơ sở cho việc tính toán dung sai trong quá trình gia công, chế tạo các linh kiện quang học và hệ thống quang học.

# 2. Phương pháp gia công bằng máy tiện kim cương tiếp xúc điểm và các sai số chính khi thiết lập máy gia công

#### 2.1 Máy tiện kim cương tiếp xúc điểm

Phương pháp gia công bằng máy tiện kim cương là một phương pháp gia công siêu chính xác với khả năng tạo ra các bề mặt có độ nhám vài nanomet, dung sai hình dạng đến một phần micromet. Điều này đáp ứng các yêu cầu khi chế tạo các bề mặt đòi hỏi độ chính xác cao như bề mặt phi cầu/nhiễu xạ.

Giống như hầu hết các máy, máy tiện kim cương cũng được phân loại dựa trên số trục và cấu hình của chúng. Sau đây là một trong những cách phân loại phổ biến của máy tiện kim cương [7].

Máy loại A tương tự như máy tiện thông thường, trong đó trục X là trục di chuyển của đầu gá phôi với trục quay, trục Z là trục di chuyển của dụng cụ cắt và hai trục này có thể được lập trình để thực hiện các chuyển động đồng thời và tạo ra các hình dạng bề mặt đối xứng trục. Khi sử dụng đồ gá phù hợp, các bề mặt paraboloid không đối xứng cũng có thể được tạo ra trên máy này.

Máy loại B có bộ điều khiển bổ sung trên trục chính (trục C) và điều này cho phép nó tạo ra các đặc điểm không đối xứng trục.

Máy loại C được cung cấp bộ điều khiển trên trục B, trục này giữ dụng cụ cắt và cho phép nó duy trì tính vuông góc với mặt được gia công. Khi gia công bề mặt hình cầu thì loại máy này phù hợp nhất.

Máy loại D tương tự như máy phay; tuy nhiên, những máy này sử dụng một công cụ bay được gắn trên trục chính.



Hình 1. Phân loại các máy tiện kim cương

Như vậy, bằng cách đồng bộ hóa chuyển động của các trục có thể tạo ra các bề mặt phức tạp với độ chính xác cao, vì thế SPDT được ưa chuộng trong việc gia công các bề mặt quang học trong vùng hồng ngoại ảnh nhiệt. Tuy nhiên, vẫn còn nhiều yếu tố ảnh hưởng đến chất lượng bề mặt gia công bằng phương pháp SPDT. Việc hiệu chỉnh các thông số và đảm bảo các điều kiện làm việc tốt nhất trong quá trình gia công phụ thuộc vào việc nghiên cứu các ảnh hưởng của các sai số chính khi thiết lập máy đến sai số bề mặt gia công.

#### 2.2 Các sai số chính khi thiết lập máy tiện kim cương tiếp xúc điểm

Trong quá trình gia công các bề mặt quang học, các sai số về hình dạng và độ nhám bề mặt là các yếu tố ảnh hưởng đáng kể đến chất lượng của hệ quang. Mặc dù SPDT được coi là phương pháp gia công tốt nhất cho các linh kiện quang học có độ nhám bề mặt thấp nhưng các yếu tố khác nhau vẫn ảnh hưởng đến quá trình gia công và ảnh hưởng đến chất lượng của bề mặt quang học được tạo ra.

Các sai số của bề mặt quang học gia công bằng phương pháp SPDT thường gây ra bởi một số sai số chính khi thiết lập máy gia công, bao gồm [5–7]:

- Lệch tâm giữa dao và trục quay;
- Nghiêng hướng di chuyển của dao;
- Dao động của dụng cụ cắt.

Trong phần này sẽ phân tích, đánh giá các sai số ảnh hưởng đến hình dạng bề mặt quang học trong quá trình gia công SPDT, trên cơ sở đó thiết lập mô hình toán học biểu diễn mối quan hệ giữa các nguyên nhân gây ra sai số với hình dạng bề mặt nhận được sau gia công.

#### a. Lệch tâm giữa dao và trục quay



Hình 2. Sai số lệch tâm giữa dao và trục quay

Giả sử  $\rho$  là khoảng cách hướng tâm tính từ tâm của bề mặt được thiết kế,  $\rho_1$  là khoảng cách hướng tâm tính từ tâm của trục quay. Tọa độ ban đầu của dụng cắt là S( $\Delta$ X, $\Delta$ Y) thì  $\rho$  và  $\rho_1$  được liên hệ nhau theo công thức sau:

$$\rho = \rho_1 - \Delta \rho(\rho_1) \text{ ví i } \Delta \rho(\rho_1) = \rho_1 - \sqrt{\rho_1^2 - \Delta Y^2} + \Delta X \tag{1}$$

Nếu  $z(\rho)$  là phương trình biểu diễn độ võng của bề mặt thiết kế,  $z_1(\rho_1)$  là phương trình độ võng của bề mặt sau gia công. Mối liên hệ giữa  $z(\rho)$  và  $z_1(\rho_1)$  được thể hiện theo công thức sau[8]:

$$\begin{cases} z_1(\rho_1) = z(\rho_1 - \Delta \rho_1(\rho_1)) = z(\rho) \text{ vii } \rho \ge 0, \rho_1 \ge \Delta Y \\ z_1(\rho_1) = 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$
(2)

Từ công thức (2) ta thấy rằng nếu dụng cụ cắt bị lệch so với trục chính thì hình dạng của bề mặt sẽ bị biến dạng tùy thuộc vào hướng lệch của dao.

#### b. Nghiêng hướng di chuyển của dao

Nếu rãnh trượt của dao nghiêng so với trục chính khi đó sai số này sẽ gây ra sai số hình dạng bề mặt và tăng dần theo bán kính của gia công.

Sai số này có thể được biểu diễn dưới dạng tuyến tính và được thêm vào phương trình bề mặt phi cầu/nhiễu xạ. Khi đó phương trình bề mặt có dạng [8]:

$$z_1(\rho) = z(\rho) - \tan(\alpha).\rho \tag{3}$$

Trong đó: α: góc nghiêng của rãnh trượt so với trục chính

#### c. Dao động của dụng cụ cắt

Giả sử dao động giữa dụng cụ cắt và phôi có biên độ và tần số lần lượt là A và f<sub>0.</sub> Sự chuyển động tương đối này gây ra sự thay đổi độ cao trên bề mặt gia công và có thể được biểu diễn theo công thức sau [10]:

$$\Delta z(t) = A \left( 1 - \cos\left(2\pi f_0 t\right) \right) \tag{4}$$

Trong quá trình cắt tiện như minh họa trong Hình 3, dao di chuyển trên bề mặt gia công theo quỹ đạo xoắn ốc có thể được mô tả trong tọa độ r –  $\theta$  như sau:

$$r = n \cdot s \cdot t \quad \text{va} \quad \theta = 2\pi \cdot n \cdot t \tag{5}$$

Trong đó *n* là tốc độ quay của trục chính được tính bằng (vòng/s) và *s* là tốc độ tiến dao của dụng cụ theo hướng xuyên tâm (mm/vòng). Nếu biến thời gian *t* của biểu thức (4) được thay thế bằng quan hệ t = r / ns của biểu thức (5), sự thay đổi độ cao dọc theo hướng xuyên tâm được lấy là

$$\Delta z(r) = A \left( 1 - \cos\left(2\pi \frac{f_0}{n} \frac{r}{s}\right) \right)$$
(6)


Hình 3. Dụng cụ cắt trong tọa độ  $r - \theta$  được điều biến bởi độ rung tương đối giữa dao và phôi. (a) Quỹ đạo dao xoắn ốc trên chi tiết; (b) biên dạng bề mặt được gia công theo hướng xuyên tâm.

3. Đánh giá ảnh hưởng của các sai số khi thiết lập máy đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang ảnh nhiệt

### 3.1. Hệ quang sử dụng để đánh giá các sai số

Để phục vụ cho đánh giá ảnh hưởng của sai số khi thiết lập máy gia công đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang ảnh nhiệt được cụ thể và không mất đi tính tổng quát tác giả lựa chọn hệ quang vật kính ảnh nhiệt có tiêu cự cố định, kết cấu khá đơn giản chỉ gồm hai thấu kính được làm từ một loại vật liệu là Germanium, trong đó bề mặt thứ 2 của thấu kính đầu tiên là có dạng phi cầu/nhiễu xạ, các bề mặt còn lại là mặt cầu (Hình 4, Bảng 1). Trong hệ quang này, bề mặt nhạy nhất với các sai số gia công chính là bề mặt phi cầu/nhiễu xạ. Vì thế, trong bài báo này chỉ nghiên cứu ảnh hưởng của các sai số thiết lập xảy ra khi gia công bề mặt phi cầu/nhiễu xạ đến chất lượng tạo ảnh của toàn bộ hệ quang.

Bề mặt	Bán kính	Độ dày	Vật liệu
1 Stop	65,84	7,5	GERMANIUM
2 Binary 2	72,70	71	
3	31,95	6	GERMANIUM
4	31,10	20	

Bảng 1. Thông số vật kính ảnh nhiệt



Hình 4. Hệ quang của vật kính ảnh nhiệt có sử dụng bề mặt phi cầu/nhiễu xạ

### 3.2. Biểu diễn profile của bề mặt khi có sai số trên Zemax

Như vậy, với các sai số chính khi thiết lập máy gia công như đã phân tích ở trên, hình dạng bề mặt sau gia công sẽ sai lệch so với hình dạng bề mặt được thiết kế (trước gia công). Điều này sẽ ảnh hưởng đến các thông số bậc nhất và chất lượng tạo ảnh của hệ thống quang học được thiết kế. Nhằm đánh giá các ảnh hưởng của các sai số khi thiết lập máy nói trên, cần phải biểu diễn được hệ thống quang học với các thông số kết cấu sau gia công.

Như chúng ta đã biết, trong phần mềm thiết kế quang học Zemax, để biểu diễn bề mặt quang học có thể sử dụng nhiều dạng bề mặt khác nhau, ví dụ như bề mặt cầu, bề mặt phi cầu, bề mặt nhiễu xạ. Tuy nhiên, để biểu diễn bề mặt có profile bề mặt không tiêu chuẩn như các bề mặt sau gia công bằng máy tiện kim cương tiếp xúc điểm khi có các sai số thiết lập máy, chúng ta có thể sử dụng bề mặt dạng Grid Sag.

Mỗi bề mặt Grid Sag được xác định bằng cách cung cấp một mảng các giá trị độ võng tại một lưới thống nhất gồm các điểm (X, Y) trên bề mặt. Do đó, bề mặt Grid Sag rất hữu ích để lập mô hình các bề mặt dạng tự do, có thể thiếu tính đối xứng hoặc được mô tả bằng biểu thức toán học[11].

Để có thể nhập các thông số bề mặt Grid Sag vào Zemax cần tạo file Grid Sag.DAT chứa dữ liệu của bề mặt sau gia công theo định dạng mà Zemax có thể đọc được bằng cách sử dụng phần mềm tính toán Matlab.

Ånh hưởng của các sai số đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang có thể được đánh giá thông qua sự biến đổi của một trong số tiêu chí quan trọng nhất thể hiện chất lượng tạo ảnh của hệ quang, đó là hàm MTF. Hình 5 là sơ đồ quá trình mô phỏng bề mặt sau gia công và đánh giá chất lượng hệ quang thông qua hàm MTF.



Hình 5. Sơ đồ quá trình mô phỏng bề mặt gia công và đánh giá chất lượng hệ quang.
3.3. Đánh giá ảnh hưởng sai số lệch truc

Trong phần này, chúng tôi sử dụng phương trình (2) để mô phỏng bề mặt nhiễu xạ khi có ảnh hưởng của sai số lệch trục. Hình 6 thể hiện hàm MTF của hệ quang với các độ lệch trục khác nhau.

Nhận thấy rằng, sai lệch theo phương X ảnh hưởng nhiều nhất đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang. Với hệ quang đã cho, sai lệch  $\Delta$ X không được phép lớn hơn 2 µm, bởi khi đó hàm MTF của hệ quang sau gia công rất thấp, không đáp ứng yêu cầu (giá trị hàm MTF <0,2 ở tần số Nyquist 30lp/mm). Bên cạnh đó, nếu dao tiện bị lệch theo phương Y với các  $\Delta$ Y khác nhau thì chất lượng hệ quang hầu như không bị ảnh hưởng. Vì vậy, trong đa số các trường hợp người ta chỉ quan tâm đến độ lệch theo phương X ( hay là phương di chuyển của dao tiện).





Hình 6. Hàm MTF của hệ quang vật kính ảnh nhiệt với độ lệch trục khác nhau.

## 3.4. Đánh giá ảnh hưởng sai số nghiêng hướng di chuyển của dao

Tương tự như cách đánh giá ở mục 3.3, trong phần này chúng tôi sử dụng phương trình (3) để mô phỏng bề mặt nhiễu xạ sau khi gia công. Hình 7 thể hiện các kết quả mô phỏng với các độ nghiêng khác nhau.

Từ kết quả mô phỏng trong Hình 6 ta có thể thấy rằng với góc lệch khoảng 12" thì chất lượng ảnh không đáp ứng được yêu cầu( giá trị hàm MTF <0,2 ở tần số Nyquist 30lp/mm). Tuy nhiên, hầu hết với các máy tiện kim cương hiện nay đều đảm bảo góc lệch này bé hơn 1", do đó ta có thể kết luận rằng sai số này hầu như không gây ảnh hưởng đến chất lượng của hệ quang.



Hình 7. Hàm MTF của hệ quang vật kính ảnh nhiệt với góc nghiêng khác nhau

## 3.5. Đánh giá ảnh hưởng sai số dao động của dụng cụ cắt

Trong phần nay chúng tôi sử dụng phương trình (6) kết hợp với phương trình bề mặt phi cầu nhiễu xạ để mô phỏng bề mặt nhiễu xạ khi có ảnh hưởng của sai số dao động của dụng cụ cắt. Theo phương trình (6) thì các tham số ảnh hưởng bao gồm A,  $f_0$ , n, s. Các giá trị tham khảo của các tham số này được trình bày ở Bảng 2.

Biên độ dao động	Tần số dao động	Tốc độ quay	Tốc độ tiến dao
( <b>nm</b> )	( <b>Hz</b> )	(vòng/giây)	(mm/s)
46	192,5	25	0,013
46	192,5	25	0,020
46	192,5	25	0,026
46	192,5	16,7	0,020
46	192,5	33,3	0,020

Bảng 2. Giá trị các tham số dao động của dụng cụ cắt [2-3]

Từ các tham số ở Bảng 2 chúng tôi đã tiến hành mô phỏng và phân tích ảnh hưởng của sai số này đến chất lượng tạo ảnh của hệ quang, các kết quả mô phỏng được thể hiện ở Hình 8 và Hình 9.

Hình 7 biểu diễn hàm MTF của hệ quang vật kính ảnh nhiệt khi các tham số A, f<sub>0</sub>, n được cố định còn tốc độ tiến dao s được thay đổi. Ta có thể thấy rằng với các tốc độ tiến dao khác nhau (0,013; 0,020 và 0,026 mm/vòng) ảnh hưởng của tốc độ tiến dao đến chất lượng tạo ảnh là rất khác nhau. Với tốc độ tiến dao tăng dần thì chất lượng tạo ảnh của hệ quang tăng lên, sau đó lại giảm đi. Chất lượng hệ quang đạt được tốt nhất ở tốc độ tiến dao 0,020mm/vòng. Từ kết quả này thấy rằng trong quá trình gia công bề mặt phải lựa chọn tốc độ dao phù hợp để giảm ảnh hưởng do dao động của dụng cụ cất gây ra.



Hình 8. Hàm MTF của hệ quang vật kính ảnh nhiệt với tốc độ tiến dao khác nhau

Tương tự như cách đánh giá đối với tốc độ tiến dao thì trong Hình 9 cũng cho thấy rằng, khi thay đổi tốc độ quay của trục chính thì chất lượng tạo ảnh của hệ quang có sự ảnh hưởng nhất định. Khi tốc độ quay n = 25vòng/giây thì chất lượng tạo ảnh của hệ quang là tốt nhất. Kết quả này sẽ là cơ sở để có thể lựa chọn chế độ gia công tối ưu, giúp hạn chế ảnh hưởng của sai số gây ra khi gia công.



Hình 9. Hàm MTF của hệ quang vật kính ảnh nhiệt với tốc độ quay khác nhau

## 4. Kết luận

Như vậy, các sai số chính như: sai lệch tâm giữa dao và trục quay, nghiêng hướng di chuyển của dao và dao động của dao đều ảnh hưởng đến sai số bề mặt chi tiết quang học khi gia công bằng máy tiện kiêm cương tiếp xúc điểm, đặc biệt là đối với các bề mặt có cấu trúc phức tạp, yêu cầu độ chính xác cao như bề mặt phi cầu/nhiễu xạ. Điều này dẫn chất lượng tạo ảnh của hệ thống quang học sau gia công suy giảm so với thiết kế. Kết quả mô phỏng đối với một hệ quang cụ thể cho thấy nếu sai số lệch trục theo phương X vượt quá 2µm, sai số nghiêng dao quá 12" thì chất lượng hệ quang sẽ không đảm bảo. Đối với sai số rung động, cần lựa chọn tốc độ tiến dao và tốc độ vòng quay phù hợp để ảnh hưởng ít nhất đến chất lượng của hệ quang. Các kết quả này cung cấp những đánh giá sơ bộ về các ảnh hưởng, từ đó làm cơ sở cho việc lựa chọn chế độ gia công khi sử dụng máy tiện kim cương tiếp xúc điểm.

## 5. Lời cảm ơn

Bài báo này được thực hiện trong khuôn khổ đề tài cấp Bộ Quốc phòng "Nghiên cứu, thiết kế, chế tạo thiết bị quan sát ngày đêm cầm tay đa kênh sử dụng công nghệ trộn ảnh số phục vụ quan sát, trinh sát"

## Tài liệu tham khảo

[1] N. Khatri, S. Berwal, K. Manjunath, B. Singh, V. Mishra, and S. Goel, "Research on development of aspheric diffractive optical element for mid-infrared imaging," *Infrared Phys Technol*, vol. 129, no. January, 2023, doi: 10.1016/j.infrared.2023.104582.

- M. Meem, S. Banerji, A. Majumder, F. G. Vasquez, B. Sensale-Rodriguez, and R. Menon,
   "Broadband lightweight flat lenses for long-wave infrared imaging," *Proc Natl Acad Sci US A*, vol. 116, no. 43, pp. 21375–21378, 2019, doi: 10.1073/pnas.1908447116.
- [3] Y. Su *et al.*, "New fabrication technology in single point diamond turning for IR aspheric optical parts," *7th International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies: Advanced Optical Manufacturing Technologies*, vol. 9281, p. 92811L, 2014, doi: 10.1117/12.2069649.
- [4] H. Wang, S. To, C. Y. Chan, C. F. Cheung, and W. B. Lee, "A theoretical and experimental investigation of the tool-tip vibration and its influence upon surface generation in single-point diamond turning," *Int J Mach Tools Manuf*, vol. 50, no. 3, pp. 241–252, 2010, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2009.12.003.
- [5] C.-C. Chen, Y.-C. Cheng, W.-Y. Hsu, H.-Y. Chou, P.-J. Wang, and D. P. Tsai, "Slow tool servo diamond turning of optical freeform surface for astigmatic contact lens," *Optical Manufacturing and Testing IX*, vol. 8126, p. 812617, 2011, doi: 10.1117/12.892447.
- [6] R. C. Juergens, R. H. Shepard III, and J. P. Schaefer, "Simulation of single-point diamond turning fabrication process errors," *Novel Optical Systems Design and Optimization VI*, vol. 5174, p. 93, 2003, doi: 10.1117/12.511341.
- [7] R. Balasubramaniam, R. V. Sarepaka, and S. Subbiah, *Diamond Turn Machining*. 2017. doi: 10.1201/9781315155937.
- [8] R. Bittner, "Tolerancing of single point diamond turned diffractive optical elements and optical surfaces," *Journal of the European Optical Society*, vol. 2, pp. 1–8, 2007, doi: 10.2971/jeos.2007.07028.
- [9] S. Hatefi and K. Abou-El-Hossein, "Review of single-point diamond turning process in terms of ultra-precision optical surface roughness," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 106, no. 5–6, pp. 2167–2187, 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04700-3.
- [10] D. S. Kim, I. C. Chang, and S. W. Kim, "Microscopic topographical analysis of tool vibration effects on diamond turned optical surfaces," *Precis Eng*, vol. 26, no. 2, pp. 168–174, 2002, doi: 10.1016/S0141-6359(01)00115-5.
- [11] O. D. Program and U. Manual, "Zemax ® 13 Optical Design Program User's Manual," 2014.

# Research on the influence of machine setup errors on the image quality of a thermal imaging system using aspherical/diffraction surfaces

Abstract: Single Point Diamond Turning (SPDT) is increasingly being utilized in the machining process of optical components, particularly in optical systems operating in the LWIR. SPDT achieves surface machining precision on the order of nanometers, making it well-suited for processing optical components with complex surface structures and high accuracy requirements, such as aspheric/diffractive surfaces. However, during the machine setup process, inaccuracies may occur, resulting in discrepancies between the machined surface and the design-intended surface. This deviation can impact the imaging quality of the entire optical system. Therefore, in this paper, the authors present an analysis of typical errors during the machining setup and evaluate their influence on the imaging quality of thermal imaging optical systems using aspheric/diffractive surfaces.

Keywords: Diamond turning, aspheric/diffractive surfaces, thermal imaging optical system.

# Nghiên cứu xây dựng hàm số xác định vị trí đỉnh để tái tạo biên dạng bề mặt chi tiết quang cơ bằng phương pháp giao thoa ánh sáng trắng Nguyễn Doãn Thông<sup>1\*</sup>, Lê Hoàng Hải<sup>1</sup>, Lê Văn Nhu<sup>1</sup>, Lê Kim Thư<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Hoc viện Kỹ thuật quân sự, <sup>\*</sup>thongnd@lqdtu.edu.vn

#### Tóm tắt

Giao thoa ánh sáng trắng là phương pháp khá hiệu quả trong việc đo lường và tái tạo vi cấu trúc bề mặt chi tiết quang cơ. Phương pháp này có thể đạt độ chính xác cỡ nm. Tuy nhiên, có một số vấn đề còn tồn tại của phương pháp như thời gian xử lý còn phụ thuộc vào việc xác định vị trí đỉnh của tín hiệu giao thoa tại một vị trí, độ chính xác còn bị ảnh hưởng nhiều bởi nhiễu và tín hiệu làm khớp. Việc xác định nhanh và chính xác vị trí đỉnh tín hiệu giao thoa góp phần đáng kể vào kết quả đo của phương pháp này. Trong bài báo này chúng tôi đề xuất phương pháp để xác định nhanh nhưng vẫn đảm bảo độ chính xác vị trí đỉnh của tín hiệu. Trước tiên xác định vị trí đỉnh sơ bộ sau đó dùng các hàm số khác nhau để khớp biên dạng từ đó đưa ra vị trí đỉnh của hàm làm khớp.

**Từ khóa:** hiển vi giao thoa ánh sáng trắng; phân tích vân giao thoa; hàm làm khớp tín hiệu; biến đổi Fourier.

### 1. Đặt vấn đề

Cùng với sư phát triển nhanh và rông của ngành công nghiệp bán dẫn, cơ khí chính xác, hê thống quang cơ điên tử, hê thống vi cơ Micro-Electro-Mechanical Systems (MEMS)..., kéo theo nhu cầu về đo lường các chi tiết quang cơ ngày càng tăng. Giao thoa ánh sáng trắng White Light Interference (WLI) là phương pháp đo được ứng dung rông rãi từ trước đây [1-6], và vẫn đang ngày càng được phát triển và nâng cao về độ chính xác, tốc độ xử lý và mở rông pham vi đo cũng như đối tương đo [7, 8]. Vấn đề phân tích và xử lý tín hiệu đo trong WLI mang ý nghĩa rất quan trọng, việc loại bỏ nhiễu cũng như đưa ra tín hiệu chuẩn về vị trí cực đại góp phần giảm thời gian tính toán, tăng độ chính xác của phép đo. Có nhiều phương pháp để xử lý tín hiệu vân giao thoa, phương pháp đơn giản nhất được sử dụng là xác định cường đô cực đại từ đó xác đinh vi trí vân bậc 0, đưa ra thông tin chiều cao của điểm tượng ứng. Phương pháp này nhanh, tiết kiệm dung lượng bộ nhớ nhưng sai số rất lớn do nhạy với nhiễu, đô phân giải và đô chính xác không cao. Ngoài ra còn có phương pháp xử lý trên miền tần số bằng các phép biến đổi Fourier, tính toán pha [9, 10] và phương pháp đường bao tín hiêu, phương pháp này loại bỏ được sai lệch về pha nhưng lại dễ bị ảnh hưởng bởi tín hiệu nhiễu từ nhiều nguồn khác nhau [11]. Ngoài ra, một số tác giả đã đề xuất phương án kết hợp cả hai phương pháp trên để nâng cao chất lương phép đo [6, 12]. Phương pháp đường bao kết hợp có ưu điểm là độ chính xác được cải thiện nhưng vẫn bị ảnh hưởng bởi nhiễu có tần số gần với tần số trung bình của nguồn sáng trung tâm. Phương pháp biến đổi Fourier được ứng dụng để lấy đường bao kết hợp nhưng vẫn phụ thuộc vào lựa chọn bộ lọc. Một số tác giả đã đề xuất thuật toán khớp đa thức bậc hai trực tiếp nhằm tăng độ phân giải [13], tuy nhiên độ chính xác chưa cao. Các phương pháp trên cơ bản đều bị ảnh hưởng bởi nhiễu hoặc phụ thuộc vào bước sóng trung bình của nguồn sáng. Nhiễu có thể xuất hiện từ nhiều nguồn khác nhau như hê thống quang học, nhiễu từ bô vi dịch chuyển PZT, nhiễu từ môi trường như rung đông của bàn đặt hệ thống, nhiễu từ bản thân cảm biến ảnh trên camera...[8, 9]. Việc loại bỏ nhiễu có vai trò then chốt, chất lượng phép đo càng cao khi nhiễu được loại bỏ tối đa.

Trong nghiên cứu này chúng tôi đề xuất phương pháp loại bỏ nhiễu bằng biến đổi Fourier sau đó dùng hàm đề xuất để làm khớp đường bao tín hiệu. Kết quả của phương pháp sẽ chứng minh tính hiệu quả trong việc loại bỏ nhiễu, cho tín hiệu tốt để tạo đầu vào cho việc làm khớp đường bao bằng hàm đề xuất, từ đó cho ra thông tin về chiều cao nhanh hơn mà vẫn đảm bảo độ chính xác so với các phương pháp khác.

## 2. Cơ sở lý thuyết

Trong Hình 1, ánh sáng truyền từ nguồn sáng trắng, được chuẩn trực qua hệ chiếu sáng đến bộ chia chùm, tại đây ánh sáng được chuyển hướng đến vật kính hiển vi Mirau, gương bán phản xạ bên trong vật kính tách chùm tia đến thành hai thành phần: Chùm tia 1 chiếu đến bề mặt mẫu quét và phản xạ lại; Chùm tia 2 chiếu đến gương tham chiếu sau đó phản xạ lại, hai chùm tia này cùng đi qua ống kính nhận ảnh, gặp nhau và tạo tín hiệu giao thoa trên cảm biến ảnh của camera. Bộ vi dịch chuyển bằng gốm áp điện (PZT) có tác dụng dịch chuyển vật kính hiển vi dọc theo trục quang học (Hình 1), việc dịch chuyển này làm cho quang trình thay đổi, khi quang trình của hai chùm tia bằng nhau, nghĩa là sai lệch quang trình bằng 0, Zero Optical Path Difference (ZOPD) ta thu được tín hiệu cực đại. Tín hiệu này được ghi lại và xử lý để đưa ra biên dạng của mẫu quét. Nguồn ánh sáng trắng được sử dụng vì có độ dài kết hợp ngắn nên dễ dàng phân biệt được sự thay đổi của rìa vân giao thoa.



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý của phương pháp WLI

Quan hệ giữa phân bố cường độ ánh sáng trên Camera và độ cao h được biểu diễn theo công thức 1[14]:

$$I(p) = I_0(p) + A(p) * \alpha (h - H_b) * \cos \left[2k_b * (h - H_b)\right]$$
  
=  $I_0(p) * \left[1 + \beta * c(h - H_b) * \cos \left[2k_b * (h - H_b)\right]\right]$  (1)  
=  $I_0(p) * \left[1 + F.\cos \left[2k_b * (h - H_b)\right]\right]$ 

Trong đó  $I_0(p)$  là cường độ nền, h là độ cao của điểm trên mẫu quét theo trục z. H<sub>b</sub> là khoảng cách tham chiếu phụ thuộc vào từng loại vật kính hiển vi,  $\beta$  là độ tương phản vân.

$$\beta = \frac{A(p)}{I_0(p)} \tag{2}$$

$$\alpha(h-H_b) = \exp\left\{-\left[4\pi^2 * \left(\frac{h-H_b}{l_c}\right)^2\right]\right\}$$
(3)

 $\alpha$ (h-H<sub>b</sub>) là hệ số đường bao tín hiệu, phụ thuộc vào phổ nguồn sáng.  $F = \beta * \alpha (h - H_b)$  là hàm đường bao kết hợp.

 $\lambda_0$  là bước sóng trung tâm của nguồn sáng,  $\Delta\lambda$  là độ rộng phổ,  $l_c = \frac{\lambda_0^2}{\Delta\lambda}$  là chiều dài kết

hợp,  $k_b = \frac{2\pi}{\lambda_0}$  là số sóng.

Phân bố cường độ sáng tại mỗi điểm có thể được viết thành [6]

$$I(z) = I_0 + \beta I_0 \exp\left[-\left(\frac{z-z_0}{l_c}\right)^2\right] \cos\left[\frac{4\pi}{\lambda_0}(z-z_0) + \theta_0\right]$$
(4)

Trong đó I<sub>0</sub> là cường độ nền,  $\beta$  là độ tương phản vân, I<sub>c</sub> là chiều dài kết hợp của nguồn sáng, z là vị trí quét theo trục z, z<sub>0</sub> là vị trí cực đại ZOPD,  $\theta_0$  là độ lệch pha giữa hai trùm sáng (trùm tham chiếu và trùm phản xạ từ mẫu).

$$I(z) = I_0 \left\{ 1 + \beta F(z) . \cos\left[\theta(z)\right] \right\}$$
(5)

$$F(z) = \exp\left[-\left(\frac{z-z_0}{l_c}\right)^2\right]$$
(6)

$$\theta(z) = \left[\frac{4\pi}{\lambda_0} \left(z - z_0\right) + \theta_0\right] \tag{7}$$

F(z) là hàm đường bao tín hiệu.

Trên Hình 2 là mối quan hệ giữa cường độ và vị trí quét của một điểm trên mẫu quét. Sau khi tìm được đỉnh của đường bao chúng ta sẽ trích xuất được thông tin về chiều cao của điểm, phương pháp này tránh được sự mơ hồ về pha, nhưng nếu không xử lý tín hiệu nhiễu nó có thể có sai lệch về vị trí.



Hình 2. Tín hiệu giao thoa tại một điểm.

Các bước xử lý tín hiệu theo phương pháp đề xuất bao gồm:

Bước 1: Lấy tín hiệu giao thoa từ cảm biến ảnh CCD

Bước 2: Chuyển đổi tín hiệu giao thoa dọc trục vào miền tần số bằng biến đổi Fourier

Bước 3: Sử dụng cửa sổ lấy một phần tín hiệu Fourier dương để lọc nhiễu và chuyển tín hiệu này sang tín hiệu đường bao vân giao thoa.

Bước 4: Sử dụng hàm làm khớp kết hợp với thuật toán để tìm ra thông tin chiều cao chính xác.





Ở bước sử dụng hàm làm khớp tín hiệu, để đưa ra kết quả nhanh mà vẫn đảm bảo độ chính xác chúng tôi đề xuất dạng hàm đa thức bậc 5. Cụ thể các bước như trên Hình 4:

Thay vì sử dụng vị trí đỉnh sơ bộ để tính toán chiều cao, sẽ gây ra sai số lớn do nhiễu, hay làm khớp hàm đường bao để tìm ra vị trí đỉnh làm mất rất nhiều thời gian thì nghiên cứu này đề xuất phương pháp làm khớp 5 điểm lân cận quanh vị trí đỉnh sơ bộ sau khi xử lý tín hiệu loại bỏ nhiễu bằng biến đổi Fourier.



Hình 4. Sơ đồ khối quá trình làm khớp tín hiệu.

Phương pháp này giúp tiết kiệm thời gian hơn so với việc làm khớp cả đường bao mà vẫn đảm bảo độ chính xác, hơn nữa độ chính xác và độ phân giải của phép đo có thể được cải thiện ở bước này nhờ vào việc chia nhỏ bước nhảy của tín hiệu làm khớp, kết quả sẽ được chứng minh ở phần dưới.

## 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 4820nm. Tín hiệu phân bố cường độ được thiết lập dưới dạng biểu thức (4). Trong đó  $\lambda_0 = 555$ nm,

364

Độ rộng quang phổ là 80nm, cường độ nền  $I_0$  là 115, độ tương phản vân là 0.8, bước quét là 20 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.

Trên Hình 5 là phân bố cường độ sau khi sử dụng phép biến đổi Fourier, từ tín hiệu này một giá trị ngưỡng sẽ được dùng để loại bỏ những giá trị nhiễu bên ngoài, chỉ giữ lại phần giá trị xung quanh vị trí đỉnh sơ bộ. Vị trí đỉnh sơ bộ được xác định nhanh chóng từ đó lấy ra 5 điểm lân cận xung quanh vị trí này sau đó sử dụng hàm làm khớp để tìm vị trí cực đại chính xác. So với các phương pháp xác định đường bao tín hiệu, làm khớp đường bao tín hiệu, phương pháp này cho tốc độ xử lý cao hơn và vẫn đảm bảo độ chính xác.



Hình 5. Kết quả quá trình lấy dữ liệu làm khớp.

Trên Hình 6 là kết quả của quá trình làm khớp tín hiệu bằng hàm bậc 5 từ 5 điểm lân cận vị trí đỉnh sơ bộ, kết quả có thể thấy giá trị cực đại chuẩn mô phỏng tại 82,5. Sau biến đổi Fourier là 82 và dùng hàm làm khớp bậc 5 là 82,5 trùng với vị trí chuẩn mô phỏng.



Hình 6. Kết quả quá trình làm khớp tín hiệu bằng hàm đa thức bậc 5. Trong đó, 1- Vị trí ZOPD chuẩn, 2- Vị trí đỉnh sau khi biến đổi Fourier, 3- Vị trí đỉnh sau khi làm khớp bằng hàm đề xuất.

Kết quả dưới đây tại một số điểm của bề mặt mẫu cho thấy hiệu quả của hàm làm khớp.



Hình 8. Kết quả quá trình làm khớp tín hiệu bằng hàm đa thức bậc 5.
Trong đó, 1- Vị trí ZOPD chuẩn, 2- Vị trí đỉnh sau khi biến đổi Fourier,
3- Vị trí đỉnh sau khi làm khớp bằng hàm đề xuất.

Với mức nhiễu trung bình SNR = 40dB, hiệu quả của việc sử dụng hàm đa thức bậc 5 để làm khớp 5 điểm lân cận vị trí cực đại sơ bộ được thể hiện trên Hình 8. Biến đổi Fourier giúp loại bỏ được nhiễu nhưng sẽ có sai lệch về vị trí so với vị trí chuẩn, sử dụng hàm đa thức bậc 5 giúp xác định vị trí ZOPD nhanh mà vẫn đảm bảo độ chính xác. Nhờ vào việc chia bước nhảy vị trí hợp lý phương pháp này có thể giúp giảm độ phân giải xuống cỡ phần trăm bước quét tức là khoảng 0,2 nm.

## 4. Kết luận

Trong bài báo này, chúng tôi đề xuất một phương pháp sử dụng hàm số bậc 5 để xác định vị trí đỉnh kết hợp với sử dụng biến đổi Fourier lọc nhiễu để nâng cao tốc độ xử lý cũng như đảm bảo độ chính xác trong tái tạo biên dạng bề mặt chi tiết quang cơ bằng giao thoa ánh sáng trắng. Sau khi sử dụng phép biến đổi Fourier một khoảng ngưỡng được thiết lập nhằm loại bỏ nhiễu, thông tin vị trí cực đại sơ bộ được xác định, tìm vị trí cực đại chính xác nằm trong phạm vi xung quanh vị trí sơ bộ được thực hiện bằng cách tìm 5 điểm lân cận với vị trí thô, sau đó làm khớp với hàm đa thức bậc 5 để tìm đỉnh chính xác. Kết quả mô phỏng với đối tượng cụ thể có các thông số cho trước đã chỉ ra hiệu quả của phương pháp đề xuất.

### Tài liệu tham khảo

- 1. V. Damian *et al.*, in *Advanced Topics in Optoelectronics, Microelectronics, and Nanotechnologies IV.* (SPIE, 2009), vol. 7297, pp. 275-278.
- T. Guo, L. Ma, J. Chen, X. Fu, X. J. O. E. Hu, Microelectromechanical systems surface characterization based on white light phase shifting interferometry. 50, 053606-053606-053607 (2011).
- 3. P. Lehmann, S. Tereschenko, W. J. S. T. M. Xie, Properties, Fundamental aspects of resolution and precision in vertical scanning white-light interferometry. 4, 024004 (2016).
- 4. R. Ma, X. Li, X. Dong, Y. Xia, Wavelength scanning distance interferometry using inflection point retrieval for phase unwrapping. *Optics Communications* 410, 292-296 (2018).
- 5. N. N. Phan, H. H. Le, D. C. J. O. E. Duong, Surface curvature measurement of microlenses using a white-light interference microscope and fast geometric fit algorithm. 58, 124105-124105 (2019).
- 6. Q. Vo, F. Fang, X. Zhang, H. J. A. O. Gao, Surface recovery algorithm in white light interferometry based on combined white light phase shifting and fast Fourier transform algorithms. 56, 8174-8185 (2017).
- 7. P. J. J. A. o. Caber, Interferometric profiler for rough surfaces. 32, 3438-3441 (1993).
- 8. M. Konnik, J. J. a. p. a. Welsh, High-level numerical simulations of noise in CCD and CMOS photosensors: review and tutorial. (2014).
- 9. W. Chen, Y. Xiong, J. Chen, S. Chen, Accurate white light phase-shifting interferometry under PZT scanning error. *Optics and Lasers in Engineering* 169, 107728 (2023).
- X. Li, Wavelet transform for detection of partial fringe patterns induced by defects in nondestructive testing of holographic interferometry and electronic speckle pattern interferometry. 39 %J Optical Engineering, (2000).
- 11. Y. Li, Y. Yang, J. Zhang, Q. Yuan, Y. J. O. C. Liang, Envelope peak detection algorithm based on the CEEMDAN in white light interferometry. 2, 1875-1888 (2023).
- 12. M.-C. Park, S.-W. J. O. E. Kim, Direct quadratic polynomial fitting for fringe peak detection of white light scanning interferograms. 39, 952-959 (2000).
- 13. M.-C. Park, S.-W. Kim, Direct quadratic polynomial fitting for fringe peak detection of white light scanning interferograms. 39 %J Optical Engineering, (2000).

14. L. Ma *et al.*, A robust surface recovery algorithm based on random phase noise correction for white light interferometry. *Optics and Lasers in Engineering* 128, 106016 (2020).

# Research on finding a function to determine the peak position to reconstruct the three-dimension surface profile of optical-mechanical structure using the white light interference method

Nguyen Doan Thong, Le Hoang Hai, Le Van Nhu, Le Kim Thu

**Abstract:** White light interference is a strong effective method for measuring and reconstructing the surface microstructure of optical-mechanical structure. This method can achieve nm-scale accuracy. However, there are some remaining problems with the method such as processing time depends on determining the peak position of the interference signal at a location, accuracy is also greatly affected by noise and matching signal. Fast and accurate determination of the peak position of the interference significantly to the measurement results of this method. In this article, we propose a method to quickly determine but still ensure the accuracy of the peak position of the signal. First determine the preliminary peak position and then use different functions to fit the profile, thereby giving the peak position of the matching function.

Keywords: White light interference; Fringe analysis; Metrology; Fourier transform.

# Nghiên cứu tăng xuyên cho đạn 7,62x25mm bằng giải pháp kết cấu đạn thoát vỏ

Hứa Trường Thịnh<sup>1</sup>, Đỗ Văn Minh<sup>1</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>

Học viện Kỹ thuật quân sự

### Tóm tắt

Bài báo phân tích lựa chọn giải pháp nâng cao khả năng xuyên cho đạn súng ngắn bằng cách sử dụng kết cấu đạn nhỏ hơn cỡ, thoát vỏ, thay đổi điều kiện nhồi nhưng vẫn giữ nguyên vỏ đạn hạt lửa và loại thuốc phóng. Giải bài toán thuật phóng trong, thuật phóng ngoài, kiểm nghiệm bền nòng và bài toán va xuyên giữa đầu đạn với mục tiêu bằng phương pháp tích phân số; qua đó đánh giá ảnh hưởng của tham số kết cấu đầu đạn và mật độ nhồi thuốc phóng đến uy lực va xuyên. Tiến hành mô phỏng quá trình va xuyên của đầu đạn trên phần mềm ANSYS để so sánh với kết quả tính toán lý thuyết. Kết quả nghiên cứu đề xuất kết cấu của đầu đạn, thông số kích thước của lõi xuyên và giá trị mật độ nhồi thuốc phóng phù hợp nhằm nâng cao uy lực xuyên thép cho đạn 7,62x25mm.

Từ khóa: đạn xuyên 7,62 mm; giải pháp tăng xuyên, thoát vỏ.

## 1. Đặt vấn đề

Đạn xuyên bắn trên súng được dùng để tiêu diệt các mục tiêu được bảo vệ như là sinh lực và phương tiện chiến đấu của địch được trang bị giáp bảo hộ hoặc ẩn nấp sau các chướng ngại vật. Bên cạnh đó, cùng với sự phát triển của các loại áo giáp giúp bảo vệ mục tiêu tốt hơn đặt ra yêu cầu cần phải nâng cao khả năng xuyên cho các loại đạn xuyên.

Đã có nhiều nghiên cứu chỉ ra giải pháp tăng xuyên được thực hiện. Đối với đạn súng ngắn, phương án sử dụng đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay là một trong những phương án phù hợp nhất. Việc giảm kích thước lõi xuyên sẽ dẫn đến giảm khối lượng đầu đạn, qua đó làm tăng sơ tốc đầu đạn và giảm áp suất khí thuốc trong lòng nòng. Qua đó cho phép tăng khối lượng thuốc phóng mà vẫn đảm bảo điều kiện bền nòng. Đồng thời, khả năng thiết kế lõi xuyên có chiều dài lớn giúp tăng khả năng bảo toàn động năng trên đường bay và tăng động năng trên một diện tích xuyên. Do vậy, bài báo tập trung vào việc khảo sát các thông số của lõi xuyên và điều kiện nhồi giúp xác định được các thông số tối ưu dành cho đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay 7,62x25mm có khả năng xuyên thủng bản thép CT-3 dày 12mm.

### 2. Phương án kết cấu đầu đạn xuyên thoát vỏ

### 2.1. Mô hình bài toán

Kết cấu của đầu đạn xuyên thoát vỏ như trên Hình 1, gồm 3 cấu tử: lõi xuyên (1) bằng Cacbit Tungsten, đáy nhôm (2) và vỏ thoát (3) bằng polyme. Mật độ của vật liệu cacbit tungsten, nhôm và polyme lần lượt là 14,77g/cm3, 2,70g/cm3 và 0,95g/cm3. Liên kết giữa vỏ và lõi xuyên nhờ lớp keo epoxy. Khi đạn ra khỏi miệng nòng, dưới tác dụng của lực cản, vỏ bị tách rời lại phía sau. Phần lõi xuyên tiếp tục chuyển động ổn định trên đường bay nhờ hiệu ứng con quay cho đến khi gặp mục tiêu.





Hình 1. Kết cấu đầu đan xuyên nhỏ hơn cỡ thoát vỏ



### 1. Lõi xuyên; 2. Đáy nhôm; 3. Vỏ bọc.

## 2.2. Lựa chọn tham số kết cấu đầu đạn

Khối lương của đầu đan thoát vỏ xác đinh bằng tổng khối lương của các cấu tử:

$$m_d = m_1 + m_2 + m_3 \tag{1}$$

Trong khi kích thước của đáy nhôm không đổi cùng với phần vỏ làm bằng vật liêu polyme có mật đô thấp nên sự ảnh hưởng đến khối lượng đầu đạn chủ yếu phụ thuộc vào các thông số kích thước của lõi xuyên như trên Hình 2. Khi tăng đường kính hoặc chiều dài lõi xuyên, khối lượng của đầu đan đều tăng. Tuy nhiên, trong điều kiên đan thiết kế mới dùng để bắn trên súng sẵn có, chiều dài của lõi xuyên do đó phải phù hợp với chiều dài tổng thể của viên đạn. Vì vậy chọn chiều dài lõi xuyên  $l_{lx} = 15mm$  để tiến hành khảo sát. Tiến hành thay đổi đường kính  $d_{lx}$ của lõi xuyên trong khi giữ nguyên các tham số kích thước khác. Khối lượng các cấu tử và đầu đạn được xác định trên phần mềm Inventor. Kết quả tính toán được cho trong Bảng 1.

$d_{lx}(mm)$	4,0	4,3	4,6	4,9	5,2
$m_1(g)$	2,280	2,577	2,882	3,193	3,511
$m_2(g)$	0,077	0,077	0,077	0,077	0,077
$m_3(g)$	0,382	0,363	0,342	0,321	0,300
$m_{d}\left(g ight)$	2,739	3,016	3,301	3,592	3,887

Bảng 1: Khối lượng đầu đạn theo các phương án.

3. Xây dựng mô hình toán học

3.1. Bài toán thuật phóng trong

- Hệ phương trình [1]:

$$\begin{cases} \frac{dz}{dt} = s_1 \frac{P}{I_k} \\ \frac{d\psi}{dt} = s_1 \chi \left( 1 + 2\lambda z + 3\mu z^2 \right) \frac{dz}{dt} \\ p = \frac{f \omega \psi - \frac{\theta}{2g} \psi q v^2}{W_0 - (1 - \psi) \frac{\omega}{\delta} - \alpha \omega \psi + Sl} \\ \frac{dv}{dt} = s_2 \frac{Spg}{\varphi q} \\ \frac{dl}{dt} = v \end{cases}$$

$$(2)$$

Trong đó:  $s_1$  và  $s_2$  là các hệ số điều khiển.

- Các thông số về thuốc phóng, đầu đạn và nòng súng được cho trong Bảng 2:

Thông số	Đơn vị	Giá trị	Thông số	Đơn vị	Giá trị
S	dm <sup>2</sup>	0,004558	δ	g/cm3	1,56
$W_0$	dm <sup>3</sup>	0,00082	$k_0$		1,324
$l_{d}$	dm	1,1165	k		1,245
т	gam	2,739÷3,887	χ		1,304
ω	gam	0,58÷0,78	λ		-0,207
f	MJ/kg	1,145	μ		0
α	dm <sup>3</sup> /kg	1,04	$I_k$	MPa.s	0,078

Bảng 2. Các thông số đ	tầu vào của bài	toán thuật phóng trong.
------------------------	-----------------	-------------------------

- Điều kiện ban đầu:  $t=0, z=0, \psi = \psi_0, v=0, l=0, p=0.$ 

## 3.2. Bài toán thuật phóng ngoài

Để xác định vận tốc chạm tại cự ly X = 25m cần sử dụng phương trình thuật phóng cơ bản [2]:

$$CX = D(V_c) - D(V_0) \tag{3}$$

Trong đó: 
$$D(V_c)$$
 và  $D(V_0)$  - các hàm vận tốc;  $C$  - hệ số phóng ( $C = \frac{i_{lx} \cdot d_{lx}}{m_{lx}} \cdot 10^3$ ).

Hệ số hình dạng  $i_{lx}$  dành cho lõi xuyên có vận tốc vượt âm được xác định theo công thức Siachi, sau đó quy đổi về giá trị theo quy luật năm 1943:

$$i = 1, 1 - 0, 343. \frac{h_1}{d} + 0,042 \left(\frac{h_1}{d}\right)^2$$
 (theo Siachi) (4)

$$i_{lx} = n.i \tag{5}$$

Với n là hệ số chuyển đổi, phụ thuộc vào vận tốc ban đầu được nội suy từ Bảng 3:

Bảng 3. Các giá trị hệ số n.

V <sub>0</sub> [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

## 3.3. Bài toán xác định chiều sâu xuyên

Chiều sâu xuyên xác định theo công thức Gia-cốp-Đo-Mar có hiệu chỉnh qua thực nghiệm, viết trong trường hợp góc chạm  $\theta_c = 0^0$ . Đối với đạn thoát vỏ, chỉ có lõi xuyên xuyên vào mục tiêu, do đó biểu thức tính chiều sâu xuyên cho lõi xuyên được viết lại:

$$b = \left(\frac{v_c \cdot m_{l_x}^{0.5}}{K \cdot d_{l_x}^{0.75}}\right)^{\frac{1}{0.7}}$$
(6)

4. Khảo sát ảnh hưởng của đường kính lõi xuyên đến khả năng xuyên của đạn xuyên thoát vỏ

### 4.1. Giải bài toán thuật phóng trong

Giải bài toán thuật phóng trong xác định mối quan hệ giữa sơ tốc và áp suất lớn nhất  $p_{max}$  với khối lượng đầu đạn (Hình 3).



Hình 3. Mối quan hệ giữa sơ tốc và áp suất P<sub>max</sub> vào khối lượng đầu đạn.

Kết quả cho thấy khi thay đổi các thông số kích thước của lõi xuyên theo hướng làm giảm khối lượng đầu đạn thì dẫn đến giá trị sơ tốc tăng và áp suất  $P_{max}$  giảm. Điều này cho phép điều chỉnh khối lượng thuốc phóng để tăng sơ tốc đầu đạn mà vẫn đảm bảo điều kiện bền nòng. Bảng 4, 5 trình bày kết quả tính toán sơ tốc đầu đạn và áp suất  $P_{max}$  với các phương án thay đổi khối lượng thuốc phóng  $\omega$  và đường kính lõi xuyên  $d_{lx}$ .

Bảng 4: Kết quả khảo sát sơ tốc đạn (m/s) khi thay đổi đường kính lõi xuyên và khối lượng thuốc phóng.

$\omega$ $d_{lx}$	4,0 (mm)	4,3 (mm)	<b>4,6</b> (mm)	<b>4,9</b> (mm)	5,2 (mm)
<b>0,58</b> (g)	583,2	577,9	573,0	568,4	564,1
0,63 (g)	634,5	629,6	625,0	620,7	616,7

<b>0,68</b> (g)	695,0	690,3	685,8	681,7	677,7
0,73 (g)	761,0	756,5	752,3	748,4	744,4
<b>0,78</b> (g)	833,7	829,7	826,0	821,6	814,0

Bảng 5: Kết quả khảo sát áp suất  $p_{max}(Mpa)$  khi thay đổi đường kính lõi xuyên và khối lượng thuốc phóng.

$\omega$ $d_{lx}$	4,0 (mm)	4,3 (mm)	4,6 (mm)	4,9 (mm)	5,2 (mm)
0,58 (g)	186,92	201,24	215,96	230,94	246,25
<b>0,63</b> (g)	226,28	244,87	264,03	283,46	303,67
<b>0,68</b> (g)	282,38	306,73	331,84	357,81	384,34
0,73 (g)	354,88	387,10	420,36	455,50	490,9
0,78 (g)	450,79	494,07	539,10	587,66	637,23

Có thể thấy với mỗi phương án đường kính lõi xuyên cho trước đều lựa chọn được khối lượng thuốc phóng hợp lý để đầu đạn đạt sơ tốc lớn nhất nhưng vẫn đảm bảo bền nòng theo điều kiện áp suất lớn nhất  $p_{\text{max}} \leq [P_{\text{max}}]$ . Giá trị áp suất lớn nhất cho phép trong lòng nòng đối với súng ngắn thông thường được xác định  $[P_{\text{max}}] = 350 MPa$ .

### 4.2. Giải bài toán thuật phóng ngoài

Giả thiết rằng đầu đạn thực hiện tách vỏ ngay trước miệng nòng. Theo đó, các tính toán hệ số hình dạng và hệ số phóng áp dụng cho lõi xuyên trên đường bay. Giả thiết thêm rằng lõi xuyên đảm bảo ổn định con quay trong phạm vi bắn thẳng. Từ đó xác định vận tốc chạm tại cự ly 25m ( $v_{25}$ ). Bảng 6 trình bày kết quả tính toán vận tốc chạm theo các phương án tương ứng.

$\omega$ $d_{lx}$	4,0 (mm)	4,3 (mm)	4,6 (mm)	4,9 (mm)	5,2 (mm)
0,58 (g)	576,5	571,6	567,1	562,8	558,7
0,63 (g)	627,6	623,1	618,9	614,8	611,1
0,68 (g)	687,8	683,5	679,4	675,6	671,8
<b>0,73</b> (g)	753,5	749,5	745,6	742,0	738,3
<b>0,78</b> (g)	825,9	822,3	819,0	814,9	807,6

Bảng 6: Kết quả khảo sát vận tốc chạm  $v_{25}$ .

### 4.3. Khảo sát chiều sâu xuyên

Bản thép được sử dụng là thép CT-3 có hệ số K = 1620 được hiệu chỉnh để phù hợp với vật liệu làm bản thép [3]. Kết quả tính toán theo công thức Gia-cốp-Đơ-Mar (6) được cho trong Bảng 7.

$\omega$ $d_{lx}$	4,0 (mm)	4,3 (mm)	<b>4,6</b> (mm)	<b>4,9</b> (mm)	5,2 (mm)
0,58 (g)	9,32	9,30	9,27	9,22	9,16
0,63 (g)	10,53	10,52	10,50	10,46	10,41
0,68 (g)	12,00	12,01	12,00	11,97	11,92
0,73 (g)	13,67	13,70	13,70	13,69	13,64
0,78 (g)	15,58	15,64	15,67	15,65	15,51

Bảng 7: Kết quả khảo sát chiều sâu xuyên b (mm).

Kết quả khảo sát cho thấy khi tăng đường kính lõi xuyên thì làm giảm vận tốc chạm nhưng không làm thay đổi đáng kể chiều sâu xuyên. Nguyên nhân do khối lượng của lõi xuyên tăng nhanh hơn so với đường kính dẫn đến tỷ số  $m^{0.5} / d_{lx}^{0.75}$  trong công thức (6) tăng trong khi vận tốc chạm giảm nhẹ. Đồng thời, với mỗi giá trị khối lượng thuốc phóng cho trước đều xác định được đường kính lõi xuyên tối ưu giúp đạt chiều sâu xuyên *b* lớn nhất. Tuy nhiên, để lựa chọn được đường kính lõi xuyên tối ưu cần tiến hành đánh giá lại khả năng xuyên cho mỗi phương án kết cấu trong điều kiện áp suất khí thuốc lớn nhất  $p_{max}$  không đổi bằng cách điều chỉnh khối lượng thuốc phóng phù hợp. Các tính toán cho thấy khả năng xuyên tăng khi giảm đường kính lõi xuyên (Hình 4, Bảng 8).

Bảng 8: Kết quả khảo sát chiều sâu xuyên b trong điều kiện áp suất p<sub>max</sub> không đổi

$d_{lx}$ (mm)	4,0	4,3	4,6	4,9	5,2
$m_d\left(g ight)$	2,739	3,016	3,301	3,592	3,887
(g)	0,726	0,709	0,691	0,676	0,661
$p_{\max}(Mpa)$	348,48	349,07	349,31	349,26	349,38
$v_0 (m/s)$	755,5	726,6	699,9	675,3	652,7
v <sub>25</sub> (m/s)	748,1	719,7	693,4	669,2	646,9
b (mm)	13,53	12,93	12,36	11,81	11,30



Hình 4. Kết quả khảo sát chiều sâu xuyên theo đường kính lõi xuyên thay đổi

## 5. Mô phỏng trên phần mềm ANSYS

## 5.1. Thiết lập mô hình bài toán

Để so sánh với kết quả tính toán lý thuyết, tiến hành mô phỏng trên phần mềm ANSYS Explicit Dynamics đối với phương án tối ưu đã được lựa chọn cho hai trường hợp (Bảng 6). Đầu đạn và bản thép được mô hình hóa trên phần mềm Inventor, sau đó đưa vào ANSYS (Hình 5). Các thông số lõi xuyên, vận tốc chạm và độ dày bản thép được cho trong Bảng 8. Các thông số vật liệu làm lõi xuyên [4] và bản thép [5] được cho trong Bảng 9.

STT	Trường hợp mô phỏng	<i>d</i> <sub><i>lx</i></sub> ( <b>mm</b> )	<i>l</i> <sub><i>lx</i></sub> ( <b>mm</b> )	Vận tốc chạm v <sub>25</sub> (m/s)	Kích thước bản thép (mm)
1	Xác định chiều sâu xuyên	4,3	15	719,7	50 x 50 x 25
2	Xác định vận tốc còn lại sau bản thép	4,3	15	719,7	50 x 50 x 12

Bảng 8: Các thông số đầu vào.



Hình 5. Mô hình khảo sát a) Đầu đạn; b) Mô hình va xuyên; c) Kết quả chia lưới. Bảng 9: Thông số vật liệu.

Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên (Cac-bit Tungsten)	Bản thép (Thép 1006)
Phương trình trạng thái: Shock			
Khối lượng riêng, p	kg/m <sup>3</sup>	14,809	7896
Hệ số Gruneisen, Γ		1,54	2,17
Tham số C1	m/s	4029	4569
Tham số S1		1,237	1,49
Nhiệt dung riêng	J/kgK	134	452
Mô hình bền Jonh Cook			
Mô đun cắt	MPa	160000	81800
Giới hạn chảy tĩnh, A	MPa	1506	230
Hệ số hóa cứng, B	Mpa	177	180
Số mũ hóa cứng, n		0,12	0,36
Hệ số tốc độ biến dạng, C		0,016	0,022

Thông số	Đơn vị	Lõi xuyên (Cac-bit Tungsten)	Bản thép (Thép 1006)
Số mũ mềm nhiệt, m		1,0	1,0
Số mũ hóa cứng, n			
Nhiệt độ nóng chảy, T <sub>nc</sub>	°C	1519,9	1537,9
Phá hủy biến dạng chính			
Biến dạng chính lớn nhất		0,15	0,2
Xói mòn			
Biến dạng hình học		2,5	2,5

## 5.2. Kết quả mô phỏng

Kết quả mô phỏng trên phần mềm ANSYS xác định được chiều sâu xuyên đạt khoảng 15mm (Hình 6) khi bắn vào bản thép dày 25mm, lớn hơn 16% so với kết quả tính toán bằng công thức (6). Trong mô phỏng đạn xuyên qua bản thép dày 13mm, vận tốc và động năng còn lai của lõi xuyên lần lươt là 411,9m/s và 53,042J.



Hình 6. Kết quả mô phỏng xác định chiều sâu xuyên và đồ thị vận tốc theo thời gian.



Hình 7. Kết quả mô phỏng xác định vận tốc và động năng còn lại sau bản thép.

### 6. Kết luận

Bài báo đã đề xuất phương án kết cấu đầu đạn xuyên thoát vỏ 7,62mm. Trên cơ sở đó xác định các thông số kết cấu của đầu đạn, đặc biệt là lõi xuyên; xây dựng mô hình toán học khảo sát ảnh hưởng của sự thay đổi đường kính lõi xuyên và khối lượng thuốc phóng đến hiệu quả tác dụng xuyên của đầu đạn vào bản thép CT3 qua việc giải các bài toán thuật phóng và uy lực của đầu đạn theo công thức lý thuyết. Từ đó đánh giá hiệu quả tác dụng của đầu đạn theo sự thay đổi của đường kính lõi xuyên và khối lượng thuốc phóng. Kết quả khảo sát cho thấy với cùng một lượng thuốc phóng cho trước, khi thay đổi đường kính lõi xuyên thì chiều sâu xuyên không thay đổi đáng kể. Mặt khác, việc giảm đường kính lõi xuyên trong cùng điều kiện áp suất lớn nhất p<sub>max</sub> làm tăng chiều sâu xuyên và ngược lại. Tuy nhiên, đường kính lõi xuyên nếu quá bé sẽ không đảm bảo điều kiện ổn định con quay trên đường bay và làm giảm độ cứng vững khi va xuyên vào bản thép.

Mô phỏng quá trình va xuyên được thực hiện trên phần mềm ANSYS Explicit Dynamics nhằm

xác định chiều sâu xuyên và vận tốc, động năng của lõi xuyên sau bản thép. Kết quả mô phỏng cho thấy chiều sâu xuyên lớn hơn 16% so với tính toán lý thuyết. Điều này có thể giải thích do lõi xuyên sử dụng vật liệu cacbit Tungsten có độ bền cao giúp hạn chế sự phá hủy phần mũi trong quá trình va xuyên. Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở định hướng thiết kế các loại đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay 7,62mm.

## Tài liệu tham khảo

- 1. Nghiêm Xuân Trình, Thuật phóng trong, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2015.
- 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.
- Nguyễn Đức Tiến, Trần Văn Doanh, Bùi Thị Lộc, Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số kết cấu đến uy lực xuyên thép của đạn súng xuyên dưới cỡ kiểu lưu tuyến, Tạp chí cơ khí Việt Nam, số 01+02, 2019.
- 4. Nguyễn Đình Hùng, Bùi Ngọc Hưng, Đặng Hồng Triển, Trần Đình Thành, Nghiên cứu ảnh hưởng của tỷ số giữa chiều dài và đường kính lõi xuyên đến khả năng xuyên thép của đầu đạn xuyên động năng, Tạp chí Nghiên cứu KH&CN quân sự, Số Đặc san Hội thảo Quốc gia FEE, 10 2020.
- 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 Nghiên cứu KH&CN Xây dựng, Tập 11 số 4, 7/2017.

# Research on armor-piercing solutions for 7,62x25mm ammunition fired on SN-22 handgun using discarding sabots bullet design

### Hua Truong Thinh, Do Van Minh, Pham Duc Hung

**Abstract:** The paper analyzes the selection of solutions to enhance penetration capabilities for 7,62x25mm ammunition using a smaller caliber, caseless bullet structure, altered stuffing conditions while retaining the primer and propellant type, The study addresses internal and external ballistics, barrel durability testing, and penetration dynamics using fractional integral methods, The impact of bullet head structure parameters and propellant density on penetration efficacy is evaluated, ANSYS software is employed to simulate the penetration process, providing a comparison with theoretical calculations, The research results propose an optimized bullet head structure, core size, and propellant density to enhance steel penetration capabilities for 7,62x25mm ammunition.

Keywords: 7,62mm armor-piercing ammunition; penetration enhancement solutions; discarding sabots.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng làm việc của ngòi MД-8 Võ Duy Thông<sup>\*</sup>, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, Kongsathit Phanthavong

*Học viện Kỹ thuật quân sự Email Tel: tathidung9a@gmail.com; 0984535918* 

## Tóm tắt

Bài báo khảo sát độ nhạy của cơ cấu va đập quán tính trong ngòi đạn khi chạm mục tiêu ở các góc chạm khác nhau. Bài toán được thực hiện trên phần mềm mô phỏng Ansys cho cơ cấu va đập quán tính dùng trong ngòi MД-8, lắp trên đạn 100-44-XN/ VБР-412 với mô hình khối va đập quán tính dạng đơn giản. Ngoài ra, nhóm nghiên cứu đề xuất nâng cao góc phát hỏa của ngòi với mô hình khối quán tính có bi. Từ kết quả mô phỏng xác định được các thông số đặc trưng cho chuyển động của khối va đập quán tính có ảnh hưởng trực tiếp đến hoạt động của ngòi như quãng đường dịch chuyển, vận tốc, góc chạm. Từ đó đánh giá được độ tin cậy hoạt động của ngòi đạn với các góc chạm khác nhau và xác định được góc chạm tới hạn của đạn để ngòi có thể làm việc. Kết quả nghiên cứu cho phép đánh giá khả năng làm việc của cơ cấu va đập quán tính trong ngòi MД-8 và có thể làm căn cứ cho người thiết kế lựa chọn các tham số phù hợp trong nghiên cứu phát triển ngòi đạn dùng cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản và dạng bi.

Từ khóa: Cơ cấu va đập quán tính, độ nhạy.

## 1. Đặt vấn đề

Cơ cấu va đập quán tính được sử dụng phổ biến trong ngòi đạn pháo binh với những ưu điểm cơ bản là kết cấu đơn giản, có khả năng bảo hiểm tốt và đảm bảo được độ nhạy yêu cầu, nhất là trong các trường hợp va chạm cường độ mạnh và hướng trục. Cơ cấu này được ứng dụng rộng rãi ở các ngòi đáy như ngòi MД-8, MД-10, КТД...

Trong các trường hợp va chạm nhẹ, mềm hay không định hướng theo trục đạn, các cơ cấu va đập quán tính đơn giản thường có độ nhạy không cao. Trong đó góc chạm là một yếu tố ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy làm việc của cơ cấu va đập quán tính. Thông thường, nếu góc chạm của đạn vào mục tiêu càng nhỏ thì độ tin cậy hoạt động sẽ càng cao và ngược lại; khi đến một góc nào đó cơ cấu không hoạt động được.

Để nghiên cứu ảnh hưởng của góc chạm đến độ tin cậy làm việc của cơ cấu chạm nổ quán tính trong ngòi MД-8, bài báo sử dụng phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm Ansys mô phỏng quá trình tác động của cơ cấu va đập quán tính đơn giản và có bi. Kết quả giải bài toán là vận tốc của khối quán tính, giá trị đặc trưng cho năng lượng phát hỏa khi hạt lửa chạm vào kim hỏa trong 2 trường hợp.

## 2. Thiết lập mô hình toán cho cơ cấu va đập quán tính đơn giản và có bi

## 2.1 Mô hình hình học

Xem xét mô hình bài toán cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản đối với ngòi MД-8 lấp trong đầu đạn 100-44-XN (УБР-412), kết cấu của ngòi được thể hiện trên Hình 1. Cấu tạo của ngòi gồm cơ cấu va đập quán tính, bộ phận giữ chậm, bộ phận nổ và bộ phận vạch đường. Trong đó, cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản, kết cấu gồm: Khối va đập quán tính 7, kim hoat 14, lò xo 13 và hạt lửa 11.

<sup>\*</sup>Email: tathidung9a@gmail.com

## Hình 1. Kết cấu của ngòi đáy MД-8

1- Cốc trạm nổ; 2,16 – đệm;
3- đế giữ chậm; 4,8- vòng chì;
5- thân ngòi; 6- ống bảo hiểm xẻ rãnh; 7- khối va đập quán tính; 9- thuốc vạch đường; 10vỏ chứa ống vạch đường; 11hạt lửa; 12- đệm đồng; 13- lò xo; 14- đế kim hỏa; 15- miếng đồng; 17- kíp nổ; 18- trạm nổ.

Để mô phỏng quá trình hoạt động khối quán tính, ta đơn giản hóa cơ cấu chạm nổ



quán tính như Hình 2, gồm có: khối quán tính 1, thân ngòi 2, lò xo bảo hiểm 3, cơ cấu nằm trong thân ngòi được lắp ở đáy đạn. Khi đạn va chạm vào chướng ngại, thân đạn chịu tác dụng của lực cản của môi trường chướng ngại, trong ngòi xuất hiện thành phần lực quán tính có chiều trùng với chiều của vec tơ vận tốc của đạn. Đối với cơ cấu chạm nổ quán tính dạng đơn giản, lực quán tính xuất hiện tác dụng lên khối va đập quán tính làm cho chi tiết này dịch chuyển, nén lò xo bảo hiểm, dẫn đến kim hỏa đâm vào hạt lửa và kích nổ đầu đạn.





Để đánh giá, so sánh và đề xuất phương án nâng cao độ tin cậy hoạt động của ngòi chạm nổ quán tính kiểu ngòi MД-8, tác giả nghiên cứu với mô hình khối quán tính có bổ sung bi quán tính. Mô hình cơ cấu va đập quán tính có bi (Hình 3) có kết cấu tương tự với mô hình cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản, ở đây khối lượng khối va đập quán tính sẽ được phân tán  $M=m_1+m_2$ , trong đó  $m_1$  là khối lượng của bi,  $m_2$  là khối lượng của khối va đập quán tính mang kim hỏa. Cơ cấu cũng nằm trong thân ngòi được lắp ở đáy đạn.



Hình 3. Mô hình hình học cơ cấu va đập quán tính có bi1- Bi thép; 2- Tán kim hỏa; 3- Lò xo; 4- Thân ngòi.

## 2.2. Các giả thiết

Để khảo sát ảnh hưởng của góc chạm đến quá trình làm việc của cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản và có bi, cần đưa ra các giả thiết:

- Bỏ qua chuyển động quay của đầu đạn (sự ảnh hưởng của lực ly tâm và sự thay đổi vận tốc góc của đầu đạn), xem đầu đạn chỉ chuyển động tịnh tiến với vận tốc v<sub>c</sub> tới va chạm vào bản thép, véc-tơ vận tốc của đầu đạn trùng với trục đối xứng của đạn;

- Góc chạm  $\varphi$  là góc giữa véc-tơ vận tốc của đầu đạn với véc-tơ pháp tuyến của bề mặt mục tiêu.

- Môi trường va xuyên là đồng nhất, mũi đầu đạn đảm bảo bền không bị phá hủy trong quá trình va xuyên.

- Bỏ qua ảnh hưởng của áp suất và khí quyển.

### 2.3. Các tham số đầu vào

Bài báo tiến hành khảo sát độ nhạy, độ tin cậy hoạt động của ngòi có cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản và có bi. Các tham số kết cấu được lấy đối với đạn 100-44-XN (УБР-412) và ngòi MД-8 và được cho trong Bảng 1.

Bảng 1. Tham số đầu vào mô phỏng đạn 100-44-XN (УБР-412) và ngòi МД-8

Chiều dài đầu đạn [mm]	306
Khối lượng [kg]	15,88
Khối lượng thuốc nổ [kg]	0,065
Vật liệu vỏ đầu đạn	Thép hợp kim
Khối lượng thân vỏ [kg]	15,1
Khối lượng khối quán tính (g)	3,3
Khoảng cách từ hạt lửa đến kim hỏa (mm)	5
Độ cứng lò xo (N/mm)	0,51

Khi mô phỏng cho cơ cấu va đập quán tính có bi thì khối lượng khối va đập quán tính sẽ được phân tán  $M = m_1+m_2 = 3,3g$ ; trong đó  $m_1 = 2,2g$  là khối lượng của bi thép;  $m_2 = 1,1g$  là khối lượng của khối quán tính mang kim hỏa. Khối lượng  $m_1$  được tính theo công thức:

$$m_1 = \rho \cdot \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot R^3 = 7,85 \cdot \frac{4}{3} \cdot 3,14 \cdot 0,41^3 = 2,2 \quad (g)$$

với R là bán kính của bi thép, R = 0,41 cm,

 $\rho$  là khối lượng riêng của thép,  $\rho = 7.8 \ g \ / \ cm^3$ .

Năng lượng cần thiết để hạt lửa MД-5 làm việc tốt phụ thuộc vào vận tốc đâm, theo công thức của B.L.Kraxnôpônxki,  $E_{hl} = 9.10^{-2}e^{-0.1v_c}$  [1] nên V<sub>c</sub> được xác định từ nghiệm phương trình  $mv_c^2/2 = 9.10^{-2}e^{-0.1v_c}$ . Theo đó, với  $m_{vd} = 3.3$  g ta tính được vận tốc giới hạn là V<sub>c</sub> = 5,6 m/s. Từ đó tính được năng lượng phát hỏa cần thiết là  $E_{gh} = 0.0517$  (J).

# 2.4. Xây dựng mô hình, mô phỏng hoạt động của cơ cấu va đập quán tính đơn giản và cơ cấu va đập quán tính có bi

Lựa chọn mô đun Explicit Dynamics, thiết lập mô hình và cài đặt.

Mô hình vật liệu: Căn cứ vào tương đương cơ tính thực tế, vật liệu được sử dụng lấy trong thư viện vật liệu của phần mềm Ansys Autodyn thân ngòi, khối quán tính và mục tiêu là thép Steel 1006, vật liệu vỏ đạn là thép 4340.

Thực hiện chia lưới phần tử, với mô hình bài toán, ta chia lưới đồng nhất các chi tiết, cỡ phần tử bằng 2 mm và chia lưới các bề mặt tiếp xúc giữa các chi tiết có ma sát cỡ bằng 1mm.

Lựa chọn bộ giải Lagrange (sử dụng lưới Lagrange) để thực hiện mô phỏng quá trình tương tác của khối quán tính khi va chạm. Thiết lập môi trường lò xo có độ cứng c và độ nén ban đầu  $\lambda_l$  tương ứng với lực tác dụng của lò xo lên khối quán tính. Thiết lập điều kiện đầu, điều kiện biên bài toán.

Cập nhật dữ liệu và giải bài toán trong Autodyn. Thiết lập các điểm đo (Gauges): Để xác định chuyển động của khối quán tính, ta thiết lập 1 điểm đo nằm trên trục của khối quán tính. Cài đặt điều khiển bước tính: Thời gian kết thúc (End time) = 4.e-003s; Vòng năng lượng (Reference Energy Cycle) = 999999;

Thực hiện chạy chương trình mô phỏng tương tác (Hình 3) và trích xuất kết quả đồ thị vận tốc và quãng đường dịch chuyển của điểm Gauge theo phương Oy. Khảo sát ở các góc chạm khác nhau (0°, 25°, 45°, 60°, 70°) ta có kết quả mô phỏng thời gian dịch chuyển và vận tốc của khối va đập quán tính ở các góc chạm khác nhau.



Hình 4. Mô phỏng hoạt động của cơ cấu va đập quán tính dùng trong ngòi MД-8

## 3. Kết quả mô phỏng và thảo luận

## 3.1 Kết quả mô phỏng cơ cấu va đập quán tính đơn giản

Thực hiện chạy chương trình mô phỏng tương tác (Hình 4) và trích xuất kết quả đồ thị vận tốc và quãng đường dịch chuyển của điểm Gauge theo phương *Oy*.



#### Part Summary ( Ident 0 - admodel )



Kết quả mô phỏng quá trình tương tác của cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản khi va chạm với mục tiêu ở các góc chạm khác nhau được trình bày trong Bảng 2 và Hình 6. Công thức tính năng lượng phát hỏa:

$$E = \frac{1}{2} . m_{vd} . v^2$$

Bảng 2. Kết quả mô phỏng thời gian dịch chuyển và vận tốc tương đối của khối va đập đơn giản với thân đầu đạn

Góc	00	45 <sup>0</sup>	60 <sup>0</sup>	<b>70</b> <sup>0</sup>
Thời gian phát hỏa $\Delta_t$ (ms)	0,4668	0,5327	0,5664	0,6164
Vận tốc tương đối v(m/s)	7,85	6,59	5,54	3,67
Năng lượng phát hỏa E(J)	0,1017	0,0716	0,051	0,0222



Hình 6. Kết quả mô phỏng ảnh hưởng của góc chạm đến chuyển động của khối va đập quán tính dạng đơn giản

Từ kết quả bài toán như trên, tiến hành khảo sát so sánh các giá trị vận tốc khối quán tính so với giá trị vận tốc giới hạn v<sub>c</sub> và năng lượng phát hỏa giới hạn E<sub>gh</sub>. Với góc chạm càng lớn thì vận tốc của khối va đập quán tính càng nhỏ. Điều này được giải thích bởi khi góc chạm lớn lực quán tính trục bị phân bố theo phương khác, không tập trung vào làm chuyển động khối quán tính. Do đó thời gian chuyển động của khối va đập quán tính cũng tăng lên. Ở góc chạm  $60^{0}$  thì vận tốc chạm đạt 5,54 m/s, năng lượng phát hỏa chỉ đạt 0,051 J không đủ điều kiện kích nổ hạt lửa. Như vậy trong trường hợp này, khi góc chạm lớn hơn  $60^{0}$  thì ngòi không còn hoạt động tin cậy.

### 3.2 Kết quả mô phỏng cơ cấu va đập quán tính có bi

Thực hiện các bước mô phỏng cho mô hình ngòi MД-8 lắp trong đầu đạn 100-44-XN (УБР-412) với các tham số đầu vào tương tự như ở trường hợp mô phỏng khối va đập quán tính dạng đơn giản ở phần trước. Điểm gause 1 gắn với trọng tâm của bi và điểm gause 2 gắn với thân ngòi. Tiến hành khảo sát ở các góc chạm khác nhau:  $0^0$ ,  $25^0$ ,  $45^0$ ,  $60^0$ ,  $65^0$  và  $70^0$ . Kết quả mô phỏng được tổng kết trong Bảng 3 và Hình 7.

Bảng 3. Kết quả khảo sát vận tốc tương đối của khối va đập quán tính so với thân ngòi

Góc	00	25 <sup>0</sup>	45 <sup>0</sup>	60 <sup>0</sup>	65 <sup>0</sup>	<b>70</b> <sup>0</sup>
Thời gian phát hỏa $\Delta_t$ (ms)	0,1551	0,1519	0,1613	0,1919	0,2335	0,2338
Vận tốc tương đối v(m/s)	27,438	27,068	16,706	6,597	3,675	2,572
Năng lượng phát hỏa E(J)	1,242	1,209	0,074	0,072	0,022	0,011

ở các góc chạm



Hình 7. Kết quả khảo sát vận tốc tương đối của khối va đâp quán tính có bi

Kết quả cho thấy góc chạm càng lớn thời gian để cơ cấu chạm nổ quán tính ngòi tăng lên, vận tốc tương đối giữa khối quán tính so với kim hỏa giảm dần, đồng thời năng lượng phát hỏa của cơ cấu chạm nổ quán tính giảm. Vậy tương tự như trường hợp cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản, khi góc chạm tăng thì khả năng làm việc của cơ cấu giảm. Dẫn đến độ tin cậy làm việc của ngòi thấp. Đặc biệt khi góc chạm ở  $65^0$  vận tốc v<sub>c</sub> = 3,675 m/s và năng lượng phát hỏa  $E_{ph} = 0,022(J) < E_{gh} = 0,0517(J)$ , không đủ để phát hỏa. Tuy nhiên do thời gian còn hạn chế nên để xác định góc chạm giới hạn cụ thể cho cơ cấu va đập quán tính hoạt động tin cậy ta tiến hành nội suy tuyến tính giữa góc  $60^0$  và  $65^0$ . Với giá trị vận tốc giới hạn là v<sub>gh</sub> = 5,6 m/s và  $E_{gh}$ =0,051 (J), xác định được khi góc chạm của đạn là  $62^0$ .

Qua kết quả khảo sát, xác định được góc chạm tới hạn khi sử dụng ngòi có cơ cấu va đập quán tính có bi là  $62^0$ , tăng 3,3 % so với trường hợp cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản. Tuy nhiên kết quả cũng chứng minh được khi có sự phân tán khối lượng thành các thành phần  $(M=m_1+m_2=const)$  thì tăng góc phát hỏa và tăng độ nhạy của ngòi có cơ cấu va đập quán tính. Đây cũng là cơ sở cho hướng nghiên cứu tiếp theo với mục đích tìm các phương án khối lượng phân tán thành các thành phần  $m_1,m_2$  khác nhau để lựa chọn phù hợp và nâng cao khả năng hoạt động của ngòi ở các góc chạm lớn.

### 5. Kết luận

Bài báo đã thiết lập mô hình mô phỏng cho cơ cấu va đập quán tính đơn giản và có bi sử dụng cho ngòi ngòi MД-8 lắp trong đầu đạn 100-44-XN (VEP-412). Từ kết quả mô phỏng cho thấy cơ cấu va đập quán tính đơn giản hoạt động tin cậy với góc chạm  $\varphi < 60^{\circ}$ , còn cơ cấu va đập quán tính có bi là  $\varphi < 62^{\circ}$ , ở các góc chạm lớn hơn thì năng lượng của khối quán tính không đủ để phát hỏa hạt lửa.

Tuy bài báo mới dừng lại ở đánh giá ảnh hưởng của góc chạm đến khả năng làm việc tin cậy của cơ cấu va đập quán tính đơn giản và có bi bằng mô phỏng số với nhiều giả thiết làm đơn giản hóa mô hình. Nhưng kết quả mô phỏng trong 2 trường hợp cơ cấu va đập quán tính đơn giản và có bi cũng cho thấy: Khi phân tán khối quán tính thành các thành phần sẽ góp phần làm tăng góc phát hỏa từ đó tăng độ nhạy của ngòi chạm nổ quán tính ở các góc chạm khác nhau và tăng độ tin cậy hoạt động của ngòi. Đây là một chỉ tiêu quan trọng để đánh giá các cơ cấu với nhau và nó là một tham số cần thiết trong quá trình thiết kế cơ cấu chạm nổ quán tính cụ thể.

### Tài liệu tham khảo

- 1. Vũ Văn Lâm, Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự, 1987.
- 2. Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V., *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2010.
- 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 cơ học vật rắn toàn quốc lần thứ XIV, Thành phố Hồ Chí Minh, 2018.
- 4. Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn, *Nghiên cứu ảnh hưởng của khối lượng và góc nghiêng đệm bên đến độ nhạy của cơ cấu va đập bán phương*, Hội nghị cơ học toàn quốc lần thứ IX, Hà Nội, 2012.
- 5. Headquarters of USArmy materiel command, Engineering design handbook: grenades, 1967.
- 6. Headquarters of USArmy materiel command, *Engineering design handbook: Ammunition*, 1969.
- 7. Norman Bonney, Gary Oakley, *Grenade: British and Commonwealth hand and rifle grenades*, 2001.
- 8. M. Bueno, Mecanotronic fuzes for hand grenades, 2006.
- 9. M. Hahn, D. Kugler, Mechano-electrical fuze for hand grenade, 2005.
- 10. 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 8<sup>th</sup> international conference on Military Technology, Brno, Czech Republic, 2021.

## Research the effect of impact angle on the working ability of bullet fuzes M八-8

**Abstract:** The article investigates the sensitivity of the inertial impact mechanism in the bullet fuse when hitting the target at different impact angles. The problem is performed on Ansys simulation software for the inertial impact mechanism used in the MД-8 fuse, installed on the 100-44-XN/ V*F*P-412 bullet with a simple and effective inertial impact block model. bi; From the simulation results, we can determine the characteristic parameters for the motion of the inertial impact block that directly affect the operation of the fuse such as displacement distance, velocity, impact angle. From there, we can evaluate the operational reliability of the bullet fuze with different contact angles and determine the critical contact angle of the bullet so that the fuze can work. The research results allow to evaluate the working ability of the inertial impact mechanism in the MД8 fuze and can serve as a basis for designers to choose appropriate parameters in research and development of bullet fuzes using the impact mechanism. inertial dams of simple and ball type.

Keywords: Inertial impact structure, sensitivity.

## Xây dựng giản đồ độ nhạy của cơ cấu va đập quán tính của ngòi MД-10 Kongsathith Phanthavong<sup>1\*</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: kongsathitphanthavong@gmail.com; Tel: 0348115200

### Tóm tắt:

Độ nhạy của cơ cấu chạm nổ quán tính trong ngòi đáy ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy làm việc của ngòi và tác dụng đầu đạn, đặc biệt ở các góc chạm lớn. Xuất phát từ cấu tạo ngòi MД-10, bài báo xây dựng mô hình toán học xác định độ nhạy và xây dựng giản đồ độ nhạy của cơ cấu chạm nổ quán tính. Kết quả tính toán đối với ngòi MД-10 cho thấy cơ cấu chạm nổ của ngòi có khả năng làm việc với góc chạm từ 0°÷74°.

Từ khóa: Ngòi đáy; va đập; độ nhạy, quá tải, МД-10.

## 1. Đặt vấn đề

Độ nhạy là một tính năng chiến kỹ thuật quan trọng đối với ngòi đạn, đối với mỗi ngòi cụ thể có một giản đồ độ nhạy nhất định. Nó có ý nghĩa quan trọng trong quá trình thiết kế mới ngòi nổ, cũng như việc khai thác hiệu quả ngòi đạn trong điều kiện mới. Đồng thời giản đồ độ nhạy cũng là một trong những chỉ tiêu đánh giá và so sánh các cơ cấu chạm nổ.

Đối với đạn xuyên thép, xuyên phá bê tông... thường sử dụng ngòi đáy. Trong đó, cơ cấu chạm nổ quán tính ảnh hưởng trực tiếp đến độ tin cậy làm việc của ngòi và tác dụng đầu đạn, đặc biệt ở các góc chạm lớn. Trong trang bị hiện nay có nhiều loại ngòi đạn sử dụng cơ cấu va đập quán tính dạng đơn giản (không sử dụng đệm bên), trong đó có họ ngòi MД.

Bài báo tiến hành xây dựng giản đồ độ nhạy cho cơ cấu va đập quán tính trong ngòi MД-10, làm cơ sở để tiến hành phân tích các cơ cấu chạm nổ quán tính khác có kết cấu tương tự hoặc phân tích phương án thiết kế trong quá trình nghiên cứu cải tiến, thiết kế mới.

### 2. Lập giản đồ độ nhạy của cơ cấu va đập quán tính ngòi MД-10

### 2.1. Cấu tạo ngòi MД-10

Đây là ngòi đáy, chạm nổ quán tính có giữ chậm. Dùng cho đầu đạn xuyên vạch đường cỡ 57mm [2].



Hình 1. Ngòi nổ MД-10.

1- cốc trạm nổ; 2- kim hỏa; 3- thân ngòi; 4- vòng chì bịt kín; 5- đệm da cừu; 6- vỏ ngoài liều vạch đường; 7- thuốc vạch đường; 8- màng xenlulo; 9- đệm các tông; 10- vòng chì; 11- khối va đập quán tính; 12- hạt lửa; 13- ống bảo hiểm xẻ rãnh; 14- lò xo bảo hiểm khi bay; 15- liều giữ chậm; 16ốc; 17- kíp nổ; 18- trạm nổ; 19- miếng lụa; 20- miếng đồng tròn; a- rãnh tiện; b- lỗ.

#### 2.2. Mô hình cơ cấu va đập quán tính

Từ cấu tạo hoạt động của ngòi, giản lược những chi tiết không cần thiết trong quá trình khảo sát cơ cấu chạm nổ, để đưa ra được mô hình cơ cấu làm cơ sở cho mô hình toán học.

Khi tìm giản đồ độ nhạy của cơ cấu chạm nổ tức là ở thời điểm đầu đạn chạm mục tiêu, khi đó cơ cấu bảo hiểm đã mở bảo hiểm. Lúc này ống quán tính xẻ rãnh 13 và khối va đập quán tính 11 đã được liên kết thành một khối. Ngoài ra khối va đập còn được tăng khối lượng nhờ vòng chì 10. Lúc này cơ cấu chạm nổ quán tính có thể được đơn giản hóa gồm khối quán tính (khối va đập 11, ống bảo hiểm 13, vòng chì 10 và hạt lửa), lò xo 14, kim hỏa 2 được gắn cố định với thân ngòi.



Hình 2. Mô hình cơ cấu chạm nổ quán tính (đã mở bảo hiểm). 2- kim hỏa; 10- vòng chì; 11- khối quán tính; 13; ống bảo hiểm; 14- lò xo

### 2.3. Mô hình toán học cơ cấu va đập quán tính

Với mô hình cơ cấu như trên, mô hình toán học cho cơ cấu chạm nổ trong ngòi MД-10 được thể hiện trên Hình 3 [1].



Hình 3. Sơ đồ lực tác dụng vào cơ cấu chạm nổ trong ngòi MД-10. 1 - Khối quán tính (chứa hạt lửa); 2 - Lò xo; 3 - Kim hỏa.

Phương trình chuyển động của khối va đập 1 theo trục OX, trong điều kiện đầu đạn quay với tốc độ góc  $\Omega$ , có dạng:

$$m_{qd}\ddot{x} = S_x - R - F_1 - F_2 \tag{1}$$

Trong đó:

 $m_{qd}$  - khối lượng khối va đập kể tới ảnh hưởng của khối lượng lò xo;

 $S_x$  - thành phần lực quán tính S theo phương x khi đầu đạn chạm mục tiêu với góc  $\varphi$ ,  $S = n.g.m_{qd}$  với n là quá tải va chạm; g - gia tốc rơi tự do; n.g – gia tốc hãm đầu đạn trong mục tiêu;

 $R = c_o(\lambda_l + x)$  - lực đàn hồi của lò xo 3, trong đó:  $c_o$  – độ cứng lò xo;  $\lambda_l$  – độ nén sơ bộ của lò xo; x - chuyển dịch của cơ cấu va đập

 $F_1$  - tổng các lực ma sát chống lại chuyển dịch của khối va đập theo phương Ox. Các lực này xuất hiện bởi chuyển động quay của đầu đạn:

$$F_1 = f\sqrt{C^2 + T^2}$$
 (bề mặt định hướng có hình trụ);  $f$  - hệ số ma sát;

 $C = m_{qd} \rho \Omega^2$  - lực ly tâm gây ra do độ lệch tâm và tốc độ quay đầu đạn;

 $\rho$ - Độ lệch tâm của cơ cấu và tâm đầu đạn;

 $F_2$  – lực ma sát gây ra bởi thành phần bên của lực quán tính S.

Thay hàm của các thành phần lực vào công thức (1), biến đổi rút gọn phương trình ta được:

$$\ddot{x} + K_o^2 x = K_{\omega} J - K_v \tag{2}$$

Trong đó:

$$K_{v} = \frac{c_{o}\lambda_{l}}{m_{qd}} + f\rho k_{\Omega}\sqrt{k_{\Omega}^{2}V^{4} + J}; \quad K_{o}^{2} = \frac{c_{o}}{m_{qd}}; \quad K_{\varphi} = \cos\varphi - f\sin\varphi$$
(3)

Với J = n.g là gia tốc hãm của đầu đạn trong mục tiêu;  $k_{\Omega}$ - liên hệ giữa vận tốc góc và vận tốc dài của đầu đạn (trong mục tiêu).

### 2.4. Phương pháp lập giản đồ độ nhạy

Giải phương trình và lập giản đồ độ nhạy bằng phương pháp số. Trong đó giải phương trình vi phân chuyển động là vấn đề cơ bản để dẫn tới lập giản đồ độ nhạy.

- Giải phương trình chuyển động của khối quán tính. Sử dụng phương pháp tích phân số Runge-Kutta để giải phương trình vi phân. Hạ bậc của phương trình vi phân (2) xuống thành các phương trình vi phân cấp 1. Phương trình (1) trở thành:

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = v \\ \frac{dv}{dt} = -K_o^2 x + K_{\varphi} J - K_v \end{cases}$$
(4)

Từ hệ phương trình (4) sẽ giải được các tham số chuyển động của khối quán tính ở từng thời điểm, với điều kiện ban đầu là:  $x_0 = 0$ ;  $v_0 = 0$ ;  $t_0 = 0$ .

- Để lập được giản đồ độ nhạy, trước hết với điều kiện va chạm cụ thể, góc va chạm không đổi xác định ta phải tìm được một giá trị quá tải để tốc độ của khối quán tính tại thời điểm đâm chọc lớn hơn tốc độ tối thiểu để kích hoạt hạt lửa. Tức là năng lượng đâm chọc phải lớn hơn năng lượng phát hỏa của hạt lửa [1,3,5].

Trong khi đó, có thể lập được một hàm  $v_{kh} = f_v(Vc)$  (là hàm của vận tốc chạm hoặc của quá tải va chạm; tìm được qua bài toán giải phương trình chuyển động), tức là ở một điều kiện nhất định, với mỗi vận tốc chạm cho ta một giá trị vận tốc của kim hỏa khi đâm vào mục tiêu. Ở đây cũng nhận thấy rằng khi vận tốc chạm tăng thì quá tải lớn, dẫn đến vận tốc của kim hỏa sẽ lớn. Do đó hàm  $f_v(Vc)$  là hàm tăng với vận tốc chạm (hay quá tải va chạm). Như vậy, ứng với mỗi góc chạm ta phải tìm được nghiệm của phương trình  $f = f_v(Vc) - v_{h0} = 0$ . Để tìm quá tải ứng với từng giá trị góc chạm cụ thể ta sử dụng phương pháp chia đôi.

## 2.5. Các số liệu đầu vào

Khối lượng khối quán tính, ống quán tính, và đệm:  $m_1 = 6$  (g); Độ cứng của lò xo: c = 350 (N/m); Độ nén sơ bộ ban đầu của lò xo:  $\lambda_l = 4$  (mm); Khối lượng lò xo:  $m_2 = 0.2$  (g); Hệ số ma sát: f = 0,2; Khoảng lệch tâm:  $\rho = 0,1$  (mm); Khoảng cách giữa kim hỏa và hạt lửa:  $x_h = 1$  (mm); Vận tốc đâm chọc giới hạn vào hạt lửa:  $v_{gh} = 5,1$  (m/s) [5]; Cỡ đạn: d = 57 (mm); Khối lượng đầu đạn: M = 3,14 (kg); Sơ tốc đầu đạn:  $V_0 = 1000$  (m/s).

Đối với gia tốc của đầu đạn xuyên thép trong quá trình va xuyên vào bản thép có thể được sử dụng gần đúng là giá trị trung bình [3]. Do đó, trong bài báo này sử dụng gia tốc là một hằng số, gia tốc được cho thay đổi để tìm được ngưỡng độ nhạy của cơ cấu va đập quán tính, ứng với mỗi góc chạm.

## 3. Kết quả và thảo luận

Đưa các số liệu ban đầu vào chương trình tính toán đã lập trình trên máy tính. Được kết quả cho trong Bảng 1.

$\phi^0$	n	$\phi^0$	n	$\phi^0$	n	$\phi^0$	n
0	1366	20	1574	40	2159	60	4276
5	1399	25	1666	45	2437	65	5837
10	1442	30	1793	50	2829	70	9236
15	1499	35	1952	55	3389	74	17499

Bảng 1. Kết quả rút gọn khảo sát cơ cấu va đập đang xét theo góc chạm.

Từ bảng kết quả trên, vẽ giản đồ độ nhạy của cơ cấu chạm nổ quán tính đang xét trong tọa độ cực như trên Hình 4.



Hình 4. Giản đồ độ nhạy của cơ cấu va đập ngòi MД-10 trong tọa độ cực. Ngoài ra, giản đồ độ nhạy cũng có thể được thể hiện trong tọa độ Đề-các như trên Hình 5.


Hình 5. Giản đồ độ nhạy cơ cấu va đập ngòi M<sub>Д</sub>-10 vẽ theo tọa độ Đề-các.

Từ kết quả giải mô hình va chạm và phát hỏa của cơ cấu (giản đồ trong hệ tọa độ Đề-các, hệ tọa độ cực và bảng số liệu), có thể thấy, góc phát hỏa của cơ cấu va đập quán tính trong ngòi MД-10 đạt tới 74<sup>0</sup>, khá lớn so với yêu cầu của đạn xuyên động năng, thậm chí ngay cả khi đầu đạn bị thia lia.

Tuy nhiên xét đến sự thay đổi cường độ va chạm theo góc chạm có thể nhận thấy:

- Ở góc chạm 0<sup>0</sup>: chỉ cần va chạm với hệ số quá tải là 1366g;

- Ở góc chạm nhỏ hơn 30<sup>0</sup>: hệ số quá tải tăng từ 1366g đến 1793g, tức là khi góc chạm tăng 1<sup>0</sup> thì hệ số quá tải tăng khoảng 1%. Với mức tăng của hệ số quá tải như vậy là nhỏ, hay nói cách khác cơ cấu chạm nổ quán tính trong ngòi MД-10 hoạt động tin cậy và ổn định trong khoảng góc chạm 0÷30<sup>0</sup>.

- Với những góc chạm từ  $30^0 \div 60^0$ : hệ số quá tải va chạm tăng từ 1793g đến 4276g, tức là quá tải tăng trung bình 4,5% khi góc chạm tăng  $1^0$ . Mức tăng quá tải này lớn hơn so với khoảng góc chạm nhỏ hơn  $30^0$ , tuy nhiên vẫn khá ổn định và tin cậy đối với ngòi MД-10, vì ngòi được sử dụng cho đạn xuyên có sơ tốc lớn, dẫn tới vận tốc chạm lớn (hay quá tải va chạm lớn).

- Với góc chạm từ 60<sup>0</sup> đến giá trị tới hạn 74<sup>0</sup>: hệ số quá tải tăng nhanh, từ 4276g đến 17499g (tăng 300% so với góc 60<sup>0</sup>). Như vậy trong khoảng góc chạm này cơ cấu chạm nổ muốn hoạt động được cần phải có quá tải lớn. Đầu đạn xuyên cỡ 57mm khi chạm mục tiêu ở cự ly gần có thể đáp ứng được quá tải này.

- Ở những góc chạm lớn hơn 74<sup>0</sup>: cơ cấu chạm nổ không có khả năng phát hỏa.

Từ kết quả và những nhận xét trên, có thể suy luận cơ cấu chạm nổ quán tính kiểu ngòi MД-10 (hay còn gọi là cơ cấu va đập quán tính đơn giản) chỉ nên áp dụng ở những loại đạn có góc chạm nhỏ (tính định hướng cao) và quá tải va chạm lớn (như đầu đạn xuyên ...). Đối với những loại đạn có tính định hướng không cao và cường độ va chạm nhỏ như lựu đạn, đạn súng phóng lựu, bom hay đạn casset... không thể áp dụng cơ cấu kiểu này được. Cần có những hướng nghiên cứu cơ cấu chạm nổ quán tính đảm bảo phát hỏa tin cậy ở góc chạm lớn và cường độ va chạm nhỏ.

Đồng thời, từ phương pháp giải bài toán cho cơ cấu va đập kiểu ngòi MД-10 (cơ cấu va đập quán tính đơn giản), và cách lập giản đồ độ nhạy trên hoàn toàn có thể phát triển, mở rộng tính toán, lập giản đồ độ nhạy cho các cơ cấu va đập quán tính khác phức tạp hơn, với cùng phương pháp. Phục vụ thiết thực cho việc nghiên cứu cơ cấu chạm nổ quán tính; với chú ý rằng với mỗi đầu đạn cần quan tâm đến tính chất mục tiêu để có được mối quan hệ của quá tải va chạm phù hợp.

#### 4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng giản đồ độ nhạy cho cơ cấu chạm nổ trong ngòi MД-10. Kết quả cho thấy cơ cấu chạm nổ của ngòi có khả năng làm việc với góc chạm từ 0° ÷ 74°, trong đó khả năng làm việc tin cậy nhất trong khoảng 0° ÷ 60°. Với góc phát hỏa này, ngòi phù hợp cho đạn xuyên thép với đặc tính ổn định hướng cao, quá tải va chạm lớn. Phương pháp nghiên cứu có thể được áp dụng cho các cơ cấu va đập quán tính có nguyên lý hoạt động tương tự.

#### 5. Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đức Hùng - Barbashov G.V, *Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2010

2. Vũ Văn Lâm, Ngòi đạn (tập 1), Học viện Kỹ thuật Quân sự, 1999

3. Vũ Văn Lâm, Nguyên lý kết cấu tính toán ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 1987

4. Nguyễn Văn Thủy - Trần Văn Định, Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2007

5. Nguyễn Văn Thủy - Phan Văn Tuấn, *Bài tập tính toán và thiết kế ngòi cơ khí*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2007.

6. Bui Xuan Son, Pham Duc Hung, Do Van Gion, Vo Van Bien, *Analysing the sensitivity of the all-ways action mechanism upon impact on target*, In: Proceedings 2021 8th international conference on military technologies, Brno: Czech Republic, 2021.

7. Пинт М. Е., Основания устройства и проектирования взрывателей, Часть 1: Механические взрыватели, Пенза, 1966.

# Establishing a sensitivity diagram of the inertial impact mechanism of the MД-10 fuze

**Abstract:** The sensitivity of the inertial impact mechanism in the based fuze directly affects the working reliability of the fuze and the warhead effect, especially at large impact angles. Starting from the structure of the  $M\square$ -10 fuze, the paper establishes a mathematical model to determine the sensitivity and presents a sensitivity diagram of the inertial impact mechanism. Calculation results for the  $M\square$ -10 fuze show that the fuze's impact mechanism is capable of working with an impact angle of  $0^{\circ} \div 74^{\circ}$ .

Keywords: Based fuze; impact; sensitivity; acceleration; MД-10.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát tới quá trình thoát vỏ của đạn xuyên kiểu SLAP bắn trên súng ngắn Nguyễn Quang Tuân\*, Nguyễn Hải Minh, Bùi Xuân Sơn

Học viện Kỹ thuật quân sự

## Tóm tắt

Bài báo tập trung nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát giữa vỏ nhựa và lõi xuyên tới quá trình thoát vỏ của đạn xuyên kiểu SLAP bắn trên súng ngắn sau khi ra khỏi nòng, cụ thể là ảnh hưởng tới khoảng cách từ miệng nòng đến vị trí lõi xuyên thoát vỏ hoàn toàn, cũng như tới tốc độ của lõi xuyên tại vị trí thoát vỏ. 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. Phương pháp nghiên cứu được trình bày trong bài báo có thể được áp dụng để khảo sát đối với các loại đạn xuyên dưới cỡ khác. Trên cơ sở kết quả nghiên cứu có thể đưa ra các khuyến cáo cần thiết trong quá trình thiết kế, chế tạo và sử dụng đạn xuyên dưới cỡ ổn định con quay bắn trên súng ngắn.

Từ khóa: Đạn xuyên dưới cỡ, thoát vỏ, đạn súng ngắn, Ansys Fluent, 6.5x25mm CBJ.

## 1. Đặt vấn đề

Môt trong những biên pháp để nâng cao uy lực xuyên cho các loại đan súng bô binh hiện nay là sử dụng đầu đạn có kết cấu thoát vỏ ốn định con quay kiểu SLAP (Hình 1). Một số quốc gia đã nghiên cứu và sản xuất thành công các loại đạn xuyên có kết cấu thoát vỏ như Singapore, Mỹ, Thụy Điển [1]. Ở nước ta, những năm gần đây cũng đã có một số nhà khoa học quan tâm nghiên cứu về loại đạn này [2, 3]. Đặc điểm chung của đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay là cấu tạo đầu đạn gồm lõi xuyên bằng vật liệu cứng nặng và vỏ bằng vật liêu nhẹ. Trên vỏ có khía sẵn các rãnh tập trung ứng suất. Vỏ có thể được làm từ nhựa cứng hoặc nhựa mềm. Đối với đầu đạn có vỏ được làm từ nhựa cứng, ngay khi ra khỏi nòng, dưới tác dụng của lực ly tâm, vỏ bị vỡ thành các mảnh, lõi xuyên thoát khỏi vỏ và tiếp tục chuyển đông về phía muc tiêu. Khác với vỏ bằng nhưa cứng, sau khi ra khỏi nòng, vỏ bằng nhưa mềm không bị vỡ thành các mảnh mà chỉ bị biến dạng, các cánh vỏ xòe ra làm tăng tiết diện tiếp xúc với không khí, xuất hiện chênh lệch lực cản tác dung lên vỏ và lõi xuyên. Do lực cản tác dụng lên vỏ lớn hơn nhiều so với lực cản tác dụng lên lõi xuyên nên sau một thời gian rất ngắn lõi xuyên sẽ thoát khỏi vỏ, vỏ bị bỏ lai phía sau và rơi xuống (Hình 2). Đầu đan xuyên thoát vỏ ổn định con quay có uy lực xuyên tốt hơn do có tốc độ đầu nòng cao hơn và diện tích tiết diện ngang nhỏ hơn so với đầu đạn xuyên thông thường [4]. Một trong những ví dụ phổ biến của loại đạn này là đạn xuyên thoát vỏ 6.5x25mm CBJ kiểu SLAP đã được trang bị rộng rãi cho nhiều đơn vị quân đội và tổ chức an ninh của Thụy Điển... Đầu đạn 6.5x25mm CBJ kiểu SLAP gồm lõi xuyên bằng vật liệu volfram carbide, vỏ nhựa mềm bằng vật liệu PP và đế nhôm có tác dung truyền chuyển đông quay cho lõi xuyên và vỏ nhưa. Vỏ nhưa được xẻ sẵn 6 rãnh khía sâu. Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát giữa vỏ và lõi xuyên tới tốc độ lõi xuyên khi thoát vỏ và tới khoảng cách từ miệng nòng tới điểm thoát vỏ hoàn toàn nhằm đưa ra một số đánh giá cho quá trình thiết kế, chế tạo đạn.

<sup>\*</sup>Email: tuanmoscow2004@gmail.com





Hình 1. Đạn xuyên thoát vỏ 6.5x25mm CBJ kiểu SLAP của Thụy Điển: Trên: Viên đạn tổng thể Giữa: đầu đạn tổng thể gồm đế nhôm, vỏ nhựa và lõi xuyên Dưới: lõi xuyên bằng vật liệu volfram

Hình 2. Vỏ nhựa và lõi xuyên của đầu đạn 6.5x25mm CBJ kiểu SLAP tách rời nhau sau khi ra khỏi nòng

## 2. Mô hình nghiên cứu

## 2.1. 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 nhựa và lõi xuyên có cùng tốc độ khi vừa ra khỏi nòng. Ngoài ra, giả thiết rằng giữa vỏ và lõi tồn tại một lực liên kết – lực ma sát, lực ma sát này giảm tuyến tính cùng với sự dịch chuyển tương đối của vỏ và lõi xuyên.

## 2.2. Mô hình toán học quá trình thoát vỏ sau khi đầu đạn ra khỏi nòng

Hệ phương trình mô tả chuyển động tịnh tiến của vỏ đầu đạn [5]:

$$\begin{split} \ddot{x}_{v} &= \frac{-F_{kdv} + F_{ms}}{m_{v}}; \\ \dot{x}_{v} &= \frac{-F_{kdv} + F_{ms}}{m_{v}}t + \dot{x}_{v0}; \\ x_{v} &= \frac{-F_{kdv} + F_{ms}}{2m_{v}}t^{2} + \dot{x}_{v0}t + x_{v0}; \end{split}$$

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:

$$\begin{split} \ddot{x}_{l} &= \frac{-F_{kdl} - F_{ms}}{m_{l}}; \\ \dot{x}_{l} &= \frac{-F_{kdl} - F_{ms}}{m_{l}}t + \dot{x}_{l0}; \\ x_{l} &= \frac{-F_{kdl} - F_{ms}}{2m_{l}}t^{2} + \dot{x}_{l0}t + x_{l0}; \end{split}$$

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:

$$F_{ms} = \frac{F_{ms0}(l_0 - l)}{l_0} = F_{ms0}(1 - \frac{l}{l_0});$$

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:

$$l = x_l - x_v.$$

Tại thời điểm ban đầu sau khi đạn ra khỏi nòng:  $\dot{x}_{v0} = \dot{x}_{l0} = v_{v0} = v_{l0} = v_0$ ;

 $x_{v0} = x_{l0} = x_0$ .

Các lực cản khí động tác dụng lên vỏ  $F_{kdv}$  và lõi xuyên  $F_{kdl}$  được xác định thông qua mô phỏng số trên phần mềm ANSYS Fluent [6].

## 3. Một số kết quả khảo sát

Trên cơ sở phương pháp nghiên cứu được trình này, dựa vào các kích thước và khối lượng của đầu đạn xuyên thoát vỏ 6,5x25 mm CBJ kiểu SLAP của Thụy Điển tiến hành mô phỏng số trên phần mềm ANSYS Fluent với tốc độ đầu nòng v<sub>0</sub> = 600m/s, góc mở cánh vỏ 90<sup>0</sup> (góc mở cánh vỏ cho độ chênh lệch lực cản khí động lớn nhất) nhận được lực khí động tác dụng lên vỏ nhựa là 48,45N, lực khí động tác dụng lên lõi xuyên là 2,92N. Như vậy độ chênh lệch lực cản tác dụng lên vỏ và lõi là 45,53N. Để lõi xuyên có thể thoát vỏ sau khi đầu đạn ra khỏi nòng thì lực ma sát ban đầu giữa vỏ và lõi phải nhỏ hơn 45,53N. Dựa vào hệ phương trình trong mục 2,2, tiến hành tính toán khoảng cách thoát vỏ và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ tương ứng với giá trị lực ma sát ban đầu lần lượt là 5N, 10N, 15N, 20N, 25N, 30N, 35N. Lõi xuyên bằng volfram carbide nặng 2g, vỏ nhựa và đế nhôm có tổng khối lượng là 1g, chiều dài phần trụ

tiếp xúc ban đầu giữa lõi xuyên và vỏ nhựa  $l_0 = 8$ mm. Sự ảnh hưởng của lực ma sát giữa vỏ và lõi xuyên tới khoảng cách thoát vỏ và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ được thể hiện trên Hình 3 và Hình 4.



Hình 3. Ảnh hưởng của lực ma sát tới tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ hoàn toàn



Hình 4. Ảnh hưởng của lực ma sát tới khoảng cách từ miệng nòng tới điểm thoát vỏ hoàn toàn

Dễ thấy rằng, lực ma sát càng lớn thì khoảng cách từ miệng nòng tới điểm thoát vỏ càng lớn và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ càng nhỏ. Hơn nữa, lực ma sát càng lớn thì tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ giảm càng nhanh, khoảng cách thoát vỏ tăng càng nhanh. Trong trường hợp lực ma sát ban đầu là 35N, tốc độ lõi xuyên giảm chỉ còn 557m/s (giảm 7%) và khoảng cách từ miệng nòng đến điểm thoát vỏ hoàn toàn là 162cm, còn trong trường hợp lực ma sát ban đầu là 5N thì tốc độ lõi xuyên giảm còn 597,9m/s (chỉ giảm 0.3%) và khoảng cách từ miệng nòng súng đến điểm thoát vỏ hoàn toàn chỉ là 37,7cm. Như vậy có thể khẳng định rằng lực ma sát ban đầu có ảnh hưởng rất đáng kể đến sự suy giảm tốc độ lõi xuyên tại thời

điểm thoát vỏ hoàn toàn cũng như tới khoảng cách từ miệng nòng đến điểm thoát vỏ hoàn toàn. Trong quá trình thiết kế, chế tạo đạn xuyên thoát vỏ cần lựa chọn lực ma sát ban đầu một cách hợp lý, vừa đảm bảo cho lõi xuyên liên kết tin cậy với vỏ trong quá trình vận chuyển, bảo quản, nạp đạn, lại vừa đảm bảo sao cho lõi xuyên thoát vỏ tin cậy và nhanh chóng sau khi đầu đạn ra khỏi nòng. Trong trường hợp này, lực ma sát nên nằm trong khoảng từ 20N tới 30N để đảm bảo vỏ nhựa và lõi xuyên liên kết tin cậy, thời điểm thoát vỏ không nằm trong thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc và lõi xuyên không bị tổn thất tốc độ lớn do lực cản khí động.

## 4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp và kết quả khảo sát ảnh hưởng của lực ma sát giữa vỏ và lõi tới khoảng cách thoát vỏ và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ của đạn xuyên dưới cỡ kiểu SLAP sử dụng kết cấu vỏ nhựa mềm. Lực ma sát giữa vỏ và lõi xuyên cần nằm trong một khoảng giá trị nhất định để đảm bảo độ tin cậy thoát vỏ và đảm bảo đầu đạn không bị tách rời trong quá trình bảo quản, vận chuyển và nạp đạn. Lực ma sát có ảnh hưởng đáng kể tới khoảng cách thoát vỏ và tốc độ lõi xuyên tại thời điểm thoát vỏ. Phương pháp trình bày trong bài báo có thể được sử dụng trong quá trình tính toán, thiết kế sơ bộ đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay bắn trên súng bộ binh nói chung và súng ngắn nói riêng.

## Tài liệu tham khảo

- 1. Helliker A., "Ballistic threats: bullets and fragments", Cranfield University, UK.
- Trần Văn Doanh, Nguyễn Đức Tiến, "Ảnh hưởng của một số đặc trưng kết cấu của đạn và súng đến ổn định của đạn xuyên thoát vỏ ổn định con quay", Tạp chí Cơ khí Việt Nam, số 5 (2016).
- Trần Văn Doanh, Nguyễn Đức Tiến, 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).
- 4. J. Burri, "Releasable sabot for a subcaliber projectile", 1995, 5 p.
- 5. Nguyễn Văn Thọ, Nguyễn Đình Sại, "Giáo trình Thuật phóng ngoài", Học viện Kỹ thuật quân sự, 2003.
- 6. Ansys Workbench Software Tutorial Release 2020.

## The effect of friction on the separation process of pistol sub-caliber armorpiercing bullets

**Abstract:** The article focuses on studying the impact of friction between the plastic shell and penetrating core on the shell escape process of SLAP-style penetrating bullets fired on pistols after being fired out of the barrel. The separation process has a great influence on the stability of the projectile in flight as well as the penetrating power of the projectile upon impact with the target. The research method presented in the article can be applied to investigate the problem with other types of undersized penetrating bullets. Based on the research results, necessary recommendations will be made in the process of designing, manufacturing and using gyro-stabilized subcaliber bullets fired on pistols.

Keywords: Armor-piercing bullets; pistol bullets; sabot separation; Ansys Fluent, 6.5x25mm CBJ.

## Nghiên cứu thiết kế hệ thống bảo hiểm mạch chiến đấu của ngòi điện tử dùng cho lựu đạn

Đào Văn Toàn<sup>1\*</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>, Mai Văn Tú<sup>2</sup>, Võ Duy Thông<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật Quân sự <sup>2</sup> Viện KH&CNQS/BTTM

\*Email: Daovantoanpytn@gmail.com; Tel: 0359211761

#### Tóm tắt

Nội dung bài báo đề xuất phương án kết cấu, thiết lập nguyên lý hoạt động cho hệ thống bảo hiểm mạch chiến đấu của ngòi lựu đạn điện tử, chế thử mô hình sản phẩm, thử nghiệm đánh giá các tính năng và hoạt động đồng bộ của hệ thống trong kết cấu ngòi lựu đạn cụ thể. Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở để thiết kế chế tạo mẫu ngòi nổ chương trình dùng cho lựu đạn.

Từ khóa: hệ thống bảo hiểm; ngòi nổ chương trình; lựu đạn điện tử.

## 1. Đặt vấn đề

Ngòi lựu đạn truyền thống hoạt động theo nguyên lý cơ khí – hỏa thuật có kết cấu đơn giản, độ tin cậy làm việc tương đối cao, tuy nhiên do trong kết cấu có sử dụng liều thuốc giữ chậm nên không thể tính toán chính xác thời điểm kích nổ. Đặc biệt là sau quá trình bảo quản lâu dài, tiềm ẩn nguy cơ gây biến chất các thành phần hỏa thuật từ đó làm giảm độ tin cậy làm việc của ngòi.

Việc ứng dụng linh kiện điện tử vào trong ngòi lựu đạn hiện nay đã và đang được nghiên cứu mạnh mẽ nhằm khắc phục những nhược điểm của các mẫu lựu đạn cơ khí – hỏa thuật truyền thống. Ngòi lựu đạn điện tử sử dụng xung điện làm tác nhân kích thích nên có ưu điểm nổi trội về độ tin cậy phát hỏa, bên cạnh đó ngòi có bộ đếm thời gian chính xác và có thể thiết lập thêm các tính năng mới. Tuy nhiên, yêu cầu đặt ra với ngòi lựu đạn điện tử về độ an toàn trong bảo quản, vận chuyển và sử dụng, độ tin cậy hoạt động của toàn bộ hệ thống là rất cao.

Trong ngòi lựu đạn điện tử, một mạch nổ đơn giản bao gồm pin nguồn và kíp nổ điện kết hợp với bộ đếm thời gian (giữ chậm) dùng tụ điện và transistor; hoặc với ngòi lựu đạn chạm nổ kiểu điện – cơ, mạch nổ đơn giản nhất chỉ gồm pin nguồn và kíp nổ điện. Nếu chỉ dừng lại ở đó thì ngòi lựu đạn điện tử sẽ tiềm ẩn rất nhiều nguy cơ gây mất an toàn, nổ sớm trong bảo quản, vận chuyển và sử dụng. Ngoài ra, với kích thước hạn chế, pin nguồn khó có thể đáp ứng đủ cường độ dòng điện đầu ra để kích nổ kíp nổ điện. Với ý tưởng sử dụng vi xử lý để thiết kế mạch điện trong hệ thống bảo hiểm, sẽ xây dựng cho ngòi tính năng bảo hiểm xa, sử dụng cơ cấu ngăn cách hạt lửa điện với kíp nổ để nâng cao tính an toàn. Bên cạnh đó, bổ sung thêm vào mạch một siêu tụ điện với kích thước hợp lý nhằm bảo đảm cường độ dòng điện đầu ra tin cậy.

## 2. Đề xuất phương án thiết kế hệ thống bảo hiểm

## 2.1. Cấu tạo

Nhóm tác giả đề xuất phương án thiết kế hệ thống bảo hiểm mạch chiến đấu cho ngòi lựu đạn điện tử như sau:



Hình 1. Sơ đồ khối hệ thống bảo hiểm theo phương án đề xuất



Hình 2. Kết cấu hệ thống bảo hiểm trong ngòi lựu đạn điện tử a) Kết cấu hệ thống bảo hiểm bố trí trong ngòi lựu đạn; b) Cơ cấu đóng mạch; c) Cơ cấu ngăn cách hạt lửa; d) Mạch điều khiển

 nắp ngòi; 2- mạch điều khiển; 3- thân ngòi; 4- kíp nổ; 5- mỏ vịt; 6- chốt an toàn; 7- vòng giật; 8búa; 9- đế cơ cấu đóng mạch; 10- ống kíp; 11- hạt lửa; 12,17,18- lò xo; 13- chốt bảo hiểm; 14- nút đẩy; 15- chốt đóng mạch; 16- tiếp điểm; 19- cán trượt; 20- con trượt; 21- trục cuộn dây; 22- cực hút cuộn dây; 23- pin nguồn; 24- điện trở; 25- tụ điện; 26- transistor; 27- vi điều khiển.

Hệ thống bảo hiểm theo phương án đề xuất bao gồm các cơ cấu, bộ phận chính sau: mỏ vịt 5 và chốt an toàn 6 giữ vai trò cơ cấu bảo hiểm bên ngoài; cơ cấu đóng mạch (b), cơ cấu ngăn cách hạt lửa - kíp nổ (c) và mạch điều khiển cấu tạo nên hệ thống bảo hiểm bên trong của ngòi.

#### 2.2. Hoạt động

Trong bảo quản vận chuyển và trước khi ném, cơ cấu đóng mạch chưa hoạt động, cơ cấu ngăn cách hạt lửa – kíp nổ giữ trạng thái bảo hiểm cho ngòi. Mỏ vịt 5 giữ búa 8 ở trạng thái giương, chốt an toàn 6 cố định mỏ vịt 5 ở trạng thái an toàn.

Khi ném, mỏ vịt 5 bật ra, búa đập vòng 8 được lò xo xoắn đấy lao theo quỹ đạo vòng, đầu búa đập vào đầu nút đẩy 14, thắng lực cản lò xo 12 đẩy chốt bảo hiểm 13 về phía trục của ngòi, lúc này rãnh khoét trên thân chốt đối diện với chốt đóng mạch 15, dưới tác dụng của lực đẩy lò xo 17, chốt 15 được đẩy tới chạm vào tiếp điểm 16 và giữ chắc tại vị trí đó, đóng mạch cấp nguồn điện từ pin nguồn 23 cho hệ thống. Sau đó tụ điện 25 được nạp, bộ đếm thời gian bắt đầu hoạt động. Tới thời điểm tụ được nạp đầy, transistor 26 chuyển mạch đưa tụ sang trạng thái sẵn sàng xả. Thời gian sạc của tụ được ngắt, dòng điện được cấp cho nam châm điện, cán trượt 19

dưới tác dụng của lực hút nam châm điện, thắng lực cản lò xo 18 kéo con trượt 20 và đưa hạt lửa 11 về vị trí đối diện kíp nổ 4, ngòi được mở bảo hiểm hoàn toàn, sẵn sàng kích nổ.

Sau khi ngòi được mở bảo hiểm, điện áp cấp cho nam châm điện được duy trì trong một khoảng thời gian đủ để cho tới khi ngòi được kích nổ. Tới thời điểm kích nổ được hẹn giờ theo chương trình của vi điều khiển, điện áp được cấp cho hạt lửa 11, xung lửa được truyền cho kíp nổ 4, kích nổ kíp nổ và sau đó kích nổ khối thuốc nổ bên trong thân lựu đạn.

Nguyên lý hoạt động của ngòi được mô tả theo các sơ đồ nguyên lý theo từng giai đoạn hoạt động từ trước khi ném cho đến khi ngòi được kích nổ (Hình 3).



Hình 3. Sơ đồ nguyên lý của mạch nổ

a) Trước khi ném; b) Sau khi ném; c) Sau khi mở bảo hiểm; d) Khi phát hỏa

CCDM- cơ cấu đóng mạch; C- tụ điện; S1, S2- sun ngắn mạch; T1, T2, T3- công tắc dùng transistor; HLD- hạt lửa điện; NCD- nam châm điện

## 3. Thiết kế mạch điều khiển

## 3.1. Cấu tạo mạch điều khiển

Mạch điều khiển gồm các bộ phận: Vi điều khiển AVR Attiny85 [9]; transistor C2383 SOT-89 NPN; tụ điện; nam châm điện; pin lithium 3,7V; các điện trở 100Ω; diode.

3.1.1. Vi xử lý AVR Attiny85

Vi xử lý Attiny85 có nhiệm vụ điều khiển toàn bộ hệ thống bao gồm mạch nổ và hệ thống bảo hiểm. Thông số kỹ thuật vi xử lý Attiny 85: Số chân 8; điện áp hoạt động 1,8V ÷ 5,5V; nhiệt độ hoạt động -40°C÷105°C; CPU RISC 8-bit AVR; bộ nhớ Flash 8kb; RAM 512 bytes; EEPROM 512 bytes [9].



Hình 4. Sơ đồ chân của vi xử lý AVR Attiny85

#### 3.1.2. Transistor C2383 SOT-89 NPN

Transistor này có khả năng điều khiển tải tối đa 1,0A khi được sử dụng như một công tắc, phù hợp để sử dụng làm công tắc tải hoặc trong các ứng dụng PLC (Programmable Logic Controller).



Hình 5. Kích thước và sơ đồ chân Transistor C2383 SOT-89 NPN

Thông số kỹ thuật Transistor C2383 SOT-89 NPN: Điện áp  $V_{CBO} = -160 \text{ V}$ ;  $V_{CEO} = -160 \text{ V}$ ; điện áp  $V_{EBO} = -6\text{V}$ ; dòng điện cực thu  $I_C = -1\text{A}$ ; nhiệt độ mối nối  $T_J = 150 \text{ °C}$ ; nhiệt độ bảo quản  $T_{stg} = -55 \text{ °C} \div 150 \text{ °C}$ 

3.1.3. Tụ điện



Hình 6. Siêu tụ điện 5,5V 0,1F

Thông số kỹ thuật: điện dung định mức 0,1 F; điện áp làm việc 5,5 V; điện áp tối đa 6,3 V; điện trở trong 75  $\Omega$ ; nhiệt độ hoạt động -25 °C÷70 °C.

Tụ điện được nạp đầy tại thời điểm  $t_{nap} = 1,5$  s.

3.1.4. Nam châm điện

Cuộn dây quấn nam châm điện được quấn từ dây đồng lõi đơn đường kính Ø0,2 mm; cực hút 2 làm bằng sắt non có từ tính cao, cán trượt 5 làm từ thép hợp kim. Nam châm điện có dáng và kích thước phù hợp với kết cấu bên trong ngòi lựu đạn.



Hình 7. Cấu tạo nam châm điện

1- trục cuộn dây; 2- cực hút; 3- cuộn dây đồng; 4- lò xo côn; 5- cán trượt 3.1.5. Các linh kiện khác

Li	nh kiện	Thông số kỹ thuật	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
		Điện áp tiêu chuẩn	U <sub>tc</sub>	3,7	V
D' 1'		Điện áp bảo vệ	U <sub>bv</sub>	$2,4 \div 4,2$	V
Pin Li-po S400909	IDEE TRAN OF AFTER MODE	Dung lượng		40	mAh
5400909	G	Kích thước		9×9×4	mm
		Nhiệt độ làm việc		-10 ÷ 60	°C
		Dòng chuyển tiếp max	I <sub>FM</sub>	450	mA
Diode 1N4148		Điện áp ngược max	U <sub>RM</sub>	100	V
1114148		Kích thước		Ø1,9x3,9	mm
Điện trở	0800	Điện trở	$R_1, R_2, R_3$	100	Ω
0805	005	Kích thước		2×1,2×0,5	mm

Bảng 2. Thông số kỹ thuật các linh kiện khác

## 3.2. Nguyên lý hoạt động của mạch điều khiển



Hình 8. Sơ đồ nguyên lý mạch điều khiển

U1- vi điều khiển Attiny85; R1,R2,R3- điện trở 220Ω; U5,U6,U7- mosfet; D1- diode 1N4148;
 C2,C4- tụ điện; L1- cuộn dây nam châm điện; LED1- tải (hạt lửa điện)
 Nguyên lý hoạt động của mạch điều khiển:

Ở trạng thái ban đầu (cơ cấu đóng mạch chưa hoạt động), các sun ngắn mạch được đóng lại, ngắn mạch cho tụ điện và tải (hạt lửa điện). Khi cơ cấu đóng mạch hoạt động, mạch được cấp nguồn, tín hiệu được truyền cho vi điều khiển, bộ đếm thời gian bắt đầu hoạt động. Đồng thời ngắt sun ngắn mạch tụ điện, điện áp dương từ chân PB1 cấp cho transistor U6, thông mạch nạp cho tụ điện, tụ bắt đầu được nạp điện.

Tại 1,5 giây tụ được nạp đầy điện tích, điện áp âm từ chân PB1 của vi điều khiển cấp cho transistor U6, lúc này mạch nạp được ngắt và đóng mạch xả của tụ điện, tụ sẵn sàng xả điện tích ra tải. Đồng thời, chân PB0 cấp điện áp dương cho transistor U7, cấp điện cho cuộn dây của nam châm điện hoạt động (tức cơ cấu ngăn cách hoạt động), ngắt sun ngắn mạch tải (hạt lửa điện), mở bảo hiểm hoàn toàn cho ngòi. Tuy nhiên do cực B của transistor U5 vẫn đang ở mức điện áp âm nên tải vẫn đang ở trạng thái chò hoạt động.

Đến thời điểm 4,0 giây, điện áp dương từ chân PB0 cấp vào cực B của transistor U7, đóng mạch ra tải. Lúc này điện áp từ tụ điện được cấp vào 2 cực của hạt lửa điện, mạch nổ của ngòi hoạt động.

4. Chế thử

Gia công mạch điện và chế thử đồng bộ mẫu ngòi lựu đạn điện tử như trên Hình 9.



Hình 9. Mô hình chế thử ngòi lựu đạn điện tử a) Mô hình cắt bổ 3D ngòi lựu đạn; b, c) Mô hình ngòi chế thử; d) Cơ cấu ngăn cách; e) Cơ cấu phát hỏa

Ngoại trừ các chi tiết đóng vai trò là tiếp điểm tiếp xúc làm từ kim loại, kíp nổ, hạt lửa và mạch điện; hầu hết các chi tiết bộ phận còn lại trong ngòi được chế thử bằng công nghệ in 3D với vật liệu nhựa ABS (chất liệu polyme nhiệt dẻo). Về kích thước của ngòi: Ø45×40 mm (trừ kíp nổ).

Bảng mạch (PCB) được gia công nhờ công nghệ in lụa 2 lớp với vật liệu FR-4 tiêu chuẩn TG 135-140, kích thước  $0.8 \times 34 \times 17$ mm, dung sai  $\pm 0.2$ mm.



Hình 10. Gia công mạch điều khiển

## 5. Thử nghiệm

Mô hình ngòi lựu đạn điện tử được lắp ráp hoàn chỉnh và tiến hành thử nghiệm. Đối với mỗi nội dung, tiến hành thử nghiệm và thống kê kết quả dưới dạng bảng. Trong quá trình thử nghiệm, hạt lửa điện được thay thế bằng đèn Led báo sáng.

403



Hình 11. Thiết bị thử nghiệm

## 5.1. Thử nghiệm đo thời gian bảo hiểm xa

Mô hình hệ thống bảo hiểm được gắn đồng đo thời gian, tiến hành đo thời gian từ khi cấp nguồn tới khi nam châm điện hoạt động. Tiến hành đo 20 lần và tổng hợp kết quả trong Bảng 3.

STT	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Thời gian BHX (s)	1,49	1,48	1,53	1,51	1,56	1,45	1,52	1,56	1,55	1,51
STT	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Thời gian BHX (s)	1,53	1,48	1,48	1,52	1,54	1,56	1,53	1,48	1,50	1,52
T <sub>BHX_TB</sub> (s)		1,515								

Bảng 3. Thống kê kết quả đo thời gian bảo hiểm xa

Kết quả đo cho thấy giá trị thời gian bảo hiểm xa là xấp xỉ 1,5 giây. Sai lệch trung bình kết quả đo là khoảng 0,9%. Sai số xuất hiện trong quá trình thao tác tiến hành đo là do thao tác sử dụng đồng hồ bấm giờ và do sai số dụng cụ đo gây ra.

## 5.2. Thử nghiệm đo điện áp của tụ điện

Tiến hành đo điện áp của tụ điện tại thời điểm 1,5 giây sau khi đóng công tắc K của mạch bảo hiểm, thực hiện 20 lần đo và thống kê kết quả trong Bảng 4.

STT	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Điện áp (V)	3,64	3,63	3,66	3,62	3,61	3,63	3,66	3,62	3,65	3,64
STT	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Điện áp (V)	3,63	3,63	3,65	3,62	3,66	3,65	3,67	3,64	3,65	3,62
Utb (V)	3,639									

Bảng 4. Thống kê kết quả đo điện áp tụ điện

Kết quả đo cho thấy giá trị điện áp tụ điện đo tại thời điểm 1,5 giây là xấp xỉ giá trị định mức của pin nguồn, do đó có thể kết luận tụ đã được nạp đầy tại thời điểm 1,5 giây như thiết kế. Sai lệch trung bình kết quả đo: 0,3%. Sai số xuất hiện trong quá trình thao tác tiến hành đo, do điệp áp nguồn tại mỗi lần đo có sự sai lệch và do sai số dụng cụ đo.

## 5.3. Thử nghiệm đo dòng điện đi qua tải

Tiến hành đặt tải có tổng trở 1  $\Omega$  vào đầu ra của mạch bảo hiểm, dùng đồng hồ điện tử đo dòng điện qua tải, thực hiện 20 lần thao tác trên và tổng hợp kết quả trong Bảng 5.

STT	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Dòng điện (A)	0,62	0,58	0,59	0,60	0,63	0,59	0,57	0,56	0,58	0,63

Bảng 5. Thống kê kết quả đo dòng điện qua tải

STT	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Dòng điện (A)	0,62	0,61	0,60	0,61	0,58	0,63	0,61	0,64	0,62	0,63
ITB (A)	0,605									

Kết quả đo cho thấy dòng điện đầu ra khi lắp tải 1Ω là xấp xỉ 0,61A có khả năng kích nổ hạt lửa điện. Sai số xuất hiện trong phép đo là do sai số trong quá trình thao tác đo, sai số đồng hồ đo và sai số điện áp nguồn giữa mỗi lần đo.

#### 6. Kết luận

Mẫu chế thử ngòi điện tử sử dụng hệ thống bảo hiểm trên cho thấy khả năng bảo đảm được các yêu cầu của ngòi lựu đạn như: kích thước ngòi nhỏ gọn tương tự như các loại ngòi hiện có; nguyên lý hoạt động và thao tác sử dụng cơ bản giống với các loại ngòi giữ chậm nổ trong trang bị. Yêu cầu về kinh tế, do nghiên cứu mới dừng lại ở quá trình chế thử mẫu mô hình sản phẩm nên chưa thể đánh giá chính xác giá thành, tuy nhiên trong trường hợp ngòi được hoàn thiện và đưa vào sản xuất loạt thì giá thành sẽ tương đối phù hợp với một mẫu ngòi lựu đạn điện tử. Bên cạnh đó, mẫu ngòi điện tử thiết kế mới có độ tin cậy hoạt động tương đối cao với điện áp đầu ra trung bình 3,639V và cường độ dòng điện trung bình khi đặt tải 1  $\Omega$  là 0,605A, có khả năng đủ để kích nổ hạt lửa điện. Ngoài ra ngòi còn có tính năng bảo hiểm xa với thời gian là 1,5s nhờ sử dụng hệ thống bảo hiểm mạch nổ tiên tiến từ đó nâng cao độ an toàn cho người sử dụng. Nhờ sử dụng vi xử lý trong mạch điều khiển nên các tham số thời gian hoàn toàn có thể thay đổi dễ dàng sao cho phù hợp với từng điều kiện, giai đoạn tác chiến.

Kết quả nghiên cứu của bài báo làm cơ sở để tiếp tục nghiên cứu, thiết kế mẫu ngòi lựu đạn điện tử với kết cấu và hoạt động tốt, đủ khả năng thay thế các mẫu lựu đạn hỏa thuật truyền thống trong trang bị. Trên cơ sở hướng nghiên cứu trên, nhóm tác giả tiếp tục tối ưu các chi tiết và kết cấu, phát triển mẫu ngòi lựu đạn chương trình trong đó có sử dụng hạt lửa điện và kíp nổ thật. Ngoài ra, kết cấu và nguyên lý hoạt động trên hoàn toàn có thể làm cơ sở để nghiên cứu thiết kế mẫu ngòi nổ có nhiều chế độ hoạt động linh hoạt, đáp ứng yêu cầu thực tiễn chiến đấu.

#### 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.
- Phạm Đức Hùng, Barbashov G.V, Cơ sở phân tích so sánh các cơ cấu ngòi đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2010.
- 3. Phạm Đức Hùng, 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.
- 4. Đào Văn Toàn, Thiết kế, chế thử cơ cấu va đập kiểu đóng mạch sử dụng trong ngòi lựu đạn chạm nổ, Đồ án tốt nghiệp Đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2021.
- Võ Duy Thông, *Thiết kế nguyên lý hoạt động ngòi lựu đạn chạm nổ điện cơ*, Đồ án tốt nghiệp Đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự, 2022.
- Xuan Son Bui, Duc Hung Pham, Van Gion Do, Van Bien Vo, Analysing the sensitivity of the allways action mechanism upon impact on target, The 8<sup>th</sup> international conference on Military Technology, Brno, Czech Republic, 2021.
- 7. M. Hahn, D. Kugler, Mechano-electrical fuze for hand grenade, 2005.
- 8. M. Bueno, Mecanotronic fuzes for hand grenades, 2006.

9. 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 and design of insurance system explosive circuit of electronic fuze used for grenades

Abstract: The content of the article proposes a structural plan, establishes operating principles for the combat circuit insurance system of electronic grenade fuzes, prototypes the product, tests and evaluates the features and simultaneous operation. system assembly in a specific grenade fuze structure. The research results of the article serve as a basis for designing and manufacturing program fuze model for grenades.

Keywords: Insurance system; switch mechanism; program fuze; electronic grenades.

## Nghiên cứu ảnh hưởng của khối quán tính trong cơ cấu va đập toàn phương đến tín hiệu của cảm biến trong ngòi lựu đạn chạm nổ điện - cơ Đỗ Văn Giôn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn,

Học viện Kỹ thuật quân sự Email: dovangion@lqdtu.edu.vn

## Tóm tắt:

Cảm biến va đập cho ngòi lựu đạn điện - cơ với kết cấu gồm cơ cấu toàn phương mang nam châm vĩnh cửu kết hợp với cảm biến Hall là một phương án đơn giản, có độ nhạy cao. Nhằm tạo cơ sở trong lựa chọn ngưỡng kích hoạt cho ngòi, thiết lập các hàm mục tiêu trong tối ưu hóa kết cấu của cơ cấu va đập toàn phương dùng trong cảm biến này, bài báo bổ sung thành phần lực tương tác từ giữa hai nam châm gắn trên các khối quán tính trong cơ cấu va đập toàn phương vào mô hình toán và khảo sát động học của cơ cấu va đập toàn phương. Dữ liệu động học nhận được được sử dụng để tính toán cường độ từ trường do các nam châm tạo ra tại vị trí đặt cảm biến Hall. Các kết quả nhận được cho thấy, lực tương tác từ trường giữa hai nam châm có ảnh hưởng lớn đến tính chất động học của cơ cấu va đập toàn phương. Trong khi đó, sự biến thiên cường độ từ trường tại vị trí đặt cảm biến Hall biến động mạnh theo chuyển động của các khối quán tính đặc biệt là chuyển động quay của cơ cấu.

Từ khóa: Cơ cấu va đập toàn phương, cảm biến va đập, cảm biến từ trường.

#### 1. Đặt vấn đề

Hệ thống cảm biến trong ngòi đạn cảm nhận trường vật lý của môi trường và trạng thái nội tại của ngòi trên quỹ đạo chuyển động của đạn. Trong đó quan trọng nhất là cảm biến thực hiện kích thích mạch nổ của ngòi, gây nổ đầu đạn. Do các cảm biến này thường làm việc do sự kích thích của các tín hiệu khu vực mục tiêu nên còn được gọi là cảm biến mục tiêu [1, 2, 6]. Cảm biến mục tiêu dạng va đập cơ học được sử dụng sớm, phổ biến trong ngòi đạn do kết cấu đơn giản, độ tin cậy cao [1]. Đối với ngòi lựu đạn, ngoài ngòi giữ chậm, ngòi chạm nổ va đập, gây nổ lựu đạn khi va chạm với mục tiêu giúp nâng cao hiệu quả sử dụng, đáp ứng yêu cầu chiến thuật của lựu đạn. Cơ cấu va đập trong ngòi lựu đạn và mục tiêu là một yếu tố ngẫu nhiên.



## Hình 1. Một số ngòi lựu đạn chạm nổ sử dụng cơ cấu va đập cơ học

Trong các cơ cấu va đập, cơ cấu va đập toàn phương cho phép ngòi làm việc ở bất kỳ góc chạm nào của lựu đạn do vậy có độ tin cậy làm việc cao nhất. Tuy nhiên cơ cấu va đập trong ngòi chạm nổ cơ khí vừa cảm nhận mục tiêu vừa tạo năng lượng phát hỏa do vậy trong một số trường hợp va chạm cơ cấu không tạo đủ năng lượng kích hoạt mạch nổ. Do vậy phải bổ sung bộ phận giữ chậm hỏa thuật khiến cho kết cấu của ngòi phức tạp, cồng kềnh, đây là nhược điểm cơ bản của ngòi chạm nổ chạm nổ cơ khí [4-6, 8, 9].

Hiện nay các cảm biến điện, từ trường,... được sản xuất với kích thước nhỏ, độ chính xác làm việc cao, cho phép ứng dụng cho các ngòi có mạch điều khiển được nạp chương trình xử lý tín hiệu kích thích theo nhiều kênh. Các ngòi kiểu này không chỉ được ứng dụng rộng rãi cho các loại ngòi bom, tên lửa, đạn pháo,... mà còn được ứng dụng cho các ngòi lựu đạn, mìn. Trong Hình 2 là lựu đạn Shivalik là một ngòi kiểu điện tử. quân đội Ấn Độ đã đánh giá lựu đạn này có độ tin cậy và tuổi thọ cao hơn rất nhiều so với ngòi lựu đạn giữ chậm hỏa thuật.



Hình 2 . Lựu đạn Shivalik của quân đội Ấn Độ

Có nhiều nguyên lý khác nhau có thể dùng để thiết lập cảm biến cho quá trình va chạm của lựu đạn với mục tiêu. Bài báo tập trung nghiên cứu phương án sử dụng cảm biến Hall kết hợp với nam châm vĩnh cửu được gắn trên các khối quán tính của cơ cấu va đập toàn phương như thể hiện trong Hình 3. Khi va đập, lực quán tính làm các khối quán tính dịch chuyển đồng thời làm dịch chuyển các khối nam châm, làm biến thiên từ trường qua cảm biến Hall, khi lượng biến đổi của hiện điện thế Hall vượt qua ngưỡng thiết lập trong chương trình điều khiển sẽ tạo ra tín hiệu đóng mạch nối nguồn pin với kíp nổ điện và kích hoạt quá trình làm việc của mạch nổ gây nổ ngòi, gây nổ lựu đạn.



Hình 3. Sơ đồ cấu tạo cảm biến va đập trong ngòi lựu đạn chạm nổ điện – cơ
1. Khối quán tính dẫn; 2. Nam châm vĩnh cửu; 3. Lò xo an toàn khi bay;
4. khối quán tính theo; 5. Cảm biến Hall; 6. Thân ngòi

Ngòi sử dụng cảm biến Hall dạng tuyến tính có ký hiệu AH49E, trong điều kiện hiệu điện thế nguồn nuôi là 5V, hiệu điện thế đầu ra của cảm biến sẽ biến thiên theo sự biến thiên cường độ từ trường như đồ thị trên Hình 4 [7].



Hình 4. Biến thiên hiệu điện thế đầu ra của cảm biến Hall AH49E theo cường độ từ trường đặt trên cảm biến

Cường độ từ trường ở đây là cường độ từ trường theo phương vuông góc với bề mặt làm việc của cảm biến Hall hay chính là phương Ox trong hệ trục tọa độ xác định trên Hình 3.

Để khảo sát sự biến thiên từ trường do nam châm tạo ra trong quá trình va chạm, Bài báo thiết lập hệ phương trình chuyển động cho cơ cấu va đập toàn phương trong điều kiện có lực tương tác từ giữa hai nam châm lắp trên các khối quán tính của cơ cấu. Sau khi thiết lập được hệ phương trình vi phân động học của cơ cấu va đập toàn phương, một chương trình giải cho hệ phương trình này được thiết lập với thông số đầu vào là các tham số kết cấu của cảm biến va đập điện cơ trong mẫu ngòi do tác giả thiết kế kết hợp với thông số va chạm với nền cát được thiết lập trong tài liệu [10]. Kết quả tính toán động học được nhập vào phần mềm mô phỏng FEMM 4.2 thông qua một chương trình trên Matlab để xác định cường độ từ trường tại vị trí đặt cảm biến Hall và xác định hiệu điện thế đầu ra của cảm biến Hall trong quá trình va chạm.

2. Thiết lập hệ phương trình chuyển động của cơ cấu va đập toàn phương khi chịu tác dụng của lực tương tác từ

#### 2.1. Lực tương tác từ của cặp nam châm dùng trong cảm biến

Trong cảm biến sử dụng hai nam châm vĩnh cửu hình nhẫn được chế tạo từ vật liệu từ NbFeB có ký hiệu N35, hai nam châm có kích thước như nhau, từ trường do nam châm tạo ra theo phương trục của chúng. Do đặc điểm liên kết giữa các khối quán tính của cơ cấu va đập toàn phương, hai nam châm của cảm biến luôn đồng trục với nhau. Kích thước và các thông số cặp nam châm như thể hiện trên Hình 5.



Hình 5. Sơ đồ tính tương tác lực giữa hai nam châm

Kích thước của các nam châm này gồm các bán kính ngoài  $R_{o1} R_{o2}$ , bán kính trong  $R_{i1}$ ,  $R_{i2}$ , chiều cao thanh nam châm  $L_1$ ,  $L_2$  hai nam châm được đặt cách nhau một khoảng cách g. Như đã trình bày ở trên, các nam châm luôn đồng trục với nhau, do vậy độ lệch trục e giữa hai nam châm bằng 0. Do hai nam châm hoàn toàn giống nhau về kích thước và vật liệu từ và đồng trục với nhau do vậy các thành phần lực tác dụng theo các phương x và y sẽ tạo các ngẫu lực cân bằng nhau, lực tương tác từ giữa hai nam châm chỉ còn lại một thành phần  $F_z$  dọc theo trục tâm của các nam châm như thể hiện trên Hình 5.

Lực tương tác giữa hai nam châm được xác định bằng lý thuyết điện tích tương đương, trong đó coi từ trường của cặp nam châm tương đương với từ trường do điện tích trên các mặt  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$ ,  $P_4$  tạo ra như thể hiện trên Hình 5. Lực tương tác từ giữa các vùng tích điện tương đương của các nam châm lần lượt được xác định bằng các biểu thức [11]:

$$F_{14,z} = \frac{B_r^2}{4\pi\mu_0} \int_{0}^{2\pi} \int_{0}^{2\pi} \int_{R_{11}}^{R_{12}} \int_{R_{12}}^{R_{22}} \frac{(L_1 + g + L_2) \cdot r_1 \cdot r_4 dr_1 d\alpha_4 d\alpha_4 \beta}{\left[ \left( L_1 + g + L_2 \right)^2 + \left( r_1 \cos \alpha - r_4 \cos \beta - e \right)^2 + \left( r_1 \sin \alpha - r_4 \sin \beta \right)^2 \right]^{3/2}}$$
(0.1)

$$F_{13,z} = \frac{B_r^2}{4\pi\mu_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{R_{11}}^{R_{12}} \int_{R_{12}}^{R_{22}} \frac{(L_1 + g) \cdot r_1 \cdot r_3 dr_1 dr_3 d\alpha d\beta}{\left[ (L_1 + g)^2 + (r_1 \cos \alpha - r_3 \cos \beta - e)^2 + (r_1 \sin \alpha - r_3 \sin \beta)^2 \right]^{3/2}}$$
(0.2)

$$F_{23,z} = \frac{B_r^2}{4\pi\mu_0} \int_{0}^{2\pi} \int_{0}^{2\pi} \int_{R_1}^{R_2} \int_{R_2}^{2\pi} \frac{(g) \cdot r_2 \cdot r_3 dr_2 dr_3 d\alpha d\beta}{\left[\left(g\right)^2 + \left(r_2 \cos\alpha - r_3 \cos\beta - e\right)^2 + \left(r_2 \sin\alpha - r_3 \sin\beta\right)^2\right]^{3/2}}$$
(0.3)

$$F_{24,z} = \frac{B_r^2}{4\pi\mu_0} \int_{0}^{2\pi} \int_{0}^{2\pi} \int_{R_{11}}^{R_{a2}} \int_{R_{12}}^{2\pi} \left[ \frac{(L_2 + g) \cdot r_2 \cdot r_4 dr_2 dr_4 d\alpha d\beta}{\left[ (L_2 + g)^2 + (r_2 \cos \alpha - r_4 \cos \beta - e)^2 + (r_2 \sin \alpha - r_4 \sin \beta)^2 \right]^{3/2}}$$
(0.4)

Tổng lực từ dọc trục giữa hai nam châm được xác định bằng biểu thức:

$$F_z = F_{14,z} - F_{13,z} + F_{23,z} - F_{24,z}$$
(0.5)

Để xác định lực từ giữa hai khối nam châm, trong bài báo sử dụng hàm tính tích phân số của Matlab để tính toán các thành phần lực theo các phương trình (1.1) - (1.4) và tính toán lực từ tổng hợp bằng phương trình (1.5). Các thông số của nam châm N35 được cho như trong Bảng 1, khi nhập các thông số này vào chương trình tính có thể xác định được lực tương tác từ của các nam châm này theo khoảng cách giữa chúng.

Thông số	Ký hiệu	Đơn vị đo	Giá trị
Độ dư từ	Br	Т	1.12 (min 1.08)
Lực kháng từ	H <sub>cb</sub>	kA/m	836 (min 796)
Lực kháng từ bản chất	H <sub>c</sub>	kA/m	955
Khả năng tích năng lượng lớn nhất	(BH) <sub>max</sub>	K.J/m <sup>3</sup>	239
Nhiệt độ làm việc		<sup>0</sup> C	80

Bảng 1. Thông số kỹ thuật của nam châm NbFeB N35

Lực tương tác từ trường của cặp nam châm theo khoảng cách giữa hai nam châm như đồ thị trên Hình 6.



#### Hình 6. Độ lớn lực tương tác từ giữa hai nam châm theo khoảng cách giữa chúng

Trong tài liệu [3], tác giả đã thiết lập mô hình toán cho cơ cấu va đập toàn phương, sau khi bổ sung thành phần lực tương tác từ, hệ phương trình vi phân động học của cơ cấu có dạng:

$$\begin{cases} m_{1}\ddot{x}_{1} = -S_{1x} - G_{1x} + N_{1x} - F_{1x} - (R_{1x} + F_{mag1x}) - P_{1x} + Q_{1x} - F_{p1x} - F_{Q1x} \\ m_{1}\ddot{y}_{1} = S_{1y} + G_{1y} - N_{1y} - F_{1y} - (R_{1y} + F_{mag1y}) + P_{1y} - Q_{1y} - F_{1py} - F_{1Qy} \\ m_{2}\ddot{x}_{2} = -(S_{2x} + G_{2x}) - N_{2x} + F_{2x} + (R_{2x} + F_{mag2x}) + P_{2x} - Q_{2x} + F_{p2x} + F_{Q2x} \\ m_{2}\ddot{y}_{2} = S_{2y} + G_{2y} - N_{2y} - F_{2y} + (R_{2y} + F_{mag2y}) - P_{2y} + Q_{2y} + F_{p2y} + F_{Q2y} \\ B_{1}\ddot{\psi}_{1} = \sum_{(i)} M_{1i} \\ B_{2}\ddot{\psi}_{2} = \sum_{(i)} M_{2i} \end{cases}$$

$$(0.6)$$

trong đó,  $F_{mag1}$  và  $F_{mag2}$  lần lượt là lực từ tác dụng lên nam châm gắn trên khối quán tính dẫn và khối quán tính theo. Lực từ có phương tác dụng và độ lớn phụ thuộc vào khoảng cách giữa hai nam châm, tương tự với tính chất của lực đàn hồi lò xo. Sau khi rút gọn và bổ sung các phương trình hình học ta nhận được hệ phương trình động học của các khối quán tính mang nam châm trong cảm biến va đập điện cơ trong ngòi chạm nổ lựu đạn:

$$\begin{cases} m_{i}\ddot{x}_{i} = K_{ui1}\ddot{\psi} - K_{jiin}\ddot{y}_{i} - K_{jiin}\ddot{y}_{i} + K_{iiii}(S_{2} + G_{2}) + K_{iiin}(S_{1} + G_{1}) + K_{ui1}(R + F_{mag}) \\ \ddot{y}_{i} = \tan \alpha.\ddot{x}_{i} + O_{1}C_{1} \tan \alpha \left(\sin \psi.\ddot{\psi} + \cos \psi.\dot{\psi}^{2}\right) + O_{1}C_{1} \cdot \left(\cos \psi.\ddot{\psi} - \sin \psi.\dot{\psi}^{2}\right) \\ m_{i}\ddot{x}_{i} = K_{ui2}\ddot{\psi} + K_{jii2}\ddot{y}_{i} + K_{jii2}\ddot{y}_{i} - K_{ii2i}(S_{2} + G_{2}) - K_{iii2}(S_{1} + G_{1}) + K_{ui}(R + F_{mag}) \\ \ddot{y}_{i} = -\tan \alpha.\ddot{x}_{i} + O_{2}C_{1} \tan \alpha \left(\sin \psi.\ddot{\psi} + \cos \psi.\dot{\psi}^{2}\right) - O_{2}C_{2} \cdot \left(\cos \psi.\ddot{\psi} - \sin \psi.\dot{\psi}^{2}\right) \\ \ddot{\psi} = \cos^{2}\psi.\left\{\frac{\ddot{y}_{i} - \ddot{y}_{i}}{C_{1}C_{2} - x_{i} + x_{i}} + \frac{\left(\ddot{x}_{i} - \ddot{x}_{i}\right)\left(y_{i} - y_{i}\right) + 2\left(\dot{x}_{i} - \dot{x}_{i}\right)\left(\dot{y}_{i} - \dot{y}_{i}\right)}{\left(C_{1}C_{2} - x_{i} + x_{i}\right)^{4}}\right\} \\ + \frac{2.\left(\dot{x}_{i} - \dot{x}_{i}\right)\left(\dot{x}_{i} - \dot{x}_{i}\right)\left(y_{2} - y_{i}\right)}{\left(C_{2}C_{2} - x_{i} + x_{i}\right)^{4}} \cdot \cos^{2}\psi - \frac{2\sin\psi.\dot{\psi}^{2}}{\cos\psi} \end{cases}$$
(0.7)

trong đó,  $F_{mag1} = F_{mag2} = F_{mag}$  do các nam châm trong cảm biến có vật liệu và kích thước hình học là như nhau nên lực tương tác từ giữa chúng có độ lớn bằng nhau, chiều tác dụng chống lại dịch chuyển lại gần nhau của các khối quán tính.

#### 2.2. Đánh giá ảnh hưởng của lực từ đến động học của cơ cấu va đập toàn phương

Sau khi giải hệ phương trình động học của cơ cấu va đập toàn phương trong điều kiện có và không có lực từ của cặp nam châm, có thể đánh giá mức độ ảnh hưởng của lực từ động học của cơ cấu. Trên Hình 7. thể hiện dịch chuyển của các khối quán tính theo các trục tọa độ khi điều kiện vận tốc chạm của lựu đạn  $V_c=1,5m/s$ , góc chạm 20 độ. Có thể thấy lực từ có ảnh hưởng tương đối lớn đến dịch chuyển của cơ cấu. Ngoài tác dụng dọc trục làm tăng độ cứng của lò xo an toàn khi bay của ngòi, làm giảm khả năng dịch chuyển của các khối quán tính, do có tính chất biến đổi nhanh theo sự thay đổi của khoảng cách giữa hai nam châm nên lực tương tác từ còn có tác dụng thay đổi tính chất chuyển động của các khối quán tính.



Hình 7. Dịch chuyển các khối va đập quán tính trong các điều kiện va chạm có và không có lực tương tác từ của các cặp nam châm. a) Khối quán tính dẫn; b) Khối quán tính theo

Trên Hình 8 cho thấy, tại góc chạm 20 độ và vận tốc chạm 1,5m/s, trong điều kiện không có lực từ giữa hai khối nam châm, cơ cấu sẽ không có chuyển động quay nhưng khi có lực tương tác từ trường, cơ cấu sẽ có một chuyển động quay nhất định trong quá trình va chạm.



Hình 8. Góc quay của cơ cấu khi có và không có lực từ ở cùng điều kiện va chạm

Như vậy, lực tương tác từ trường giữa hai nam châm có tác động mạnh đến tính chất động học của cơ cấu va đập toàn phương, đặc biệt ở các vùng góc chạm gần *0 độ* và *180 độ*, khi cơ cấu có xu hướng quay quanh tâm chỏm cầu của các khối quán tính dẫn và khối quán tính theo, lực tương tác từ trường tác động đồng đều lên các khối quán tính làm thay đổi xu hướng chuyển động của các khối và làm thay đổi tính chất động học của các khối quán tính. Trên Hình 9 là đồ thị dịch chuyển của các khối quán tính ở góc chạm *120 độ*, vận tốc chạm *1,5m/s*. Lực từ trường đã tác động làm thay đổi chiều chuyển động của các khối va đập quán tính trong cơ cấu. điều này sẽ có những ảnh hưởng nhất định đến biến thiên từ trường và tính chất tín hiệu đầu ra của cảm biến Hall trong ngòi.



Hình 9. Dịch chuyển các khối va đập quán tính trong các điều kiện va chạm có và không có lực tương tác từ của các cặp nam châm ở góc chạm 120 độ. a) Khối quán tính dẫn; b) Khối quán tính theo

Ta thấy, lực từ trường giữa hai nam châm trong cơ cấu va đập toàn phương có ảnh hưởng rất lớn đến tính chất động học của các khối quán tính của cơ cấu trong quá trình va chạm của lựu đạn với mục tiêu, cần phải lựa chọn các thông số kết cấu của cơ cấu, thông số của nam châm phù hợp để đảm bảo hoạt động của cảm biến.

# 3. Khảo sát biến thiên từ trường của nam châm tại vị trí lắp cảm biến Hall trong ngòi lựu đạn điện cơ khi va chạm

#### 3.1. Mô phỏng tương tác từ giữa hai nam châm vĩnh cửu bằng phần mềm FEMM 4.2

FEMM 4.2 là phần mềm tính toán phần tử hữu hạn dùng để tính toán các bài toán về từ trường và nhiệt trong môi trường 2D. Ưu điểm của phần mềm là cho phép thiết lập mô hình, điều kiện biên cho quá trình tính toán bằng câu lệnh viết trên phần mềm Matlab. Điều này cho phép kết nối quá trình mô phỏng với các quá trình tính toán giải tích khác hoặc thiết lập các vòng lặp để khảo sát điều kiện làm việc của mô hình từ đó có thể đánh giá các thuộc tính của mô hình.

Để đánh giá biến thiên từ trường tại vị trí đặt cảm biến Hall khi các khối nam châm dịch chuyển do tác dụng của lực quán tính khi va đập, một chương trình Matlab thiết lập mô hình các khối nam châm, điều kiện vật liệu, điều kiện biên và chia lưới cho quá trình tính toán sau đó truyền sang phần mềm FEMM 4.2 . Hình 10 thể hiện vị trí của cặp nam châm tại một thời điểm trong quá trình làm việc của cảm biến, sau khi cập nhật vị trí của cặp nam châm, các vật liệu tương ứng cho cặp nam châm cũng được thiết lập, phần mềm sẽ thực hiện chia lưới và tính toán.

413



Hình 10. Mô hình tính toán từ trường cho cặp nam châm tại một thời điểm cơ cấu đã dịch chuyển tạo ra một góc quay của cơ cấu trên phần mềm FEMM 4.2

Hình 11 là từ trường của cặp nam châm trong vùng không gian xung quanh cặp nam châm được tính toán trên phần mềm FEMM. Cường độ từ trường tại vị trí đặt cảm biến Hall được đo và truyền trở lại chương trình Matlab để xử lý và hiển thị.





3.2. Khảo sát biến thiên từ trường của cảm biến va đập điện cơ trong ngòi lựu đạn chạm nổ tại vị trí lắp cảm biến Hall khi làm việc

Cường độ từ trường tại điểm cố định sẽ phụ thuộc vào vị trí tương đối của cặp nam châm do vậy, khi va đập, các khối quán tính dịch chuyển sẽ làm biến đổi từ trường tại một điểm bất kỳ trong không gian xung quanh. Hình 12 thể hiện biến thiên cường độ từ trường tại điểm đặt Hall trong điều kiện lựu đạn va chạm với nền bê tông ở góc chạm  $0 \ dộ$  và vận tốc chạm bằng  $1,5 \ m/s$ .



Hình 12. Biến thiên từ trường theo phương Ox khi góc chạm bằng 0 độ

Trong trường hợp lựu đạn chạm mục tiêu với góc chạm 0 độ, chỉ có khối quán tính theo mang khối nam châm dịch chuyển lại gần khối nam châm trên khối quán tính dẫn và lại gần cảm biến Hall. Trường hợp này từ trường tại điểm đặt cảm biến Hall có biến động theo chiều hướng không ổn định.

Ở góc chạm 180 độ, chỉ có khối quán tính dẫn dịch chuyển lại gần khối quán tính theo đang đứng yên. biến thiên cường độ từ trường tại điểm đặt cảm biến Hall trong trường hợp này như đồ thị trên Hình 13.



Hình 13. Biến thiên từ trường tại điểm đặt Hall khi góc chạm là 180 độ

Với cùng vận tốc chạm nhưng ở góc chạm khác 0, lúc này các khối quán tính sẽ có dịch chuyển dọc theo mặt côn thân ngòi, đồng thời cả cơ cấu có chuyển động quay tương đối so với trục của ngòi. Các dịch chuyển này của cơ cấu đều có tác động đến vị trí của các khối nam châm và do vậy làm thay đổi cường độ từ trường tại các điểm trong không gian xung quanh chúng. Trên Hình 14 là biến thiên cường độ từ trường theo phương Ox ở góc chạm  $10 \, d\rho$  và  $20 \, d\rho$  vận tốc chạm là 1,5m/s.



Hình 14. Biến thiên từ trường ở góc chạm 10 độ và 20 độ

Hình 15 thể hiện sự thay đổi cường độ từ trường tại điểm đặt cảm biến Hall theo thời gian của quá trình va chạm ở các góc chạm  $100 \ d\hat{\rho}, 120 \ d\hat{\rho}$  và  $140 \ d\hat{\rho}$ . Có thể thấy ở các góc chạm này, từ trường đặt lên cảm biến Hall cũng có những biến đổi rất mạnh. Ngoài ra ta có thể thấy, ở góc chạm  $120 \ d\hat{\rho}$ , cường độ từ trường có mức độ dao động ít mà biến thiên giảm tương đối ổn định so với các góc chạm gần với góc chạm  $0 \ d\hat{\rho}$  và  $180 \ d\hat{\rho}$ . Nguyên nhân là ở các vùng góc chạm gần với  $0 \ d\hat{\rho}$  và  $180 \ d\hat{\rho}$ , tương ứng cơ cấu quay quanh tâm chỏm cầu trên khối quán tính dẫn và khối quán tính theo, còn trường hợp góc chạm  $120 \ d\hat{\rho}$ , các khối quán tính vừa trượt theo mặt côn thân ngòi và có chuyển động quay do vậy cường độ từ trường có độ dao động thấp hơn.



Hình 15. Biến thiên từ trường tại điểm đặt Hall khi lựu đạn va chạm với nền ở góc chạm 100 độ, 120 độ và 140 độ

Như vậy ở các góc chạm gần với 0 độ và 180 độ, cường độ từ trường tại điểm đặt Hall không có biến thiên rõ rệt nhưng cũng có mức độ dao động rất lớn. Ví dụ tại góc chạm 10 độ, với vận tốc chạm 1,5m/s, độ lệch cường độ từ trường so với thời điểm bắt đầu va chạm là 45,34Gauss

và làm thay đổi hiệu điện thế Hall 1 lượng 85,01 mV. Hay ở góc chạm 140 độ với vận tốc chạm 1,5m/s, cảm biến có thể tạo ra độ lệch cường độ từ trường là 53,4Gauss và tương ứng là làm biến thiên hiệu điện thế chân ra của cảm biến Hall là 100,14mV. Điều đó cho thấy, cơ cấu có độ nhạy tương đối tốt để có thể xác định va chạm của lựu đạn với mục tiêu.

## 3.3. Độ nhạy của cảm biến va đập điện cơ trong ngòi lựu đạn

Sau đây, bài báo sẽ thiết lập giản đồ độ nhạy của ngòi lựu đạn chạm nổ điện cơ với giả thiết, khi sai lệch hiệu điện thế ở cảm biến Hall là *10mV* thì chương trình sẽ kích hoạt ngòi làm việc. Ngưỡng này được xác định bằng độ lệch của hiệu điện thế Hall tại thời điểm cơ cấu được kích hoạt với hiệu điện thế Hall tại một thời điểm khi va chạm. Độ nhạy của ngòi được xác định bằng vận tốc chạm yêu cầu nhỏ nhất tại từng góc chạm sao cho cơ cấu va đập tạo ra dịch chuyển của nam châm và làm biến thiên từ trường, biến đổi dòng đầu ra của cảm biến Hall một lượng là *10mV*.

Để xây dựng giản đồ độ nhạy, một chương trình tính kết hợp giải phương trình động học và phần mềm mô phỏng FEMM 4.2 được thực hiện ở từng góc chạm để xác định vận tốc chạm nhỏ nhất có thể tạo ra độ lệch hiệu điện thế Hall là *10mV*. Giản đồ độ nhạy của cảm biến va đập sử dụng trong ngòi lựu đạn chạm nổ điện cơ trong điều kiện va chạm với nền bê tông được thể hiện trên Hình 15.



Hình 16. Giản đồ độ nhạy của ngòi lựu đạn chạm nổ điện - cơ

Giản đồ cho thấy thấy ngòi lựu đạn chạm nổ điện cơ với ngưỡng làm việc là 10mV có độ nhạy cao. Vận tốc chạm yêu cầu lớn nhất cũng dưới 1,4m/s có nghĩa là chỉ cần rơi tự do từ chiều cao 10cm ngòi đã có thể làm việc tin cậy ở mọi góc chạm. Trong vùng góc chạm từ 0 đến 40độ, lúc này khối quán tính dẫn gần với vị trí cảm biến chỉ quay tại chỗ hoặc có dịch chuyển rất ít, ngòi cần vận tốc chạm yêu cầu tương đối lớn phải trên 0,6m/s mới hoạt động tin cậy.

Trong vùng góc chạm từ 41 độ đến 135 độ, lúc này các khối quán tính đều dịch chuyển do vậy vận tốc chạm yêu cầu của ngòi là rất nhỏ chỉ đưới 0,432m/s. Đặc biệt tại góc chạm 94 độ, ngòi chỉ cần vận tốc chạm 0,126m/s sau đó, vận tốc chạm yêu cầu tăng dần khi góc chạm tăng.

Khi góc chạm lớn hơn 136 độ, khối quán tính theo, là khối quán tính xa vị trí đặt cảm biến Hall có dịch chuyển nhỏ, cơ cấu quay quanh tâm chỏm cầu trên khối quán tính theo, lúc này vận tốc chạm yêu cầu của ngòi tăng dần. Đặc biệt ở các góc chạm 163 độ đến 165 độ, ngòi cần vận tốc chạm yêu cầu rất lớn phải trên 1,31m/s mới đảm bảo phát hỏa yêu cầu.

Từ kết quả phân tích giản đồ độ nhạy có thể thấy trong cảm biến va đập điện cơ sử dụng cảm biến Hall của ngòi lựu đạn chạm nổ, độ lớn hiệu điện thế Hall phụ thuộc rất mạnh vào dịch chuyển của các khối quán tính khi lựu đạn va chạm với mục tiêu. Trong đó có thể thấy, ở các góc chạm mà cơ cấu quay quanh tâm chỏm cầu của các khối va đập quán tính sẽ có độ nhạy thấp hơn so với các góc chạm mà có dịch chuyển của cả hai khối quán tính. Do vậy trong tính toán thiết kế cần phải lựa chọn các tham số kết cấu sao cho thu hẹp vùng góc chạm dẫn tới các khối quán tính quay quanh chỏm cầu của một trong hai khối va đập quán tính.

## 4. Kết luận

Bài báo đã thiết lập hệ phương trình động học cho cơ cấu va đập toàn phương trong điều kiện có tương tác lực từ giữa cặp nam châm gắn trên các khối quán tính của cơ cấu, khảo sát những thay đổi trong tính chất động học của cơ cấu với trường hợp không có tương tác từ trường, thiết lập chương trình tính toán động học kết hợp với phần mềm mô phỏng phần tử hữu hạn FEMM 4.2 để khảo sát sự thay đổi cường độ từ trường tại vị trí gắn cảm biến Hall trong ngòi. Các kết quả khảo sát cho thấy, lực tương tác từ có tác dụng tương tự như lực đàn hồi của lò xo an toàn khi bay nhưng có cường độ thay đổi rất nhanh khi các khối quán tính dịch chuyển lại gần nhau do vậy có những ảnh hưởng rất lớn đến động học của các khối quán tính. Kết quả khảo sát cũng cho thấy, hiệu điện thế Hall có sự biến đổi rất mạnh theo dịch chuyển của các khối quán tính khi lựu đạn chạm mục tiêu ở các góc chạm khác nhau.

## Tài liệu tham khảo

- 1. Phạm Đức Hùng (2015), *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 203.
- 2. Vũ Văn Lâm (1987), *Nguyên lý kết cấu tính toán thiết kế ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật quân Sự, Hà Nội.
- 3. John Locke McCarty; Huey D. Carden (1962), *Impact characteristics of various materials obtained by an acceleration-time-history technique applicable to evaluating remote targets*, Langley Research Center, Hampton.
- 4. War Department (1948), *Grenades, hand and rifle*, War Department, Washington, 44.
- 5. G. Dmitrieff (1991), *Expedient hand grenades*, A Division of the Delta Group, Ltd, El Dorado, 69.
- 6. U.S.Army Materiel Command Headquarters (1967), "Grenades", U.S.Army Materiel Command Headquarters, *Engineering Design Handbook*, AMC Pamphlet, Washington D.C, tr. 93.
- 7. BCD Semiconductor Manufacturing Limited (2010), *Linear Hall-effect IC: AH49E data sheet*.
- 8. Thompson S. Crockett; Charles R. Newhouser (1973), *Hand and Rifle grenades*, Recognition of explosive and incendiary Part 1, ed, International Association of Chiefs of Police, Inc, Gaithersburg, Maryland.
- 9. Б.В. Прибылов (2004), Ручные гранаты Справочник, Артика 4D, 143.
- 10. Martin Macko và các cộng sự. (2023), "Velocity equation for grenades while impacting on dry sand media", *Defence Technology*.

11. K. Yuan và các cộng sự. (2019), "Integral definition method to solve magnetic force of axial permanent magnetic bearing", *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 504, tr. 012064.

## Analysis of influence of inertial body dynamics on the magnetic field created by ring permanent magnets inside the mechatronic sensor of impact grenade fuze Đỗ Văn Giôn, Phạm Đức Hùng, Bùi Xuân Sơn

Học viện Kỹ thuật quân sự

Abstract: The target sensor system inside fuze is responsible for sensing the characteristic physical field of the target area and activating the working process of the fuze to cause the warhead's effect at the target. Mechatronic grenade fuze using an all-ways action mechanism carrying ring permanent magnet combined with a Hall sensor are a feasible solution to ensure the working sensitivity of the fuze. In order to create a basis for selecting the activation threshold for the fuze as well as establishing the objective functions in optimizing the structure of the all-ways action mechanism used in this type of sensor, the article adds the magnetic interaction force component between two magnets mounted on inertial bodies into the mathematical model and investigate the kinematics of the all-ways action mechanism. At the same time, the received kinematic data is entered into FEMM 4.2 software to evaluate the magnetic field intensity created by the magnets at the location of the Hall sensor. The results show that the magnetic field between the two magnets has obvious influence on the dynamic properties of the all-ways action mechanism. The magnet's magnetic field also fluctuates according to the movement of the inertial blocks. The analysis results show that to optimize the signal of this type of mechatronic impact sensor, it is necessary to optimize the movements of the inertial blocks at the impact angles to ensure reliable operation of structure. Keyword: dynamic of allways action mechanism, impact sensor, magnetic sensor.

# Đánh giá khả năng hạn chế sóng nổ của ụ chống nổ lây nhà kho đạn dược với kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông

Ngô Văn An<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Hoàng Hải<sup>1</sup> và Đỗ Thanh Bình<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Học viện Kỹ thuật Quân sự Email: ngovanan141188@gmail.com; Tel:0979985786

#### Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu đánh giá khả năng hạn chế sóng nổ của ụ chống nổ lây nhà kho đạn dược với kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông dựa vào phương pháp mô phỏng số trên phần mềm Ansys Autodyn. Trên cơ sở so sánh giữa công thức tính toán thực nghiệm và kết quả của mô phỏng trên phần mềm. Kết quả giải bài toán cho phép đánh giá sự thay đổi áp suất, tại các vị trí trước và sau ụ chắn có kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông khi xảy ra sự cố nổ nhà kho chứa đạn dược và so sánh với các kết cấu ụ chắn khác có kích thước và vật liệu khác nhau lây được Quy định cụ thể trong Phụ lục VII của Quy định về kho đạn dược Lục quân Quân đội nhân dân Việt Nam, các kết quả nghiên cứu cho phép định hướng lựa chọn các kết cấu phù hợp nhất với ụ chắn nổ lây kho đạn dược lục quân.

Từ khóa: Ų chống nổ lây; tường kè hai bên bêtông; Ansys Autodyn.

#### 1. Đặt vấn đề

U chống nổ lây là một thành phần quan trọng, đặc trưng trong kết cấu của nhà kho đạn dược với mục đích giảm thiểu tác hại của vụ nổ khi xảy ra sự cố. Hiện kết cấu, vật liệu của ụ chống nổ lây được Quy định cụ thể trong Phụ lục VII của Quy định về kho đạn dược Lục quân Quân đội nhân dân Việt Nam (Hình 1), tuy nhiên chưa có nhiều nghiên cứu, đánh giá ảnh hưởng của kết cấu ụ tới khả năng hạn chế tác hại của sản phẩm nổ, sóng xung kích khi xảy ra sự cố.



#### Hình 1. Các dạng ụ phòng nổ

Bài báo áp dụng phương pháp mô phỏng số để đánh giá quá trình hình thành và lan truyền sóng nổ qua các môi trường không khí, đất (ụ chắn) để tìm các thông số môi trường như áp suất (p), mật độ (ρ), tốc độ dịch chuyển (u).. tại vị trí cách tâm điểm nổ ở các khoảng cách R khác nhau. Kết quả thu sẽ được so sánh đánh giá sự ngăn chặn sóng nổ của kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông với các kết cấu khác trong quy định và so sánh với công thức bán thực nghiệm để đưa ra các khuyến cáo áp dụng vào thực tế với các công trình nhà kho chứa đạn dược hiện nay.

## 2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

## 2.1. Mô hình hình học

Bài toán thực tế hình thành và lan truyền sóng nổ khi xảy ra sự cố nhà kho đạn được nếu kể đến tất cả các yếu tố sẽ vô cùng phức tạp. Để đơn giản hoá quy bài toán về trường hợp nổ khối nổ TNT hình cầu có khối lượng bằng đương lượng TNT của nhà kho, tâm khối nổ đặt tại tâm nhà kho (Hình 2,3).



Hình 2. Mô hình khảo sát ụ chống nổ lây kết cấu tường kè hai bên bằng bê tông



Hình 3. Mô hình mô phỏng trong ANSYS/Autodyn

Mô hình được đặt toàn bộ trong môi trường không khí vô hạn (biên vô hạn, không có sự phản xạ lại của sóng xung kích). Khi đó ta sẽ tính được các thông số môi trường ở khoảng cách R so với tâm khối cầu TNT.

Number	Part	Ι	J	X-Coordinate	<b>Y-Coordinate</b>
1	khong-khi	126	2	5.00E + 03	5.00E + 00
2	khong-khi	144	2	8.50E + 03	5.00E + 00
3	khong-khi	201	2	2.00E + 04	5.00E + 00
4	khong-khi	251	2	3.00E + 04	5.00E + 00
5	khong-khi	276	2	3.50E + 04	5.00E + 00
6	khong-khi	301	2	4.00E + 04	5.00E + 00
7	khong-khi	326	2	4.50E + 04	5.00E + 00

Bång 1. Vị trí các điểm đo trong ANSYS/Autodyn

#### 2.2. Xây dựng mô hình toán học

Hệ phương trình mô tả chuyển động và trạng thái của vật chất trong quá trình hình thành và lan truyền sóng nổ là hệ các phương trình vi phân cơ bản trong cơ học môi trường liên tục, bao gồm phương trình bảo toàn khối lượng, bảo toàn động lượng, bảo toàn năng lượng, các phương trình liên hệ (phương trình mô tả tính chất cơ lý của chất nổ, không khí và ụ chấn) và phương trình động lực học.

Để mô tả tính chất của chất nổ và sản phẩm nổ cũng như quá trình giải phóng năng lượng, trước khi nổ, chất nổ được coi là vật liệu đàn hồi dẻo lý tưởng và sau khi nổ nó trở thành chất khí (sản phẩm nổ). Sản phẩm nổ được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL [4]:

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_1 V} + \frac{\omega E}{V}$$

Trong đó p – áp suất, E – nội năng riêng; V – thể tích tương đối;  $\omega$ , A, B,  $R_1$ ,  $R_2$  là các hệ số thực nghiệm ứng với từng loại chất nổ.

Vì quá trình giải phóng năng lượng hóa học ở mỗi phần tử khi nổ diễn ra trong một khoảng thời gian nhất định, để mô tả quá trình này sử dụng hệ số tỉ lệ cháy *F*:

$$F = \max(F_1, F_2);$$

trong đó

$$F_{1} = \begin{cases} \frac{2(t - t_{1})D}{3\left(\frac{v_{e}}{A_{emax}}\right)} & \text{khi } t > t_{1} \\ 0 & \text{khi } t \le t_{1} \\ 0 & \text{khi } t \le t_{1} \end{cases}$$

$$F_{2} = \frac{1 - V}{1 - V_{cl}},$$

Trong đó D – tốc nổ nổ;  $v_e$  và  $A_{emax}$  – thể tích và chiều dài đường chéo lớn nhất của phần tử chất nổ;  $V_{CJ}$  - thể tích Chapman-Jouguet (thể tích nén tương đối khi đó bắt đầu diễn ra phản

ứng nổ);  $t_1$  thời điểm bắt đầu xảy ra phản ứng nổ trong phần tử (bắt đầu giải phóng năng lượng); t - thời điểm hiện tại. Nếu F > 1 thì F được lấy bằng 1. Sau khi đạt tới giá trị bằng 1, F được giữ không đổi (bằng 1). Thời gian cháy  $t_1$  được tính toán cho mỗi phần tử bằng tỉ số giữa khoảng cách từ điểm kích nổ tới tâm của phần tử và vận tốc lan truyền nổ D. Trường hợp nếu có nhiều điểm kích nổ thì  $t_1$  được xác định bởi điểm kích nổ gần nhất.

Như vậy áp suất của sản phẩm nổ được tính sẽ bằng tích của hệ số tỉ lệ cháy F và áp suất tính theo phương trình trạng thái JWL.

$$p = p_{JWL}.F,$$

Trong đó *p<sub>JWL</sub>*- áp suất trong phương trình trạng thái JWL.

Để mô tả tính chất của không khí trong quá trình lan truyền sóng nổ sử dụng phương trình trạng thái:

$$p = (\gamma - 1)\rho E,$$

Trong đó  $\gamma$  – hằng số khí lý tưởng ( $\gamma$  = 1,4);  $E = C_V T$ – nội năng riêng, T – nhiệt độ,  $C_V$  – nhiệt năng riêng.

- Mô hình bền "Mohr-Coulomb Model" cho vật liệu bê tông.

Yield stress Y varies with pressure as a piecewise linear function. Constant shear modulus G



Hình 4. Mô hình bền "Mohr-Coulomb Model" cho vật liệu bê tông.

Mô hình này là một nỗ lực mô hình hóa của đất khô, đá, bê tông trong đó sự gắn kết và nén chặt của vật liệu dẫn đến sự gia tăng khả năng chống cắt lên tới giá trị giới hạn của cường độ chảy khi tải tăng. Đây là được mô hình hóa trong AUTODYN bằng sự biến đổi tuyến tính từng phần của ứng suất chảy theo áp suất (Hình 4) đến giá trị Ymax.

- Mô hình phá hủy "Cumulative Damage Model" của bê tông.

Để mô hình hóa quá trình phá dần dần và sự suy yếu tiếp theo của vật liệu bê tông, mô hình tính toán hệ số "Damage" thường liên quan đến mức độ biến dạng của vật liệu phải chịu. Hệ số thiệt hại này được sử dụng để giảm mô đun đàn hồi và năng suất cường độ của vật liệu khi tính toán tiến hành. Trong mô hình tiêu chuẩn thiệt hại là được biểu thị bằng tham số D bằng 0 đối với tất cả các biến dạng dẻo mà hiệu ứng biến dạng dẻo nhỏ hơn giá trị EPS1. Khi chúng đạt tới EPS1, thiệt hại tham số D tăng tuyến tính với biến dạng lên đến giá trị tối đa Dmax (<1) tại giá trị của biến dạng dẻo hiệu quả EPS2, như trong (Hình 5).



Hình 5. Mô hình phá hủy ""Cumulative Damage Model" " cho vật liệu bê tông.
Cách đăt các điều kiên đầu và điều kiên biên cho bài toán.

+ Điều kiện đầu:

Ở trạng thái ban đầu coi vật chất không chịu tác động của ngoại lực và đứng yên, áp suất của không khí bằng 1 atm, nghĩa là:  $\varepsilon_{ij} = 0$ ; a = v = 0, đối với chất nổ và ụ chắn:  $\sigma_{ij} = 0$ , còn đối với không khí  $p = 10^5$  Pa.

+ Điều kiện biên:

Điều kiện biên tại các bề mặt tiếp xúc giữa không khí và chất nổ, ở bề mặt tiếp xúc giữa không khí và ụ chắn phải đảm bảo tính liên tục, do đó tại các điểm tiếp xúc phải có cùng tọa độ, vận tốc chuyển động bằng nhau, ứng suất có giá trị tuyệt đối bằng nhau nhưng ngược chiều.

Do không khí và đất là nửa vô tận, khi mô phỏng chỉ xem xét vùng không gian đủ lớn xung quanh khối thuốc nên cần đặt điều kiện biên vô hạn tại bề mặt ngoài của không khí và nền đất.

Mô hình bài toán sử dụng lưới dạng Euler với không khí và Lagrange cho vật liệu kết cấu ụ chắn, nền đất coi như tuyệt đối cứng, điều kiện biên Flow\_out cho không khí. Xây dựng mô hình hình học (chọn kiểu phần tử, kích thước lưới, tạo mô hình hình học, gán vật liệu, đặt điểm Gauss...) được thực hiện trong môi trường Autodyn-2D.

#### 2.3. Mô phỏng một số bài toán thực tế và đánh giá

Tiến hành mô phỏng trường hợp nổ có khối thuốc nổ hình cầu ở gần mặt đất và xem xét quá trình lan truyền sóng ra không khí xung quanh trong ba trường hợp có ụ chắn ụ đắp đất, ụ đắp đất kè 1 bên, và ụ kè hai bên bằng bêtông. Lấy khối thuốc nổ TNT khối lượng 25 tấn (bằng đương lượng TNT của một nhà kho cấp chiến *lược*), với mật độ TNT bằng 1630 (kg/m<sup>3</sup>) thì bán kính khối thuốc nổ bằng 1,54 m. Tâm nổ cách mặt đất một khoảng  $h_1 = 2$  m (bằng  $\frac{1}{2}$  chiều cao nhà kho) tâm khối TNT cách ụ chắn 8,5 m (do khoảng cách từ tường tới chân ụ chắn là 5 m, bề rộng nhà kho trung bình là 7 m). Môi trường không khí có kích thước 70 m × 50 m. Nền đất có kích thước 70 m × 2 m. Coi tại thời điểm ban đầu khối thuốc nổ được kích nổ tại tâm của quả cầu.

Các tính chất cơ lý của TNT và tham số của phương trình trạng thái JWL như sau [3]:  $\rho = 1630$ kg/m<sup>3</sup>; D = 6930m/s; áp suất Chapmen-Jouguet  $P_{CJ} = 2,1\cdot10^7$ KPa;  $A = 3,712\cdot10^8$ KPa;  $B = 3,231\cdot10^6$ KPa;  $R_1 = 4,15$ ;  $R_2 = 0,95$ ;  $\omega = 0,3$ ;  $E = 7\cdot10^9$ J/m<sup>3</sup>.

Các thông số tính chất của không khí [2]:  $\rho = 1,225$ kg/m<sup>3</sup>;  $\gamma = 1,4$ ; T = 288K;  $C_v = 717,6$ J/kgK.

Sau khi cài đặt mô hình, cài đặt các thông số, chạy chương trình sau đó trích xuất kết quả ta được mô hình phân bố sản phẩm nổ (Bảng 2).

424





Dựa vào hình ảnh kết quả mô phỏng ta thấy rằng sóng xung kích bị ngăn chặn một cách đột ngột khi va đập với thân ụ nhưng ụ bị phá vỡ ngay sau khi sóng xung kích đi qua.



Hình 6: Đồ thị áp suất – thời gian tại và giá trị áp suất lớn nhất, áp suất nhỏ nhất tại các điểm Gauss

1. R = 5m; 2. R = 8,5m; 3. R = 20m; 4. R = 30m; 5. R = 35m; 6. R = 40m; 7. R = 45m



Hình 7. So sánh áp suất các điểm Gauss khoảng cách 5m và 30m Bảng 3. Kết quả áp suất cực đại tại các điểm đo

Điểm	Khoảng	Kết quả tính toán trên AUTODYN
Gauss	cách	Pmax
	( <b>m</b> )	(kPa)
1	5	2,0277E + 05

Điểm Khoảng		Kết quả tính toán trên AUTODYN
Gauss	cách (m)	Pmax (kPa)
2	8,5	9,8479E + 05
3	20	1,7816E + 04
4	30	5,8925E + 03
5	35	4,8792E + 03
6	40	4,3117E + 03
7	45	3,6194E + 03

Ta thấy tại vị trí điểm Gauss 2 (chân ụ, phía gần tâm nổ) có áp suất cực đại là lớn nhất. Nguyên nhân là do tại đó có sự giao thoa cộng gộp mạnh nhất giữa áp sóng va đập tới và sóng va phản xạ từ thành ụ và từ mặt đất. Vì điểm Gauss 2 nằm sát chân ụ nên khoảng thời gian 3 sóng (sóng va đập tới, sóng phản xạ từ thành ụ và sóng phản xạ từ mặt đất) gặp nhau gần như tại một thời điểm, vậy nên nhìn vào đồ thị áp suất (Hình 5). Ta thấy gần như chỉ có 1 đỉnh áp suất. Tại điểm Gauss 4 phía sau chân ụ áp suất giảm tới 65% và so với điểm Gauss 3 cách chân ụ 20 m áp suất giảm tới 98% (Bảng 3). Ngoài tác dụng ngăn cản sự lan truyền sóng nổ, ụ chắn còn có tác dụng ngăn mảnh văng có trong quá trình nổ đồng thời hạn chế đáng kể ảnh hưởng của sản phẩm nổ (Bảng 2) tại thời gian 3 ms và 5 ms. Số liệu tính toán nêu trên cho thấy tác dụng che chắn rất lớn của ụ chắn nhằm ngăn cản sóng va đập tác động vào con người hay phương tiện kỹ thuật, đạn được,.. phía sau ụ chắn.

	Khoảng	Áp suất lớn nhất P <sub>max</sub> (kPa)							
TT	cách (m)	Ų đắp đất	Ų đắp đất có kè một bên	Tường kè hai bên bêtông cốt thép					
1	5	2,0297E + 05	2,0153E + 05	2,0277E + 05					
2	8,5	7,7756E + 04	1,3401E + 06	9,8479E + 05					
3	20	5,2087E + 03	8,1883E + 03	1,7816E + 04					
4	30	4,7227E + 03	5,9475E + 03	5,8925E + 03					
5	35	3,6561E + 03	4,4825E + 03	4,8792E + 03					
6	40	2,9902E + 03	3,7763E + 03	4,3117E + 03					
7	45	5,9415E + 03	3,1792E + 03	3,6194E + 03					

Bảng 4. Bảng so sánh với các ụ phòng nổ theo Quy định.

So sánh giữa ụ đắp đất đối với ụ tường kè hai bên bê tông cốt thép (Bảng 4) ta thấy tại vị trí trước ụ chắn 8,5m giá trị áp suất có nhiều thay đổi. Đối với ụ tường kè hai bên bê tông cốt thép áp suất có hướng tăng cao tăng lên 11 lần so với ụ đắp đất và áp suất sau 45m ụ tường kè hai bên lại giảm khá nhiều so với ụ đắp đất là 63%..

Như vậy ta có thể thấy được khả năng ngăn chặn sóng nổ của ụ tường kè hai bên bê tông tốt hơn so với ụ đắp đất, nhưng sau t = 10ms ụ chắn đã bị phá hủy (Hình 8).



Hình 8. Tại thời điểm t = 10ms trường hợp ụ tường kè hai bên bê tông cốt thép.

Đối với ụ đắp đất sóng nổ có xu hướng chùm lên phía sau ụ giải thích cho hiện tượng này là do độ vát đắp ( $\eta$ )là khá lớn, điều này cũng làm cho khả năng bị phá hủy của ụ giảm xuống nhiều so với ụ có độ vát ( $\eta$ ) nhỏ (Hình 9).





Như vậy giữa hai ụ chắn trên khi lựa chọn xây dựng chúng ta cần xem xét đưa ra lựa chọn thích hợp giữa ưu, nhược điểm của hai loại ụ chắn này.

So sánh giữa ụ tường kè một bên đối với ụ tường kè hai bên bê tông cốt thép ta thấy tại vị trí trước ụ chắn 8,5m giá trị áp suất của ụ tường kè một bên có sự tăng cao 36 % so tường kè hai bên bê tông cốt thép và áp suất tại vị trí 45m sai lệch âm 13,8%. Chứng tỏ tường kè một bên có khả năng ngăn chặn sóng xung kích tốt hơn các dạng ụ khác.

Như vậy với cách kết cấu vật liệu các ụ chống nổ lây khác được quy định trong trong Phụ lục VII của Quy định về kho đạn dược Lục quân Quân đội nhân dân Việt Nam ta thấy rằng khả năng ngăn chặn sóng xung kích của kết cấu ụ tường kè bê tông cốt thép hai bên cao hơn ụ đắp đất nhưng lại kém hơn ụ đắp đất có kè 1 bên, xong ta nhận thấy rằng ụ kè bê tông sẽ bị phá hủy phần lớn sau khi xảy ra vụ nổ. Như vậy, ta thấy được ụ chắn kè một bên có ưu điểm hơn cả khi ngăn chặn sóng xung kích, nhưng việc xây dựng sẽ tốn kém.
### 3. Kết luận

Qua kết quả đã trình bày ở trên ta thấy được ưu, nhược điểm của kết cấu ụ tường kè bê tông cốt thép hai bên với khả năng ngăn cản sự lan truyền sóng nổ tốt, đồng thời hạn chế đáng kể ảnh hưởng của sản phẩm nổ tới khu vực phía sau ụ.

Kết cấu có nhược điểm lớn là bị phá hủy phần lớn khi xảy ra sự cố nổ nhà kho đạn dược lên khi xây dựng ụ lên tính toán chọn ụ chắn cho hợp lý với địa hình, kinh tế và giá trị mang lại khi xảy ra sự cố. Với kết quả trên, áp suất dư tại vị trí phía sau ụ chắn mặc dù đã giảm mạnh nhưng vẫn tương đối lớn, áp suất dư đó sẽ gây nguy hiểm cho con người và phá hủy một phần các công trình xung quanh gần nhà kho khi xảy ra sự cố nổ.

Kết quả của bài báo làm định hướng cho việc chọn vật liệu và kết cấu ụ chống nổ lây cho việc xây dựng nhà kho cất chứa đạn dược và các nhà kho có chứa vật liệu nổ.

### 4. Tài liệu tham khảo

1. Trần Đình Thành (2020). Vật lý nổ và va đập. Nxb Quân đội nhân dân.

2. AUTODYN help (2021), ANSYS WORKBENCH 2021, Theory-manual Ansys;

3. Под ред. Орленко Л (2002). П Физика взрыва,. В 2 т. Т.1. -М., ФИЗМАТЛИТ.

4. Под ред. Орленко Л (2002). П Физика взрыва,. В 2 т. Т.2. –М., ФИЗМАТЛИТ.

# Evaluation of the explosion-proof limiting capability of an ammunition storage warehouse with a concrete wall structure on both side

Abstract: This article evaluates the ability to limit blast waves of an ammunition warehouse explosionproof dock with concrete embankment walls on both sides based on numerical simulation methods on Ansys Autodyn software. Based on comparison between experimental calculation formula and software simulation results. The results of solving the problem allow to evaluate the pressure change at the locations in front and behind the embankment with concrete embankment walls on both sides when an ammunition warehouse explosion occurs and compare it with other methods. Other emplacement structures with different sizes and materials are specifically specified in Appendix VII/Regulations on Army ammunition depots of the Vietnam People's Army. The research results allow for guidance in selection. The structures are most suitable for explosive shields in army ammunition depots.

Keyword: Anti-explosion dock; lining plate, embankment walls on both sides, concrete; Ansys Autodyn.

## Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số đến điện áp phát của cảm biến va đập áp điện dùng trong ngòi B-15

### Nguyễn Bảo Khánh<sup>1</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>

<sup>1</sup>*Học viện Kỹ thuật quân sự Email: Khanhkaka123456789@gmail.com; Tel: 0353792998* 

### Tóm tắt

Bài báo khảo sát ảnh hưởng của một số tham số cảm biến va đập áp điện dùng trong ngòi B-15 đến điện áp phát xuất hiện khi bắn đồng thời so sánh, tính toán khả năng thay thế bằng hạt áp điện đã đưa vào sản xuất trong ngòi VP-7. Kết quả nghiên cứu phục vụ tính toán và kiểm tra khả năng cách điện của các chi tiết cách điện, đánh giá an toàn khi bắn; làm cơ sở vận dụng tính toán, thiết kế các ngòi đạn tương tự. **Từ khóa:** cảm biến va đập áp điện; điện áp phát; ngòi áp điện.

### 1. Đặt vấn đề

Hiệu ứng áp điện đã được Pierre và Jacques Curie thực hiện các thực nghiệm đầu tiên vào năm 1880 [5], từng bước được nghiên cứu chuyên sâu và ứng dụng rộng rãi trong các ngành kỹ thuật. Với ưu điểm nhỏ gọn, giải tuyến tính lớn, phản ứng nhanh, nhạy cảm và tạo được điện áp cao, đây là những đặc tính tuyệt vời, phù hợp hoàn hảo cho việc áp dụng lên các ngòi đạn chống tăng xuyên lõm như BΠ-7M, BΠ-9, B-15, ГВП-2, ГВП-3 hệ I cũng như ngòi PIBD M412, M509, M530, M539 hệ II [1,2].

Tuy nhiên, trong quá trình làm việc, ngòi đạn thường xuyên chịu tác dụng của ngoại lực từ rung xóc, rơi đổ hoặc trong điều kiện khi bắn làm xuất hiện các điện áp khác nhau trong mạch điện của ngòi. Lúc này đặc tính nhạy cảm và tạo điện áp cao trở thành một nhược điểm đáng chú ý, phát sinh khả năng gây nổ sớm, mất an toàn. Để đáp ứng yêu cầu cảm nhận mục tiêu, phát sinh điện áp lớn gây nổ kíp nổ điện khi va chạm, đồng thời bảo hiểm cho ngòi an toàn trong quá trình làm việc trước khi đạn gặp mục tiêu, cảm biến áp điện được tính toán thiết kế, chế tạo kết hợp với thực nghiệm phù hợp với từng loại đạn.

Nền công nghiệp quốc phòng nước ta đang ngày càng phát triển, việc từng bước nắm vững công nghệ và tập trung vào nghiên cứu sản xuất các mẫu ngòi đạn đa dạng là rất quan trọng. Nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số đến điện áp phát của cảm biến áp điện dùng trong ngòi B-15 dưới điều kiện cụ thể là cần thiết và có ý nghĩa lớn. Công việc này không chỉ hỗ trợ trong việc tính toán và kiểm tra khả năng cách điện của các chi tiết cách điện, mà còn đảm bảo an toàn khi sử dụng ngòi đạn. Kết quả của nghiên cứu này sẽ là cơ sở để áp dụng vào quá trình tính toán, thiết kế và sản xuất các ngòi đạn tương tự trong tương lai.

### 2. Cảm biến áp điện ngòi B-15

### 2.1. Cấu tạo

Ngòi B-15 là ngòi áp điện đầu - đáy, chạm nổ tức thì được sử dụng cho đạn chống tăng với các cỡ nòng khác nhau như 100mm, 122mm và 125mm, hoạt động tin cậy với góc chạm mục tiêu từ  $0^0$  đến  $70^0$  [3,4].

Cấu tạo ngòi B-15 gồm Phần đầu là cảm biến va đập áp điện và Phần đáy lắp cơ cấu bảo hiểm-mở bảo hiểm và bộ phận nổ. Hạt áp điện được bố trí ở phần đầu làm từ Titanat Ziconat Chì (PZT) đây là vật liệu sắt điện đa tinh thể có cấu trúc tinh thể perovskite-cấu trúc tứ giác/hinh thoi rất gần với hình khối cho hiệu ứng áp điện rõ rệt [6].



Hình 1. Phần đầu của ngòi B-15 và cấu trúc tinh thể PZT 1-Nắp; 2-ốc giữ và truyền lực; 3-Khối va đập (tiếp điểm âm); 4-Hạt áp điện; 5-Tiếp điểm dương; 6-ống cách điện; 7-Thân phần đầu; 8-Vòng đệm; 9-Vỏ; 10-Lò xo



Hình 2. Sơ đồ mạch điện của ngòi B-15

1-Nắp; 2-ốc truyền lực; 3-Tiếp điểm âm; 4-Hạt áp điện; 5-Tiếp điểm dương; 7-Thân phần đầu; 9-Vỏ; 10-Lò xo; TH-Thân phần đáy; P-Phễu chặn; PL-Phễu lót; 1d-ốc đáy; 4d-Cốc tiếp xúc; 14-Nắp; 15-Lò xo; 10d-Thân phần đáy; 22-Lò xo; 26-Kíp nổ phóng điện; 27-Cốc tiếp xúc; VK-Vỏ kíp

Cấu trúc mạch điện B-15 bố trí theo sơ đồ tác dụng trực tiếp [2] như Hình 1 với cực âm tại tiếp điểm trên (3) và cực dương ở tiếp điểm dưới (5). Hạt áp điện được nối ngắn mạch nhờ sun S<sub>1</sub> gồm cốc (4) và lò xo (22); hai điện cực của kíp nổ điện (26) nối ngắn mạch bời sun S<sub>2</sub> là vỏ kíp nổ điện và nắp tiếp xúc; khóa K gồm nắp tiếp xúc (27) và núm tiếp xúc ở giữa ốc đáy (1). Sau khi ngòi mở bảo hiểm, sun S<sub>1</sub> và sun S<sub>2</sub> hở, khóa K đóng mạch nối hạt áp điện thông với kíp nổ điện. Ngòi nổ B-15 vừa được bảo đảm an toàn bằng các cơ cấu, bộ phận giống như các ngòi chạm nổ cơ khí khác vừa được bảo hiểm về mạch điện bằng các lắp các sun ngắn mạch cho nguồn điện và cho kíp nổ. Tuy nhiên để đảm bảo không gây nổ kíp nổ trước khi chạm mục tiêu, ta có thể xét đến trường hợp nguy hiểm nhất là ngòi bị mở bảo hiểm sớm và chịu lực quán tính trục lớn nhất khi bắn.

### 2.2. Một số tham số của cảm biến va đập áp điện ngòi B-15

Khi xét đến mối quan hệ vật lý giữa các tham số của cảm biến với điện áp phát ra do va đập áp điện, có thể chia các tham số thành các nhóm như:

- Nhóm phụ thuộc vào đặc tính vật liệu:

Mô đun áp điện d<sub>33</sub>;

Hệ số tổn thất từ thẩm  $k_p$ ; Độ từ thẩm  $\epsilon_r$ ;

Mật độ khối lượng hạt áp điện p;

- Nhóm tham số kích thước:

Đường kính hạt áp điện d;

Chiều cao l;

Diện tích bề mặt chịu lực s<sub>p</sub>;

Khối lượng tiếp điểm trên m<sub>1</sub>.

Bên cạnh đó, để tính toán điện áp phát cần đặt cảm biến trong điều kiện cụ thể, ở đây ta xét đến trường hợp khi bắn với lực quán tính trục lớn nhất  $S_{max}$ .

Phần tử áp điện trên ngòi B-15 có dạng hình trụ với các tham số như Bảng 1.

TT	Tham số	Ký hiệu	B-15	<b>VP-7</b>	Đơn vị
1	Mô đun áp điện d <sub>33</sub>	λ	140.10 <sup>-12</sup>	350.10-12	C/N
2	Hệ số tổn thất từ thẩm	k <sub>p</sub>	0,35	0,58-0,6	
3	Độ từ thẩm của hạt áp điện	ε <sub>r</sub>	13.10-9	19.10-9	$\Phi/m$
4	Mật độ khối lượng	ρ	5220	6578	kg/m <sup>3</sup>
5	Khối lượng tiếp điểm trên	m1	2,3.10-3	2,3.10-3	kg
6	Đường kính hạt áp điện	d	10.10-3	10.10-3	m
7	Chiều cao của hạt áp điện	1	0,01	0,006	m
8	Khối lượng hạt áp điện	m	4,1.10-3	3,1.10-3	kg

Bảng 1. Các thông số của hạt áp điện ngòi B-15 và ngòi VP-7

### 2.3. Mô hình toán học

Khi ta đặt hai tiếp điểm tiếp xúc với hai bề mặt chịu lực của hạt áp điện thì có thể coi hai tiếp điểm này như hai bản của tụ điện, còn hạt áp điện là chất điện môi. Ta có sơ đồ mạch điện của ngòi như Hình 3.



Hình 3. Sơ đồ tính toán điện áp ngòi B-15

Hiệu điện thế ở hai đầu tiếp điểm tiếp xúc là  $U_C$  tính theo công thức:

$$U_c = \frac{q}{C} \tag{1}$$

Trong đó: - q là điện tích sinh ra khi có lực tác dụng lên hạt áp điện;

- C là điện dung của tụ điện được xác định  $C = C_p + C_{iii} + C_B$ ;

+  $C_P$  là điện dung riêng hạt áp điện;

+  $C_B$  - điện dung phụ tải,

+  $C_{iii}$  – điện dung dây dẫn.

Xét phần tử áp điện như một tụ điện phẳng có độ dày l, điện dung của nó xác định:

$$C_p = \frac{\mathcal{E}_0 \cdot \mathcal{E}_r \cdot \mathcal{S}_p}{l}$$

Với:  $-\varepsilon_r$  là độ thẩm thấu điện môi của hạt áp điện;

-  $s_p$  và l là diện tích bề mặt chịu lực và chiều cao của hạt áp điện.

Mặt khác, theo thực nghiệm điện tích xuất hiện trên hai mặt của khối áp điện tỷ lệ với lực tác động hay ứng suất trên bề mặt hạt áp điện:

$$q = \lambda . F = \lambda . s_p . \sigma \tag{2}$$

Trong đó: - F là áp lực tác dụng lên hạt áp điện

-  $\lambda$  là mô đun áp điện của chất áp điện

Từ (1) và (2), tính tới hệ số tổn thất  $k_p$  (xác định bằng thực nghiệm) ta được:

$$U_{c} = \frac{k_{p}\lambda . s_{p} . \sigma}{C_{p} + C_{iii} + C_{B}}$$
(3)

Khi bắn đạn lõm thường là không quay hoặc ít quay, lực ly tâm nhỏ nên ta chỉ quan tâm đến lực quán tính trục. Ta có lực quán tính lớn nhất tác dụng vào hạt áp điện, khi áp suất lớn nhất (ở 40 °C) và với hệ số an toàn là 1,1.

$$S_{\max} = 1.1 \frac{m + m_1}{M} \frac{\pi}{4} \frac{d^2}{\varphi} p_{\max}$$

Trong đó: -  $m+m_1$ : khối lượng của chi tiết ngòi (hạt áp điện và tiếp điểm)

- M : khối lượng của toàn bộ đầu đạn

- *d* : cỡ nòng
- P : áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy đạn
- $\varphi$ : hệ số công thứ yếu:  $\varphi = 1 + \frac{1}{3}\frac{\omega}{Q}$
- ω: Khối lượng thuốc phóng
- Q: Trong lượng đầu đạn

### 3. Khảo sát ảnh hưởng các tham số

### 3.1. Điện áp phát với bộ tham số thiết kế của cảm biến ngòi B-15 và VP-7

Trên cơ sở đặc điểm cấu tạo và điều kiện làm việc trong hai trường hợp: Khi bắn và khi chạm mục tiêu với các mẫu đạn БК-13 bắn trên pháo 122Д30, so sánh điện áp phát với điện áp an toàn của kíp nổ điện  $U_{AT} = 700V$  trong các trường hợp. Áp dụng bảng thông số của ngòi B-15 vào công thức tính toán ta có:

Thực tế điện dung lắp ráp rất nhỏ nên điện dung tụ điện có thể tính như sau:

$$C \approx Cp = \frac{\varepsilon_r S_p}{l} = \frac{13.10^{-9} . 3, 14.0, 005^2}{0, 01} = 0, 102.10^{-9} (F)$$

STT	Thông số	Ký hiệu	Đơn vị	БК-13
1	Khối lượng toàn bộ đầu đạn	М	kg	18,2
2	Cỡ nòng	dn	m	122.10-3
3	Áp suất khí thuốc	p <sub>max</sub>	Pa	295.10 <sup>6</sup>
4	Khối lượng thuốc phóng	ω	kg	3.276
5	Hệ số công thứ yếu	φ		1,06

Bảng 2. Một số thông số của đạn *EK-13* 

Lực quán tính lớn nhất tác dụng vào hạt áp điện khi áp suất lớn nhất ( $t_0 = 40^{\circ}C$ ) và với hệ số an toàn  $k_{at} = 1,1$ :

$$S_{\max} = \frac{(m+m_1)}{M} \frac{\pi}{4} \frac{d_n^2}{\varphi} p_{\max} = \frac{(4,1+2,3) \cdot 10^{-3} \cdot 3,14.0,122^2 \cdot 1,1.295 \cdot 10^6}{18,2.4.1,06} = 1258N$$

Ứng suất tác dụng do lực quán tính trục:

$$\sigma_{\max} = \frac{S_{\max}}{F} = \frac{1258}{3,14.0,005^2} = 16.10^6 \ (N / m^2)$$

Hiệu điện thế xuất hiện do hạt áp điện sinh ra dưới tác dụng lực quán tính trục là:

$$U_{B15} = \frac{k_p \cdot \lambda \cdot \sigma \cdot S_p}{C} = \frac{0.35.140.10^{-12} \cdot 16.10^6 \cdot 3.14.0,005^2}{0.102 \cdot 10^{-9}} = 604 \text{ (V)}$$

Như vậy, Điện áp này nhỏ hơn điện áp làm việc của kíp nổ điện.

Để đánh giá khả năng sử dụng hạt áp điện có sẵn trong TCCNQP cho ngòi B-15 và V-15VN, có thể tính toán cho hạt áp điện được dùng trong ngòi VP-7. Hạt áp điện này được chế tạo trên nền vật liệu PZT có hình trụ đường kính 10mm, cao 6mm, các tham số đã đề cập ở Bảng 1. Tính toán tương tự ta có:

$$U_{VP-7} = 1267V > U_{AT}$$

Do đó không thể sử dụng hạt áp điện có sẵn trong ngòi VP-7 để thay thế cho ngòi B-15, V-15VN.

Tuy nhiên, có thể sử dụng vật liệu áp điện và công nghệ để chế tạo hạt áp điện đáp ứng yêu cầu điện áp phát cho ngòi B-15, V-15VN bằng cách thay đổi tham số kích thước.

### 3.2. Khảo sát với trường hợp khối lượng hạt áp điện không đổi

Trong điều kiện yêu cầu về vật liệu cũng như khối lượng hạt áp điện đã được tính toán thiết kế sẵn, vậy biến thiên điện áp phát phụ thuộc vào các tham số hình học, trực tiếp là đường kính d và chiều dài l.

Kết quả khảo sát với khối lượng hạt áp điện m = 4,1g, chỉ thay đổi tham số kích thước d và l được biểu diễn như đồ thị Hình 4.



Hình 4. Đồ thị điện áp phát khi khối lượng hạt áp điện không đổi a. Thay đổi kích thước chiều dài; b. Thay đổi kích thước đường kính

Có thể thấy:

- Việc tăng kích thước l (giảm d) cho kết quả điện áp phát tăng lên;

- Do bản chất vật liệu áp điện, điện áp phát sinh trên ngòi VP-7 luôn lớn hơn khi dùng vật liệu áp điện ngòi B-15.

### 3.3. Khảo sát với trường hợp khối lượng hạt áp điện có đổi

Với sự thay đổi kích thước chiều dài l và d - hai biến của hàm điện áp phát U = f(l,d) khi chịu tác dụng của lực quán tính trục lớn nhất. Đặt giới hạn điện áp U<sub>AT</sub>, ta có đồ thị như Hình 5.



Hình 5. Đồ thị điện áp phát với kích thước hình học biến đổi

Như vậy, vùng hiển thị trên hình là vùng thay đổi tham số hình học mà điện áp phát vẫn nằm trong giới hạn an toàn. Điện áp tạo ra khi sử dụng vật liệu áp điện của ngòi VP-7 cho điện áp phát luôn lớn hơn với kích thước tương đương, hay nói cách khác là ta có thể giảm kích thước hình học mà vẫn cho ra điện áp phát yêu cầu khi thay thế bằng vật liệu áp điện của ngòi VP-7.

Bài báo đã thành công trong việc xây dựng mô hình tính toán điện áp phát của cảm biến va đập áp điện, đặc biệt là tính toán chi tiết đối với ngòi B-15. Qua các tính toán với thông số cụ thể của ngòi B-15 trong điều kiện bắn đạn БК-13 trên pháo 122Д30, kết quả cho thấy điện áp phát nhỏ hơn điện áp làm việc của kíp nổ điện trong ngòi. Đồng thời, nghiên cứu cũng chỉ ra rằng không thể sử dụng hạt áp điện từ ngòi VP-7 để thay thế cho ngòi B-15.

Kết quả nghiên cứu không chỉ làm rõ mối liên quan chặt chẽ giữa điện áp phát và điều kiện làm việc, mà còn chỉ ra tác động của một số tham số kết cấu của cảm biến va đập áp điện, như khối lượng tiếp điểm m<sub>1</sub>, khối lượng hạt áp điện m, đường kính d, mô đun áp điện d<sub>33</sub>, hệ số tổn thất từ thẩm k<sub>p</sub>, độ từ thẩm, diện tích bề mặt chịu lực, và chiều cao. Những thông tin này đóng góp quan trọng vào hiểu biết về khả năng ứng dụng của cảm biến va đập áp điện trong ngòi B-15 cũng như những ngòi áp điện tương tự.

### Tài liệu tham khảo

[1] Vũ Văn Lâm, Ngòi đạn (tập 1, 2), Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 1999.

[2] Phạm Đức Hùng, *Hệ thống cảm biến mục tiêu trong ngòi đạn*, Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2015.

[3] Hoàng Trọng Quỳnh, Cấu tạo đạn (tập 1), Tổng cục Kỹ thuật, 2009.

[4] Описание устроиства и деиствия Головодонный взрыватель В-15, Военное Издательство Минисерства Обороны СССР, Москва, 1966.

[5] Xinhua Zhu, *Piezoelectric ceramics properties and Applications*, National Laboratory of Solid State of Microstructures, Department of Physics, Nanjing University, Nanjing 210093, China.

[6] J.W.Waanders, *Piezoelectric ceramics: Properties and Applications*, Philips Components, 1991.

# Research on the influence of various parameters of piezoelectric impact sensors used in B-15 fuze ammunition

### Nguyen Bao Khanh<sup>1</sup>, Pham Duc Hung<sup>1</sup>, Bui Xuan Son<sup>1</sup>

<sup>1</sup>*Military Technical Academy* 

Email: Khanhkaka123456789@gmail.com; Tel: 0353792998

*Abstract:* The content of the article employs a technical analysis method utilizing numerical computations to assess the voltage generated during firing. This approach forms the foundation for investigating the impact of various parameters in piezoelectric impact sensors for B15 fuze. The computations also evaluate the substitutability of piezoelectric particles found in VP-7 fuze. The research findings are instrumental in computational analysis and testing processes, assessing the electrical insulation capabilities of insulation components, thereby ensuring safety during firing Additionally, they establish the groundwork for applying calculations in the design of similar fuzes.

Keywords: Piezoelectric impact sensor; Voltage generation; Piezoelectric fuze.

### Nghiên cứu khả năng ứng dụng công nghệ Vi cơ – điện (MEMS) trong thiết kế và chế tạo cơ cấu bảo hiểm ngòi đạn

Hứa Trường Thịnh<sup>1</sup>, Phạm Đức Hùng<sup>1</sup>, Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup>, Phạm Xuân Quyền<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự Email: huatruongthinh3011@gmail.com; Tel: 0359.093.354

### Tóm tắt

Ngòi đạn MEMS hoặc ngòi đạn sử dụng công nghệ MEMS là các thuật ngữ được sử dụng để chỉ những ngòi đạn được trang bị các cảm biến và hệ thống điều khiển dựa trên công nghệ MEMS, giúp cải thiện chính xác và hiệu suất của vũ khí. Bài báo giới thiệu nguyên lý hoạt động chung của ngòi đạn MEMS và một số cơ cấu bảo hiểm (CCBH) sử dụng công nghệ MEMS đã được áp dụng trong quân đội các nước. Nghiên cứu phân tích, tổng hợp và so sánh thông số kỹ thuật, chức năng và nguyên lý hoạt động của các CCBH khác nhau. Mục đích nhằm đánh giá khả năng ứng dụng của chúng cho từng loại ngòi đạn cụ thể. Kết quả nghiên cứu đóng góp cơ sở lý luận khoa học phục vụ cho việc thiết kế và chế tạo ngòi đạn mới, nhằm thay thế các ngòi đạn cũ, đáp ứng hiệu quả các yêu cầu của chiến tranh hiện đại.

Từ khóa: Công nghệ MEMS; ngòi đạn MEMS; CCBH; linh kiện nổ.

### 1. Đặt vấn đề

Ngòi đạn MEMS là ngòi được tích hợp các hệ thống vi cơ - điện tử (MEMS – Micro Electro-Mechanical System) có kích thước rất nhỏ, thường chỉ từ vài micromet đến vài milimet, giúp tối ưu hóa không gian và trọng lượng. Quân đội Mỹ đã tích hợp công nghệ MEMS lên đạn và các hệ thống vũ khí từ đầu những năm 2000. Điển hình nhất là đạn pháo tầm xa 155mm Excalibur XM982, sử dụng công nghệ GPS và khối đo lường quán tính (IMU) trên cơ sở công nghệ MEMS để định vị và điều chỉnh đường bay của đạn trong thời gian thực, từ đó cải thiện độ chính xác. Ngoài ra, đạn chống ngư lôi CCAT của Mỹ (Hình 1) sử dụng kíp nổ thông minh có cơ cấu bảo hiểm (CCBH) sử dụng công nghệ MEMS [1]. Ứng dụng công nghệ MEMS vào ngòi đạn giúp đạt hiệu quả cao về độ chính xác, độ tin cậy, mức tiêu thụ năng lượng thấp và khả năng dễ dàng tích hợp vào các hệ thống vũ khí mới.

Trong lĩnh vực quân sự, với yêu cầu tác chiến hiện đại đòi hỏi phải phát triển các loại đạn tinh khôn, đa chức năng, hoạt động tin cậy nhưng vẫn có kích thước nhỏ gọn, nhẹ. Mặt khác, các loại ngòi truyền thống trong quân đội ta tuy có nguyên lý kết cấu đảm bảo cho ngòi hoạt động tin cậy nhưng đa phần có khối lượng lớn và chưa tinh khôn nên phần nào chưa đáp ứng được các yêu cầu trong chiến tranh hiện đại. Bên cạnh đó, đa số các loại ngòi đạn hiện có trong trang bị đã xuống cấp, lạc hậu. Tuy nhiên, quá trình sản xuất mới và thay thế ngòi đạn cũ tốn kém về nguyên vật liệu và chi phí gia công. Do đó, việc nghiên cứu và phát triển các loại ngòi đạn dựa trên công nghệ MEMS là phù hợp với xu hướng và thiết thực.



Hình 1. Kíp nổ "thông minh" công nghệ MEMS có kích thước 13mm

Nội dung bài báo cung cấp góc nhìn tổng quan về nguyên lý hoạt động của CCBH dựa trên công nghệ MEMS, đề xuất các phương án ứng dụng công nghệ MEMS trong thiết kế, chế tạo các loại ngòi đạn mới nhằm thay thế các ngòi đạn cũ, đáp ứng hiệu quả các yêu cầu của chiến tranh hiện đại.

### 2. Nguyên lý hoạt động CCBH MEMS và thiết bị tạo xung kích thích ban đầu EFI

CCBH của ngòi MEMS về cơ bản vẫn dựa trên ý tưởng làm gián đoạn mạch nổ bởi cơ cấu ngăn cách, được dẫn động nhờ lực tĩnh điện, lực điện - nhiệt, lực điện - từ hoặc lực quán tính (Hình 2).



Hình 2. Đường truyền nổ ở trạng thái ngăn cách và trạng thái mở thông

Trong ngòi MEMS, thiết bị tạo xung kích thích ban đầu là linh kiện nổ, sử dụng nguyên lý nổ điện "lá văng" (Exploding Foil Initiator – EFI) [2]. Cấu tạo chung của linh kiện nổ EFI được thể hiện trong Hình 3, gồm cầu dẫn điện, lớp cách điện, lớp phủ, tấm chắn và hạt nổ. Cầu dẫn điện là một lá kim loại mỏng có thiết diện bị thắt nhỏ ở giữa nhằm tăng điện trở. Khi được cấp nguồn điện, cầu dẫn điện bị nổ ngắn mạch. Áp lực của vụ nổ làm một phần của lớp phủ cách điện văng xuyên qua lỗ định hướng trên tấm chắn, sau đó va đập vào hạt thuốc nổ bên trên. Hạt nổ nổ dẫn đến gây nổ mạch nổ của ngòi.



Hình 3. Cấu tạo (a) và nguyên lý hoạt động (b) của linh kiện nổ EFI

Nguồn cấp điện cho CCBH và các linh kiện điện tử khác trong ngòi được sản sinh trong khi bắn, lợi dụng lực quán tính để kích hoạt thuốc hỏa thuật tạo ra nhiệt năng, dẫn đến quá trình điện hóa trong pin. Điện thế sản sinh ra có thể đạt khoảng 30V và đủ để duy trì hoạt động cho ngòi trong 30 phút. Ngoài ra, nguồn điện có thể hoạt động theo nguyên lý điện – cơ bằng cách

436

sử dụng tác dụng của dòng khí khi đạn chuyển động để làm quay cánh quạt để tạo ra nguồn điện với công suất khoảng 1 - 2W khi đạn có tốc độ lớn hơn 60m/s. Một phương pháp khác là sử dụng hiệu ứng áp điện. Các hạt áp điện khi chịu tác dụng bởi lực nén ép, nhờ lực quán tính xuất hiện khi bắn hoặc khi đạn chạm mục tiêu, sẽ sinh ra xung điện ở điện thế cao.

### 3. Các dạng CCBH dựa trên công nghệ MEMS

### 3.1. Cơ cấu dạng thanh trượt - lò xo của Robinson (2001)

CCBH gồm hai thanh trượt nằm dọc và ngang. Mỗi thanh trượt được liên kết với lò xo vi cơ. Đầu mỗi lò xo được ngàm với lẫy giữ 1 và 2 tương ứng. Trên thanh trượt 2 có lỗ truyền lửa. Ở trạng thái chưa mở bảo hiểm, các thanh trượt được lò xo giữ ở vị trí an toàn. Khi bắn, thanh trượt dọc chạy qua rãnh zíc-zắc dưới tác động bởi lực quán tính trục và uốn cong khóa an toàn 1 giúp giải phóng thanh trượt 2. Tuy nhiên thanh trượt 2 chưa chuyển động vì được giữ bởi khóa an toàn 2. Khi đạn rời nòng đến một khoảng cách an toàn nhất định, tín hiệu điện được gửi đến để kích hoạt bộ dẫn động làm thanh khóa lệnh chuyển động lên trên theo hướng bắn sau đó giải phóng hoàn toàn thanh trượt ngang. Dưới tác động của lực quán tính ly tâm, thanh trượt ngang di chuyển về vị trí mở bảo hiểm. Lúc này lỗ rỗng trên thanh trượt 2 nằm thẳng trục với hạt lửa. Lẫy giữ 4 giữ thanh trượt ngang ở vị trí mở bảo hiểm đưa ngòi về trạng thái sẵn sàng làm việc [3].



Hình 4. CCBH theo thiết kế của Robinson

3.2. Thiết kế của Maurer (2006)



Hình 5. CCBH theo thiết kế của Maurer

CCBH của Maurer năm 2006 sử dụng lực cảm ứng điện từ để vận hành cơ cấu. Thiết kế gồm đế 200, thanh trượt 230, lò xo thanh trượt 250, các nam châm vĩnh cửu 220 và 225, khóa từ ngang 240, lò xo khóa từ 260. Trên thanh trượt 230 có lỗ truyền lửa 226. Ở trạng thái chưa mở bảo hiểm, thanh trượt 230 được giữ nguyên ở vị trí an toàn nhờ 2 khóa 240 ở hai bên. Hai khóa ngang luôn tỳ vào rãnh 235 trên thanh trượt 230 nhờ lực của lò xo khóa từ 260. Lỗ truyền lửa do đó đóng kín và ngăn cách đường truyền lửa. Khi có dòng điện được cung cấp, nam châm điện hút các nam châm vĩnh cửu 220. Dưới tác dụng của lực hút, các khóa ngang 240 dịch chuyển làm nén lò xo khóa từ 260 và giải phóng cho thanh trượt 230 chuyển động. Nhờ lực hút, thanh trượt 230 kéo dãn lò xo thanh trượt 250 và di chuyển về vị trí mở bảo hiểm, mở thông đường truyền lửa qua lỗ 226 [4].

### 3.3. Thiết kế của Mink (2006)

CCBH của Mink sử dụng 4 tấm chắn được sắp xếp thành 2 tầng chồng lên nhau, mỗi tầng có 2 tấm chắn có thể chuyển động tách rời nhau về 2 phía. Ban đầu (khi chưa mở bảo hiểm), các tấm chắn xếp sát vào nhau, chỉ để khe hở 2µm (khoảng cách bé hơn sẽ dẫn đến sự bám dính của vật liệu trong quá trình chế tạo, Hình 6). Mỗi tấm chắn được liên kết với một dầm uốn được dẫn động bởi động cơ nhiệt điện qua một chân liên kết. Mỗi chân liên kết chuyển động hết hành trình sẽ liên kết với đầu khóa và được giữ cố định. Lúc này, CCBH được đưa về trạng thái mở bảo hiểm [5].



Hình 6. CCBH theo thiết kế của Mink

### 3.4. Thiết kế của Jin Oh Seok (2017)

CCBH của Jin Oh Seok sử dụng bi dẫn có cấu tạo đơn giản và chịu được gia tốc lớn (Hình 7). Khi bắn, lực quán tính trục làm bi dẫn nén xuống uốn cong cần quán tính. Khi chuyển vị của cần quán tính đạt 1.35mm, bi dẫn được giải phóng khỏi hộp chứa, sau đó văng theo đường dẫn dưới tác dụng của lực quán tính ly tâm và làm chuyển động thanh trượt. Thanh trượt chỉ có thể chuyển động khi cần khóa và lẫy giữ bảo hiểm bị biến dạng dưới tác động của lực quán tính ly tâm đủ lớn. Sau cùng, thanh trượt dịch chuyển được gài chặt nhờ cần khóa, mở thông đường truyền nổ [6].

Cần quán tính Cần khóa Hộp chứa Cần quán tính Cần khóa Cần quán tính Cần khóa Cần quán tính Cần khóa Lây Cân quán tính Cần khóa Lây Cân quán tính Cần khóa Lây Cân quán tính Cần khóa Cân quán tính Cần khóa Cân quán tính Cần khóa Lây Cân quán tính Cân khóa Lây

Hình 7. CCBH của Jin Oh Seok

### 3.5. Thiết kế của Yan Zhang (2018)

CCBH theo thiết kế của Yan Zhang có dạng đĩa với đường kính 14mm (Hình 8). Khi bắn, lực quán tính ly tâm uốn cong lẫy bảo hiểm 13 (khi đạn quay với vận tốc 40,000 vòng/phút trở lên) giải phóng đế trượt 12, nhưng đế 12 chưa chuyển động vì được giữ bởi cần khóa 7. Khi đạn ra khỏi nòng được một khoảng cách nhất định, chốt điện 4 dưới áp lực của khí thuốc nhoi lên uốn cong cần khóa 7 giải phóng hoàn toàn đế 12. Nhờ lực quán tính ly tâm, đế 12 kéo dãn lò xo vi cơ 6 và dịch chuyển về vị trí mở bảo hiểm [7].



Hình 8. CCBH theo thiết kế của Yan Zhang

### 4. Kết luận

Đối với các loại đạn pháo cỡ nhỏ (từ 20mm – 40mm), do có gia tốc quán tính trục và quán tính ly tâm lớn (trên 40 000G) nên áp dụng CCBH MEMS của Jin Oh Seok (2017) hoặc Yan Zhang (2018). Thiết kế của Yan Zhang có dạng đĩa tròn với kích thước đường kính 14mm nên có thế bố trí CCBH trên các đạn pháo cỡ từ 25mm trở lên. Đối với các loại đạn pháo có gia tốc khi bắn lớn như đạn pháo phòng không hoặc đạn Hải quân có thể áp dụng thiết kế của Jin Oh Seok do kết cấu bi dẫn vẫn hoạt động tin cậy dưới tải trọng lớn. Các loại đạn pháo cỡ lớn có thể áp dụng CCBH MEMS theo thiết kế của Robinson gồm 2 thanh trượt. Thậm chí có thể kết hợp giữa ngòi đạn truyền thống và CCBH MEMS bổ sung vào không gian giữa kíp nổ và trạm nổ giúp tăng độ an toàn.

Đối với đạn súng phóng lựu như M79 hoặc đạn bắn trên súng phóng lựu tự động AGS-17 có lực quán tính trục khi bắn khoảng 10 000G thì việc áp dụng CCBH MEMS mang lại nhiều ưu điểm. Ngòi nổ của đạn phóng lựu M79 thường được bố trí các kết cấu cơ khí nằm ở đầu đạn trong khi phần chiến đấu, cả đạn sát thương lẫn xuyên lõm, đều bố trí ở phía sau (Hình 9.a). Sự sắp xếp như vậy dẫn đến làm hạn chế đáng kể dòng xuyên. Việc áp dụng ngòi MEMS trên đạn phóng lựu được Genson giới thiệu vào năm 2013 [9]. Trong đó, ngòi MEMS được bố

439

trí ở đáy đạn. Ngoài CCBH 22 còn có các thiết bị MEMS 21 được gắn trên bo mạch (Hình 9.b). Các thiết bị MEMS gồm bộ đếm giờ, cảm biến tốc độ quay và cảm biến va chạm. Nguồn điện cấp cho CCBH và mạch điện tử dựa trên nguyên lý áp điện hoạt động khi bắn. Việc tích hợp các cảm biến giúp ngòi đạn thực hiện hai chức năng: chạm nổ và tự hủy (khi đạn ngừng quay). CCBH MEMS theo thiết kế này cũng giúp nâng cao độ an toàn cho đầu đạn phóng lựu hơn so với thiết kế truyền thống.



Hình 9. Đạn phóng lựu 40mmm khi dùng ngòi truyền thống (a) và ngòi MEMS (b)

Đối với các loại đạn cối có gia tốc khi bắn khoảng 10 000G, CCBH nên có rãnh zic-zac để tăng hệ số an toàn. Nhìn chung, ngòi đạn cối chiếm tỷ trọng khối lượng khá lớn trong đầu đạn, do đó khi áp dụng CCBH MEMS cho phép bổ sung thêm thuốc nổ nhằm tăng uy lực cho đầu đạn.

Đối với các loại đạn có gia tốc bé, như là đạn phản lực hay tên lửa thì CCBH nên áp dụng hiệu ứng nhiệt điện hoặc thuốc hỏa thuật kết hợp với các tín hiệu điện thông qua các cảm biến và vi mạch điều khiển. Sự kết hợp các vi mạch điện tử giúp đạn hay tên lửa nhận biết được độ cao, tốc độ và gia tốc do đó đảm bảo tính thông minh của đạn trong việc nhận diện tín hiệu để mở bảo hiểm hay kích hoạt ngòi nổ.

Việc tích hợp các cảm biến vào ngòi MEMS cũng là cơ sở quan trọng để đảm bảo tính thông minh của đạn. Ví dụ như ngòi đạn có chức năng gây nổ khi đến gần mục tiêu, cho phép tiêu diệt sinh lực địch ẩn nấp dưới công sự. Ngòi đạn MEMS loại này được bố trí ở đáy đạn bao gồm các cảm biến, mạch điều khiển, CCBH, kíp nổ, trạm nổ (Hình 10). Ngòi thông minh được thiết kế để đảm bảo đầu đạn vẫn giữ nguyên khối lượng và hình dạng bên ngoài so với đạn cũ.

Các loại đạn dùng trên thiết bị bay không người lái (UAV), đặc biệt là các thiết bị bay điều khiển từ xa từ góc nhìn của người lái (FPV) vốn yêu cầu cao về tính gọn, nhẹ thì việc ứng dụng ngòi MEMS là rất phù hợp. Trong đó, CCBH theo thiết kế của Mink (2006) với kích thước nhỏ (2mm x 2mm x 0,5mm) cần được chú trọng áp dụng.



Hình 10. Ngòi nổ thông minh 40CTA

Các loại đạn xuyên hay tên lửa khi va chạm với mục tiêu cứng sẽ xuất hiện gia tốc quán tính lớn (có thể lên đến 100,000G). Khi đó, các linh kiện MEMS gồm các cảm biến, kíp nổ điện và CCBH gồm những phần tử có kích thước vi mô vẫn có thể hoạt động tin cậy mà không bị phá hủy. Mặt khác, việc tích hợp nhiều thiết bị MEMS cho phép ngòi đạn có nhiều chức năng đa dạng, hoạt động được ở nhiều chế độ để phát huy tác dụng của đạn đối với mục tiêu. Xét về góc độ chi phí sản xuất và bảo dưỡng, ngòi MEMS kinh tế hơn do các thiết bị dựa trên công nghệ MEMS có giá thành rẻ. Lấy ví dụ, một tên lửa có giá khoảng 30,000\$ thì các cảm biến gia tốc và con quay có giá trị lên đến 1000\$, trong khi một thiết bị MEMS với chức năng hoạt động tương tự chỉ có giá 20\$ [10].

Đối với đạn cát xét, với thực trạng hiện nay, tỷ lệ các đạn còn sót lại do ngòi không làm việc lên đến 2-5% để lại hậu quả lớn sau chiến tranh. Việc sử dụng ngòi MEMS trên các loại đạn con giúp hạn chế tỷ lệ đạn hỏng còn sót lại. Các con số thống kê cho thấy các thiết bị MEMS có thời hạn sử dụng lâu dài hơn và độ tin cậy trong hoạt động lớn hơn gấp từ 5 đến 10 lần.

Tóm lại, CCBH dựa trên công nghệ MEMS có những đặc điểm là nhỏ, gọn, nhẹ, bền bỉ, hoạt động tin cậy và giá thành rẻ. Mặt khác, khả năng tích hợp các cảm biến và mạch điện tử vào trong ngòi MEMS giúp ngòi có nhiều chức năng đa dạng, đáp ứng tốt yêu cầu trong chiến tranh hiện đại. Tùy vào mỗi loại đạn khác nhau, dựa trên kích cỡ đạn, môi trường hoạt động, độ lớn của lực quán tính xuất hiện khi bắn, điều kiện tương tác với mục tiêu mà lựa chọn CCBH MEMS phù hợp. Tuy nhiên, việc phát triển các loại ngòi MEMS đòi hỏi yêu cầu cao về thiết bị, nhà xưởng, vật liệu và trình độ của người thiết kế. Hoạt động nghiên cứu và phát triển CCBH công nghệ MEMS là công việc dài hạn, cần được chú trọng đầu tư.

### Tài liệu tham khảo

- 1. Robbins, John, *United States Navy Overview*, Report to 49th Annual Fuze Conference (April 2005), Navy Energetics Enterprise, 2005.
- O'Brien, Dennis W., Robert L. Druce, Gary W. Johnson, George E. Vogtlin, Troy W. Barbee Jr., and Ronald S. Lee., *Method and System for Making Integrated Solid-State Fire-Sets and Detonators*, US Patent 5731538, 1998.
- 3. C.H. Robinson, R. Wood, *Ultra-miniature, monolithic, mechanical safety-and arming (S&A) device for projected munitions*, US Patent number 6167809, 2001.
- 4. Walter H. Maurer, Gabriel H. Soto, David R. Hollingsworth, *MEMS S&A device for Microdetonation*, US Patent number 7040234 B1, 2006.
- 5. Steven S. Mink, *Microelectromechanical Systems (MEMS) Interrupter for Safe and Arm Devices*, Air Force Institute of Technology, Ohio, USA, 2006.
- 6. Jin Oh Seok, Ji-hun Jeong, Junseong Eom, Seung S Lee, Chun Jae Lee, Sung Moon Ryu and Jong Soo Oh, *Ball driven type MEMS SAD for artillery fuse*, Journal of Micromechanical, 2017.
- 7. Yan Zhang, Wenzhong Lou, Dakui Wang, Maohao Liao, *Design and reliability of multi-scale security systemfor Micro-mini smart ammunition*, Microsystem Technologies, 2018.
- 8. Mei Li, Tengjiang Hu, *Research status and development trend of MEMS S&A devices: A review*, ScienceDirect, Defence Technology, 2020.
- 9. Genson et al, Advanced grenade concept with novel placement of MEMS fuzing technology, US 8522682 B1, 2013.
- 10. Dan Jean, Dan Pines, Kevin Cochran, *Microelectromechanical Systems: A munitions revolution*, Mini-Warriors, Defense AT&L, 2014.

#### Hua Truong Thinh, Pham Duc Hung, Bui Xuan Son, Pham Xuan Quyen

**Abstract:** This paper introduces the general operating principles of ammunition fuzes and various Safe and Armed (S&A) devices utilizing MEMS (Micro-Electro-Mechanical Systems) technology applied in militaries. The research involves the analysis, synthesis and comparison of technical specifications, functions and operational principles of different S&A devices. The aim is to evaluate their applicability for specific types of ammuniton fuzes. The study's results contribute theoretical foundations to inform the design and fabrication of new ammunition, intended to replace outdated fuzes, thereby meeting the demands of modern warfare effectively.

Keywords: MEMS Technology; MEMS fuze; S&A device; EFI.

## Ảnh hưởng của chuyển động quay quanh trục đến uy lực đạn M79-XL Việt Nam

Nguyễn Hoài Linh<sup>1</sup>, Hoàng Văn Cường<sup>2\*</sup>, Phùng Văn Cường<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Vùng 2 Hải Quân, <sup>2</sup>Học Viện KTQS, <sup>3</sup>Viện Vũ khí Email: <u>hoangcuong257@gmail.com</u>; Tel: 0905886323

### Tóm tắt:

Bài báo khảo sát ảnh hưởng của chuyển động quay quanh trục đến uy lực đạn M79-XL Việt Nam bằng phương pháp mô phỏng số. Mô phỏng số 3D được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn SPH trong ba trường hợp: Đạn không quay, quay quanh trục với các tốc độ 387rad/s và 1000rad/s. Kết quả: theo chiều tăng của vận tốc quay quanh trục, khi dòng xuyên hình thành hoàn toàn cách miệng đạn 120mm, đường kính dòng có xu hướng tăng lên, lần lượt là 8mm, 12,4mm và 18mm; chiều sâu xuyên thép có xu hướng giảm, lần lượt là 65mm, 57mm (giảm 12,3%), và 42mm (giảm 35,5%); đồng thời, khi vận tốc quay càng lớn thì dòng xuyên càng bị phân tán, đứt gãy. Các quy luật này phù hợp với các lý luận và kết quả thực nghiệm đã được công bố của đạn. Có thể ứng dụng phương pháp mô phỏng số này trong nghiên cứu, tính toán, đánh giá ảnh hưởng của tốc độ quay quanh trục đến uy lực xuyên lõm, tối ưu kết cấu đạn lõm quay.

Từ khóa: Đạn xuyên lõm quay; Autodyn SPH 3D; uy lực đạn xuyên lõm; M79-XL Việt Nam.

### 1. Đặt vấn đề

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 phát triển của xe tăng, xe bọc phép, các yêu cầu nghiên cứu, cải tiến, nâng cao uy lực cho đạn xuyên lõm đã đặt ra nhiều thách thức, đặc biệt với các loại đạn lõm quay.

Đã có nhiều nghiên cứu chỉ ra bản chất của ảnh hưởng tốc độ quay đến uy lực xuyên lõm. Trong tài liệu [1], các tác giả Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định chỉ ra rằng, đối với đạn lõm quay, trong quá trình hình thành dòng, do ảnh hưởng của vận tốc quay chênh lệch giữa các phân tố dòng và tác dụng của lực ly tâm khiến dòng xuyên bị xoắn, bị bứt giật và làm giảm độ bền dòng, gãy dòng và cuối cùng giảm chiều sâu xuyên. Trong tài liệu [2], tác giả Sampooran cũng đã nghiên cứu và chỉ ra bản chất của ảnh hưởng của tốc độ quay đến chiều sâu xuyên lõm. Trong các tài liệu [3, 4], tác giả Marinko Ugrčić đã mô tả khá rõ về hiện tượng và phương pháp tính sự ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực xuyên lõm. Tuy vậy, các công bố chủ yếu mang tính định tính, không có nhiều kết quả về ảnh hưởng của tốc độ quay quanh trục đối với uy lực xuyên của loại đạn lõm cụ thể.

Để hiểu rõ bản chất và định lượng hóa sự ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực của một loại đạn xuyên lõm quay cụ thể, nhóm tác giả sử dụng phương pháp không lưới SPH mô phỏng nổ 3D đạn M79XL-Việt Nam [5-13]. Ở đây, mô phỏng số 3D được tiến hành bằng phần mềm Ansys Autodyn SPH trong ba trường hợp: Đạn không quay, quay quanh trục với các tốc độ 387 rad/s và 1000 rad/s. Các kết quả được thu thập và phân tích định tính trực quan, định lượng cụ thể, giúp hiểu rõ bản chất ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực đạn xuyên lõm quay.

### 2. Phương pháp và mô hình nghiên cứu

### 2.1 Phương pháp nghiên cứu

Phương pháp phần tử hữu hạn (PTHH) đã được sử dụng rộng rãi trong tính toán uy lực đạn, tuy nhiên, nó cũng tồn tại một số nhược điểm như trường hợp đầu đạn có biến dạng lớn hay phá hủy cục bộ xảy ra trong thời gian ngắn, phương pháp PTHH phải chia lại lưới phần tử

liên tục, việc này làm tăng nhiều thời gian tính toán và khả năng gây ra lỗi trong quá trình tính toán. Ngược lại, phương pháp không lưới SPH có thể khắc phục được nhược điểm về lỗi chia lại lưới và thời gian tính toán dài của phương pháp phần tử hữu hạn truyền thống. Vì vậy, trong bài báo này, nhóm tác giả đã sử dụng phương pháp không lưới SPH để mô phỏng quá trình hình thành và tương tác với bản thép của đạn xuyên lõm quay, áp dụng mô phỏng nổ đầu đạn M79-XL Việt Nam.

SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) là phương pháp tính toán được sử dụng để mô phỏng cơ học của môi trường liên tục, chẳng hạn như cơ học rắn và dòng chất lỏng. Nó được phát triển bởi Gingold, Monaghan [8] và Lucy [9] vào năm 1977, ban đầu dành cho nghiên cứu các vấn đề về vật lý thiên văn. Sau đó, nó đã được mở rộng sử dụng trong nhiều lĩnh vực nghiên cứu khác nhau như đạn đạo, núi lửa và hải dương học.

Libersky và Petschek [10, 11] đã mở rộng phương pháp SPH sang lĩnh vực cơ học vật rắn. Ưu điểm chính của phương pháp SPH trong ứng dụng này là khả năng xử lý biến dạng cục bộ lớn hơn so với các phương pháp có lưới. Tính năng này đã được khai thác trong nhiều ứng dụng cơ học vật rắn như: tạo hình kim loại, va đập, phát triển vết nứt, gãy, phân mảnh, sự hình thành dòng xuyên của lượng nổ lõm [12, 13]...v.v

Bản chất phương pháp SPH là chia miền tính toán thành các hạt mang các đặc tính của môi trường. Mỗi hạt phần tử đại diện bởi vị trí, khối lượng, vận tốc, ứng suất, v.v. Mỗi hạt có một vùng ảnh hưởng của nó lên các hạt khác theo quy luật gần lớn, xa nhỏ. Cơ sở toán học của phương pháp là giải bài toán tích phân của hàm số lõi W(r), với vị trí r trong miền tính toán  $\Omega$ :

$$f(r) = \int_{\Omega} f(r') W(r - r', h) dr'$$
<sup>(1)</sup>

Tuy vậy, để thu được nghiệm giải tích từ các phương trình này rất khó, vì vậy cần phải tìm các nghiệm bằng phương pháp số. Muốn tìm được nghiệm số trước hết cần rời rạc miền xác định của bài toán. Tiếp đó, xấp xỉ giá trị của các hàm và đạo hàm của chúng tại mỗi điểm. Sau đó đưa các xấp xỉ hàm này vào các phương trình đạo hàm riêng để đưa ra một tập hợp các phương trình vi phân thường ở dạng rời rạc chỉ liên quan đến thời gian. Các phương trình vi phân thường ở dạng rời rạc này được giải bằng các phương pháp khác nhau như Runge-Kutta, Leap Frog, v.v. Để áp dụng phương pháp số, người ta đã đưa ra công thức gần đúng để tính các giá trị vật lý cho mỗi hạt, dựa trên tổng các giá trị của các hạt khác trong vùng ảnh hưởng:

$$f(x_{i}) = \sum_{j=1}^{n} \frac{m_{j}}{\rho_{j}} f_{j} W_{ij}$$
(2)

Gradien của hàm số f được xác định bởi công thức:

$$\nabla f = \sum_{j=1}^{n} \frac{m_j}{\rho_j} f_j \nabla W_{ij}$$
(3)

Ở đây, r - Khoảng cách giữa hai hạt i và j; h - Chiều dài ảnh hưởng của phần tử hạt;  $m_j$  - Khối lượng của hạt j.

Có thể dùng phần mềm mô phỏng công nghiệp như ANSYS LS-DYNA, ANSY AUTODYN, ABAQUS, IMPETUS... để ứng dụng phương pháp không lưới SPH mô phỏng nổ của đạn lõm quay. Quy trình mô phỏng không lưới SPH cũng khá gần với mô phỏng phần tử hữu hạn [6, 7] gồm: 1. Xây dựng mô hình hình học (2D, 3D); 2. Chọn các mô hình vật liệu, đưa vào

các thông số vật liệu của các phần tử; 3. Chọn loại phần tử, chia lưới; 4. Thiết lập các điều kiện (đầu, biên, liên kết, tương tác...); 5. Chọn đầu ra và giải bài toán. Cần chú ý, trong ANSY AUTODYN nếu không trực tiếp xây dựng mô hình bằng dạng phần tử SPH ở bước 1, thì sau bước 3 cần chuyển đổi phần tử Lagrange sang SPH, sau đó xóa bỏ phần tử Lagrange cũ đi.

### **2.2. Mô hình nghiên cứu** 2.2.1. Mô hình hình học



Hình 2: Mô hình nghiên cứu 1 - Vỏ bọc, 2 - Thuốc nổ, 3- Phễu lót

Hình 2 thể hiện mô hình hình học dùng trong nghiên cứu, kết cấu này giống với đạn xuyên lõm M79 Việt Nam. Ở đây, thiết bị lõm có đường kính 40mm, chiều dài 34mm, phễu lót vật liệu làm bằng đồng có dạng hình nón, góc mở  $2\alpha = 60^{0}$ , bề dày 1,2 ÷ 0,8mm, bề dày thành phễu tăng dần từ đỉnh đến miệng phễu. Mục tiêu là trụ thép STEEL 4340 đường kính  $\Phi$ 40 x 100mm cách miệng phễu lót 30mm. Thuốc nổ Comp-B các kích thước như Hình 2.

### 2.2.2. Mô hình vật liệu

a. Mô hình vật liệu nổ

Trong mô hình mô phỏng sử dụng thuốc nổ Comp B có sẵn trong thư viện phần mềm. Mô hình vật liệu phù hợp là mô hình được mô tả bằng phương trình trạng thái JWL (Jones Wilkins Lee). Phương trình trạng thái sản phẩm nổ JWL có dạng:

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V}$$
(4)

Trong đó: p – áp suất của sản phẩm nổ;  $\omega, A, B, R_1, R_2$  - các hệ số thực nghiệm ở bảng 1, được lựa chọn từ thư viện của phần mềm [6];  $V = \rho_0 / \rho$  - tỉ số mật độ ban đầu với mật độ ở thời điểm tính toán; E – năng lượng riêng của chất nổ.

ρ₀ kg/m³	D km/s	A Gpa	<i>B</i> Gpa	<b>R</b> 1	<b>R</b> 2	ω
1,717	7,98	524,2	7,678	4,20	1,10	0,30

Bảng 1. Các thông số trong phương trình trạng thái JWL của chất nổ Comp B

b. Mô hình vật liệu phễu lót

Vật liệu phễu lót là đồng (CU-OFCH2) với mật độ là 8,9 g/cm3, có tính đàn dẻo nhưng chịu tải trọng va đập và biến dạng ở tốc độ cao nên sử dụng phương trình trạng thái Shock và mô hình bền Steinberg-Guinan.

Các thông số phương trình trạng thái Shock và mô hình bền Steinberg-Guinan của vật liệu đồng CU-OFCH2 được cho trong bảng 2, 3 [6].

ρ <sub>0</sub> g/cm <sup>3</sup>	Г	$\frac{\mathbf{C}_{1}}{cm.\boldsymbol{\mu}s^{-1}}$	$\mathbf{S}_1$	$\frac{C2}{cm.\mu s^{-1}}$	$S_2$	$\frac{VB}{v_0}$
8,9	2,02	0,3958	1,497	0	0	0

Bång 2. Các thông số phương trình trạng thái Shock của đồng (CU-OFCH2)

Bång 3. Các thông số mô hình Steinberg-Guinan của đồng (CU-OFCH2)

G Mbar	$\sigma_c^0$ Mbar	$\sigma^0_{c ext{max}}$ Mbar	β	Ν	$G_{T}^{'}$	$\left( oldsymbol{\sigma}_{c}^{d}  ight)_{p}^{'}$	T <sub>nc</sub> K
0,477	0,0012	0,0064	36	0,45	-1,789e-4	0,003396	1790

c. Mô hình vật liệu vỏ bọc

Vật liệu vỏ là thép AL 7075-T6 với mật độ là 2,804g/cm<sup>3</sup>. Khi chịu tải trọng nổ, vật liệu biến dạng lớn dẫn đến sự thay đổi cả thể tích và hình dạng của phân tử. Vì vậy, sử dụng phương trình trạng thái Shock để mô tả mô hình vật liệu của vỏ.

Các thông số phương trình trạng thái Shock của vật liệu vỏ AL 7075-T6 được cho trong Bảng 4 [6]:

ρ <sub>0</sub> g/cm <sup>3</sup>	Γ	$C_1$ $cm.\mu s^{-1}$	$S_1$	$C2$ $cm.\mu s^{-1}$	$S_2$	$\frac{VB}{v_0}$
2,804	2,2	0,52	1,36	0	0	0

Bảng 4. Các thông số phương trình trạng thái Shock của AL 7075-T6

### 3. Khảo sát ảnh hưởng của vận tốc quay đến uy lực xuyên lõm

Để khảo sát cơ chế hình thành dòng xuyên và ảnh hưởng của vận tốc quay đến uy lực xuyên lõm, tiến hành mô phỏng bằng phần mềm Ansys Autodyn, module SPH trong ba trường hợp: Không quay, quay 387rad/s và 1000rad/s. Chú ý rằng, đầu đạn M79XL-Việt Nam khi bắn đạt tốc độ quay 3700 vòng/phút, tương ứng 387rad/s [14]. Trong mô phỏng, chọn kích thước hạt 0,3mm, thời gian chạy máy của mỗi phương án là 16h đạt kết quả tương đối chính xác.

### 3.1. Quá trình hình thành dòng xuyên khi không có mục tiêu

Bảng 5. Quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian

Tốc độ		Thời gian, μs					
góc, (rad/s)	0	20	40	60			
0							

Tốc độ			Thời gian, μs	
góc, (rad/s)	0	20	40	60
387				
1000				

Bảng 5 cho hình ảnh về quá trình hình thành dòng xuyên theo thời gian của đạn trong ba trường hợp không quay, quay với các tốc độ 387rad/s và 1000rad/s. Có thể thấy, theo thời gian, dòng xuyên được vuốt dài, tuy nhiên khi vận tốc quay quanh trục càng lớn thì, dòng xuyên càng bị phân tán, lõi xuyên có đường kính càng lớn. Cụ thể, ở vị trí cách miệng phễu 120mm, tại thời điểm t =  $60\mu$ s, đường kính dòng xuyên khi không quay, quay với tốc độ 387rad/s, quay với tốc độ 1000rad/s lần lượt là 8mm, 12,4mm và 18mm. Vận tốc quay quanh trục càng lớn, dòng có xu hướng bị đứt gãy nhanh hơn và do đó có thể dự báo chiều sâu xuyên sẽ giảm.

### 3.2. Quá trình xuyên thép của đạn lõm quay

Mục tiêu là trụ thép có đường kính 60mm, dài 100mm, vật liệu là thép STELL 4340. Các thông số mô hình vật liệu mục tiêu được cho trong bảng 6.

ρ₀ g/cm <sup>3</sup>	A Mbar	B Mbar	С	n	m	T <sub>nc</sub> K
7,83	0,00792	0,0051	0,014	0,26	1,03	1793

Bảng 6. Các thông số mô hình Johnson-Cook của vật liệu mục tiêu [6]

Bảng 7 cho kết quả về quá trình tương tác với bản thép theo thời gian trong ba trường hợp không quay, quay với các tốc độ 387rad/s và 1000rad/s. Theo đó, khi đạn không quay, đường kính dòng xuyên tập trung thon nhỏ, còn khi đạn quay, đường kính dòng xuyên lớn hơn. Chiều dài sâu xuyên thép của đạn khi không quay, quay 387rad/s và 1000rad/s lần lượt đạt 65mm, 57mm và 42mm. Như vậy, dưới ảnh hưởng của vận tốc quay chiều sâu suyên giảm khá rõ nét, uy lực đạn giảm đáng kể và có thể thấy đạn càng quay nhanh, uy lực xuyên giảm càng nhiều.

#### 448

		0 <b>z</b> 0	1				
Tốc độ	Thời gian, μs						
góc, (rad/s)	0	20	40	60			
0	EVEN LOOK						
387	PRE-LINE PTE-OF C-SP-T A-SD-R						
1000	PERFORMANCE PERFORPERFORMANCE PERFORMANCE PERFORMANCE						

#### Bảng 7. Quá trình tương tác với bản thép

Thực nghiệm nổ tĩnh đạn M79XL-Việt Nam đạt chiều sâu xuyên lớn hơn 80mm [14], còn trong mô phỏng là 65mm, sai số so với thực nghiệm là 18,8%. Chỉ tiêu nghiệm thu động (bắn động) của đạn là: chiều sâu xuyên động không nhỏ hơn 40mm [14], trong khi đó mô phỏng chiều sâu xuyên đạt 57mm ở vận tốc quay 3700 vòng/phút. Các kết quả này cho thấy sự tương đồng giữa mô phỏng và thực nghiệm về mặt quy luật, uy lực giảm khi vận tốc quay quanh trục đạn tăng. Tuy vậy, còn tồn tại sai khác giữa mô phỏng và thực nghiệm, là do trong mô phỏng chưa có đầy đủ các thông số vật liệu thực nghiệm để đưa vào các mô hình vật liệu mô phỏng.

### 4. Kết luận

Nghiên cứu cho thấy quy luật ảnh hưởng của tốc độ quay đến uy lực đạn xuyên lõm M79 Việt Nam như sau: Khi quay quanh trục với các tốc độ 0rad/s, 387rad/s và 1000rad/s, cách miệng đạn một khoảng 120mm, đường kính dòng có xu hướng tăng lên, lần lượt là 8mm, 12,4mm và 18mm; chiều sâu xuyên thép có xu hướng giảm, lần lượt là 65mm, 57mm (giảm 12,3%), và 42mm (giảm 35,5%), đồng thời, khi vận tốc quay càng lớn thì dòng xuyên càng bị phân tán, đứt gãy. Các quy luật này phù hợp với các lý luận và kết quả thực nghiệm đã được công bố của đạn.

Nghiên cứu mô phỏng số bằng phương pháp không lưới SPH tiết kiệm thời gian và giúp hình dung đúng bản chất hình thành dòng và phá hủy bản thép của đạn xuyên lõm quay. Phương pháp này có thể phát triển để ứng dụng nghiên cứu, tính toán, đánh giá ảnh hưởng của tốc độ quay quanh trục đến uy lực xuyên lõm, tối ưu kết cấu của các loại đạn lõm quay.

### 5. Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định (2007), Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự.

2. Sampooran Singh (1959), "Penetration of rotating shape charges", Defence Science Laboratory, Ministry of Defence, New Delhi, India.

3. Marinko Ugrčić, Stevan Maksimović (2007), "*Critical Review of Shaped Charge Information*", Military Technical Institute, Ratka Resanovića 1, 11132, Belgrade, Serbia.

4. Marinko Ugrčić, Stevan Maksimović (2007), *Critically shaped charge jet stress caused by angular velocity*. Facta universitatis-series: Mechanics, Automatic Control and Robotics, 6(1), 119-130.

5. A.S.Steshin, A.S.Babkin (2019), "Design technique for calculating functional paremeters of a rotating shaped charge with preliminary heated liner", Bauman Moscow State Technique University, Moscow, Russian Federation.

6. ANSYS, Inc. (2011). ANSYS Workbench User's Guide.

7. https://vdocuments.mx/ansys-autodyn-121-workshop-05.html?page=3

8. R.A. Gingold; J.J. Monaghan (1977). "Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars". Mon. Not. R. Astron. Soc. 181 (3): 375–89. Bibcode: 1977 MNRAS.181.375G. doi:10.1093/mnras/181.3.375.

9. L.B. Lucy (1977). "A numerical approach to the testing of the fission hypothesis". Astron. J. 82: 1013–1024. Bibcode:1977AJ.82.1013L. doi:10.1086/112164.

10. Libersky, L.D.; Petschek, A.G. (1990). *Smooth Particle Hydrodynamics with Strength of Materials, Advances in the Free Lagrange Method*. Lecture Notes in Physics. Vol. 395. pp. 248–257. doi:10.1007/3-540-54960-9\_58. ISBN 978-3-540-54960-4.

11. L.D. Libersky; A.G. Petschek; A.G. Carney; T.C. Hipp; J.R. Allahdadi; F.A. High (1993), "Strain Lagrangian hydrodynamics: a three-dimensional SPH code for dynamic material response". J. Comput. Phys. 109 (1): 67–75. Bibcode:1993JCoPh.109...67L. doi:10.1006/jcph.1993.1199.

12. Shengjie Sun, Jianwei Jiang, Shuyou Wang, Jianbing Men, Mei Li, "Structural design of the fluted shaped charge liner using multi-section optimization method", State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, PR China.

13. Alessandro Piccaglia Baêta-Neves, Arnaldo Ferreira. "Shaped charge simulation using SPH in cylindrical coordinates", Defense Engineering Program, IME–Military Institute of Engineering, Rio de Janeiro, Brazil.

14. Trần Đại Nghĩa (2019), Phòng Nghiên cứu phát triển, Viện Vũ khí, Nghiên cứu thiết kế, chế tạo đạn M79 xuyên lõm, Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng.

# The influence of axial rotation on the power of M79-XL Vietnam bullet

### Nguyen Hoai Linh, Hoang Van Cuong, Phung Van Cuong

Abstract: The article investigates the influence of axial rotation on the power of Vietnam's M79-XL bullets using numerical simulation methods. 3D numerical simulations were conducted using Ansys Autodyn SPH software in three cases: The projectile did not rotate, rotating around its axis at speeds of 387 rad/s and 1000 rad/s. Results: according to the increasing direction of rotational speed around the axis, when the jet form completed formed 120 mm away from the liner mouth, the flow diameter tends to increase, 8 mm, 12.4 mm and 18 mm, respectively; Steel penetration depth tends to decrease, 65 mm, 57 mm (down 12.3%), and 42 mm (down 35.5%), respectively; Moreover, the greater the rotation speed, the more the penetrating flow is dispersed and broken. These rules are consistent with published theories and experimental results of the bullet. This numerical simulation method can be applied in researching, calculating, and evaluating the influence of axial rotation speed on indentation power, optimizing the structure of rotating shaped charge bullets.

Keywords: Rotating shaped charge; Autodyn SPH 3D; shaped charge bullet power; M79-XL Vietnam.

### Nghiên cứu ảnh hưởng hình dạng ngòi đạn đến đặc trưng khí động của đạn 40X365mm HEI-T

Nguyễn Việt Anh<sup>1</sup> ; Bùi Xuân Sơn<sup>1</sup> ; Phạm Tiến Dũng<sup>2</sup> <sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup> Viện Vũ khí/TCCNQP Email: Chatchuot03@gmail.com; Tel: 0962983465

### Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của biên dạng bên ngoài của ngòi tới đặc trưng khí động của đầu đạn cao xạ 40 mm HEI-T. Trong đó, hệ số lực cản chính diện được xác định bằng phương pháp mô phỏng số. Sử dụng kết quả mô phỏng số làm tham số đầu vào cho bài toán thuật phóng ngoài. Qua đó xác định đường cong quỹ đạo và thời gian bay của đầu đạn. Bài báo khảo sát 03 phương án biên dạng, tương ứng với 03 giải pháp thiết kế biên dạng ngoài của ngòi. Kết quả nghiên cứu có thể được sử dụng để định hướng thiết kế ngòi dùng cho đạn cao xạ 40mm HEI-T.

Từ khóa: Đạn 40 mm HEI-T, mô phỏng số, hệ số lực cản chính diện.

### 1. Đặt vấn đề

Ngòi đạn là một phần tử rất quan trọng của phát bắn, có chức năng kích thích sự hoạt động của đầu đạn tại thời điểm xác định trên quỹ đạo [1]. Ngày nay, trong bối cảnh nền kỹ thuật, công nghiệp quốc phòng còn hạn chế về nhiều mặt. Hiện trạng nền công nghiệp thiết kế, chế tạo trong nước đang phát triển ở giai đoạn đầu, nền tảng cho thiết kế, chế tạo còn thấp kém. Thiết kế các ngòi đạn phải tận dụng được các vật liệu có sẵn trong nước, phải tính toán độ tin cậy làm việc và độ an toàn trong bảo quản vận chuyển, độ bền các chi tiết, bài toán động lực học các chi tiết chuyển động.

Hiện tại, pháo hạm hai nòng 40mm L70 được trang bị trên các tàu hộ vệ lớp Pohang (Hàn Quốc) hiện có trong biên chế của Hải quân Việt Nam (18 và 20) tại Vùng 2 và Vùng 3, pháo 40mm L70 sử dụng các phát bắn có chiều dài vỏ liều 365mm (40x365mm). Khi thực hiện nhiệm vụ phòng không thường sử dụng đạn phá sát thương, cháy, vạch đường (HEI-T). Do đây là các vũ khí trang bị đạn dược thuộc hệ II, nên việc mua các trang bị trở lên tốn kém, khó khăn. Nên việc có thể cải tiến các ngòi hệ I mà nền công nghiệp Quốc phòng Việt Nam có thể sản xuất để thay đổi ngòi mẫu hệ II trong phát bắn trở nên quan trọng và cần thiết [4].

Trong phạm vi bài báo cáo này, ta chọn sơ bộ biên dạng một số ngòi theo biên dạng ngòi mẫu dùng cho đạn 40 x 365mm HEI-T. Sự thay đổi hình dạng, biên dạng một ngòi ta cần xác định tính phù hợp và hệ số hình dạng đạn hay hệ số lực cản  $C_x$  có vai trò quan trọng trong việc xác định tính ổn định của đạn khi bay, tầm bắn của đạn, độ chính xác bắn hoặc xác định vận tốc cần thiết để đạt được tầm bắn theo yêu cầu đặt ra.

Để xác định hệ số hình dạng đạn hay hệ số lực cản  $C_x$  ta sử dụng phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm Ansys Fluent [2,3], 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.

### 2. Phương pháp tính toán

### 2.1. Tạo mô hình 3D bằng phần mềm Inventor

Bài báo cáo sử dụng phần mềm Inventor để xây dựng mô hình 3D của đạn 40x365mm HEI-T, bản vẽ được lưu ở định dạng ".ipt". Mô hình 3D của đạn 40x365mm HEI-T phục vụ

mô phỏng được trình bày ở Hình 1,2,3. Ngoài ra có thể sử dụng các phần mềm khác như SolidWorks, CATIA,... để xây dựng mô hình 3D cho đạn.



Hình 1. Mô hình 3D đạn 40x365mm HEI-T sử dụng ngòi mẫu.



Hình 2. Mô hình 3D đạn 40x365mm HEI-T sử dụng ngòi MG-37VN.



Hình 3. Mô hình 3D đạn 40x365 mm HEI-T sử dụng ngòi MG-37VN với biên dạng cải tiến theo ngòi mẫu.

0	• 0	0
Ngòi mẫu	Ngòi MG-37VN cải tiến	Ngòi MG-37VN

Ngòi mẫu	Ngòi MG-37VN cải tiến	Ngòi MG-37VN
Bán kính cong R= 309	Bán kính cong $R = 514$	Góc 2 mặt côn ngoài = 22°
	Biên dang của 3 phương án	

Hình 4. Mô hình 3D biên dạng ngòi 3 phương án.

### 2.2 Nhập mô hình 3D vào ANSYS – FLUENT Design Modeler

Nhập mô hình 3D vào DesignModeler bằng cách vào "File" và chọn "Import External Geometry File...".

Tạo vùng không khí bao quanh viên đạn, đảm bảo điều kiện tương tự như trong ống thổi khí động. Vẽ 2 Sketch ở mặt phẳng XZ sau đó Extrude để tạo ra 2 hộp (vùng không khí bao quanh viên đạn). Kích thước của 2 hộp được lựa chọn đảm bảo độ chính xác của kết quả mô phỏng và khối lượng tính toán không quá lớn.

"Cắt vật liệu" 2 hộp theo hình dạng của đạn (để tạo biên Wall) bằng lệnh Boolean trong mục Create. Lựa chọn Subtract, với Target Bodies là Hộp to và Tool Bodies là mô hình đạn đã nhập vào.

Đặt tên cho các bề mặt biên (Named Selection), với bề mặt đầu vào là IN, bề mặt đầu ra là OUT, bề mặt ống trụ là SIDE, và bề mặt mô hình đạn là MODEL. Kết quả thiết lập được trình bày trên Hình 5.





### 2.3. Thiết lập lưới cho mô hình ANSYS-FLUENT Meshing

Vào Mesh => Insert => Sizing để tạo Body Sizing và Face Sizing.

Modun Body Sizing: Geometry chọn body Hộp to, Bodies of Influence chọn body Đạn nhập vào.

Modun Face Sizing: Geometry chọn tất cả các mặt của Đạn.

D	etails of "Body Sizing	g" - Sizing 🚥 🖛 🖵 🗙		D	etails of "Face Sizing	g" - Sizing 👓 🕶 🖛 🗖 🗖 🗙			
	Scone .		E		Scope				
	scope			Scoping Method	Geometry Selection				
	Scoping Method	Geometry Selection		=	Geometry	36 Faces			
	Geometry	1 Body			Definition				
	Definition			Suppressed	No				
	Definition			Туре	Element Size				
	Suppressed	No			Element Size	0,5 mm			
	Туре	Body of Influence		=	Advanced				
	De dies of hefters of	1 De du	-		Defeature Size	Default (0,25 mm)			
	Bodies of influence	1 Body			Influence Volume	No			
	Element Size	100, mm		[	Behavior	Soft			
	Advanced			Growth Rate	Default (1,2)				
_				Capture Curvature	No				
	Growth Rate	Default (1,2)			Capture Proximity	No			

Hình 6. Thông số cơ bản ở modun Body Sizing, Face Sizing.

Thiết lập lưới cho mô hình, các thông số cơ bản của lưới được trình bày trong Bảng 1. Bảng 1. Các thông số cơ bản chia lưới của mô hình.

Defaults							
Physics Preference	CFD						
Solver Preference	Fluent						
Element Order	Linear						
Element Size	100,mm						
Export Format	Standard						
Export Preview Surface Mesh	No						
Sizing							
Use Adaptive Sizing	No						
Growth Rate	Default (1,2)						
Max Size	Default (0,5 mm)						
Mesh Defeaturing	Yes						
Defeature size	Default (200,mm)						
Capture Curvature	Yes						
Curvature Min Size	Default (1,mm)						
Curvature Normal Angle	10,°						
Quality							
Check Mesh Quality	Yes, Errors						
Target Skewness	Default (0,9)						
Smoothing	Medium						
Mesh Metric	None						
Inflation							
Use Automatic Inflation	None						
Inflation Option	Smooth Transition						
Transition Ratio	0,272						
Maximum Layers	5						
Growth Rate	1,2						
Inflation Algorithm	Pre						
View Advanced Options	No						



Hình 7. Chia lưới mô hình mô phỏng.

### 2.4. Cài đặt CFD- Pre

a) Cài đặt chung

Trong Models chon Energy (On), Material => Fluid => Air => Density (ideal-gas).

Trong Reference Values, Compute from chọn INLET, Reference Zone chọn Hộp to, Area (m2) là giá trị diện tích mặt cắt ngang lớn nhất của Đạn, Density (kg/m3) là tỉ trọng trung bình của Đạn, Velocity (m/s) là giá trị sơ tốc đầu đạn  $V_0$ .

Trong Report Definitions => New => Force report => Drag để tạo giá trị và đồ thị lực cản  $C_x$ .

b) Cài đặt điều kiện biên và điều kiện đầu

Các điều kiện biên và điều kiện đầu được lựa chọn theo Hình 8. Trong đó Mach Number là sơ tốc đầu đạn  $V_0$  quy đổi sang số Mach.

one Name						Zone Name								
let						side								
Momentum Thermal	Radiation	Species	Potential	UDS	DPM	Momentum	Thermal	Radiation	Species	Potential	UDS	DPM		
Gauge Press	ure (pascal) <sub>0</sub>				•		Gauge Pressu	re (pascal) <sub>0</sub>						
Mach Num	ber 2.96				•	Mach Number 2.96								
Coordinate Syste	em Cartesian (X	., Y, Z)			•	Cod	ordinate System	m Cartesian ()	(, Y, Z)					
-Component of Flow Direct	ion 1				•	X-Component of	of Flow Direction	on 1						
-Component of Flow Direct	ion 0				•	Y-Component of	of Flow Direction	on 0						
-Component of Flow Direct	ion 0				•	Z-Component of Flow Direction 0 Turbulence								
Turbulence														
Specification Method Intensity and Viscosity Ratio					•	Specification Method Intensity and Viscosity Ratio      Turbulant Intensity (%)								
Turbulent Intensity (%) 5					•	Turbulent Menselki Bahla								
I urbuient viscosity Ra	10				•	Turbulent	uleni viscosity Ratio	10						
	ок	Cancel	lelp					ОК	Cancel	lelp				
			Interior					Х						
		Zo	ne Name											
		in	terior-hop_to											
		_												

P Pressure Outlet	×	💽 Wall									×
Cone Name outlet		Zone Name model									
Momentum Thermal Radiation Species DPM Multiphase Potential	lins	Adjacent Cell Zo	ne								
realized appears of a maniprise formal	000	hop_to									
Backflow Reference Frame Absolute	•	Momentum	Thermal	Radiation	Species	DPM	Multiphase	UDS	Wall Film	Potential	Structure
Gauge Pressure (pascal)	•	Wall Motion	Motic	on							
Pressure Profile Multiplier	•	Stationary     Moving W	Wall 🖌	Relative to Adj	jacent Cell Zo	ne					
Backflow Direction Specification Method Normal to Boundary	*										
Backflow Pressure Specification Total Pressure	*	Shear Condition	on								
Prevent Reverse Flow		<ul> <li>No Slip</li> <li>Specified</li> </ul>	Shear								
Radial Equilibrium Pressure Distribution		Specularit	y Coefficient								
Average Pressure Specification		Marangon	i Stress								
Target Mass Flow Rate		Wall Roughne	ss								
Turbulence		Roughness M	odels	Sand-Grai	n Roughnes	s					
Specification Method Intensity and Viscosity Ratio	•	<ul> <li>Standard</li> </ul>		Rough	ness Height (i	m) 0					-
Backflow Turbulent Intensity (%) 5	Adjacent Cell Zone Morentum     Themal Radiation     Species     DPM     Multiphase     Potential     LOS      al     Radiation     Species     DPM     Multiphase     Potential     LOS      Morentum     Themal Radiation     Species     DPM     Multiphase     Vol     Specification     Specification     Specification     Specification     Specification     Specification     Specification     Specification     Morentum     Specification     Morentum     Specification     Morentum     Specification     Morentum     Specification     Morentum     Specification     Multiphase     Wall     Zone     Moving Wall     Specification     Moving Wall     Specification     Morentum     Specification     Morentum     Morentum     Specification     Morentum     Morentum     Morentum     Morentum     Morentum     Morentum     Morentum     Moving Wall     Specification     Moving Wall     Morentum     Morentum     Morentum     Moving     Moving     Multiphase     Wall     Convert     Moving     Moving					_					
Backflow Turbulent Viscosity Ratio	•			lougine	o constant (	.5					
OK Cancel Help					٥	K Car	cel Help				

Hình 8. Thiết lập các điều kiện biên và điều kiện đầu

c) Chạy mô phỏng và nhận kết quả

Trong Run Calculation => Number of Iterations để chọn số bước hữu hạn tính toán. Click Calculate và nhận kết quả.



Hình 9. Chạy mô phỏng ANSYS-FLUENT

### 3. Kết quả và thảo luận

Phần mềm Ansys sử dụng phương pháp tính toán số để mô phỏng các điều kiện thực tế và tính toán lực cản dựa trên các phương trình vật lý. Phương pháp này có thể tính toán các chi tiết phức tạp của lực cản và cho phép người dùng xác định các tham số khác nhau để đánh giá hiệu quả của thiết kế.

Bài toán nghiên cứu được đặt trong giả thiết môi trường điều kiện khí lý tưởng, nhiệt độ T =  $300^{\circ}$ K, áp suất p = 1atm và vận tốc âm thanh là 341m/s.

Tại các điều kiện biên đầu vào, đầu ra và biên tự do ta đặt điều kiện nhiệt độ T = 300°K, áp suất p = 1 atm tại biên đầu vào ta đặt Vx = V; Vy = 0; Vz = 0, tại biên tự do ta đặt Vx = V (dòng chảy không khí dọc theo trục X). Với biên là lớp bề mặt thành đạn vì ta coi dòng chảy không khí đi qua viên đạn nên: Vx = Vy = Vz = 0.

Kết quả thu được biểu đồ, đồ thị của vận tốc, áp suất, nhiệt độ, mật độ và giá trị lực cản chính diện  $C_x$ .



Qua kết quả mô phỏng, ta thấy trường hợp đạn 40x365mm sử dụng ngòi MG-37VN cải tiến có hệ số  $C_x = 0,246280$  là nhỏ nhất. Ta có công thức  $C_x \left(\frac{v}{a}\right) = \frac{R_x}{\frac{\rho v^2}{2}S}$  từ công thức suy

ra lực cản chính diện  $R_x$  tác dụng là nhỏ nhất nên đạn 40x365mm sử dụng ngòi MG-37VN có tính ổn định nhất trên quỹ đạo bắn. Hệ số  $C_x$  tỉ lệ thuận với hệ số hình dạng đạn i theo công

thức  $i = \frac{C_x \left(\frac{v}{a}\right)_t}{C_x \left(\frac{v}{a}\right)_m}$  trong đó  $C_x \left(\frac{v}{a}\right)_t$  là hệ số lực cản chính diện của loại đạn cụ thể ta xét,

 $C_x\left(\frac{v}{a}\right)_m$  là hệ số lực cản chính diện của đạn mẫu.

Mặt khác ta có hệ số phóng  $C = \frac{id^2}{q} \cdot 10^3$ , tầm bắn  $X_C = \frac{1}{C} \cdot \left[ D(V_{tb}) - D(V_0) \right]$  từ đây suy ra hệ số  $C_x$  tỉ lệ nghịch với tầm bắn  $X_C$ , hay nghĩa là hệ số  $C_x$  càng nhỏ thì tầm bắn càng lớn (các điều kiện khác:  $V_a, \theta_a = const$ ).

Hệ số lực cản chính diện  $(C_x)$  có thể ảnh hưởng đến khoảng cách mà đạn bay trong không khí có thể duy trì quỹ đạo bay ổn định. Điều này liên quan đến tốc độ giảm dần của đạn khi nó bay xa, chủ yếu do tác động của lực cản chính diện.

Mối liên hệ giữa hệ số  $C_x$  và khoảng cách có thể được thể hiện qua một cách tương đối thông qua phương trình thời gian cần để đạn đạt được khoảng cách nhất định. Phương trình sau đây thể hiện mối liên hệ giữa khoảng cách (D), sơ tốc ( $V_0$ ), thời gian (t), và hệ số lực cản chính diện ( $C_x$ ):

$$D = V_o t - R_x V_0 t$$

Phương trình trên cho thấy rằng khi  $C_x$  tăng, thành phần có liên quan đến lực cản chính diện  $R_x$  cũng tăng, dẫn đến giảm tốc độ rơi và tốc độ giảm khoảng cách đạn bay được. Điều này có thể ảnh hưởng đến khả năng đạn bay xa hoặc duy trì quỹ đạo bay ổn định.

Tuy nhiên, cần lưu ý rằng phương trình trên chỉ đưa ra một ước tính tương đối và không thể thể hiện tất cả các yếu tố phức tạp có thể ảnh hưởng đến chuyển động của vật thể trong không khí. Để thực hiện tính toán chính xác hơn và dự đoán tốc độ giảm và khoảng cách một cách chính xác hơn, cần sử dụng các phương pháp tính toán chuyên sâu hơn, dựa trên thực nghiệm và mô phỏng.

Do hệ số  $C_x$  có ảnh hưởng đến quỹ đạo bay, tính ổn định trên quỹ đạo bay, tầm bắn của đạn , suy ra hệ số  $C_x$  cũng ảnh hưởng đến độ chính xác bắn. Khi hệ số  $C_x$  càng nhỏ thì sự ảnh hưởng của nó đến độ chính xác bắn càng nhỏ.

Tóm lại, hệ số lực cản chính diện  $C_x$ ảnh hưởng đến quỹ đạo bay, tính ổn định trên quỹ đạo, khoảng cách, độ chính xác bắn và tầm bắn của đạn khi bắn. Đối với các loại đạn được sử dụng trong các ứng dụng bắn xa, việc hiểu và tối ưu hóa hệ số  $C_x$  có thể giúp cải thiện hiệu suất và độ chính xác của việc bắn đạn.

### 4. Kết luận

Nghiên cứu đã giải bài toán với 3 trường hợp: đạn 40x365mm HEI-T sử dụng ngòi mẫu, đạn 40x365mm HEI-T sử dụng ngòi MG-37VN, đạn 40x365mm HEI-T sử dụng ngòi MG-37VN cải tiến biên dạng theo ngòi mẫu. Trường hợp đạn 40x365mm sử dụng ngòi MG-37VN cải tiến theo biên dạng ngòi mẫu có hệ số  $C_x = 0,246280$  sẽ đảm bảo các yêu cầu chiến kĩ thuật về uy lực, tầm bắn, độ chụm, tốc độ bắn và an toàn khi bắn. Từ đó định hướng thiết kế ngòi dùng cho đạn cao xạ 40mm HEI-T.

### 5. Tài liệu tham khảo

1. Vũ Văn Lâm (2008), Nguyên lý kết cấu tính toán và thiết kế ngòi đạn, HVKTQS.

2. ANSYS 16.0 Help (2015). ANSYS Inc.

3. Bùi Xuân Sơn (2023), Giáo trình mô phỏng các tác dụng đạn dược, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

4. https://vietnamnet.vn/tau-ho-ve-san-ngam-pohang-trong-doi-hinh-truc-chien-cua-lu-doan-172-562389.html

## Study on the influence of projectile shape on the aerodynamic characteristics of 40X365mm HEI-T SHELL

Abstract: The research paper investigates the influence of the external shape of the projectile on the aerodynamic characteristics of the 40mm HEI-T high-explosive incendiary-tracer shell. In this study, the frontal drag coefficient is determined using numerical simulation methods. The simulation results are then utilized as input parameters for the external ballistics problem. Consequently, the trajectory and time of flight of the projectile are determined. The paper explores three deformation options, corresponding to three design solutions for the external shape of the projectile. The research findings can be applied to guide the design of projectiles intended for use with the 40mm HEI-T high-explosive incendiary-tracer shell.

Keywords: 40x365mm HEI-T shell, numerical simulation, frontal drag coefficient.

## Nghiên cứu một số đặc tính khí động của đầu đạn БК-18М bằng phương pháp mô phỏng

Phan Văn Tuấn<sup>1\*</sup>, Vũ Bá Duy<sup>2</sup>, Nguyễn Văn Phúc<sup>1</sup>, Nguyễn Viết Thắng<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự;
<sup>2</sup>Viện Công nghệ/Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng
<sup>3</sup>Trường Đại học Mô-Địa chất
\*Email: Phucnguyenhn86@gmail.com; Tel:0978217462

### Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu một số tham số đặc trưng khí động của đầu đạn 5K-18M trên đường bay, sử dụng phương pháp số trên phần mềm ANSYS Fluent. Kết quả đưa ra mối liên hệ giữa hệ số lực nâng, lực cản khí động vào góc tấn; lực cản khí động phụ thuộc vào vận tốc để làm cơ sở giải quyết bài toán thuật phóng ngoài của đạn 3B5K-16. Kết quả nghiên cứu giúp cho việc thiết kế hình dạng đạn trong giai đoạn thiết kế ban đầu đáp ứng các yêu cầu đặt ra.

Từ khoá: Khí động học, hệ số lực cản, phần tử hữu hạn, Fluent.

### 1. Mở đầu

Một trong những vấn đề mấu chốt khi thiết kế đạn mới là xác định các hệ số hình dạng đạn hay nói cách khác đó là xác định mối liên hệ giữa hệ số lực nâng, lực cản khí động vào góc tấn; lực cản khí động phụ thuộc vào vận tốc để làm cơ sở tính toán quy luật chuyển động của đầu đạn trên quỹ đạo. Trong giai đoạn thiết kế ban đầu, việc sử dụng các phương pháp mô phỏng, tính toán mô phỏng đang là xu hướng tất yếu vì độ tin cậy cao, giảm chi phí, giảm đi đáng kể thời gian chuẩn bị. Khi giải quyết các bài toán khí động học, thì cả ở trong nước và ngoài nước thường sử dụng các gói phần mềm Ansys CFX hoặc Fluent.

Trong bài báo này, nhóm tác giả sử dụng gói phần mềm Ansys Fluent để tính toán mô phỏng dòng chảy khí bao quanh đầu đạn 5K-18M (phát bắn 3B5K-16) khi bay trong không khí ở các dải vận tốc khác nhau nhằm xác định được các hệ số lực cản C<sub>x</sub>, làm cơ sở giải bài toán thuật phóng ngoài cho đạn 3B5K-16.

### 2. Cơ sở lý thuyết

### 2.1. Đặc điểm thông số đầu đạn БК-18М



Hình 1. Cấu tạo đầu đạn 5K-18M 1. Ngòi đầu; 2. Ốc đầu; 3. Thân đạn; 4. Đai dẫn; 5. Ống đuôi; 6. Cánh ổn định

<sup>\*</sup>Email: Phucnguyenhn86@gmail.com

	Tên gọi	Phát bắn 125-mm với đầu đạn xuyên lõm					
	Ký hiệu phát bắn	3ВБК-16					
	Ký hiệu đầu đạn	БК-18М					
Khối lượ	ợng danh nghĩa phát bắn, kg	29,0					
Khối lư	ợng danh nghĩa đầu đạn, kg	19,0					
Chiề	u dài phần đầu đạn, mm	680					
Khối l	ượng thuốc nổ nhồi trong	1.624 1.760					
	đầu đạn, kg	1,0241,700					
S	Sơ tốc đầu nòng, m/s	905					
Chiế	ều dài đuôi ổn định, mm	343					
Khả năng xuyế	ền thép khi góc chạm bằng 0°, mm	500					
]	Fầm bắn hiệu quả, m	1500					
	Tầm bắn thẳng, m	960					
,	Tầm bắn xa nhất, m	4000					
Ngài	Ký hiệu	3B15					
INGOI	Mác	B-15					

Bảng 1. Thông số cơ bản của phát bắn 3B5K-16

### 2.2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

Giải bài toán động lực học dòng chảy bằng phần mềm mô phỏng số thực chất là quá trình giải các phương trình vi phân của các tham số dòng chảy bằng phương pháp phần tử hữu hạn. Theo đó, cần xây dựng mô hình 3D vùng thể tích tính toán và dựng mô hình lưới cho mô hình 3D đó. Sau các thiết lập mô phỏng, chương trình sẽ tiến hành giải các phương trình vi phân cho các mất lưới và nhận được kết quả khi đạt độ hội tụ cần thiết. Các bước xây dựng bài toán mô phỏng động lực học dòng chảy xác định các hệ số khí động của đầu đạn 5K-18M được tiến hành trình tự như trên Hình 2 [3].



Hình 2. Sơ đồ thuật toán của bài toán khí động

Điều kiện mô phỏng gồm điều kiện biên và điều kiện ban đầu. Trước hết, ta chọn thuộc tính dòng chảy cho vùng thể tích tính toán là không khí ở nhiệt độ thường ( $25^{\circ}$ C), áp suất bằng áp suất khí quyển (1atm). Chọn mô hình dòng chảy rối k- $\omega$  với giả thiết toàn bộ dòng chảy gần tường là dòng chảy rối.

Phương pháp mô phỏng số Fluent dựa trên giải phương trình Navier-Stokes bằng cách rời rạc hóa. Trong nghiên cứu này, phương pháp trung bình hóa theo Reynolds mô hình chảy rối  $k - \varepsilon$  được sử dụng [5].

Phương trình Navier-Stokes:

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0\\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_j} (\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_j}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho u_i^{"} u_j^{"}) \end{cases}$$

trong đó i, j = 1,2,3; u<sub>i</sub> là thành phần vận tốc trung bình; p là áp suất;  $\rho$  là mật độ không khí;  $-\rho u_{i}^{"}u_{i}^{"}$  là ten-xơ ứng suất Reynolds trung bình.

Hai phương trình bổ sung theo mô hình chảy rối  $k-\varepsilon$  là:

$$\begin{split} \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_{i})}{\partial x_{i}} &= \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left[ \frac{\mu_{t}}{\sigma_{k}} \frac{\partial k}{\partial x_{j}} \right] + 2\mu_{t} E_{ij} E_{ij} - \rho \epsilon \\ \frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \epsilon u_{i})}{\partial x_{i}} &= \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left[ \frac{\mu_{t}}{\sigma_{k}} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_{j}} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} 2\mu_{t} E_{ij} E_{ij} - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^{2}}{k} \\ v_{t} &= C_{\mu} \frac{k^{2}}{\epsilon}; \qquad C_{\mu} = 0,09; \\ C_{1\epsilon} = 1,68; \qquad \sigma_{k} = \sigma_{\epsilon} = 0,72. \end{split}$$

Mô hình chảy rối k-ω:

Mô hình k- $\omega$  do Wilcox [5] xác lập, là cơ sở cho tất cả các mô hình k- $\omega$  hiện đại ngày nay. Trong mô hình k- $\omega$ , các số hạng nguồn cho  $\rho k$  và  $\rho \omega$  là:

$$Q_{\rho k} = P - \beta^* \rho k \omega \tag{1}$$

$$Q_{\rho\omega} = \alpha \frac{\omega}{k} P - \beta \rho \omega^2 \tag{2}$$

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- $\varepsilon$  bằng phương trình (3). Độ nhớt chảy rối nhận được từ công thức:

$$\mu_T = \frac{\rho k}{\omega} \tag{3}$$

### 2.3. Một số thiết lập các điều kiện 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. Về mặt hình học sử dụng phần mềm đồ hoạ 3D AutoDesk Inventor với Ansys Design Modeler để dựng mô hình 3D kích thước bao của đạn và xác định vùng thể tích tính toán phù hợp [7].

Nhằm tối thiểu số lượng lưới và tối giản việc thiết lập biên xa, nhóm tác giả lựa chọn kích thước bao của vùng thể tích tính toán có dạng hình trụ. Kích thước bao phải đảm bảo giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần bề mặt của đạn. Kết hợp với chức năng thiết lập vận tốc dòng khí theo các phương của Fluent được thuận lợi, theo khuyến cáo [3], với kích thước có chiều dài và đường kính lần lượt là:  $L = 5I_{dan}$ ;  $D = 32.d_{dan}$ . Trong nội dung nghiên cứu, nhóm tác giả khảo sát cho 6 trường hợp với mức độ chia lưới tính toán miền khảo sát khác nhau. Tham số về kích thước lưới như trong bảng 2. Kết quả khảo sát lực cản theo số phần tử lưới được chỉ ra trên Hình 3. Ta thấy hệ số lực cản tăng không đáng kể, dao động từ 0,819 ÷ 0,820 trong trường hợp 5 và trường hợp 6 (khi kích thước lưới tăng từ 2,6 đến 3,2 triệu phần tử). Vì vậy, trong nghiên cứu này sử dụng lưới tính toán có 2,6 triệu phần tử là lưới tính toán có chất lượng tốt nhất để đảm bảo kết quả chính xác. Trong trường hợp lưới này, kích thước lưới trên bề mặt đạn: 0,002 m; kích thước lưới nhỏ nhất: 0.0005 m và tăng dần theo tỉ lệ 1,2. Kích thước lưới của khối trụ nhỏ: 0,007 m. Để mô phỏng dòng chảy sát đầu đạn và mô phỏng chính xác lớp biên, thực hiện chia 6 ô lưới nhỏ song song và sát bề mặt đầu đạn.

Trường hợp	Kích thước lưới (triệu phần tử)
1	0.5
2	0.95
3	1.4
4	2.2
5	2.6
6	3.2

Bảng 2. Tham số kích thước lưới

Hình 3. Ảnh hưởng của số phần tử lưới tính toán đến hệ số lực cản


Các bề mặt bao xa bề mặt đạn theo khoảng cách cho phép để giảm thiểu ảnh hưởng đến dòng chảy gần tường. Trong môi trường Design Modeler tiến hành các thao tác sửa lỗi hình học của mô hình cũng như loại bỏ các bề mặt có kích thước quá nhỏ như Hình 4.

Tham số	Giá trị
Đầu vào ( inlet)	$V_x = V_{dan} = 905 \text{m/s} (M = 2,64); V_y = 0; V_z = 0$
Đầu ra (outlet)	Áp suất đầu ra
Biên tự do	Mặt tường tuyệt đối cứng
Biên thành đạn	$V_x = V_y = V_z = 0s$ (Coi như cứng tuyệt đối)

Bảng 3. Thiết lập các thông số cho bài toán mô phỏng



Hình 4. Phân bố lưới tính toán quanh bề mặt đạn

# 3. Kết quả mô phỏng và nhận xét

# 3.1. Kết quả mô phỏng

Qua khảo sát 6 trường hợp lưới, trường hợp 2,6 triệu phần tử lưới được sử dụng để tính toán mô phỏng với 5 trường hợp vận tốc: v = 726m/s; v = 790m/s; 830m/s; 870m/s; 905m/s



# Hình 4. Phân bố áp suất, vận tốc



Hình 5. Đồ thị hệ số lực cản và lực cản Bảng 4. Kết quả tính toán hệ số lực cản với các vận tốc đạn khác nhau





Từ Bảng 4 và Hình 6 thấy rằng, khi vận tốc đầu đạn biến thiên trong khoảng 726 ÷ 905 m/s thì hệ số lực cản biến thiên gần như tuyến tính thành một đường thẳng. Do đó đặt hàm lực

464

cản có dạng:  $C_x = aV + b$ . Từ các cặp giá trị  $C_x$  và V<sub>đạn</sub> trong Bảng 4, tính toán được các giá trị như sau:  $a = -5,7x10^{-4}$ ; b = 1.336. Như vậy hàm hệ số lực cản chính diện của đầu đạn có dạng như sau:

$$C_x = -5.7 \ x 10^{-4} \ x \ V_{dan} + 1.336 \tag{3}$$

)

Hệ phương trình chuyển động của khối tâm của đạn pháo tổng quát:

$$\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{C}_{0}\pi(\mathbf{y})\mathbf{F}(\mathbf{V}_{\tau}) - g\sin\theta$$

$$\dot{\theta} = -\frac{g}{V}\cos\theta$$
(4)
$$\dot{\mathbf{y}} = V\sin\theta$$

$$\dot{\mathbf{x}} = V\cos\theta$$

Trong đó:  $C_0 = (id^2 / q) \times 10^3$  - hệ số phóng; i - hệ số hình dạng, lấy theo đầu đạn BK-13 của phát bắn B5K-9, d - cỡ đạn, q - trọng lượng đạn);  $\pi(y)$  - hàm áp suất tương đối; g=9,81 - gia tốc trọng trường;  $F(V) = 4,74 \times 10 \times V \times C(V)$  - hàm lực cản;  $\theta$  - góc bắn; V - vận tốc đạn.

Sử dụng phần mềm Mathlab và thuật toán Runge- Kutta để giải hệ phương trình (4) khi sử dụng hàm hệ số lực cản (3) ở trên thu được kết quả như Hình 7.



*Hình 7. Đồ thị thay đổi vận tốc chạm theo tầm xa, thời gian và góc phóng* Từ thông số cơ bản của phát bắn 3B6K-16: Tầm bắn thẳng 960m và tầm bắn hiệu quả 1500m kết hợp sử dụng phần mềm Matlab xác định vận tốc chạm và góc phóng như trong Bảng 5.

Phát bắn 3BEK-16	Góc phóng	Vận tốc chạm
Tầm bắn thẳng 960m	$00^{0}24^{\circ}$	665
Tâm bắn hiệu quả 1500m	00° 43	560

# 3.2. Kiểm chứng kết quả tính toán mô phỏng

Do chưa có các dữ liệu cụ thể về phát bắn 3B5K-16 như: Thông số khí động, bảng bắn, ... Kết quả tính toán tạm thời được so sánh với loại đạn có kết cấu tương tự về mặt khí động như đầu đạn BK-13 của phát bắn B5K-9 sử dụng trên pháo 122Д30.

Tên đạn	Góc	Tầm xa	Vận tốc chạm	So sánh giữa kết qua quả theo bảng bắn	å tính toán với kết của đạn BБK-9
	phong	(111)	(m/s)	Vận tốc chạm (m/s)	Tầm xa (m)
2DEV 16	$00^{0}24^{'}$	960	665	24,3%	4,17%
JDDR-10	00° 43΄	1500	560	24,5%	17,1%
BEK-0	$00^{0}24^{'}$	920	503		
DDR-9	00 <sup>0</sup> 43 <sup>′</sup>	1243	423		

Bảng 5. So sánh kết quả tính toán đầu đạn 5K-18M với đầu đạn BK-13 (đạn B5K-9)

So sánh cho thấy kết quả tính toán đạn 3B5K-16 với kết quả theo bảng bắn của đạn B5K-9 ta thấy có sự đồng nhất một cách tương đối, khi thực hiện bắn hai loại trên ở cùng một giá trị góc phóng  $00^{0}24$  và  $00^{0}$  43 thì tỉ lệ phần trăm về sự chênh lệch vận tốc chạm ở hai góc phóng không đáng kể và tầm xa cơ bản như trên Bảng 5. Điều đó khẳng định tính đúng đắn của phương pháp và kết quả bài báo đưa ra.

# 4. Kết luận

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, là xu thế tất yếu hiện nay. Bài báo đã trình bày phương pháp sử dụng phần mềm ANSYS Fluent để nghiên cứu xác định một số hệ số khí động quan trọng của đầu đạn xuyên lõm 5K-18M bắn trên pháo nòng trơn cỡ 125mm 2A46M trang bị trên xe tăng T90S. Kết quả tính toán là thông số đầu vào quan trọng để tính toán quy luật chuyển động của đầu đạn trên quỹ đạo. Do đây là loại đạn mới, các thông tin còn chưa tiếp cận được nhiều nên một số kết quả cụ thể đưa ra bước đầu mô tả phương pháp và khoanh vùng giá trị và được kiểm chứng so sánh với đạn B5K-9 bắn trên pháo 122Д30.

# Tài liệu tham khảo

1. Phạm Thế phiệt. (2006). Cơ sở tính toán đạn phản lực không điều khiển, 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. Khoa Vũ khí (2002), Bảng tra thuật phóng ngoài, Tập 1, 2, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội

5. Nguyễn Văn Kiều (2002), Thủy khí động lực kỹ thuật, Nhà xuất bản Quân đội nhân dân, Hà Nội.

6. Министерство Обороны СССР (1983), *125mm Танковые пушки 2А46-М, 2А46М-1 Техническое щписаниеб инстркция по эксплуатации*, Москва военное издательство.

7. Đỗ Văn Minh, Trần Thế Hùng, Phạm Văn Tập (2021), Nghiên cứu lực cản khí động của đầu đạn sử dụng cần ổn định bằng phương pháp mô phỏng số, *Hội nghị KH các nhà nghiên cứu trẻ*, Học viện KTQS.

# Researching Some Aerodynamic Characteristics of the 3ВБК-16 Projectile Using Simulation Method

#### Abstract:

The article presents the results of researching certain aerodynamic parameters of the 3B6K-16 projectile in flight, using numerical methods in the ANSYS CFX software. The results establish relationships between the lift coefficient, drag force, and the angle of attack; the drag force is dependent on the velocity. This information serves as a basis for addressing the external ballistics problem of the 3B6K-16 projectile. The article results contribute to shaping the projectile's design during the initial design phase to meet specified requirements.

Keywords: Aerodynamics, drag coefficient, finite element, CFX.

#### 468

# Xây dựng phương pháp kỹ thuật tính toán uy lực đạn lõm với mặt cắt phân hình vuông góc đường sinh phễu lót

Nguyễn Bảo Khánh<sup>1</sup>, Trần Văn Doanh<sup>1</sup>, Nguyễn Đức Tiến<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup>Trường SQKTQS, Tổng cục Kỹ thuật Email: Khanhkaka123456789@gmail.com; Tel: 0353792998

# Tóm tắt

Bài báo xây dựng mô hình tính toán uy lực của đạn xuyên lõm trên cơ sở của phương pháp БГТУ. Mở rộng phương pháp tính toán bằng việc xem xét ảnh hưởng của phần thiết bị lõm phía sau phễu lót với đề xuất thay đổi mặt cắt phân hình vuông góc với đường sinh phễu lót. Bài báo cung cấp biểu thức, sơ đồ tính toán, khảo sát hệ số khớp của phương pháp mới trên một số mô hình cụ thể và luận giải những thông số quan trọng có thay đổi so với phương pháp БГТУ. Kết quả nghiên cứu cung cấp thông tin quan trọng để tính toán và đánh giá uy lực của đạn xuyên lõm, đặc biệt khi xem xét đến cấu trúc phía sau của phễu lót đồng thời làm cơ sở cho quyết định thiết kế, giúp lựa chọn kết cấu đạn xuyên lõm nhằm nâng cao uy lực và tối ưu sử dụng vật liệu.

Từ khóa: uy lực đạn xuyên lõm; mặt cắt phân hình.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực nghiên cứu về tính toán tác động xuyên thép của đạn lõm, nhiều mô hình đã được phát triển và áp dụng phổ biến, thường sử dụng các phương pháp tính toán truyền thống như БГТУ [1] hay АНИИ [2]. Tuy nhiên, cả hai phương pháp này chỉ tính toán với phần thiết bị lõm giới hạn bởi thiết diện ngang vuông góc với trục đạn từ đỉnh đến miệng phễu lót mà không xét đến ảnh hưởng của kết cấu đầu đạn phía sau đỉnh phễu lót đến đáy đạn; quá trình tính toán các thông số dòng xuyên [4] giả thiết vận tốc nén ép phễu có hướng vuông góc với phễu lót, nếu tính trên các phân hình có thiết diện vuông góc với trục đạn là chưa thực sự phù hợp với mô hình nổ đẩy.

Chính vì vậy, bài báo này tiếp tục phát triển từ mô hình tính toán của phương pháp БГТУ và đề xuất thay đổi trong phân chia phân hình dựa trên các thiết diện vuông góc với đường sinh phễu lót trong quá trình tính toán. Phương pháp này mở ra những khả năng mới trong việc nghiên cứu và hiểu rõ hơn về tác động của cấu trúc đạn phía sau đối với tính toán uy lực của đạn lõm trong các ứng dụng thực tế, làm cơ sở trong việc lựa chọn kết cấu đạn xuyên lõm, nhằm nâng cao uy lực và tối ưu sử dụng vật liệu.

#### 2. Mô hình tính toán

Xem xét sơ đồ tính toán thể hiện ở Hình 1 với hệ trục tọa độ Oxy được đặt tại tâm O của đỉnh mặt ngoài phễu lót, Ox là trục đối xứng của đạn.

 $y_{vn}(x)$ ,  $y_{vt}(x)$  là đường biên mặt ngoài và mặt trong của thân vỏ, phễu lót đặc trưng bởi  $y_{pn}(x)$  và  $y_{pt}(x)$  - bao gồm phần giao của phễu lót với trục đạn, với mặt cắt miệng phễu,  $\alpha_0$  là góc hợp bởi mặt ngoài phễu lót và trục đạn. Thuốc nổ được điền đầy, giới hạn bởi mặt trong của thân vỏ và mặt ngoài phễu lót. Một số thông số kết cấu của đạn bao gồm mật độ của thân vỏ, thuốc nổ, phễu lót và bản thép lần lượt là  $\rho_v$ ,  $\rho_t$ ,  $\rho_p$ ,  $\rho_{bt}$ ; chiều cao phễu lót H; khoảng cách từ miệng phễu lót đến bề mặt chướng ngại F.

Phù hợp với phương của vận tốc nén ép phễu, chia kết cấu nổ lõm bằng các tiết diện vuông góc với đường sinh mặt ngoài phễu lót  $y_{mc(i)}(x)$  xuất phát từ đỉnh đến miệng mặt ngoài phễu lót theo các khoảng cách như nhau thành các phân tố (n+1) mặt cắt, thứ tự  $i = \overline{1, n+1}$ , n phân tố đánh số  $i = \overline{1, n}$ ). Khoảng cách giữa các tiết diện không lớn hơn 0,1 đường kính khối nổ lõm, khoảng cách này càng nhỏ thì độ chính xác càng cao. Giao điểm của thân vỏ ngoài với tiết diện thứ i có tọa độ  $(x_{vn(i)}, y_{vn(i)})$ , các giao điểm khác được xác định tương tự.



Hình 1. Sơ đồ tính toán chiều sâu xuyên đạn lõm 1-Thân vỏ; 2-Thuốc nổ; 3- Phễu lót; 4-Phân tố dòng xuyên; 5-Bản thép

- Các bước tính toán

Tại mỗi phân tố lần lượt xác định các thông số như khối lượng thuốc nổ tích cực, vận tốc nén ép phễu, góc khép của phễu lót, vận tốc và khối lượng của phân tố dòng tập trung, chiều dài hiệu quả và chiều sâu xuyên chướng ngại của dòng tập trung để từ đó tính toán chiều sâu phá hủy chung.

Tính toán khối lượng thuốc nổ tích cực

- Khối lượng phân tố thân vỏ:

$$m_{v(i)} = \rho_{v} \cdot \pi \cdot \left( \int_{x_{vn(i)}}^{x_{vn(i+1)}} y_{vn}^{2}(x) dx + \int_{x_{vn(i+1)}}^{x_{vn(i+1)}} y_{mc(i+1)}^{2}(x) dx - \int_{x_{vn(i)}}^{x_{vn(i)}} y_{mc(i)}^{2}(x) dx - \int_{x_{vn(i)}}^{x_{vn(i+1)}} y_{vt}^{2}(x) dx \right)$$
(1)

- Khối lượng phân tố thuốc nổ:

$$m_{tn(i)} = \rho_{tn} \cdot \pi \cdot \left( \int_{x_{vt(i+1)}}^{x_{vt(i+1)}} y_{vt}^2(x) dx + \int_{x_{vt(i+1)}}^{x_{pn(i+1)}} y_{mc(i+1)}^2(x) dx - \int_{x_{vt(i)}}^{x_{pn(i)}} y_{mc(i)}^2(x) dx - \int_{x_{pn(i)}}^{x_{pn(i+1)}} y_{pn}^2(x) dx \right)$$
(2)

- Khối lượng phân tố phễu lót:

$$m_{p(i)} = \rho_p \cdot \pi \cdot \left( \int_{x_{pn(i)}}^{x_{pn(i+1)}} y_{pn}^2(x) dx + \int_{x_{pn(i+1)}}^{x_{pr(i+1)}} y_{mc(i+1)}^2(x) dx - \int_{x_{pn(i)}}^{x_{pr(i)}} y_{mc(i)}^2(x) dx - \int_{x_{pr(i)}}^{x_{pr(i+1)}} y_{p1}^2(x) dx \right)$$
(3)

Khối lượng thuốc nổ tích cực phân tố [3,4]:

$$m_{mtc(i)} = \frac{m_{m(i)}}{2} \left( 1 + \frac{m_{v(i)} - m_{p(i)}}{m_{v(i)} + m_{p(i)} + m_{m(i)}} \right)$$
(4)

- Vận tốc nén ép phễu lót xác định theo mô hình nổ đẩy mặt trụ [3]:

$$v_{p(i)} = 0,5D \sqrt{\frac{\beta_{(i)}}{2 + \beta_{(i)}}}$$
 Với  $\beta_{(i)} = \frac{m_{tntc(i)}}{m_{p(i)}}$  (5)

- Góc khép của từng phân tố phễu dọc theo trục đạn

- Vận tốc nén ép phễu tại vị trí các mặt cắt được tính toán gần đúng:

$$\begin{cases} v_{mc(1)} = 2.v_{p(2)} - v_{p(3)} \\ v_{mc(i)} = \frac{v_{p(i-1)} - v_{p(i)}}{2}, i = \overline{2, n} \\ v_{mc(n+1)} = 2.v_{p(n)} - v_{p(n-1)} \end{cases}$$
(6)

- Giả thiết sự lan truyền sóng nổ trong thiết bị lõm là sóng phẳng, mặt sóng vuông góc với trục đạn, thời điểm ban đầu (t = 0) là khi sóng nổ nén ép đến tâm O, Thời điểm sóng nổ lan truyền đến vị trí mặt cắt i của phễu lót:

$$t_{t(i)} = \frac{x_{pn(i)}}{D} \tag{7}$$

- Thời điểm bắt đầu tạo phân tố dòng thứ i:

$$t_{b(i)} = t_{t(i)} + \frac{y_{pn(i)}}{\cos \alpha_0 . v_{mc(i)}}$$
(8)

- Thời điểm phân tố dòng hình thành hoàn toàn:

$$t_{k(i)} = t_{b(i+1)} = t_{t(i+1)} + \frac{y_{pn(i+1)}}{\cos \alpha_0 . v_{mc(i+1)}}$$
(9)

Góc khép phễu lót của phân tố i:

$$\alpha_{(i)} = \arctan\left(\frac{y_{pn(i+1)} - \cos\alpha_0 . v_{mc(i+1)} . (t_{b(i)} - t_{t(i+1)})}{x_{pn(i+1)} + \sin\alpha_0 . v_{mc(i+1)} . (t_{b(i)} - t_{t(i+1)}) - x_{pn(i)} - y_{pn(i)} . \tan\alpha_0}\right)$$
(10)

- Vận tốc và khối lượng phân tố dòng tập trung

- Vận tốc đỉnh phân tố dòng theo nguyên lý thủy động [1,2]:

$$v_{dd(i)} = v_{p(i)} \cdot \cot \frac{\alpha_{(i)}}{2} \tag{11}$$

- Khối lượng phân tố dòng:

$$m_{d(i)} = m_{p(i)} \cdot \sin^2(\frac{\alpha_{(i)}}{2})$$
 (12)

Chiều dài hiệu quả của phân tố dòng tập trung

- Chiều dài ban đầu của phân tố dòng tập trung thứ i:

$$l_{0(i)} = (t_{k(i)} - t_{b(i)}) \cdot v_{dd(i)} + \left(\frac{y_{pn(i)}}{\tan \alpha_0} + y_{pn(i)} \cdot \tan \alpha_0\right) - \left(\frac{y_{pn(i+1)}}{\tan \alpha_0} + y_{pn(i+1)} \cdot \tan \alpha_0\right)$$
(13)

- Quãng đường chuyển động của phân tố dòng từ khi hình thành hoàn toàn cho tới khi chạm chướng ngại:

$$x_{d(i)} = F + H + \sum_{j=0}^{i-1} b_j - l_{0(i)} - \frac{y_{pn(i+1)}}{\tan \alpha_0} - y_{pn(i+1)} \cdot \tan \alpha_0$$
(14)

- Thời gian phân tố dòng xuyên chuyển động từ khi hình thành hoàn toàn cho tới khi chạm chướng ngại:

$$t_{x(i)} = \frac{x_{d(i)}}{v_{dd(i)}}$$
(15)

- Chiều dài phân tố dòng xuyên tại thời điểm gặp chướng ngại:

$$l_{c(i)} = l_{0(i)} + t_{x(i)} \cdot \left( v_{dd(i)} - v_{dd(i+1)} \right)$$
(16)

Chiều dài hiệu quả của phân tố dòng  $(l_{hq(i)})$  là chiều dài dòng trong trường hợp vận tốc phân tố dòng lớn hơn giá trị giới hạn  $(v_{gh})$  phụ thuộc vào vật liệu phễu lót và vật liệu chướng ngại, đồng thời thỏa mãn điều kiện:

$$l_{hq(i)} = \min(l_{c(i)}, l_{\max(i)}), \ l_{\max(i)} = l_{0(i)} \left( A_e + B_e R_{d0(i)} \frac{v_{dd(i)} - v_{dd(i+1)}}{2 I_{0(i)}} \right) K_{cn}$$

 $A_e$ ,  $B_e$ - Các hệ số thực nghiệm phụ thuộc vật liệu phễu lót (Bảng [1], đối với đồng:  $A_e = 1,8$ ,  $B_e = 15, 2.10^{-3}$ )

 $R_{d0(i)}$  - Bán kính ban đầu của phân tố dòng:  $R_{d0(i)} = \sqrt{\frac{m_{d(i)}}{\pi . l_{0(i)}.\rho_p}}$ 

 $K_{cn}$  - Hệ số hiệu chỉnh phụ thuộc vào công nghệ chế tạo và vật liệu, điều chỉnh dựa trên các kết quả thực nghiệm được công bố.

Chiều sâu xuyên chướng ngại của phân tố dòng được tính như sau [1]:

$$b_{(i)} = l_{hq(i)} \cdot \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_{bt}}}$$
(17)

Ta có tổng chiều sâu xuyên của các phân tố dòng:

$$b_T = \sum_{i=1}^n b_{(i)}$$
(18)

Thừa nhận kết quả tính toán chiều sâu xuyên cho mô hình cơ bản (mô hình xét tại sơ đồ tính toán ở Hình 1 với thân vỏ hình trụ,  $y_{vn}(x)$  và  $y_{vr}(x)$  song song với trục đối xứng của đạn) theo phương pháp  $B\Gamma TY$  và phương pháp đề xuất là như nhau  $b_{(CB)} = b_{ETTY(CB)}$ . Để đồng nhất giá trị trên, cần đưa vào hệ số khớp  $K_p$ :

$$K_{P} = \frac{b_{T(CB)}}{b_{BTTV(CB)}}$$
(19)

Trong đó:

 $b_{(CB)}$ : Chiều sâu xuyên tính theo phương pháp đề xuất cho mô hình cơ bản;  $b_{ETTY(CB)}$ : Chiều sâu xuyên tính theo phương pháp БГТУ cho mô hình cơ bản;  $b_{T(CB)}$ : Tổng chiều sâu xuyên của các phân tố dòng tính theo phương pháp đề xuất cho mô hình cơ bản.

Chiều sâu xuyên của đạn xác định theo biểu thức:

$$b = \frac{b_T}{K_P} \tag{20}$$

# 3. Kết quả và bàn luận

Thực hiện tính toán với kết cấu có tham số đầu vào ở Bảng 1 với thân vỏ hình trụ, khảo sát các trường hợp góc mở phễu lót  $\alpha_0$  trong khoảng 9<sup>0</sup> đến 39<sup>0</sup>, tương ứng với giới hạn nhỏ nhất trên đầu đạn pháo và lớn nhất có thể thấy trên mìn nổ lõm, kết quả được biểu diễn qua đồ thị trong Hình 2 và Hình 3.

ТТ	Tham số	Ký hiêu	Giá trị	Đơn vi	Ghi chú
		mçu		٧İ	
1	Mật độ thân vỏ	$ ho_v$	$2,70.10^3$	kg/m <sup>3</sup>	Nhôm
2	Mật độ thuốc nổ	$ ho_{tn}$	1,65.10 <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	A-XI-1
3	Mật độ phễu lót	$ ho_{_p}$	8,93.10 <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	Đồng
4	Mật độ mục tiêu	$ ho_{bt}$	7.89.10 <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	Thép
5	Tốc độ nổ	D	8050.10 <sup>3</sup>	m/s	
6	Vận tốc tới hạn	$V_{th}$	2200	m/s	
7	Cỡ đạn	d	70.10-3	m	
8	Bề dày thân vỏ	$\delta_{v}$	1,3.10-3	m	
9	Bề dày tại miệng phễu lót	$\delta_{_p}$	3,0.10-3	m	
10	Góc mở phễu lót	$lpha_{_0}$		Độ	
11	Góc mặt trong và ngoài phễu lót	θ	0,7	Độ	

Bảng 1. Thông số đầu vào của thiết bị lõm



Hình 2. Chiều sâu xuyên tính theo phương pháp  $\Box \Gamma TY$  và Tổng chiều sâu xuyên phân tố  $b_T$ 



Hình 3. Hệ số khớp  $K_P$  thay đổi theo góc mở  $\alpha_0$ 

Kết quả trên có thể giải thích từ các bước tính toán khối lượng phân tố (Hình 4) và chiều sâu xuyên vào mục tiêu khi có tác dụng của phân tố dòng xuyên thứ i (Hình 5). Có thể thấy:

- Khối lượng thuốc nổ và khối lượng thuốc nổ tích cực tham gia nén ép phễu hình thành dòng xuyên khi sử dụng mặt cắt phân hình đề xuất lớn hơn so với cách phân chia phân hình theo phương pháp БГТУ dẫn đến sự tăng lên của chiều sâu xuyên vào bản thép. Sự tăng lên được ghi nhận cũng do có bổ sung thêm một lượng phân tố phễu tham gia tạo dòng hiệu quả, có vận tốc lớn hơn vận tốc tới hạn mà khi tính cho phân hình theo phương pháp БГТУ đã loại bỏ. Những kết quả trên cũng thể hiện sự đóng góp, ảnh hưởng của phần kết cấu đạn phía sau phễu lót tham gia vào tác dụng xuyên lõm.

- Xem xét với các trường hợp góc mở phễu lót khác nhau, thu được sự tăng chênh lệch lượng thuốc nổ tích cực khi tăng góc mở lên, phù hợp với xu hướng tăng của hệ số khớp  $K_p$ .



Hình 4. Khối lượng của từng phân tố khi chia phân hình theo phương pháp đề xuất và phương pháp  $B\Gamma TY$  với  $\alpha_0 = 31, 5^0$ 



Hình 5. Tổng chiều sâu xuyên vào mục tiêu khi tính tới phân hình thứ i với  $\alpha_0 = 31, 5^{\circ}$ 

### 4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp tính toán uy lực của đạn lõm với mặt cắt phân hình vuông góc với đường sinh phễu lót. Giải thích sự thay đổi các thông số tính toán như khối lượng thuốc nổ, khối lượng thuốc nổ tích cực, chiều sâu xuyên vào mục tiêu ... phụ thuộc vào cách chia phân hình; Với mô hình đem ra khảo sát, hệ số khớp phương pháp có giá trị trong khoảng 1,01 đến 1,22 và biến đổi phụ thuộc vào góc mở phễu lót. Phương pháp trình bày trong bài báo có thể được sử dụng trong quá trình tính toán, nghiên cứu ảnh hưởng của kết cấu phía sau phễu lót của đạn xuyên lõm.

#### Tài liệu tham khảo

1. Белов А.Г., Никулин Е.Н., Савельев Ю.П., Фалолеев Н.Н... Методы оценки эффективности действия боеприпасов на стадии проектирования. БГТУ «ВОЕНМЕХ» СПб – 1996

2. И.А. Балаганский, Л.А. Мержиевский. *Действие средств поражения и боеприпасов*. Новосибирск 2004.

3. С.Г. Андреев, А.В. Бабкин и др. Физика взрыва. М.: ФИЗМАТЛИТМ, 2002.

4. Nguyễn Văn Thủy, Trần Văn Định, Uy lực đạn, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 2007.

# The calculation method for power of heat projectile with perpendicular cross-section to the axis of the conical shaped charge

Nguyen Bao Khanh<sup>1</sup>, Tran Van Doanh<sup>1</sup>, Nguyen Duc Tien<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Military Technical Academy

<sup>2</sup>Tran Dai Nghia University, General Departent of Technology Email: Khanhkaka123456789@gmail.com; Tel: 0353792998

**Abstract:** The article presents the development of a computational model for the penetrator force based on the  $B\Gamma TY$  method. The approach extends the calculation method by considering the influence of the cavity equipment behind the liner with a proposed modification to the perpendicular cross-sectional profile to the axis of the conical shaped charge. The article provides expressions, calculation procedures, and investigates the correlation coefficients of the new method on specific models. It analyzes essential parameters that vary compared to the  $B\Gamma TY$  method. The research results offer crucial information for the calculation and assessment of penetrator force, especially when considering the structure behind the liner. These findings not only aid in the calculation process but also serve as a foundation for design decisions, facilitating the selection of penetrator structures to enhance force effectiveness and optimize material utilization.

Keywords: power of HEAT projectile; perpendicular cross-section.

# Nghiên cứu một số yếu tố ảnh hưởng đến hệ số cản sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xi lanh máy hãm lùi

Phạm Đặng Biên<sup>1\*</sup>, Nguyễn Văn Dũng<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup> Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự \*Email: dangbienpham@gmail.com; Tel: 0385657565

# Tóm tắt

Trong tính toán thiết kế thiết bị hãm lùi, hệ số cản sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xilanh máy hãm lùi được giả thiết là hằng số. Bài báo nghiên cứu một số yếu tố ảnh hưởng đến hệ số cản này như: tốc độ nhớt chất lỏng, áp suất, độ lớn khe hở, tốc độ chảy chất lỏng.

Từ khóa: Máy hãm lùi thủy lực; khe hở; hệ số cản.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong quá trình làm việc của máy hãm lùi thủy lực, áp suất cao trong ống hãm lùi sẽ làm nó biến dạng đàn hồi tạo khe hở giữa piston và xi lanh dưới điều kiện làm việc ở nhiệt độ, áp suất cao sẽ xảy ra sự chảy rối của chất lỏng qua các khe hở. Hệ số cản xuất hiện làm cản trở sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xi lanh.

Bởi vậy, bài báo này sẽ xem xét một số yếu tố ảnh hưởng đến hệ số cản sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xi lanh.

2. Bài toán động lực học của máy hãm lùi có kể đến ảnh hưởng của khe hở và xi lanh [1-5]

2.1. Mô hình tính toán lực hãm thuỷ lực  $\Phi_L$ 



Hình 1. Mô hình tính toán lực hãm thuỷ lực  $\Phi_L$ khi tính đến khe hở giữa piston và xilanh Trong mô hình trên:

 $a_2$  – diện tích quy đổi của khe hở giữa piston và xi lanh;

p -áp suất chất lỏng trong xi lanh;

 $p_a$  – áp suất sau piston khi xảy ra chảy chất lỏng;

- L chiều dài của áo piston;
- $S_T$  khe hở giữa piston và xi lanh;
- $S_P$  khe hở hướng kính;

 $U_2$  – tốc độ chảy chất lỏng trong khe hở giữa piston và xi lanh;

V – tốc độ lùi của khối lùi (tốc độ chuyển động của cán);

D – đường kính ngoài piston;

2.2. Xây dựng công thức tính hệ số cản sự chảy chất lỏng qua khe hở giữa piston và xilanh

Phương trình Becnuli đối với chất lỏng lý tưởng trên đoạn ống giữa các tiết diện 1-2 có dạng:

$$\frac{p_1}{\gamma} + z_1 + \frac{U_1^2}{2g} = \frac{p_z}{\gamma} + z_2 + \frac{U_2^2}{2g} + h', \qquad (1)$$

trong đó:

$$h' = h_{ms} + h_c$$

 $h_{ms}$  – tổn thất áp suất do ma sát;

 $h_c$  – tổn thất áp suất cục bộ gắn liền với sự thu hẹp, hoặc mở rộng, hoặc rẽ ngoặt của dòng;

p, z, U – tương ứng là áp suất, mức chất lỏng và tốc độ chảy trong các tiết diện xem xét của ống;

 $\gamma$  – mật độ chất lỏng.

Phương trình (1) có thể viết lại ở dạng sau:

$$\frac{p_1 - p_2}{\gamma} = (z_2 - z_1) + \frac{(U_2^2 - U_1^2)}{2g} + h'.$$

Khi  $z_2 - z_1 = 0$ , ta có:

$$\Delta p = p_1 - p_2 = \frac{\gamma}{2g} \left( U_2^2 - U_1^2 \right) + h' \gamma.$$
 (2)

Chúng ta ký hiệu tốc độ trung bình theo tiết diện trong khe hở là  $U_2$ . Khi đó, tương ứng với phương trình Becnuli, tổn thất áp suất sẽ bằng:

$$\frac{p - p_a}{\gamma} = \frac{1}{2g} \left( U_2^2 - U_0^2 \right) + h', \qquad (3)$$

trong đó:

p – áp suất chất lỏng trước khi vào khe hở;

 $p_a-{\rm \acute{a}p}$  suất sau piston khi xảy ra chảy chất lỏng.

Tổn thất áp suất để vượt qua lực ma sát trong khe hở được xác định bằng:

$$h_{ms} = \frac{\lambda l_2 U_2^2}{8gR} = C_2 \frac{U_2^2}{2g}$$
$$c_2 = \frac{\lambda L_2}{4R}.$$

Tổn thất áp suất để vượt qua lực cản cục bộ khi vào trong khe hở được xác định bằng:

$$h_c = \xi_c \frac{U_2^2}{2g}$$

Khi đó:

$$p - p_a = \frac{\gamma}{2g} U_2^2 \left[ 1 - \left(\frac{U_0}{U_2}\right)^2 + c_2 + \xi_c \right], \tag{4}$$

trong đó:

 $U_0$  – tốc độ chất lỏng tương đối với piston trước khe hở;

R – bán kính thủy lực của khe hở.

Khi tính toán thiết bị hãm lùi thường dùng biểu thức độ chênh áp suất phụ thuộc vào tốc độ chảy ở dạng chuyển đổi đồng loạt sang các thứ nguyên khác nhau:

$$p - p_a = \frac{k_2 \gamma}{20g} U_2^2.$$
 (5)

trong đó:  $k_2$  – hệ số lực cản dòng chảy trung hòa không đổi.

Khi tính đến độ nén của chất lỏng, chúng ta sẽ nhận được:

$$p - p_a = \left(1 - \varepsilon_p^2\right) \frac{k_2 \gamma}{20g} U_2^2, \qquad (6)$$
$$\varepsilon_p = \beta \left(l_c - x\right) \frac{\Delta p}{\Delta x},$$

trong đó:

 $\gamma$  – mật độ chất lỏng (kg/dm<sup>3)</sup>;

 $\boldsymbol{U}_2$  – tốc độ chảy chất lỏng trong khe hở giữa piston và xi lanh (m/s);

g – gia tốc trọng trường (m/s<sup>2)</sup>;

 $\beta$  – hệ số nén chất lỏng;

p - áp suất chất lỏng trong xi lanh (kG/cm<sup>2</sup>);

 $(l_c - x) -$ độ cao cột chất lỏng.

Cho phép thay thế tích số bằng hệ số trung hò<br/>a $k_2$  sẽ được chỉ ra ở phần dưới.

Khi so sánh các phương trình (6.40) và (6.41) của tài liệu [1], chúng ta có:

$$k_{2} = \left[1 - \left(\frac{U_{0}}{U_{2}}\right)^{2} + c_{2} + \xi_{2}\right].$$
 (7)

Nếu tính đến độ nén chất lỏng, chúng ta sẽ nhận được:

$$k_2'' = \left(1 - \varepsilon_p^2\right) k_2.$$

Đối với khe hở giữa piston và xi lanh thì tốc độ ban đầu của chất lỏng tương đối so với piston  $U_0 \approx 0$ .

Lực cản cục bộ khi chất lỏng chảy vào khe hở khi các mép áo piston bằng phẳng bằng  $\zeta_c = 0,06 \div 0,005$ ; khi các mép áo piston nhọn bằng  $\zeta_c = 0,5$ ; khi các mép áo piston cùn  $\zeta_c = 0,25$ .

Phù hợp với các tính toán ban đầu, hệ số tổn thất ma sát  $c_2$  lớn hơn nhiều hệ số tổn thất cục bộ  $\zeta_c$ . (ví dụ như, đối với máy hãm lùi của pháo  $c_2 \approx 30 \div 200$  tương ứng với chất lỏng bị nung nóng và làm nguội).

Bởi vậy, đại lượng  $\zeta_c$  đối với khe hở giữa piston và xi lanh có thể bỏ qua (càng tốt hơn khi các mép áo piston bằng phẳng), khi đó:

$$k_2 \approx 1 + c_2. \tag{8}$$

Khi thay giá trị hệ số Đarx theo Bladiut và bán kính thủy lực R vào phương trình (8), chúng ta sẽ nhận được:

$$k_{2} = 1 + \frac{0.3164U^{2}}{\sqrt[4]{\text{Re}}} \frac{L_{2}}{4\left(\frac{S_{2}}{2}\right)} = 1 + \frac{0.1582L_{2}}{S_{2}\sqrt[4]{\text{Re}}},$$

$$(9)$$

$$(2S_{2})U_{2}$$

trong đó:  $\operatorname{Re} = \frac{(2S_2)U_2}{v}$ .

Như vậy, đối với chảy rối trong khe hở tròn, ta có:

$$k_2 = 1 + \frac{0.3164L_2}{2S_2} \sqrt[4]{\frac{v}{(2S_2)U_2}}.$$
 (10)

Các đại lượng thay đổi theo chiều dài lùi là  $U_2$  và  $S_2$ .

Hệ số tổn thất thủy lực để vượt qua lực ma sát được xác định bằng:

$$c_{2} = \frac{0.3164L_{2}v^{\frac{3}{4}}}{\left(2S_{2}\right)^{\frac{5}{4}}U_{2}^{\frac{1}{4}}}.$$
 (11)

Khi tính đến bố trí piston đồng tâm tương đối với xi lanh trên cơ sở của phương trình (6.37) của tài liệu [1] đối với chảy rối sẽ bằng:

$$c_{2} = \frac{0.3164L_{2}v^{\frac{3}{4}}}{(2S_{2})^{\frac{5}{4}}U_{2}^{\frac{1}{4}}} \frac{1}{1,1964}$$
(12)

3. Nghiên cứu một số yếu tố ảnh hưởng đến hệ số cản [1,4,5]3.1. Ảnh hưởng của độ nhớt

Các giá trị hệ số  $k_2$  được xác định bằng các phương trình (8), (11), (12).

Như đã thấy từ các phương trình này thành phần thay đổi  $c_2$  của hệ số lực cản dòng chảy  $k_2$  tỷ lệ thuận với chiều dài khe hở  $L_2$ , tỷ lệ nghịch với khe hở hướng kính  $S_2$ , tỷ lệ thuận với căn bậc bốn của độ nhớt động học  $\nu$  và tỷ lệ nghịch với căn bậc bốn của tốc độ chảy chất lỏng  $U_2$  qua khe hở.

Độ nhớt động học của chất lỏng thường tăng lên khi áp suất tăng và được xác định gần đúng bằng biểu thức:

$$v_p \cong v_0 (1+0,001p),$$
 (13)

trong đó:  $v_0 - d\hat{q}$  nhớt động học của chất lỏng khi p = 0.

Do đó, phương trình (2.11) đối với khe hở đồng tâm có thể viết ở dạng sau:

$$c_{2} = \frac{0.3164L_{2}}{(2S_{2})} \sqrt{\frac{v_{0}(1+0.001p)}{(2S_{2})U_{2}}},$$

$$c_{2} = \frac{0.3164L_{2}}{(2S_{2})^{\frac{5}{4}}} \sqrt{\frac{v_{0}(1+0.001p)}{U_{2}}}.$$
(14)

hoặc:

Khi  $U_2 = 0$  thì  $k_2 = \infty$ .

#### 3.2. Ảnh hưởng của độ lớn khe hở và tốc độ dòng chảy

Tương ứng với các phương trình (8) và (11), chúng ta có:

$$k_2 \approx 1 + c_2.$$

$$c_2 = \frac{0.3164L_2}{\left(2S_2\right)^{\frac{5}{4}}} \sqrt{\frac{v_2}{U_2}}.$$

Chiều dài của áo piston  $L_2 = 16,5cm$ .

Khe hở hướng kính quy đổi giữa áo piston và xi lanh:

 $2S_2 = 0,01215 \div 0,03 \text{ cm}$  khi áp suất p từ 100 kG/cm<sup>2</sup> đến 1000 kG/cm<sup>2</sup>.

Khi 
$$t = +80^{\circ}C$$
;  $v_2 = 0,018 \text{ cm}^2/\text{s}$  ( $\mu = 0,194.10^{-7} \text{ kG.s/cm}^2$ ).

Đối với các giá trị giới hạn của khe hở khi dầu СТЕОЛ M bị nung nóng, chúng ta có: + Khi  $2S_2 = 0,01215$  cm:

$$c_{2} = \frac{0,3164.16,5}{(0,01215)^{\frac{5}{4}}} \sqrt[4]{\frac{0,018}{U_{2}}} = \frac{474,2}{\sqrt[4]{U_{2}}};$$

+ Khi  $2S_2 = 0,03$  cm:

$$c_{2} = \frac{0,3164.16,5}{(0,01215)^{\frac{5}{4}}} \sqrt[4]{\frac{0,018}{U_{2}}} = \frac{153,3}{\sqrt[4]{U_{2}}};$$

Khi  $t = -40^{\circ}C; v_2 = 7,9 \text{ cm}^2/\text{s} \ (\mu = 85.10^{-7} \text{ kG.s/cm}^2).$  $(c_2)_{lanh} = (c_2)_{nong} \sqrt[4]{\frac{7,9}{0,018}} = 4,6(c_2)_{nong}$ 

Sự thay đổi của hệ số  $k_2$  phụ thuộc vào độ lớn khe hở  $S_2$  và tốc độ chảy chất lỏng  $U_2$  được dẫn ra trên đồ thị hình 2, hình 3, hình 4, hình 5.



Hình 2. Sự thay đổi của hệ số  $k_2$  phụ thuộc vào độ lớn khe hở  $S_2$  và tốc độ chảy chất lỏng $U_2$ 



Hình 3. Sự thay đổi của hệ số  $k_2$  phụ thuộc vào độ lớn khe hở  $S_2$  và tốc độ chảy chất lỏng $U_2$ 



Hình 4. Sự thay đổi của hệ số  $k_2$  phụ thuộc vào độ lớn khe hở  $S_2$  và tốc độ chảy chất lỏng $U_2$ 



Hình 5. Sự thay đổi của hệ số  $k_2$  phụ thuộc vào độ lớn khe hở  $S_2$ và tốc độ chảy chất lỏng  $U_2$ 4. Kết luận

Biến dạng của xilanh hãm lùi khi lùi và biến dạng của cán hãm lùi khi đẩy lên gây ra tăng nhanh các khe hở sẽ có ảnh hưởng chủ yếu đến sự làm việc của thiết bị hãm lùi.

Độ nhớt chất lỏng được sử dụng trong thiết bị hãm lùi trong phạm vi nhiệt độ làm việc sẽ thay đổi rất lớn: đối với dầu trục AY khoảng 2330 lần, đối với dầu CTEOЛ M khoảng 440 lần.

Các tính toán được tiến hành đối với các chất lỏng bị nung nóng chứng tỏ rằng các hệ số  $k_2$  có sự thay đổi nhỏ theo chiều dài lùi. Loại trừ giá trị không đổi, trên các đoạn đầu và đoạn cuối các hệ số này có ảnh hưởng nhỏ đến sự làm việc của máy hãm lùi, bởi vì khi đó lưu lượng chất lỏng nhỏ. Trên đoạn kùi chủ yếu hệ số này gần như không đổi. Ảnh hưởng của sự thay đổi độ nhớt chất lỏng đến độ lớn của hệ số  $k_2$  với sự thay đổi áp suất trong xi lanh hãm lùi là nhỏ.

Chất lỏng sẽ bị nén lại khi áp suất tăng, khi đó độ nhớt của chất lỏng sẽ tăng. Tính toán độ nén khi tăng áp suất sẽ làm cho các giá trị của hệ số  $k_2$  tiến gần đến không đổi, tính toán sự tăng độ nhớt sẽ làm thay đổi các giá trị của hệ số  $k_2$  theo hướng ngược lại.

Tốc độ biến thiên nghịch biến của  $k_2$  phụ thuộc vào  $S_2$  và t:

- Cùng  $S_2$ , t = 80°C và t = -40°C thì  $k_2$  theo xu hướng tăng.

- Cùng nhiệt độ,  $2S_2 = 0,01215$  và  $2S_2 = 0,03$  thì  $k_2$  giảm theo sự thay đổi tăng  $S_2$ .

#### Tài liệu tham khảo

 Nguyễn Văn Dũng, Trần Công Dũng, Nguyễn Văn Hưng (2017). Cơ cấu bịt kín và hãm lùi thủy lực áp suất cao dùng trong vũ khí. Nxb Quân đội nhân dân.

- Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng (2009). Cơ sở thiết kế hệ thống phảo. Nxb Quân đội nhân dân.
- 3. Nguyễn Văn Dũng (2015). Nghiên cứu một số yếu tố ảnh hưởng đến quá trình làm việc của máy hãm lùi pháo binh. *Hội nghị KH và CN toàn quốc về cơ khí*.
- 4. Nguyễn Văn Dũng, Lê Xuân Long (2016). Khảo sát ảnh hưởng của khe hở giữa piston và ống hãm lùi đến quá trình làm việc của máy hãm lùi thủy lực. *Tạp chí KH và KT*. Học viện Kỹ thuật quân sự.
- 5. Nguyễn Văn Dũng, Lê Xuân Long, Nguyễn Minh Tiến (2022). Nghiên cứu ảnh hưởng của khe hở giữa piston và ống hãm lùi khi kể đến sự chảy rối đến làm việc của pháo. *Tạp chí Cơ khí Việt Nam*.
- 6. Võ Ngọc Anh, Đặng Đức Thắng (2000). Cơ sở sửa chữa vũ khí. Nxb Quân đội nhân dân.
- 7. Г. В. Макаров, Уплотнительные устройства и гидравлические тормозы высокого давления, Ленинград - 1980. 193 стр.

# Research on factors influencing the resistance coefficient of liquid flow through the gap between the piston and cylinder of the reverse brake machine

**Abstract:** In the calculation and design of reverse brake devices, the coefficient of resistance of liquid flow through the gap between the piston and cylinder of the reverse brake machine is assumed to be constant. This paper investigates several factors influencing this resistance coefficient, such as fluid viscosity, pressure, gap size, and flow velocity.

Keywords: Hydraulic reverse brake machine; gap; resistance coefficient.

# Nghiên cứu độ ổn định động của pháo 105mm khi lắp trên xe bánh xích

# Nguyễn Công Chiến

Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Chiennguyen1402@gmail.com, Tel: 0977433988

# Tóm tắt:

Trên cơ sở nghiên cứu điều kiện ổn định của pháo khi bắn trên mặt đất, nghiên cứu cơ chế hoạt động của xe bánh xích. Tác giả đưa ra giả thiết, trên cơ sở những giả thiết đó, tác giả đi xây dựng mô hình chung lắp đặt pháo trên xe. Từ đó, tác giả xây dựng biểu thức điều kiện ổn định động của pháo khi bắn trên xe. Nghiên cứu có ý nghĩa rất quan trọng, là cơ sở cho nghiên cứu lắp đặt pháo trên xe trong thực tiễn.

Từ khóa: Hệ xe – pháo; điều kiện ổn định, xê dịch, lật.

#### 1. Giới thiệu

Trong những năm gần đây, nhu cầu lắp pháo trên xe là vô cùng cần thiết, nhằm tăng tính cơ động cho pháo và tăng khả năng chiến đấu. Nhưng khi lắp pháo trên xe, vấn đề đặt ra là phải đảm bảo độ ổn định của pháo tương tự như khi bắn trên mặt đất. Khi pháo bắn lắp trên xe, cơ cấu giá và điều kiện bắn của pháo có nhiều thay đổi so với khi bắn trên mặt đất. Xuất phát từ vấn đề đó, tác giả đã nghiên cứu và xây dựng biểu thức xác định độ ổn định động của pháo khi bắn. Điều kiện ổn định động của pháo khi bắn rất quan trọng, nó ảnh hưởng trực tiếp đến độ chính xác của phát bắn. Nếu trong quá trình bắn, pháo xảy ra chuyển động so với vị trí của pháo trước khi bắn hoặc pháo có độ nảy nhưng chuyển động nảy vượt quá giới hạn ổn

Trong bài báo, tác giả tập trung nghiên cứu độ ổn định động của pháo khi lắp trên xe bánh xích.

#### 2. Nội dung nghiên cứu

#### 2.1. Giả thuyết

- Pháo được bố trí đối xứng trên thân pháo, mặt phẳng đối xứng của pháo trùng với mặt phẳng đối xứng dọc theo trục;

- Mỗi pháo thủ có trọng lượng 65 kG, kíp pháo thủ và lái xe của tổ hợp gồm 6 người;

- Trọng tâm đạn nằm ở vị trí chính giữa 2 hòm đạn số 4;

- Khi bắn vị trí của kíp pháo thủ ở vị trí giáp thành sau cabin xe;

- Pháo đặt lắp trên xe bố trí trên nền đất bê tông cứng, bằng phẳng;

- Trọng tâm giá thiết kế mới nằm ở vị trí chính giữa;

- Trọng tâm của các thiết bị đi kèm ở vị trí chính giữa thùng xe;

- Tính toán độ ổn định của tổ hợp xe - pháo sẽ được tiến hành tính toán kiểm tra tại vị trí mà tổ hợp xe pháo có nguy cơ mất ổn định nhất khi bắn.

#### 2.2. Mô hình, khảo sát ổn định động tổ hợp xe - pháo khi bắn

Tính toán độ ổn định của tổ hợp xe - pháo sẽ được tiến hành tính toán kiểm tra tại vị trí mà tổ hợp xe pháo có nguy cơ mất ổn định nhất khi bắn. Vị trí pháo khi bắn gây mất ổn định lớn nhất cho tổ hợp xe - pháo là vị trí góc tầm  $\varphi = 0^0$ .



Hình 1. Sơ đồ lực tác dụng lên xe - hệ thống pháo khi bắn

Điều kiện không chuyển động là điều kiện để đảm bảo tổ hợp xe - pháo đứng yên trong mặt phẳng nằm ngang, nghĩa là tổ hợp xe - pháo sau khi bắn sẽ không bị trượt trên bệ bắn. Khi bắn, thành phần lực Rng có xu hướng kéo xe về phía trước, thành phần lực này gây ra sự chuyển động của hệ thống xe - pháo khi bắn.

Qua biểu đồ lực tác dụng lên hệ xe - pháo, hệ xe - pháo giữ nguyên vị trí khi lực ma sát tác dụng lên các bánh xe luôn bằng hoặc lớn hơn thành phần lực nằm ngang của R. Điều kiên không chuyển đông được đảm bảo khi:

$$Rng \leq Tms(1)$$

Bên trong:

Rng – R các thành phần lực theo phương ngang:  $R_{ng} = R.\cos\varphi$ 

Tms - Tổng lực ma sát: Tms = Tms1 + 2Tms2 =  $\mu(N1 + 2N2)$ 

 $\mu$  – Hệ số ma sát trượt của pháo với nền bắn.

Suy ra:  $R \cos \varphi \le \mu (N_1 + 2N_2)$  (2)

Qua biểu thức (2), ta thấy xe mất ổn định nhất khi R và  $\cos \phi$  lớn nhất, tương đương R=Rmax,  $\cos \phi = 1$  ( $\phi = 0^0$ ). Khi đó ta có điều kiện:

$$R_{max} \le \mu (N_1 + 2N_2)$$
 (3)

STT	Thông số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Lực cản lùi tại vị trí $\phi = 0^0$	R	5.310	kG
2	Trọng lượng pháo 105mm (không tính phần càng pháo và 2 bánh xe)	$\mathbf{M}_{\mathrm{p}}$	1.180	kG
3	Trọng lượng xe M548 khi không tải	M <sub>x</sub>	12.880	kG
4	Trọng lượng của giá thiết kế mới	Mg	480	kG
5	Trọng lượng của đạn đi kèm	Mđ	720	kG
6	Trọng lượng kíp pháo thủ	M <sub>pt</sub>	390	kG
7	Trọng lượng thiết bị đi kèm	M <sub>tb</sub>	100	kG
8	Chiều cao đường lửa của pháo	H <sub>0</sub>	1020	Mm
9	Chiều cao sàn xe so với nền đặt bắn	H <sub>x</sub>	965	Mm
10	Hệ số ma sát trượt (nền đất)	f	0,5	

Bảng thông số đầu vào tính toán độ ổn định

Tính toán một số thông số:

- Chiều cao trục nòng pháo so với sàn xe:  $h = H_0 + H_x$ 

- Trọng lượng tổng của tổ hợp xe - pháo: Q=  $M_p + M_x + M_g + M_d + M_{pt} + M_{tb}$ 

- Tính toán khoảng cách từ trọng tâm toàn tổ hợp đến vị trí tâm trục bánh tỳ trước X<sub>0</sub>.

Trọng tâm toàn tổ hợp theo phương ngang so với tâm trục bánh tỳ trước được tính toán:

$$Q.X_{0} = M_{x}.X_{x} + M_{p}.X_{p} + M_{g}.X_{g} + M_{d}.X_{d} + M_{pt}.X_{pt} + M_{tb}.X_{tb}$$
$$X_{0} = \frac{1}{Q} \Big( M_{x}.X_{x} + M_{p}.X_{p} + M_{g}.X_{g} + M_{d}.X_{d} + M_{pt}.X_{pt} + M_{tb}.X_{tb} \Big)$$
(4)

Trong đó:

Q – Trọng lượng toàn tổ hợp.

 $X_x$  – Khoảng cách từ trọng tâm xe so với tâm trục bánh tỳ trước.

 $X_p$  – Khoảng cách từ trọng tâm pháo so với tâm trục bánh tỳ trước.

 $X_{\text{g}}-$  Khoảng cách từ trọng tâm giá so với tâm trục bánh tỳ trước.

 $X_d-Khoảng$  cách từ trọng tâm đạn so với tâm trục bánh tỳ trước.

 $X_{\text{pt}}$  – Khoảng cách từ trọng tâm pháo thủ so với tâm trục bánh tỳ trước.

 $X_{tb}$  – Khoảng cách từ trọng tâm thiết bị đi kèm so với tâm trục bánh tỳ trước.



Hình 2. Mô hình chung của pháo 10 mm trên xe M548

1- Cửa lên xuống; 2- Ghế ngồi pháo thủ và kíp xe; 3- Hòm ngòi

4, 5- Hòm đạn; 6- Hòm A; 7- Thùng đựng thông nòng.

- Tính toán khoảng cách từ trọng tâm các cụm thành phần tới tâm trục bánh tỳ trước.

Khoảng cách từ trọng tâm pháo tới tâm trục bánh tỳ trước:

$$\mathbf{X}_{\mathbf{p}} = \mathbf{X}_{\mathbf{tt}} + \mathbf{X}_{\mathbf{tx}} + \mathbf{X} + \mathbf{X}_{\mathbf{ct}}$$

Trong đó:

 $X_{tt}$  – Khoảng cách từ trọng tâm pháo tới tâm trục bánh xe,

 $X_{tx}$  – Khoảng cách từ tâm trục xe tới mặt cắt phía sau hộp khóa nòng;

X – Khoảng cách từ phía sau cabin xe tới mặt cắt phía sau hộp khóa nòng để đảm bảo không gian thao tác cho pháo thủ;

 $X_{cb}$  – Khoảng cách từ thành sau cabin xe tới tâm trục bánh tỳ trước;

Khoảng cách từ trọng tâm giá so với tâm trục bánh tỳ trước:

 $X_g = X_{tg} + X_{cg} + X_{cb} \\$ 

Khoảng cách từ trọng tâm đạn tới tâm trục bánh tỳ trước:

 $V\hat{a}y X_d = X_{cd} + X_{cb}$ 

Khoảng cách từ trọng tâm kíp pháo thủ tới tâm trục bánh tỳ trước:

 $X_{pt} = X_{cb}$ 

Khoảng cách từ trọng tâm các thiết bị đi kèm tới tâm trục bánh tỳ trước:

 $X_{tb} = X_{ttb} + X_{cb} \\$ 

STT	Thông số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Khoảng cách từ trọng tâm xe so với tâm trục	V	1016	Mm
1	bánh tỳ trước	$\Lambda_{X}$	1010	1 <b>v1111</b>
2	Khoảng cách từ trọng tâm pháo so với tâm	v	2732	mm
2	trục bánh tỳ trước	лр	2132	111111
3	Khoảng cách từ trọng tâm giá so với tâm	v	2112	Mm
5	trục bánh tỳ trước	Λg	2112	IVIIII
4	Khoảng cách từ trọng tâm đạn so với tâm	V.	2747	mm
-	trục bánh tỳ trước	2 <b>x</b> a	2171	IIIII
5	Khoảng cách từ trọng tâm pháo thủ so với	X.	802	mm
5	tâm trục bánh tỳ trước	2 <b>x</b> pt	002	111111
6	Khoảng cách từ trọng tâm thiết bị đi kèm so	X.	2452	mm
6	với tâm trục bánh tỳ trước	2 <b>t</b> b	2432	111111

Bảng thông số khoảng cách từ trọng tâm các cụm thành phần tới tâm trục bánh lăn trước

Thay các giá trị suy ra X<sub>0</sub>.

# 2.2.1. Tính toán đảm bảo điều kiện không xê dịch

Điều kiện không xê dịch được thỏa mãn khi:

 $R_{ng} \leq T_{ms}$  hay  $R \leq f.N$ , mà N = Q, suy ra  $R \leq f.Q$  (5)

Thông số đầu vào:

- Lực cản lùi tại vị trí góc tầm  $\varphi = 0^0$ : R = 531 kG;

- Trọng lượng toàn tổ hợp: Q = 15750 kG;

- Hệ số ma sát của nền đặt pháo: f = 0,5.

Thay số ta có:  $5310 \le 15750 * 0,5 = 7875 \text{kG}$  (thỏa mãn)

Vậy pháo khi bắn đảm bảo điều kiện không xê dịch.

# 2.2.2. Tính toán đảm bảo điều kiện không lật

Điều kiện không lật được thỏa mãn khi:

# $M_l \leq M_{od}$

Hay  $R.h \leq N.X_0$ , mà N = Q, suy ra  $R.h \leq Q.X_0$  (6)

**2.2.3.** Tính toán điều kiện không lật tại góc tầm  $0^{\circ}$ , góc hướng  $0^{\circ}$  Thông số đầu vào:

- Lực cản lùi tại vị trí góc tầm  $\varphi = 0^0$ : R = 5310kG;

- Chiều cao đường trục nòng so với nền đặt bắn: h = 1985mm;

- Trọng lượng toàn tổ hợp: Q = 15750kG;

- Khoảng cách từ trọng tâm tổ hợp tới tâm trục bánh tỳ trước:  $X_0 = 2535$ mm

Ta có:  $M_l = 5310*1985 = 105403500$ Nmm

 $M_{od} = 15750 \times 2535 = 39926250$ Nmm

Điều kiện không lật được thỏa mãn khi:  $M_l \leq M_{od}$  (7)

# 2.2.4 Tính toán điều kiện không lật tại góc tầm $0^0$ , góc hướng $23^0$

Tại vị trí góc bắn này, điều kiện không lật được đảm bảo khi tổ hợp xe - pháo không bị lật quanh vị trí mép ngoài cùng của xích. Với cách bố trí pháo đạn và các thiết bị đi kèm như hình 1, khi đó trọng tâm của xe, đạn, kíp pháo thủ và các thiết bị đi kèm nằm ở trong mặt phẳng dọc đối xứng của xe.

Thông số đầu vào:

- Lực cản lùi tại vị trí góc tầm  $0^0$ , góc hướng  $23^0$ :  $R_{tt} = Rsin 23^0 = 2075 kG$ ;

- Chiều cao đường trục nòng so với nền đặt bắn: h = 1985mm;

- Trọng lượng toàn tổ hợp: Q = 15750kG;

- Khoảng cách từ trọng tâm tổ hợp so với với ngoài xích:  $X_0 = 1270$ mm.

Ta có:  $M_l = 2075 \ge 1985 = 4118875$ Nmm

 $M_{od} = 15750 \text{ x } 1270 = 20002500 \text{Nmm}$ 

Điều kiện không lật thỏa mãn khi:  $M_l \leq M_{od}$  (12)

# 3. Thảo luận và kết luận

- Khi bắn, nếu hệ thống xe - pháo được đảm bảo theo biểu thức (5) và biểu thức (6) thì pháo sẽ đảm bảo điều kiện ổn định khi lùi.

- Trạng thái bất động của pháo khó đảm bảo nhất khi lực cản đạt cực đại R = Rmax và pháo được bắn theo góc  $\phi = 0^{\circ}$ .

- Trạng thái không lật của pháo khó đảm bảo nhất khi lực cản lùi R và chiều cao h lớn nhất, tương đương R = Rmax và  $\varphi = 0^{\circ}$ .

- Qua biểu thức (3):

+ Tổng giá trị của  $N_1$  + 2 $N_2$  luôn không đổi:

 $N_1+2N_2=Q+Q_b+Q_c+Q_0\\$ 

Vì vậy, khi ta thay đổi vị trí của pháo dọc trục sẽ không ảnh hưởng đến điều kiện pháo không chuyển động khi lùi.

#### 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 phảo 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.

### Investigation on dynamic stabitility of 105mm cannon setting on tracked vehicles

Abstract: Based on research on the stability conditions of artillery when fired on the ground, research on the operating mechanism of tracked vehicles. The author provides equipment, based on the assumption, the author builds a model to mount a cannon on a vehicle. From there, it is assumed to build an expression for the stability condition of the gun when fired in a vehicle. The research is very important as a basis for research on mounting artillery on vehicles in practice.

Keywords: Vehicle - artillery system; conditions of stability, movement, and overturning.

# 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 3Y23-2 Nguyễn Quốc Đạt<sup>1\*</sup>, Đào Văn Đoan<sup>1</sup>, Mai Anh Quang<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự, <sup>2</sup>Trường Sĩ quan Kỹ thuật quân sự \*Email: datvukhimta@gmail.com. Tel:0347643007

#### Tóm tắt:

Bài báo đã phân tích và trình bày phương pháp xây dựng mô hình động lực học máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2. Từ đó xác định được các quy luật thay đổi vận tốc, dịch chuyển của bệ khóa theo thời gian và tính toán tốc độ bắn bằng phù hợp với tài liệu thiết kế, làm cơ sở để khảo sát ảnh hưởng của đường kính lỗ trích khí và khe hở giữa piston với buồng khí đến quá trình hoạt động của máy tự động. Kết quả khảo sát đã chứng tỏ rằng đường kính lỗ trích khí bằng 0,0032m và giá trị khe hở giữa piston với buồng khí bằng 0.0005 m của máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2 là hợp lý nhất.

Từ khóa: động lực học, máy tự động, lỗ trích khí, khe hở.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong các loại vũ khí tự động kiểu trích khí, khi đầu đạn chuyển động qua lỗ trích khí trên thành nòng thì một phần khí thuốc qua lỗ trích khí đi vào buồng khí, tác dụng lên bề mặt piston, đẩy piston và khâu cơ sở lùi cung cấp năng lượng cho máy tự động làm việc. Mặt khác khi khâu cơ sở lùi, lò xo đẩy về bị nén lại dự trữ năng lượng cho quá trình đẩy lên. Như vậy năng lượng cung cấp cho máy tự động làm việc chính là năng lượng khí thuốc được truyền tải qua khâu trung gian là thiết bị trích khí. Quy luật biến đổi áp suất buồng khí phụ thuộc vào quy luật biến đổi áp suất trong nòng và kết cấu buồng khí. Có nhiều thông số bao gồm vị trí, hình dạng, diện tích lỗ trích khí, diện tích mặt piston, khe hở giữa piston với thành buồng khí, thể tích ban đầu buồng khí, khối lượng phần chuyển động (piston và các chi tiết liên kết với nó), điều kiện tỏa nhiệt của buồng khí,... Tuy nhiên, bài báo chỉ nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính lỗ trích khí và khe hở piston với buồng khí đến hoạt động máy tự động phảo phòng không 23mm 3Y23-2. Kết quả nghiên cứu đưa ra làm cơ sở để tính toán lực tác dụng lên giá pháo và đưa ra các khuyến cáo về việc sử dụng, chế tạo cơ cấu trích khí cho phù hợp.

# 2. Hệ phương trình thuật phóng trong, hệ phương trình trích khí và hệ phương trình vi phân chuyển động máy tự động

#### 2.1. Hệ phương trình thuật phóng trong và hệ phương trình trích khí [1]

2.1.1. Giả thiết

- Thuốc phóng cháy theo quy luật cháy hình học;

 Các công thứ yếu của khí thuốc đều tỷ lệ với công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến và được tính đến bởi hệ số tăng nặng φ;

- Toàn bộ liều phóng cháy trong điều kiện áp suất như nhau và bằng áp suất trung bình p;

- Thành phần sản phẩm cháy không đổi;

- Tại thời điểm áp suất khí thuốc đạt đến áp suất tống đạn p<sub>0</sub>, đai đạn được cắt và đạn bắt đầu chuyển động;

- Số mũ đoạn nhiệt  $k = 1+\theta$  không đổi và bằng giá trị trung bình của nó trong khoảng nhiệt độ từ nhiệt độ cháy của thuốc đến nhiệt độ của thuốc ở thời điểm đạn ra khỏi nòng.

2.1.2. Hệ phương trình thuật phóng trong

$$l = v\xi_{1}\xi_{3};$$

$$\dot{v} = \frac{gps}{q}\xi_{1}\xi_{3};$$

$$\dot{z} = \frac{p}{I_{k}}\xi_{2};$$

$$\dot{\omega}_{k} = \chi\omega(1+2\lambda z+3\mu z^{2})\dot{z}\xi_{2} - G(1-\xi_{3}) - G_{n}\xi_{4};$$

$$\dot{W} = \frac{1-\alpha^{*}\delta}{\delta}\chi\omega(1+2\lambda z+3\mu z^{2})\dot{z}\xi_{2} + sv\xi_{3};$$

$$\dot{p} = \frac{1}{W} \Big[ f\chi\omega(1+2\lambda z+3\mu z^{2})\dot{z}\xi_{2} - k_{i}p - kp\dot{W} - k_{p}G(1-\xi_{3}) - k_{p}G_{n}\xi_{4} \Big];$$
(1)

Trong đó:

· ·

K<sub>T</sub> - Hàm tổn thất nhiệt:  $K_T = \frac{(k-1).A.v_1.\sigma_T.(F_k + \Pi.d.l)}{R}$ K<sub>P</sub> - Hàm tính lưu lượng:  $K_p = \frac{k.p.W}{\omega_k}$ 

W - Thể tích khoảng không sau đáy đạn; 1 - quãng đường chuyển động tương đối của đầu đạn trong lòng nòng; v - vận tốc chuyển động tương đối của đầu đạn trong nòng; z - bề dày cháy tương đối của hạt thuốc; p - áp suất khí thuốc trong nòng; ω - trọng lượng thuốc phóng;  $ω_k$  - trọng lượng khí thuốc (lượng tạo khí); s - diện tích tiết diện ngang lòng nòng; m - khối lượng đầu đạn; φ - hệ số tăng nặng; I<sub>k</sub> - xung lượng của áp suất khí thuốc; G - lưu lượng khí chảy qua miệng nòng; G<sub>b</sub> - lưu lượng khí chảy qua lỗ trích khí; α - cộng tích của khí thuốc; δ - trọng lượng riêng của thuốc phóng; k - chỉ số đoạn nhiệt;  $\chi$ , λ - các đặc trưng hình dạng của thuốc phóng; R - hằng số khí;  $σ_T$  - Hệ số truyền nhiệt không đổi; v<sub>1</sub> - hệ số truyền nhiệt; T- nhiệt độ khí thuốc; ξi - hệ số điều khiển.

#### 2.1.3. Hệ phương trình trích khí

Đối với máy tự động theo nguyên lý trích khí, khi bắn một phần khí thuốc trong nòng được trích ra qua lỗ trích khí trên thành nòng chảy vào buồng khí. Hệ phương trình nhiệt động lực học trong buồng khí được xây dựng tương tự hệ phương trình thuật phóng trong và được giải đồng thời. Hệ phương trình trích khí :

$$\begin{cases} \dot{\omega}_{b} = (G_{n} - G_{\Delta k})\xi_{4} - \xi_{10}G_{\Delta 1x} - \xi_{11}G_{\Delta 2x}; \\ \dot{W}_{b} = s_{p}V\xi_{4} \\ \dot{p}_{b} = \frac{1}{W_{b}} \Big[ k_{pb}G_{n} - k_{pb} \left( G_{\Delta k} + \xi_{10}G_{\Delta 1x} + \xi_{11}G_{\Delta 2x} \right) - k_{tb}p_{b} - kp_{b}\dot{W}_{b} \Big]\xi_{4} \end{cases}$$
(2)

Trong đó:

$$k_{tb} = \frac{(k-1).A.v_1.\sigma_T}{R}.(F_{ob} + \Pi.d_p.X_b) \qquad \qquad W_b = W_{ob} + S_p.X_p$$

 $G_b$  - lưu lượng khí đi vào trong xi lanh qua lỗ trích khí;  $G_\Delta$  - lưu lượng khí qua khe hở giữa piston và xi lanh;  $F_{ob}$  - diện tích bề mặt ban đầu của buồng khí;  $S_p$  - diện tích bề mặt piston;  $p_n$ ,  $T_n$  - áp suất và nhiệt độ khí thuốc trong nòng;  $p_b$ ,  $T_b$  - áp suất và nhiệt độ khí thuốc trong buồng khí;  $\omega_b$  - trọng lượng khí thuốc trong buồng khí;  $d_p$  - đường kính piston;  $A_n$  - đương lượng công của nhiệt;  $\mu_n$  - hệ số lưu lượng khí chảy qua lỗ trích khí;  $\mu_d$  - hệ số lưu lượng khí chảy qua khe hở;  $S_{\phi}$  - diện tích thiết diện ngang nhỏ nhất của lỗ trích khí;  $S_{\Delta}$  - diện tích khe hở hướng kính.

# 2.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động máy tự động [2]2.2.1. Giả thiết

 Trừ lò xo là một chi tiết đàn hồi, các khâu trong máy tự động đều được coi là vật rắn tuyệt đối, liên kết động với nhau, 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 cho khối lượng phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể chọn tùy ý, thường là điểm tiếp xúc của hai khâu hoặc điểm đặt của ngoại lực tác dụng;

 Với các khâu chuyển động tịnh tiến, khối lượng thu gọn (m) bằng chính khối lượng bản thân nó (M): m = M;

 Đối 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 đối với trục quay phải bằng mô men quán tính của khâu đó với trục quay của nó.

Từ các giả thiết nêu trên và đặc điểm cấu tạo của pháo ta đưa ra sơ đồ nguyên lý làm việc của máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2 như sau:



Hình 1. Mô hình máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2 1- nòng súng; 2- đầu đạn; 3- buồng khí; 4- bệ khóa và piston; 5- khâu chuyển động thứ i

2.2.2. Hệ phương trình vi phân chuyển động máy tự động

Sử dụng phương trình Lagrange loại 2 nhận được phương trình vi phân của máy tự động

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_{j}}\right) - \frac{\partial T}{\partial q_{j}} + \frac{\partial \Pi}{\partial q_{j}} = Q_{i} \qquad , (j = 1, 2, ...)$$
(3)

Trong đó:

*T*,  $\Pi$  - động năng và thế năng của hệ;

 $q_j$ ,  $\dot{q}_j$ - Tọa độ và tốc độ suy rộng;

 $Q_j$  - lực suy rộng;

J - Số bậc tự do.

Theo [1] ta có thể biến đổi phương trình (3) được như sau:

$$\begin{cases} \left(M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}} m_{i}\right) \ddot{x} + \dot{x}^{2} \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} m_{i} \frac{\partial K_{i}}{\partial x} + \left(M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} m_{i} \cos \alpha_{i}\right) \ddot{x}_{h} + C_{A} x = P_{A} - \Pi_{Ao} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} P_{i} \\ \left(M_{A} + m_{h} + \sum_{i=1}^{n} m_{i}\right) \ddot{x}_{h} + \left(m_{A} + \sum_{i=1}^{n} K_{i} m_{i} \cos \alpha_{i}\right) \ddot{x} + \dot{x}^{2} \sum_{i=1}^{n} K_{i} m_{i} \cos \alpha_{i} \frac{\partial K_{i}}{\partial x} + C_{h} x_{h} = P_{h} - \Pi_{ho} Sign x_{h} - Fsign \dot{x}_{h} \\ Trong \dot{A} \dot{o}: \end{cases}$$

Trong đó:

 $M_A$  - khối lượng khâu cơ sở; m<sub>i</sub> - khối lượng của khâu thứ i; F - lực ma sát thu gọn giữa thân súng pháo trên đường trượt và ma sát tạo ra do cơ cấu dập tắt dao động của giảm giật;  $P_A$  - ngoại lực tác dụng lên khâu cơ sở;  $P_i$  - ngoại lực tác dụng lên khâu thứ i;  $\Pi_A$  - lực nén ban đầu của lò xo đẩy về;  $F_{Ai}$  - lực ma sát của hộp súng đặt lên khâu cơ sở;  $F_i$  – lực ma sát của hộp súng đặt lên khâu cơ sở;  $F_i$  – lực ma sát của hộp súng đặt lên khâu cơ sở;  $F_i$  – lực ma sát của lò xo giảm giật;  $K_i$  – tỷ số truyền từ khâu i đến khâu cơ sở;  $R_i$  – hình chiếu của phản lực liên khâu cơ sở;

Sau khi biến đổi ta được hệ phương trình vi phân chuyển động máy tự động như sau:

$$\begin{cases} \ddot{x} = \frac{1}{M_{A}^{'}} \left[ P_{A}^{'} - C_{A}x - M_{ql}V^{2} - M_{\eta}\dot{V}_{k}^{'} \right] \\ \dot{x} = V \\ \dot{V}_{h} = \frac{1}{M_{h}} \left[ P_{h}^{'} - C_{h}x_{h} - M_{K}\dot{V} - M_{K_{x}}V^{2} \right] \\ \dot{x}_{h} = V_{h} \end{cases}$$
(4)

Trong đó:

$$M'_{A} = M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}} m_{i} \qquad M_{h} = M_{A} + m_{h} + \sum_{i=1}^{n} m_{i} \qquad M_{K} = M_{A} + \sum_{i=1}^{n} K_{i} m_{i} \cos \alpha_{i}$$
$$M_{i} = \sum_{i=1}^{n} K_{i} m_{i} \cos \alpha_{i} \frac{dK_{i}}{dx} \qquad M_{qt} = \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} m_{i} \frac{\partial K_{i}}{\partial x} \qquad M_{\eta} = M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} m_{i} \cos \alpha_{i}$$
$$P'_{A} = P_{A} - \prod_{A0} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} P_{i}$$

#### 3. Phương pháp giải

3.1. Thông số đầu vào

Bảng 1. Số liệu đầu vào tính toán thuật phóng trong, trích khí và máy tự động

STT	Tên	Kí hiệu	Trị số	Đơn vị
1	Cỡ nòng	d	0,023	m
2	Quãng đường chuyển động của đạn	$l_d$	1,744	m
3	Diện tích tiết diện ngang lòng nòng	S	0,00007065	$m^2$

STT	Tên	Kí hiệu	Trị số	Đơn vị
4	Thể tích ban đầu của buồng đốt	$W_0$	0,000083	m <sup>3</sup>
5	Áp suất tống đạn	$P_0$	3924000	Pa
6	Lực thuốc phóng	f	931950	J/kg
7	Xung lực áp suất khí thuốc	$I_k$	568980	N.s/m <sup>2</sup>
8	Lượng cộng tích	α	1000	m <sup>3</sup> /kg
9	Mật độ thuốc phóng	$\delta$	1600	N/m <sup>3</sup>
10	Đặc trưng hình dạng thuốc phóng	λ	-0,056	
		X	1,05	
11	Chỉ số đoạn nhiệt	k	1,25	
12	Hệ sô tăng nặng	$\varphi$	1,32	
13	Trọng lượng đạn	q	4.4145	N
14	Trọng lượng thuốc phóng	ω	0.75537	Ν
15	Quãng đường chuyển động tự vị trí đầu đến vị trí lỗ trích khí	$l_{arphi}$	0,416	m
16	Đường kính piston	$d_{p}$	0,032	m
17	Đường kính lỗ trích khí	$d_l$	0,0032	m
18	Diện tích khe hở giữa thành xilanh và piston	$S_{\scriptscriptstyle  m a}$	0,00005	m <sup>2</sup>
19	Hằng số khí	R	320	kGdm/k G.k
20	Đương lượng công của nhiệt	A	1	J/N.m
21	Hệ số tỏa nhiệt	$\delta_{_t}$	0,9	
22	Trọng lượng khâu cơ sở (bệ khóa)	$m_0$	613,4193	N
23	Trọng lượng khóa nòng	$m_k$	92,214	N

# 3.2. Phương pháp giải

Sử dụng phương pháp gần đúng Runge – Kutta bậc 4 kết hợp chương trình Matlab giải đồng thời các hệ phương trình (1), (2) và (4) theo sơ đồ thuật toán sau:



Hình 2. Sơ đồ thuật toán

4. Kết quả tính toán

- 1 đưa vào các điều kiện ban đầu;
- 2 xác định lực tác dụng lên khâu cơ sở;
- 3 xác định giá trị các lực cản;
- 4 xác định giá trị  $k_i$  và  $\eta_i$ ;
- 5 xác định các hệ số ξ<sub>i</sub>;
- 6 có xảy ra va chạm hay không;
- 7 tính biến thiên tốc độ do va chạm;
- 8 phân tích điều kiện kết thúc tính toán;
- 9 ghi kết quả;
- 10 dừng máy.

4.1. Kết quả giải bài toán thuật phóng trong và áp suất buồng khí





Hình 3. Đồ thị áp suất trong buồng khí và trong lòng nòng

4.2. Kết quả giải bài toán động lực học máy tự động



Hình 4. Đồ thị vận tốc và dịch chuyển bệ khóa của khâu cơ sở

Vận tốc bệ khóa lớn nhất: 13,86445m/s.

Hành trình lùi về lớn nhất của bệ khóa: 0,1896m.

Thời gian của hành trình lùi: 0,0336s.

Chu kỳ hoạt động máy tự động: 0,06585s.

Tốc độ bắn 909 phát/phút. Theo [4] thì tốc độ bắn lý thuyết từ 800 – 1000 phát/phút do đó mô hình tính toán phù hợp.

# 5. Khảo sát ảnh hưởng của đường kính lỗ trích khí và khe hở giữa piston với thành buồng khí

# 5.1. Ảnh hưởng của đường kính lỗ trích khí

Diện tích lỗ trích khí càng lớn thì lượng khí thuốc vào buồng khí trong một đơn vị thời gian càng nhiều, năng lượng khí thuốc tổn thất khi chảy qua lỗ trích khí cũng giảm đi, áp suất

trong buồng khí tăng lên. Vì vậy, sự thay đổi của diện tích lỗ trích khí ảnh hưởng rất lớn tới áp suất và xung lượng khí thuốc trong buồng khí. Nhưng khi tăng diện tích lỗ trích khí tới một giá trị nhất định, khi đó lượng khí chảy từ nòng vào buồng khí lớn làm cho áp suất khí thuốc trong buồng khí nhanh chóng cân bằng với áp suất khí thuốc trong nòng. Vì vậy, nếu tiếp tục tăng diện tích lỗ trích khí thì xung áp khí thuốc trong buồng khí hầu như không tăng.

Đường kính lỗ trích khí [m]	0,0027	0,003	0,0032	0,0034	0,004
Áp suất buồng khí lớn nhất [kG/dm <sup>2</sup> ]	33134,9	40200,4	45202,6	50417	67241,9
Tốc độ bắn [phát/phút]	803	875	909	911	943
Vận tốc bệ khóa lớn nhất [m/s]	11,55	12,88	13,86	13,94	15,36

Bảng 2. Kết quả khảo sá	t khi đường khí lỗ trích khí thay đổi
-------------------------	---------------------------------------








Hình 5. Đồ thị áp suất khí thuốc trong buồng khí và đồ thị vận tốc, dịch chuyển bệ khóa theo thời gian Nhận xét:

Đường kính lỗ trích khí ban đầu d<sub>1</sub> = 0,0032m tương ứng với áp suất buồng khí lớn nhất 45202.6kG/dm<sup>2</sup>, Tốc độ bắn: 909 phát/phút ; Vận tốc bệ khóa lớn nhất: 13,86m/s.

Khi thay đổi đường kính lỗ trích khí  $d_1 = 0,004m$  (tăng 0,0008 m) áp suất lớn nhất trong buồng khí : 67241.94kG/dm<sup>2</sup> (tăng 22039.34kG/dm<sup>2</sup>) ; Tốc độ bắn : 943 phát/phút (tăng 34 phát/phút) ; vận tốc bệ khóa lớn nhất 15,36m/s (tăng 1,5 m/s).

Số liệu khảo sát sự thay đổi đường kính lỗ trích khí sao cho tốc độ bắn thay đổi nhưng vẫn nằm trong phạm vi tốc độ bắn lý thuyết 800 – 1000 phát/phút.

Khi diện tích lỗ trích khí càng lớn thì lượng khí thuốc vào buồng khí trong một đơn vị thời gian càng nhiều, năng lượng khí thuốc tổn thất khi chảy qua lỗ trích khí cũng giảm đi, áp suất lớn nhất trong buồng khí cũng theo đó tăng lên, và tốc độ tăng áp suất cũng nhanh hơn do đó làm tăng tốc độ chuyển động của bệ khóa, làm cho bệ khóa lùi và tiến nhanh hơn. Vì vậy, khi chế tạo nòng pháo 23mm, nếu khoan lỗ càng to thì ảnh hưởng số lượng rãnh xoắn và gây khó khăn chuyển động quay của đạn trong nòng. Nếu đường kính lỗ càng to thì lượng thuốc phóng chưa cháy hết còn nhiều sẽ đập vào bề mặt của piston sẽ làm gãy, hỏng. Khi tăng đường kính lỗ trích khí, áp suất buồng khí tăng sẽ ảnh hưởng đến độ bền của piston và bệ khóa.

# 5.2. Ảnh hưởng khe hở giữa piston và thành buồng khí

Bång	3. Kết	quả	khảo	sát	khi	khe	hở	piston	và	thành	buồng	khí	thay	đối
------	--------	-----	------	-----	-----	-----	----	--------	----	-------	-------	-----	------	-----

Khe hở piston và thành buồng khí [m]	0,00045	0,0005	0,00055	0,0006	0,00065
Áp suất buồng khí lớn nhất [kG/dm²]	46958,4	45202,6	43535,3	41972,3	40545,4
Tốc độ bắn [phát/phút]	905	909	895	875	858
Vận tốc bệ khóa lớn nhất [m/s]	13,66	13,86	13,30	12,83	12,41





Hình 6. Đồ thị thay đổi áp suất buồng khí, vận tốc và dịch chuyển bệ khóa theo thời gian

Nhận xét:

- Khi tăng khe hở piston và thành buồng khí, áp suất lớn nhất buồng khí giảm xuống dẫn đến vận tốc bệ khóa giảm, tốc độ bắn của súng giảm theo.

- Khi pháo mới chế tạo thì có khe hở ban đầu do thiết kế của nhà sản xuất. Khi pháo làm việc nhiều sẽ làm mòn thành buồng khí khi đó khe hở tăng lên, áp suất buồng khí giảm không đủ cung cấp năng lượng hoạt động cho máy tự động.

- Vì vậy, để giảm bớt ảnh hưởng của khe hở tới tác dụng của khí thuốc trong buồng khí, một mặt phải chọn khe hở nhỏ nhất mà vẫn bảo đảm piston chuyển động tốt, đồng thời chọn kết cấu piston thích hợp để giảm lượng khí thoát ra, như làm piston có mặt lõm để tránh hình thành khu áp suất cao gần khe hở và thành piston, làm một số rãnh để giảm tốc độ thoát khí.

## 6. Kết luận

Bài báo có ý nghĩa lý luận và thực tiễn là đã đưa ra cơ sở lý thuyết; kết quả khảo sát ảnh hưởng của đường kính của lỗ trích khí và khe hở giữa piston với thành buồng khí đến quá trình làm việc của máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2. Đường kính lỗ trích khí và khe hở giữa piston với thành buồng khí có ảnh hưởng rất lớn đến áp suất buồng khí và vận tốc, dịch chuyển bệ khóa của máy tự động. Diện tích lỗ trích khí càng lớn thì lượng khí thuốc vào buồng khí trong một đơn vị thời gian càng nhiều (lưu lượng khí thuốc tăng), năng lượng khí thuốc mất đi qua lỗ trích khí cũng giảm đi, áp suất khí thuốc trong buồng khí tăng lên. Khi khe hở tăng thì khí thuốc bị lọt qua khe hở thoát ra ngoài nhiều, làm cho áp suất và tổng xung áp buồng khí giảm. Kết quả khảo sát đã chứng tỏ đường kính lỗ trích khí bằng 0,0032 m và giá trị khe hở giữa piston với buồng khí bằng 0.0005m của máy tự động pháo phòng không 23mm 3Y23-2 là hợp lý nhất.

# TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1]. Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ, "Thuật phóng của súng pháo; Bài tập thuật phóng trong", Đại học KTQS (1976).

[2]. Phạm Huy Chương, "Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động", Học viện Kỹ thuật quân sự (2014).

[3]. Phạm Huy Chương, "Động lực học vũ khí tự động", Học viện Kỹ thuật quân sự (2002)

[4]. Vũ Xuân Long, "Giáo trình Vũ khí phòng không", Trường Sĩ quan KTQS (2020).

[5]. А.Д.ТТОКАРЕВ, Теория и расчёт пулеметных станков и зенитных станков, РЕНЗА (1976).

# Investigation on the influence of extraction hole diameter and the groove between the piston and the wall of the chamber comes to operation of 23 mm 3Y23-2 anti-aircraft artillery automatic machine

**Abstract:** On the basis of analyzing the actual model of the 23 mm 3Y23-2 anti-aircraft artillery automatic machine, the article selects alternative physical models, constructs model of the dynamic problem, establishes equation systems and solves problems to make graphs of the periodic rules of automatic machine while investigating the influence of the extraction hole diameter and the groove between the piston and the air chamber on the operating process of the machine. The survey results proved that the extraction hole diameter is equal to 0,0032 m and the groove value between the piston and the chamber is 0,0005m to ensure reliable operation of the automatic machine.

Keywords: dymanic, automatic machine, the extraction hole, groove.

# Khảo sát động lực học súng phóng lựu SPL 30

Lê Khả Hải<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Văn Hưng<sup>1</sup>, Mai Viết An<sup>2</sup>, Kiều Duy Thanh<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự, <sup>2</sup>Tổng cục Công nghiệp quốc phòng Email: hai300407@gmail.com; Tel: 0344300407

# Tóm tắt

Súng phóng lựu liên thanh AGS-30 của Nga (Hình 2) được thiết kế phát triển để thay thế dòng súng phóng lựu liên thanh hiện có AGS-17 hiện có trong trang bị của Nga.Quân đội ta hiện nay đang nghiên cứu thiết kế, chế tạo súng phóng lựu SPL 30 theo mẫu súng phóng lựu AGS-30. Bài báo trình bày mô hình và tiến hành khảo sát động lực học súng phóng lựu SPL-30. Kết quả nghiên cứu của bài báo góp phần vào việc hoàn thiện thiết kế súng trong điều kiện Việt Nam.

Từ khóa: Súng SPL-30, động lực học, máy tự động, súng phóng lựu AGS-30, xung trước khóa nòng.

#### 1. Mở đầu

Súng phóng lựu SPL-30 thiết kế để tiêu diệt sinh lực và hỏa lực địch nằm bên ngoài hầm trú ẩn, trong chiến hào và phía sau địa hình che khuất (trong các hốc, khe núi và rặng núi).



Hình 1. Hình dáng chung súng phóng lựu SPL-30

Máy tự động của súng phóng lựu hoạt động dựa trên nguyên lý sử dụng năng lượng lùi của khóa nòng tự do bằng cách sử dụng xung trước.

+ Khi bắn, khí và các dạng hỗn hợp bột tác dụng lên đáy vỏ đạn, đẩy khóa nòng về sau, nén lò xo đẩy về. Khi đó vỏ đạn văng ra khỏi buồng đạn và được tống ra ngoài hộp khóa nòng, viên đạn tiếp theo được đưa vào đường tiếp đạn.

+ Dưới tác dụng của lò xo đẩy về, khóa nòng trở về vị trí phía trước và đẩy viên đạn tiếp theo vào buồng đạn. Khi khóa nòng gần đạt đến vị trí cực đại phía trước sẽ xảy ra sự chọc vào hạt lửa viên đạn bởi kim hỏa nằm bên trong khóa nòng.

- Điều khiển bắn bằng bóp cò trực tiếp. Việc bắn sẽ tiếp tục khi giữ tay cò.

Nội dung "Khảo sát động lực học súng phóng lựu SPL 30" chưa có tác giả nào nghiên cứu.

Quân đội ta hiện nay đang nghiên cứu thiết kế, chế tạo và thử nghiệm súng phóng lựu SPL 30.

Những luận giải trên cho thấy nội dung "Khảo sát động lực học súng phóng lựu SPL 30" có cơ sở khoa học và tính thực tiễn cao.

Bài báo tập trung giải quyết hai vấn đề trọng tâm:

- Xây dựng được mô hình động lực học của máy tự động súng phóng lựu SPL 30.

- Trên cơ sở mô hình xây dựng được sẽ tiến hành khảo sát ảnh hưởng của một số tham số kết cấu ảnh hưởng đến hoạt động tin cậy của máy tự động khi bắn. Từ đó đưa ra khuyết cáo trong quá trình thiết kế súng.

2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

#### 2.1. Mô hình bài toán



Hình 3 Mô hình máy tự động súng SPL-30

1. Lò xo 2. Khóa nòng 3. Vỏ đạn 4. Nòng 5. Đầu đạn

## 2.2. Các giả thiết

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).

m = M

- Đối 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:

$$m.r^2 = J_o$$

Trong đó:

*m* - Khối lượng thu gọn của khâu.

*r* - Khoảng cách từ điểm đặt khối lượng thu gọn đến trục quay.

 $J_{a}$  - Mô men quán tính đối với trục quay.

#### 2.3. Mô hình tính

## 2.3.1 Xây. dựng phương trình vi phân của chuyển động:

Ta xây dựng phương trình vi phân chuyển động của súng trên cơ sở mô hình tính toán và phương trình vi phân tổng quát của máy tự động theo tài liệu [1] (trang 29).

Khâu cơ sở có khối lượng M<sub>A</sub> truyền chuyển động cho n khâu làm việc, mỗi khâu có khối lượng thu gọn m<sub>i</sub>, tỉ số truyền K<sub>i</sub>, hiệu suất và ngoại lực tác dụng lên chúng là F<sub>i</sub>.

Áp dụng nguyên lý cộng tác dụng cho tất cả các khâu làm việc m<sub>i</sub> ta có thể viết:

$$(M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}} m_{i}) \frac{dV_{A}}{dt} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} m_{i} V_{A}^{2} \frac{dK_{i}}{dx} = F_{A} - \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} F_{i}$$
(1)

Ta có:

Khối lượng thu gọn của khâu cơ sở của máy tự động:

$$M_{A}^{'} = M_{A} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}} m_{i}$$
<sup>(2)</sup>

Khối lượng quán tính phụ của các khâu làm việc m<sub>i</sub>:

$$M_{qt} = \sum_{i=1}^{n} \frac{K_i}{\eta_i} m_i V_A^2 \frac{dK_i}{dx}$$
(3)

Lực thu gọn tác dụng lên khâu cơ sở của máy tự động:

$$P_{A}^{'} = F_{A} - \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} F_{i}$$
(4)

Phương trình vi phân chuyển động khi khóa nòng lùi

Theo phương trình (1) ta xây dựng hệ phương trình chuyển động của máy tự động súng phóng lựu SPL-30 khi bắn:

(5)

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \dot{x} = V_{kn}, \\ \frac{dV_{kn}}{dt} = \dot{V}_{kn} = \frac{pS_{dv} - R_v - F_{xl} - F_{ms} - \Pi - V^2 \sum_{i=1}^n \frac{k_i}{\eta_i} m_i \frac{dk_i}{dx} - \sum_{i=1}^n \frac{k_i}{\eta_i} F_i}{M_{lg}} \end{cases}$$

Trong đó:

+ x - Là dịch chuyển của khóa nòng;

+ p - Áp suất khí thuốc tác dụng lên đáy đạn;

+  $S_{dv}$  - Diện tích đáy vỏ đạn;

- +  $V_{kn}$  Vận tốc khóa nòng;
- +  $R_v$  Lực rút vỏ đạn;
- +  $F_{xl}$  Lực xung trước;
- $+ F_{ms}$  Lực ma sát cản trên đường chuyển động của khóa nòng;
- +  $\Pi$  Lực lò xo đẩy về ( $\Pi = \Pi_0 + C_x$ );
- $+ F_i$  Lực cản khâu thứ i;
- $+ m_i$  Khối lượng khâu thứ i;
- +  $k_i$ ,  $\eta_i$  Tỉ số truyền và hiệu suất khâu thứ i;

+  $M_{tg}$  - Khối lượng thu gọn của khóa nòng ( $M_{tg} = m_{kn} + m_{vd} + 1/3.m_{lx}$ ).

# 2.3.2. Xác định thông số đầu vào

Qua đo đạc cụ thể trên súng, ta lập được biểu đồ tuần hoàn của các cơ cấu theo độ dịch chuyển của khóa nòng như sau:

Khi khóa nòng lùi:

Các giai đoạn làm việc đặc trưng của máy tự động	Ký hiệu	Độ dịch chuyển của khâu cơ sở – khóa nòng	Giá trị (mm)
Khóa nòng lùi tự do	$\Delta X_1$	••	$0\div 5$
Tiếp đạn	$\Delta X_2$	••	5 ÷ 195
Vị trí hất vỏ đạn	$\Delta X_3$	•	153
Tổng hành trình lùi	$\Delta X_4$	••	0÷195

Bảng 2.a: Đồ thị tuần hoàn sơ bộ khi khóa nòng lùi

Khi khóa nòng tiến:

Bảng 2.b: Đồ thị tuần hoàn sơ bộ khi khóa nòng tiến

Các giai đoạn làm việc đặc trưng của máy tự động	Ký hiệu	Độ dịch chuyển của khâu cơ sở – khóa nòng	Giá trị (mm)
Khóa nòng tiến tự do	$\Delta X_5$	••	0 <del>÷</del> 31,5
Đẩy đạn ra khỏi băng	$\Delta X_6$	• •	31,5 ÷ 190
Khóa nòng tiến tự do rồi dừng lại	$\Delta X_7$	•••	190 ÷ 195
Tổng hành trình tiến	$\Delta X_8$	••	0÷195

2.3.3. Xác định các lực trong hệ phương trình chuyển động của khâu cơ sở

a. Xác định lực áp suất khí thuốc trong nòng

Ta sử dụng công thức tính lực áp suất khí thuốc:

$$P = S_{bd} \cdot p$$

Trong đó:

S<sub>bd</sub> - Diện tích tiết diện đáy vỏ đạn.

*p* - Áp suất trong lòng nòng.

Để xác định áp suất trong buồng khí ta giải hệ phương trình thuật phóng trong. Thiết lập hệ phương trình thuật phóng trong, ta sử dụng các giả thiết sau:

- Thuốc phóng cháy theo quy luật hình học.

- Toàn bộ liều thuốc cháy trong môi trường có áp suất như nhau và bằng áp suất thuật phóng.

- Thuốc phóng cháy theo quy luật tuyến tính:

$$u = u_1 \cdot p$$

Hệ phương trình thuật phóng trong của máy tự động được đưa về dạng các phương trình vi phân cấp một. Sau biến đổi, ta có phương trình vi phân của máy tự động như sau:

$$\begin{cases} \frac{dl}{dt} = \xi_1.\xi_3.v\\ \frac{dv}{dt} = \xi_1.\xi_3.\frac{S}{\varphi.m}.p\\ \frac{dz}{dt} = \frac{p}{I_k}.\xi_2\\ \frac{d\psi}{dt} = \chi.\omega.(1+2.\lambda.z)\frac{dz}{dt} \end{cases}$$
(6)  
$$\frac{dW}{dt} = (\frac{1}{\delta} - \alpha).\chi.\omega.(1+2.\chi.z).\xi_2 + S.\frac{dl}{dt}.\xi_3 + S_b.\frac{dX_{kn}}{dt}.\xi_x\\ \frac{dp}{dt} = \frac{1}{W}.[f.\chi.\omega.(1+2.\chi.z).\frac{dz}{dt}.\xi_2 - K_T.p - K.p.\frac{dW}{dt}] \end{cases}$$

Trong đó:

i = 1 Khi khóa nòng chuyển động lùi;

i = 2 Khi khóa nòng chuyển động đầy lên;

 $K_T$  - Hàm tổn thất nhiệt:

$$K_T = \frac{(k-1).A.\gamma_1.\sigma_T.(S_o - \pi.d.l)}{R}$$

W- Thể tích khoảng không sau đáy đạn:

$$W = W_0 + S.l + S_{bd}.X_{kn}$$

l - Quãng đường chuyển động tương đối của đầu đạn trong lòng nòng;

v - Vận tốc chuyển động tương đối của đầu đạn trong nòng;

z - Bề dày cháy tương đối của thuốc phóng;

p - Áp suất khí thuốc trong nòng;

 $\omega$  - Trọng lượng thuốc phóng;

 $\psi$ - Lượng sinh khí tương đối của thuốc phóng;

S - Diện tích tiết diện ngang lòng nòng;

m - Khối lượng đầu đạn;

 $\varphi$  - Hệ số tính công thứ yếu;

*I<sub>K</sub>* - Xung lượng toàn phần của áp suất khí thuốc;

 $\alpha$  - Lượng cộng tích;

 $\delta$  - Trọng lượng riêng thuốc phóng;

X<sub>kn</sub> - Độ lùi của khóa nòng;

*K* - Chỉ số đoạn nhiệt;

 $\alpha, \chi$  - Các đặc trưng hình dạng thuốc phóng;

A - Tương đương cơ nhiệt;

 $S_0$  - Diện tích tiết diện ban đầu của buồng đạn;

d - Cỡ nòng;

*R* - Hằng số khí;

 $\sigma_T$  - Hệ số truyền nhiệt không đổi;

 $T = p.W/\omega.R$  - Nhiệt độ khí thuốc;

Giá trị của các hệ số điều khiển  $\xi$  được tính trong bảng như sau:

Bảng 2.c: Giá trị biến điều khiển

ξ	ξ1			ξ2	ξ3		
Giá trị	1	0	0	1	1	0	
Điều kiện	$p \ge p_0$	$p < p_0$	$z \ge 1$	z < 1	$l < l_n$	$l > l_n$	

Trong đó:

 $p_o$  - Áp suất tống đạn;

 $l_n$  - Chiều dài nòng;

*l* - Chiều dài đạn chuyển động trong nòng;

X - Quãng đường chuyển động của khóa nòng;

 $L_{bd} = 0,22 \text{ dm}$  - Chiều dài buồng đạn;

 $X_{td} = 0,315 \text{ dm}$  - Quãng đường chuyển động của khóa nòng;

 $X_{max} = 1,95 \text{ dm}$  - Chiều dài hành trình của khóa nòng;

 $\xi_x = 1$  - Đối với khóa nòng tự do.

b. Lực cản băng đạn

Phương trình tính toán lực cản băng đạn: xét băng đơn có 10 mắt chứa 10 viên đạn.

$$P_b = K_b \sqrt{K\mu N_b + n\mu gf}$$
<sup>(7)</sup>

Trong đó:

- *n* - số đạn treo trong thùng chứa băng. n = 3

- f - hệ số ma sát giữa đạn và đường trượt. f = 0,016

$$-K_b = 1,1$$

- V<sub>b</sub> tốc độ bàn kéo băng.
- $\alpha$  góc hợp bởi dây băng và phương tiếp đạn.
- *K* độ cứng băng đạn K = 300HB (1HB = 1020N/mm<sup>2</sup>).

$$\Rightarrow$$
 *K* = 30,6 (KG/dm<sup>2</sup>)

-  $\mu$  - Khối lượng của mắt băng:  $\mu = 0.1 (kg)$ 

$$\Rightarrow$$
 P<sub>b</sub> = 1,924.V<sub>b</sub> + 0,048

c. Lực cản rút vỏ đạn

Ta có công thức: (Theo tài liệu [1] - trang 194)

$$R_r = R_k = F_{ms} + Q_a - p_r S \tag{8}$$

Trong đó:

Lực ma sát giữa vỏ đạn và buồng đạn:

$$F_{ms} = 2\pi \sum_{i=1}^{n} r_{ni} l_i f p_i$$

*r<sub>ni</sub>* - Bán kính ngoài trung bình trong đoạn thứ i của vỏ đạn;

 $l_i$  - Chiều dài đoạn thứ i;

 $p_{li}$  - Áp suất tiếp xúc trên đoạn thứ i;

f - Hệ số ma sát giữa vỏ đạn và buồng đạn. f = 0,13

Lực tác dụng lên cần chính của áp suất khí thuốc:

$$Q_a = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) p$$

Với :

S - Là diện tích tiết diện ngang lòng nòng;

 $d_1$ ,  $d_2$  - Là đường kính trong phần miệng và đáy vỏ đạn;

*n* - Là số khoảng chia vỏ đạn để tính toán;

*p* - Là áp suất khí thuốc trong nòng lúc rút vỏ đạn.

# 3. Khảo sát ảnh hưởng của khối lượng khóa nòng

Để có thể khảo sát được sự thay đổi đồng thời một số chi tiết thì rất phức tạp, vì vậy trong đồ án lựa chọn giảm khối lượng của khâu cơ sở để khảo sát.

Đồ thị vận tốc và dịch chuyển khâu cơ sở (khóa nòng) giảm khối lượng 5% và 10%.



Hình 2.2: Đồ thị vận tốc và dịch chuyển của khóa nòng khi khối lượng giảm 5% và 10%.

# Nhận xét:

Do đặc điểm kết cấu của súng phóng lựu tự động là hoạt động theo nguyên lý khóa nòng lùi tự do và sử dụng đạn có năng lượng mạnh nên khối lượng và kích thước của khóa nòng rất lớn, việc thay đổi khối lượng khóa nòng ảnh hưởng trực tiếp kết cấu của súng và hoạt động của máy tự động, cụ thể: - Làm kết cấu súng thu gọn hoặc tăng lên, thay đổi thời điểm mở khóa dễ dẫn đến hiện tượng đứt vỏ đạn.

- Đối với súng SPL-30 máy tự động của súng phóng lựu hoạt động dựa trên nguyên lý sử dụng năng lượng lùi của khóa nòng tự do bằng cách sử dụng xung trước; giảm được lực quán tính cần thiết cho khóa nòng trong quá trình chuyển động lùi. Nên khối lượng khóa nòng nhỏ hơn khối lượng khóa nòng của súng AGS-17.

Khảo sát sơ bộ với khối lượng khóa nòng giảm hơn 5% và 10% ta có kết quả như hình vẽ. Qua kết quả này và thực tế cho ta thấy rằng việc giảm khối lượng khóa nòng là có giới hạn. Vì ảnh hưởng tới thời gian mở khóa nòng gây nên hiện tượng đứt vỏ đạn, điều này có ý nghĩa rất quan trọng trong việc xác định các đặc trưng của khóa nòng quán tính (cụ thể là khối lượng cho phép của khóa nòng) đến độ bền của vỏ đạn khi bắn.

Theo [1] khi biết được được thời gian mở khóa t tương ứng với thời điểm áp suất p<sub>t</sub>, với khối lượng khóa nòng cho trước ta có công thức:

$$\frac{S_{vd}\int_{0}^{t}dt\int_{0}^{t}pdt - S_{vd}\int_{0}^{t}dt\int_{0}^{t}R_{v}dt}{M_{ig}} \leq \left[\Delta l\right]$$
(4)

Với: Svd - diện tích đáy vỏ đạn;

M<sub>tg:</sub> - khối lượng thu gọn của khóa nòng;

 $[\Delta l]$  - độ giãn dài cho phép của vỏ đạn .

Biến đổi công thức 2.21 ta có:

$$\begin{bmatrix} M_{tg} \end{bmatrix} \ge \frac{\left(S_{vd} \int_{0}^{t} dt \int_{0}^{t} p dt - S_{vd} \int_{0}^{t} dt \int_{0}^{t} R_{v} dt\right)}{\Delta l}$$
(5)

Trên cơ sở công thức 5 ta có thể xác định được khối lượng cho phép của khóa nòng và phạm vi có thể thay đổi. Tuy nhiên đây là một công trình nghiên cứu lớn cần phải kết hợp bài toán trên với bài toán động lực của vỏ đạn và các thử nghiệm cần thiết lúc đó mới đưa ra được kết quả đáng tin cậy.

- Thay đổi vận tốc khóa nòng, dẫn đến xung va chạm tại các vị trí giới hạn thay đổi.

- Khảo sát sơ bộ giảm khối lượng khóa nòng trong phạm vi 10%. Theo kết quả hình vẽ ta nhận thấy; khi khối lượng khóa nòng giảm nó còn ảnh hưởng trực tiếp đến hoạt động của máy tự động:  $V_{max}$  của khóa nòng là hàm nghịch biến đối với khối lượng khóa nòng. Mức độ thay đổi  $V_{max}$  khi tăng hay giảm khối lượng khóa nòng là đồng đều nhau.

Sự ảnh hưởng giảm khối lượng khóa nòng đến chu kỳ tương đối đều, tuy nhiên thay đổi là rất đáng kể. Khi khối lượng giảm 10% thì chu kỳ cũng thay đổi khoảng 6% dẫn đến tốc độ bắn cũng thay đổi nhiều.

Do đó trong quá trình tính toán thiết kế chế tạo, cải tiến xem xét ảnh hưởng của các tham số khối lượng thì việc giảm khối lượng khóa nòng ít được quan tâm vì nó ảnh hưởng đến toàn bộ hoạt động của máy tự động.

Do vậy việc giảm khối lượng cho MTĐ của súng chỉ được áp dụng cho các chi tiết khác ví dụ như thân súng, giá súng, nòng súng, ... tuy nhiên đây là bài toán đòi hỏi phải có các nghiên cứu đầy đủ về độ bền các chi tiết, độ ổn định cho toàn bộ súng khi bắn.

# 4. Kết luận

Bài báo thực hiện sẽ ứng dụng vào việc hỗ trợ quá trình thiết kế, chế tạo và khai thác súng SPL 30. Cụ thể:

+ Mô hình động lực học được xây dựng sẽ giúp cho người thiết kế cũng như sử dụng hiểu sâu hơn về hoạt động của súng.

 + Kết quả khảo sát ảnh hưởng của các tham số sẽ là cơ sở để lựa chọn bộ thông số hợp lý để thiết kế súng.

#### Tài liệu tham khảo

1. Phạm Huy Chương, Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động, Học viện Kỹ thuật quân sự, 1998.

2. Phạm Huy Chương, Giáo trình động lực học vũ khí tự động, Nxb QĐND, 2002.

3. Trần Đăng Điện, Giáo trình thuật phóng trong, Học viện KTQS, 1998.

4. Sách dạy bắn súng phóng lựu tự động AGS-17 (AΓC-17) cỡ 30mm, Nxb QĐND, 1998.

#### Dynamics survey of the dynamics of the SPL 30 grenade launcher

**Abstract:** Russia's AGS-30 machine gun grenade launcher (picture 2) is designed and developed to replace the existing AGS-17 machine gun grenade launcher line currently in Russian equipment. Our army is currently researching the design. Design and manufacture the SPL 30 grenade launcher according to the AGS-30 grenade launcher model. This article presents the model and conducts a survey on the dynamics of the SPL-30 grenade launcher. The research results of the article contribute to perfecting gun design in Vietnamese conditions.

Keywords: SPL-30 gun, dynamics, automatic machine, AGS-30 grenade launcher, breech front pulse.

# Nghiên cứu bài toán động lực học súng bắn tập AK sử dụng năng lượng điện <sup>1</sup>Trần Trung Hiếu, <sup>2</sup>Uông Sỹ Quyền

<sup>1</sup>Hệ quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup>Khoa Vũ khí, Học viên Kỹ thuật quân sự

# Tóm tắt:

Khi muốn sử dụng thiết bị điện tạo năng lượng điện từ thay thế cho năng lượng phát bắn thì cần phải thay đổi kết cấu của súng sao cho khi súng bắn tập và bắn thật không khác nhau quá lớn. Nội dung chính của bài báo sẽ tiến hành nghiên cứu động lực học máy tự động của súng tiểu liên AK cần phải thay đổi kết cấu của súng như thế nào sao cho khi sử dụng năng lượng điện thay thế cho sử dụng năng lượng phát bắn các thông số động lực học máy tự động của AK bắn tập và AK bắn thật không chêch lệch quá nhiều.

# 1. Đặt vấn đề

Khi bắn súng, đường ngắm đúng không phải là yếu tố duy nhất ảnh hưởng đến kết quả phát bắn, các yếu tố như: Thao tác; cảm giác; tâm lý khi bắn cũng là những yếu tố quan trong chi phối kết quả bắn. Trong đó, đô giật của súng luôn là yếu tố tác đông rất lớn đến thao tác và tâm lý người bắn. Đô giật của súng sau mỗi phát bắn đan thật sẽ làm cho đường ngắm đúng bị sai lệch, yêu cầu người bắn phải lấy lại đường ngắm. Như vậy, việc người bắn được làm quen với độ giật của súng không những giúp nâng cao cảm giác, bản lĩnh khi bắn mà còn rèn luyện được kỹ năng nhanh chóng lấy lại được đường ngắm đúng một cách nhanh và chính xác nhất. Trong bắn đạn thật, khi một phát bắn được thực hiện sẽ làm xuất hiện các xung lực giật, trong đó có các xung lực do chuyển động của bệ khóa nòng va chạm vào các thành trước và sau của súng mà có. Quá trình chuyển động của bệ khóa nòng không những làm xuất hiện các xung lực giật đồng thời còn thực hiện công việc tự động lên đan cho phát bắn tiếp theo. Do vậy, nếu người bắn chưa hiểu rõ hoạt động và chưa thuần thục các thao tác bắn súng mà vẫn tiếp tục thực hiện thao tác lên đan như khi chuẩn bị cho phát bắn đầu tiên thì sẽ làm cho viên đan đã được nạp tự động từ lần bắn trước bay ra khỏi súng, trong thực tế chiến đấu điều này sẽ gây lãng phí đan, mất thời gian thao tác. Do đó, nhằm làm cho người tâp hiểu rõ vấn đề này thì trong huấn luyện bắn súng cần phải mô phỏng được lực giật và cụ thể là phải tạo ra được chuyển động của bệ khóa nòng như khi bắn đạn thật, từ đó tái tạo lại cho người tập thấy được quá trình tự động lên đạn của súng, và tái tạo lại quá trình mất đạn nếu thực hiện thao tác lên đạn trong khi đạn đã được tự động nạp từ phát bắn trước đó.

# 2. Phân tích các lực tác dụng và giải bài toán máy tự động đối với tiểu liên AK

#### 2.1 Các lực tác dụng

+ Trong hành trình lùi:

Lực của áp suất khí thuốc:  $P_{b}$ ; Lực của lò xo đẩy về:  $\prod_{lx}$ ; Lực cản rút vỏ đạn:  $F_{rvd}$ 

Mômen cản khoá nòng quay:  $M_{c}$ ; Lực đè búa:  $F_{db}$ ; Lực ma sát:  $F_{ms}$ 

Trong hành trình đẩy lên:

Lực của lò xo đẩy về:  $F_{dv}$ ; Lực ma sát:  $F_{ms}$ ; Mô men cản của lò xo cần chính: M

# 2.2 Va chạm trong máy tự động

Va chạm là đặc trưng làm việc của máy tự động trong súng pháo. Va chạm rất đa dạng về hình thức. Có va chạm có ích và cũng có va chạm hiển nhiên không thể tránh khỏi. Va chạm làm giảm tuổi thọ của các chi tiết.

Số khâu tham gia va chạm có thể là 2 hay nhiều khâu. Va chạm giữa các khâu có thể là va chạm thẳng hoặc va chạm nghiêng. Sau va chạm, các chi tiết có thể liên kết với nhau hoặc tách rời nhau.

Đặc điểm chung nhất của va chạm là: Va chạm làm thay đổi vận tốc của các khâu tham gia va chạm, thời gian va chạm là rất nhỏ nên xung lực va chạm rát lớn. Do vậy, va chạm làm ảnh hưởng đến tính năng, tuổi thọ của vũ khí.

Khi va chạm, vận tốc các khâu tham gia va chạm thay đổi làm ảnh hưởng đến tốc độ bắn của vũ khí.

Khi va chạm, trên bề mặt chi tiết tham gia va chạm xuất hiện ứng suất tiếp xúc rất lớn làm bề mặt tiếp xúc chóng mòn, thậm chí còn làm biến dạng bề mặt của chi tiết.

Va chạm có thể gây hỏng hóc máy tự động và làm tổn hao năng lượng của hệ. Điều đó có thể gây nên hệ thiếu hoặc thừa năng lượng. Do đó hệ làm việc kém tin cậy.

Va chạm làm giảm tính ổn định của súng pháo.

Va chạm giữa các chi tiết trong hộp súng có thể chia làm va chạm 2 khâu và va chạm nhiều khâu. Với mỗi dạng lại có thể chia thành va chạm thẳng và va chạm nghiêng. Tuy nhiên ta có thể tách tất cả các va chạm nhiều khâu về nhiều va chạm 2 khâu.

Khi khảo sát làm việc của máy tự động tiểu liên AK, để đơn giản ta chỉ xét va chạm của các khâu trong 1 phát bắn. Đó là:

- Va chạm mở khoá
- Va chạm kéo khoá nòng
- Va chạm hất vỏ đạn
- Va chạm phía sau hộp khoá nòng
- Va chạm tống đạn
- Va chạm đóng khoá nòng
- Va chạm ở vị trí trên cùng

Phụ thuộc vào đặc điểm của từng loại va chạm mà ta xác định tốc độ các khâu sau va chạm cho phù hợp.

# 2.3 Đồ thị tuần hoàn máy tự động AK

Ta đã biết quá trình làm việc của máy tự động. Tuy nhiên để dễ hình dung nguyên lí cũng như để hiểu sâu, chi tiết về máy tự động, ta cần xây dựng đồ thị tuần hoàn của nó.

Các giai đoạn làm việc của khâu cơ sở	Kí hiệu	Biểu diễn độ dịch chuyển của khâu cơ sở	Giá trị (mm)
Hành trình lùi			
Giai đoạn lùi tự do	$\Delta X_1$	••	0 - 9

Bảng 2.3. Biểu đồ tuần hoàn của súng tiểu liên AK

Các giai đoạn làm việc của khâu	Kí	Biểu diễn độ dịch chuyển của	Giá trị
cơ sở	hiệu	khâu cơ sở	(mm)
Vị trí va chạm mở khóa	$\mathbf{X}_1$	•	9
Giai đoạn mở khoá	$\Delta X_2$	••	9-20
Vị trí mở khóa xong	$X_2$	•	20
Giai đoạn giương búa	$\Delta X_3$	•-•	20 - 47
Giai đoạn lùi tự do đến vị trí hất vỏ đạn	$\Delta X_4$	••	47-75
Vị trí hất vỏ đạn	$X_4$	•	75
Giai đoạn lùi quán tính đến khi BKN chạm vào thành sau của HKN	$\Delta X_5$	••	75-135
Tổng hành trình lùi	$\Delta X$	• •	135
Hành trình đẩy lên			
Giai đoạn đẩy lên đến lúc tống đạn		• •	135-75
Giai đoạn đạn chuyển động trong hộp tiếp đạn		••	75 - 47
Giai đoạn đạn rời hộp tiếp đạn đến khi bắt đầu đóng khoá		•-•	47 - 20
Giai đoạn đóng khoá		••	20 - 9
Giai đoạn khoá chắc		••	9 - 0
Tổng hành trình đẩy lên		• •	135

# Tại các vị trí quan trọng

Hoạt động	Kí hiệu	Vị trí
Hành trình lùi		
Bắt đầu mở khoá	$X_1$	9
Mở khoá xong	$X_2$	20
Hất vỏ đạn	$X_3$	70
Hết hành trình lùi	$X_4$	135
Hành trình đẩy lên		
Bắt đầu tống đạn từ hộp tiếp đạn	$X_6$	80
Bắt đầu đóng khoá	$X_7$	20
Đóng khoá xong	$X_8$	9
Giải phóng búa khỏi lẫy an toàn	<i>X</i> 9	7

Hoạt động	Kí hiệu	Vị trí
Hết hành trình đẩy lên	$X_{10}$	0

# 2.4 Kết quả tính toán giải bài toán máy tự động AK

Sử dụng kết quả tính toán của Đồ án "Đánh giá hiệu quả của xung va chạm cuối cùng và trên cùng của bệ khóa với hộp súng khi tính ĐLH MTĐ súng AK bắn tập sử dụng năng lượng điện từ" ta có đồ thị sau:



Hinh 2.1 Đồ thị áp suất trong nòng và buồng khí



Hình 2.2 Đồ thị chuyển động của khâu cơ sở



Hình 2.3 Biểu đồ xung lực của phát bắn đạn thật.

- J<sub>1</sub> xung lực của áp suất khí thuốc trong giai đoạn đạn chuyển động trong nòng và thời kỳ tác dụng sau cùng.
- $J_2$  xung của áp suất khí thuốc tác dụng lên thành trước buồng khí.
- $J_3$  xung của lực đàn hồi lò xo tác dụng lên thành sau thân súng.
- *J*<sub>4</sub> xung va chạm giữa bệ khóa nòng và thành sau thân súng.
- *J*<sup>5</sup> xung va chạm của bệ khóa nòng với thành trước thân súng.

# 3. Mô hình toán học chuyển động phẳng của bệ khóa nòng trên thân súng và giải bài toán động lực học MTĐ tiểu liên AK sử dụng thiết bị điện từ

Do súng sử dụng năng lượng điện từ để tạo ra chuyển động cho bệ khóa nòng, không sử dụng đạn nên đồ án sử dụng các giả định sau:

- Thân súng được coi là cố định;

- Bỏ qua va chạm khi đóng và mở của khóa nòng;
- Bỏ qua độ trễ của hệ thống phát xung điện từ.

Dựa trên nguyên lý hoạt động của súng AK và các giả định nêu trên, nguyên lý chuyển động của bệ khóa nòng được mô tả như Hình 3.1:



Hình 3.1 Mô hình nguyên lý chuyển động của bệ khóa nòng trên thân súng sử dụng năng lượng điện từ

Trong Hình 3.1: Các thành phần chính của bao gồm: (1): thành trước thân súng; (2): bệ khóa nòng; (3): thành sau thân súng; x: độ dịch chuyển của bệ khóa nòng Hệ lực bao gồm các lực sau:

- Q: trọng lực tác dụng lên bệ khóa nòng;

- Fe: lực điện từ tác dụng lên bệ khóa nòng;

- f1, f2: lực ma sát do thân súng tác dụng lên bệ khóa nòng;

- F1, F2: lực lò xo giật tác dụng lên thân súng và bệ khóa nòng;

Các quá trình này được biểu diễn bằng hệ phương trình sau:

$$m\ddot{x} = F_e + m \cdot g \sin \varphi - c_f \cdot g \cdot \cos \varphi - c_r \cdot (x + C), \qquad t_k \le t < t_r$$
  

$$m\ddot{x} = -c_r \cdot (x + C) + c_f \cdot g \cdot \cos \varphi + m \cdot g \sin \varphi, \qquad t_r < t < t_f$$
  

$$v_r' = v_r \cdot k, \qquad t = t_r$$
  

$$v_r' = v_s \cdot k.$$
  
(2.26)

Trong đó:

- m : khối lượng của bệ khóa nòng

-  $v_r$ ,  $v'_r$ : tham số biểu thị vận tốc của bệ khóa nòng tương ứng trước và sau khi va chạm với thành sau của súng;

-  $v_f$ ,  $v'_f$ : tham số biểu thị vận tốc của bệ khóa nòng tương ứng trước và sau khi va cham với thành trước của súng;

- k : hệ số phục hồi vận tốc khi va chạm giữa bệ khóa nòng và thành súng;

- tr: thời điểm bệ khóa nòng va chạm với thành sau của súng;

- *t<sub>f</sub>*: thời điểm bệ khóa nòng va chạm với thành trước của súng;

-  $c_r$ , C: độ cứng và độ nén ban đầu của lò xo đẩy về;

-  $c_f$ : hệ số ma sát.

Bảng 3.1 Thông số đầu vào của hệ

Đại lượng	т	Cr	С	$\mathcal{C}_{f}$	k
Giá trị	0.5	300	0.1	0.1	0.45
Đơn vị	kg	N/m	m	-	-

Trong đó lực điện từ Fe phụ thuộc vào nhiều yếu tố và được trình bày ở mục 2.7.2.

# 3.1. Biểu thức lực điện từ

Trong thiết bị mô phỏng, vị trí tương đối giữa piston (gắn với bệ khóa nòng) và cuộn dây (gắn với thân súng) được mô tả như trong Hình 3.2:



Hình 3.2 Vị trí tương đối giữa piston và cuộn dây trong thiết bị mô phỏng

Trong hình 2.25:

- *l*<sub>0</sub>: khoảng cách từ gốc tọa độ đến mặt bên trái cuộn dây;
- L: chiều dài cuộn dây;
- D: đường kính ngoài cuộn dây;
- d: đường kính trong lõi cuộn dây;
- a: chiều dày lõi cuộn dây.

Lực từ do cuộn dây tác dụng lên piston được xác định theo công thức sau:

$$F_e = \frac{B_r \cdot B_c \cdot A}{\mu_0} \tag{3.1}$$

Trong đó:

-  $\mu_0$ : hệ số từ thẩm;

- *A* là diện tích đường tròn bên trong cuộn dây,  $A = \pi \left(\frac{d}{2} + a\right)^2$ ;

- B<sub>r</sub> là từ trường do piston sinh ra;
- $B_c$  là từ trường do cuộn dây sinh ra, được xác định theo công thức:

$$B_{c} = \frac{\mu_{0}Ni}{L(D-d)} (l_{0} - x_{2}) \ln \left[ \frac{D + \sqrt{D^{2} + 4(l_{0} - x_{2})^{2}}}{d + \sqrt{d^{2} + 4(l_{0} - x_{2})^{2}}} \right] +$$

$$\frac{\mu_{0}Ni}{L(D-d)} (L - l_{0} + x_{2}) \ln \left[ \frac{D + \sqrt{D^{2} + 4(L - l_{0} + x_{2})^{2}}}{d + \sqrt{d^{2} + 4(L - l_{0} + x_{2})^{2}}} \right],$$
(3.2)

Trong đó:

- *i* : dòng điện qua cuộn dây;
- N: số cuộn dây,

$$N = n \frac{L}{2r} \tag{3.3}$$

- r: bán kính sợi dây.

Từ (2.28), (2.29), (2.30) biểu thức lực từ được viết lại như sau:

$$F_{e} = \frac{\pi B_{r} n i}{8(D-d)r} (d+2a)^{2} (l_{0}-x_{2}) |l_{0}-x_{2}| \ln \left[ \frac{D+\sqrt{D^{2}+4(l_{0}-x_{2})^{2}}}{d+\sqrt{d^{2}+4(l_{0}-x_{2})^{2}}} \right] + (3.4)$$

$$\frac{\pi B_{r} n i}{8(D-d)r} (d+2a)^{2} (L-l_{0}+x_{2}) (l_{0}-x_{2})^{2} \ln \left[ \frac{D+\sqrt{D^{2}+4(L-l_{0}+x_{2})^{2}}}{d+\sqrt{d^{2}+4(L-l_{0}+x_{2})^{2}}} \right],$$

trong đó:  $D = d + 2a + 4r \cdot n$ , *n*: số lớp vòng dây.

Theo (2.31), lực từ  $F_e$  phụ thuộc vào các thông số kích thước của thiết bị mô phỏng. Thiết bị này được gắn vào súng nên phụ thuộc vào kết cấu có sẵn của súng. Các thông số khi lắp đặt thiết bị mô phỏng trên súng được thể hiện như Bảng 2.8.

Bảng 2.1 Các thông số kích thước của thiết bị mô phỏng xung giật

Thông số	$B_r[T]$	<i>I</i> [A]	<i>l</i> <sub>0</sub> [m]	<i>n</i> [m]	<i>r</i> [m]	<i>d</i> [m]	<i>L</i> [m]	<i>a</i> [m]	<i>x</i> <sub>2</sub> [m]
Giá trị	2.4	7 ÷10	0.065	12 ÷ 15	0.003	0.01	0.12	0.002	0 ÷ 0.65

Các giá trị  $B_r$ , d, L,  $l_0$ , a không đổi; các thông số có thể thay đổi là I, n. Quy luật của hàm  $F_e(x_2)$  thay đổi phụ thuộc vào sự thay đổi của các tham số I, n.

# 3.2. Kết quả tính toán mô hình toán học chuyển động của bệ khóa nòng súng bắn tập sử dụng năng lượng điện từ

Với các quy luật lực điện từ đã thể hiện chúng được thay vào lực điện từ F<sub>e</sub> trong hệ phương trình vi phân sau đó ta tiến hành giải hệ phương trình bằng phần mềm Matlab, quy luật vận tốc bệ khóa nòng trong thiết bị mô phỏng xung giật được xác định. Bài báo sử dụng số lớp cuộn dây, n = 15; dòng điện nhận các giá trị I = 7; 8; 9 và 10 (A)



Hình 3.3 Quy luật xung bắn và chu kỳ bắn khi cường độ dòng điện I = 10 Athì số lớp cuộn dây thay đổi



Hình 3.5 Quy luật xung bắn và chu kỳ bắn khi số lớp cuộn dây bằng 15 thì cường độ dòng điện thay đổi



Hình 3.6 Quy luật vận tốc bệ khóa nòng khi số lớp vòng dây n = 15 dòng điện thay đổi

## 3.3. So sánh kết quả thực nghiệm vận tốc BKN của AK bắn tập và AK bắn đạn thật

Dựa vào kết quả thực nghiệm ta có đồ thị vận tốc BKN của AK bắn đạn thật và AK bắn tập như sau:



# Qua kết quả đo thực nghiệm cho thấy:

- Vận tốc bệ khóa nòng trước va chạm khi lùi của thiết bị là: 3,3m/s, đạt 93% so với khi bắn đạn thật;

- Vận tốc bệ khóa nòng trước va chạm khi đẩy lên của thiết bị là: 2,7m/s, đạt 89% so với khi bắn đạn thật;

- Tốc độ bắn liên thanh của thiết bị là: 579 phát/phút, đạt 95% so với khi bắn đạn thật

# 4. Kết luận

Khi số lượng lớp cuộn dây hoặc cường độ dòng điện tăng lên, vận tốc bệ khóa nòng trong chuyển động tiến và lùi sẽ tăng lên và chu kỳ bắn giảm. Tương ứng, xung va chạm phía sau và phía trước với thành súng tăng lên, làm tăng cảm giác xung giật tác động cho người tập. Chu kỳ bắn nhỏ hơn chu kỳ mở và đóng K bằng 0,1s để đảm bảo mô phỏng chu kỳ bắn trong cảnh quay thật.

Với cấu tạo của thiết bị điện từ và vị trí tương đối của nó so với thân súng như Hình 3.1 và Bảng 3.1, xung va chạm cực đại mà thiết bị có thể tạo ra tương ứng với cường độ dòng điện I bằng 10A và số lớp cuộn dây n bằng 15. Kết quả thực nghiệm cho thấy định luật vận tốc của vật mang khối khóa nòng tương tự như tính toán lý thuyết. Thiết bị này có thể mô phỏng khoảng 96% xung va chạm phía sau, 63% xung va chạm phía trước và 48% xung lò xo giật so với các xung tương ứng trong khi đo thực nghiệm. Xung giật và dịch chuyển của vai người mà thiết bị gây ra khá nhỏ so với xung do khí thuốc ở phát bắn đạn thật. Tuy nhiên, các hiệu ứng này có thể đem lại cảm giác phát bắn xảy ra cho người tập cũng như nhịp bắn khi thực hiện bắn liên thanh.

# TÀI LIỆU THAM KHẢO

1. Phạm Huy Chương. Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động. Học viện KTQS, 1998.

2. Phạm Huy Chương. Động lực học vũ khí tự động. Học viện KTQS, 2002.

3. Uông Sĩ Quyền. Nghiên cứu một số biện pháp nâng cao độ chính xác bắn của súng tự động cầm tay. Luận án Tiến sĩ kỹ thuật, Học viện KTQS, 2009.

4. Trương Tư Hiếu, Uông Sĩ Quyền. *Trang bị điển hình vũ khí tổng hợp, phần V*. Học viện KTQS, 2000.

# Study of the dynamics problem of AK training guns using electrical energy

Abstract: When you want to use an electrical device that generates electromagnetic energy to replace the energy of a shot, it is necessary to change the structure of the gun so that when the gun is fired in practice and when it is actually fired, there is not too big a difference. The main content of the article will be to research the automatic machine dynamics of AK submachine guns, how to change the structure of the gun so that when using electric energy replaces using shot energy. The automatic machine dynamic parameters of practice shooting AKs and real shooting AKs do not differ too much.

Keywords: practice gun, practice guns using electric energy.

# Khảo sát ảnh hưởng một số thông số của lò xo đẩy lên khi chế tạo đến hoạt động của pháo khi bắn trên xe chiến đấu bộ binh XCB-01 Nguyễn Thanh Hiệu<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Viết Trung<sup>1</sup> và Trần Thanh Hải<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Học viện Kỹ thuật quân sự, <sup>2</sup>Viện Vũ khí Email: thanhhieu1805@gmail.com; Tel:0967302963

# Tóm tắt

Pháo nòng trơn cỡ 73mm kiểu 2A28 lấp trên xe chiến đấu bộ binh XCB-01 là loại pháo bán tự động bắn đạn PG-15V và OG-15V (Sử dụng loại đầu đạn PG-9 và OG-9) có tầm bắn hiệu quả đến 1300m (với đạn PG-15V) và đến 4500m (đối với đạn OG-15V, góc bắn 30<sup>0</sup>), đáy nòng được bịt kín khi bắn. Đây là loại vũ khí có tính năng hỏa lực mạnh, bắn đạn PG-15V và OG-15V với liều phóng chứa trong ống liều (tương tự đạn pháo thông thường) không có luồng phụt khi bắn. Thiết bị hãm lùi thủy lực-lò xo giúp hấp thụ toàn bộ lực phát bắn khi lùi và đẩy cụm nòng lên vị trí ban đầu trong quá trình làm việc. Để đảm bảo quá trình lùi- đẩy lên đạt yêu cầu thông qua bài toán động lực học (ĐLH) ta "khảo sát ảnh hưởng của một số thông số của lò xo đẩy lên khi chế tạo" nhằm xác định sự thay đổi kết quả bài toán động lực học thân pháo do thay đổi một số thông số của lò xo đẩy lên trong quá trình chế tạo.

Từ khóa: Pháo 73mm, động lực học, lò xo đẩy lên, thiết bị hãm lùi.

#### 1. Đặt vấn đề

Xe chiến đấu XCB-01 được Tổng cục CNQP thiết kế chế tạo. Việc nghiên cứu bài toán ĐLH thân pháo 73mm trên xe XCB-01 giúp cho việc định hướng thiết kế TBHL của pháo; Mặt khác, việc khảo sát ảnh hưởng các thông số của lò xo đẩy lên khi chế tạo (do điều kiện công nghệ chế tạo và lắp ráp) giúp đánh giá toàn diện về hoạt động của thân pháo, làm cơ sở định hướng thiết kế lò xo, đảm bảo hoạt động của thân pháo khi bắn theo đúng yêu cầu đề ra. Thông qua việc đo đạc cũng như các tài liệu thiết kế liên quan, "*Khảo sát ảnh hưởng một số thông số của lò xo đẩy lên khi chế tạo*" nhằm xác định sự thay đổi kết quả bài toán động lực học thân pháo do thay đổi một số thông số của lò xo đẩy lên trong quá trình chế tạo. Từ đó đưa ra những đánh giá, khuyến cáo cho quá trình thiết kế chế tạo lò xo đẩy lên của pháo.

## 2. Mô hình bài toán và phương pháp giải

#### 2.1. Mô hình bài toán

2.2.1. Mô hình chuyển động khối lùi

Từ việc phân tích các lực tác dụng lên khối lùi khi bắn và hoạt động của thiết bị hãm lùi, ta xây dựng được mô hình chuyển động của khối lùi như sau.



Hình 1.1. Mô hình chuyển động khối lùi khi lùi

P<sub>lg</sub>: Hợp lực khí thuốc tác dụng vào đáy nòng.

v: Vận tốc của khối lùi.

2.2.2. Phương trình vi phân chuyển động lùi của pháo khi bắn

Khi lùi, phương trình chuyển động của khối lùi có dạng:

$$\mathbf{M}_{0}\vec{a} = \vec{\mathbf{P}}_{\mathrm{lg}} - \vec{\Pi} - \vec{\Phi}_{e} - \vec{\mathbf{R}}_{f} + \vec{Q}_{0}\sin\varphi \tag{1}$$

Trong đó:

+ M<sub>0</sub> là khối lượng của khối lùi.

+ a là gia tốc của khối lùi

+ P<sub>lg</sub> là lực phát bắn.

+ Π là Lực của máy đẩy lên,

 $+ \Phi_e$  là lực hãm thủy lực của máy hãm lùi,

+ R<sub>f</sub> là hợp lực ma sát tác dụng lên khối lùi,

+ Q<sub>0</sub> là trọng lượng khối lùi

+ φ là góc bắn.

Biểu thức tính lực cản lùi

$$R = \prod + \Phi_e + R_f - Q_0 \sin \varphi \tag{2}$$

Vậy ta có hệ phương trình vi phân chuyển động của khối lùi có dạng

$$\begin{cases} M_{o}.\frac{dV}{dt} = P_{lg} - R \\ \frac{dX}{dt} = V \end{cases}$$
(3)

X là quãng đường chuyển động của khối lùi.

- Lực hãm thủy lực  $\Phi_e$  được xác định theo công thức.

$$\Phi_{e} = \frac{k\rho A_{1}^{3}}{2a_{x}^{2}} v^{2}$$
(4)

Trong đó:

+ k là hệ số cản dòng.

+  $\rho$  là khối lượng riêng của dầu.

+ A1 là diện tích làm việc của piston khi lùi.

+ v là vận tốc lùi.

+ a<sub>x</sub> là diện tích khe hở giữa ống trong và vòng gờ.

$$a_x = \frac{\pi}{4} \left( d_V^2 - \delta_x^2 \right) \tag{5}$$

d<sub>v</sub> là đường kính vòng gờ.

 $\delta_x$  là đường kính ống trong

Lực lò xo

Công thức tính lực lò xo:

$$\Pi = \Pi_0 + C X \tag{6}$$

Trong đó:

 $+ \Pi_0$  là lực nén ban đầu của lò xo, được xác định từ điều kiện đẩy khối lùi về vị trí cũ ở giai đoạn cuối cùng một cách tin cậy ta có:

$$\Pi_0 = 1, 1Q_0 \left( \sin \varphi_{\max} + f \sin \varphi_{\max} + \nu \right) \tag{7}$$

+ f là hệ số ma sát ở phần định hướng của máng, với pháo 73mm 2A- 28 là định hướng tròn nên f = 0,02;

+ v là hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi, v = 0,2 - 0,4, chọn v = 0,3;

+ Q<sub>0</sub> là trọng lượng khối lùi;

+ C là độ cứng của lò xo, theo giáo trình sức bền vật liệu ta có công thức tính độ cứng của lò xo:

$$C = \frac{Gd^4}{8nD^3} \tag{8}$$

+ G là mô đun đàn hồi trượt của vật liệu (N/m<sup>2</sup>);

+ d là đường kính dây lò xo (m);

+ D là đường kính vòng lò xo (m);

+ n là số vòng dây lò xo làm việc.

- Lực ma sát

Hợp lực ma sát gồm ba phần chính: lực ma sát của khối lùi sinh ra trên máng (tại  $\varphi = 0$  là lớn nhất), ma sát của máy hãm lùi. Công thức tính lực ma sát như sau:

$$R_f = Q_0 (f \cdot \cos \varphi + \nu) \tag{9}$$

- Hợp lực khí thuốc tác dụng lên khối lùi  $P_{lg}$ 

Thời kỳ thứ nhất: thời kỳ này kết thúc khi đạn ra khỏi miệng nòng

- Khi tính toán ta lấy:

$$\mathbf{P}_{lg} = \mathbf{p}.\mathbf{S} \tag{10}$$

Trong đó:

+ p là áp suất thuật phóng;

+ S là diện tích tiết diện ngang lòng nòng.

*Thời kỳ thứ hai*: là thời kỳ tác dụng sau cùng của khí thuốc; bắt đầu từ khi đạn ra khỏi miệng nòng đến khi áp suất trên trục nòng đạt giá trị bằng 2 [at].

*Thời kỳ thứ ba*: thời kỳ đạn chuyển động theo quán tính. Trong thời kỳ này  $P_{lg} = 0$ .

2.2.3. Xây dựng phương trình chuyển động khối lùi khi đẩy lên.

a. Mô hình bài toán



Hình 1.2. Mô hình chuyển động khối lùi khi đẩy lên.

Toàn bộ quá trình đẩy lên của pháo có thể được mô tả ở sơ đồ sau:



Hình 1.3. Sơ đồ quá trình đẩy lên của khối lùi

- Giai đoạn đẩy lên (đoạn 1-2), tính từ khi bắt đầu đẩy lên (vị trí 1) tới khi lên vị trí ban đầu (vị trí 2).

- Giai đoạn đẩy lên quá (đoạn 2-3), sau khi nòng được đẩy lên vị trí ban đầu thì nòng tiếp tục chuyển động về phía trước. Ông trong và piston nén dầu đứng yên, lò xo đẩy lên bị nén từ phía đuôi nòng, lực cản thủy lực bằng 0. Tại vị trí 3, tốc độ đẩy lên của nòng bằng 0.

- Giai đoạn lùi về vị trí ban đầu (đoạn 4-5), nòng được đẩy về nhờ lực lò xo.

- Giai đoạn lùi quá (đoạn 5-6), nòng lùi làm vòng bổ đôi lùi, ống trong và piston nén dầu lùi, dầu chảy qua khe hở giữa vòng gờ và ống trong sinh ra lực cản thủy lực.

- Giai đoạn đẩy về (đoạn 7-8), tại vị trí 8 nòng được đẩy về hoàn toàn.

b. Phương trình vi phân chuyển động đẩy lên của pháo khi bắn

- Phương trình chuyển động của khối lùi khi đẩy lên có dạng

$$M_{0}\vec{a} = s_{1}\prod + s_{2}\vec{\Phi}_{e}^{'} + s_{3}\vec{R}_{f}^{'} - Q_{0}\sin\varphi$$
(11)

Trong đó:

+ s<sub>1</sub>, s<sub>2</sub>, s<sub>3</sub> là các hệ số điều khiển;

 $+ \Pi$  là lực lò xo đẩy lên:

$$\Pi = \Pi_0 + C.(X_{L \max} - L)$$
(12)

Trong đó:

+ X<sub>Lmax</sub> là chiều dài lùi lớn nhất;

+ L là chiều dài đẩy lên;

+  $\Phi'_{\rho}$  là lực hãm thủy lực của máy hãm lùi khi đẩy lên;

+ R f' là hợp lực ma sát tác dụng lên khối lùi;

+ Q<sub>o</sub> là trọng lượng khối lùi;

+ φ là góc bắn.

Phương trình vi phân chuyển động đẩy lên khi bắn:

$$\begin{cases} M_0 \cdot \frac{du}{dt} = r \\ \frac{d\xi}{dt} = u \end{cases}$$
(13)

Trong đó: + u là tốc độ đẩy lên.

<sup>+</sup> ξ là quãng đường đẩy lên

+ r là hợp lực đẩy lên được xác định:

$$r = \Pi - R'_{f} - \Phi'_{e} - Q_{0} \cdot \sin \varphi$$

#### 2.2. Phương pháp giải

Ta dùng phương pháp tích phân số theo Runge-kutta như đã tính toán trong phần giải bài toán thuật phóng trong và bài toán ngược hãm lùi ta sẽ tiến hành tính toán lực lò xo trong 2 quá trình khi khối lùi lùi và khối lùi được đẩy lên.

a. Lưu đồ thuật toán giải bài toán động lực học (ĐLH) khối lùi khi lùi và khi đẩy lên



Hình 1.4. Lưu đồ thuật toán giải bài toán ĐLH khối lùi khi lùi và khi đẩy lên

#### b. Các số liệu đầu vào

Như chúng ta đã biết quá trình gia công chế tạo và lắp ráp là nguyên nhân chính dẫn đến những sai lệch ban đầu cho các thiết bị, chi tiết dẫn đến sự ảnh hưởng không hề nhỏ đến độ tin cậy làm việc của hệ thống. Do đó, việc xét đến độ tin cậy của lò xo đẩy trong TBHL đóng vai trò rất quan trọng nên để đơn giản hơn trong tính toán và xử lý số liệu ta xét đến sự ảnh hưởng của lực nén ban đầu và độ cứng lò xo theo bước tính toán lần lượt là 5%.

Ở đây ta sẽ thực hiện bước thay đổi giá trị lực nén của lò xo ban đầu  $\Pi_0$  và độ cứng lò xo C theo từng giá trị ±5% và ±10%. Sau đó so sánh đánh giá sự thay đổi của lực lò xo trong 2

quá trình trên. Biểu diễn trên đồ thị lực thay đổi trên phần mềm Matlab Simulink. Dựa và kết cấu thực và mác thép  $\Gamma$ OCT 9389-75 có G = 8.10<sup>4</sup>MPa, d = 12mm, D = 123mm, n = 9.5 ta tính được C = 117kG/dm theo công thức (8).  $\Pi_0$  là lực nén ban đầu của lò xo, được xác định từ điều kiện đẩy khối lùi về vị trí cũ,  $\Pi_0 = 1,1Q_0 (\sin \varphi_{max} + f \sin \varphi_{max} + v)$ , f = 0,02, v = 0,2-0,4, chọn v = 0,3, Q<sub>0</sub> = 115kG là trọng lượng khối lùi. Thay số ta được  $\Pi_0 = 137,5$ kG.

ТТ	Các đại lượng	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Đường kính trong của ống ngoài	D	dm	1,15
2	Đường kính vòng gờ (vòng điều tiết)	d <sub>v</sub>	dm	1,15
3	Đường kính ngoài lớn nhất của ống trong	$\delta_{max}$	dm	0,999
4	Đường kính ngoài nhỏ nhất của ống trong	$\delta_{min}$	dm	0,979
5	Hệ số cản dòng	K		1,3
6	Khối lượng riêng của dầu	ρ	kg/m <sup>3</sup>	1,095
7	Độ cứng của lò xo	С	kG/dm	117
8	Lực ban đầu của lò xo đẩy lên	$\Pi_0$	kG	137,5
9	Hệ số ma sát phần định hướng của máng	f		0,02
10	Hệ số tỷ lệ của hợp lực ma sát so với trọng lượng khối lùi	ν		0,3
11	Trọng lượng khối lùi	$Q_0$	kG	115
12	Diện tích ngang lòng nòng	S	dm <sup>2</sup>	0,4185
13	Tham số Bravin	b	S	0.000925
14	Góc bắn	φ	độ	0

3. Kết quả

a. Lực lo xo đẩy lên khi khối lùi lùi:







*Nhận xét:* Ta thấy khi thay đổi 5% thông số về độ nén ban đầu và độ cứng lò xo, lò xo trong quá trình nén sẽ nhanh chóng đến vị trí hãm lùi đối với khoảng thời gian 0,25s, đối với lò xo có độ cứng lớn thì độ dự trữ năng lượng càng lớn dẫn đến quá trình đẩy lên được diễn ra nhanh hơn. Khi ta thay đổi 10% giá trị này ta thấy lò xo đẩy lên có xu hướng rút ngắn thời gian làm việc đối với phần tử có thông số lớn hơn.

b. Lực lò xo đẩy lên khi khối lùi đẩy lên





Hình 1.5. Đồ thị lực lò xo theo tính toán, thay đổi ±5% (a)và ±10% (b) giá trị lực nén, độ cứng ban đầu khi khối lùi đẩy lên

*Nhận xét:* khi so sánh 3 đồ thị của lò xo ở 3 trường hợp, chúng ta thấy rằng thông số chế tạo của lò xo ảnh hưởng đến thời gian lò xo đẩy đưa khối lùi về lại vị trí ban đầu. Khi độ cứng và lực nén ban đầu lớn thì thời gian để lò xo đẩy đưa khối lùi trở về càng ngắn đồng nghĩa với việc rút ngắn thời gian thực hiện phát bắn tiếp theo (so với lý thuyết thời gian lò xo đẩy lên làm việc mất 1,42s để đưa khối lùi về vị trí ban đầu trong khi nếu thông số lò xo chênh lệch 5% thì thời gian này rút ngắn thành 1,4s và tăng lên thành 1,46s). Đối với sai lệch lớn 10% ta thấy thời gian lò xo đưa khối lùi càng nhỏ khi lò xo đẩy lên có thông số ban đầu lớn, ta cũng có thể thấy cuối quá trình đẩy lên đối với đồ thị đường -10% lò xo phải chịu thêm lực cản của

quá trình thủy lực diễn ra ở giai đoạn cuối, điều này làm giảm độ tin cậy cho quá trình thực hiện phát bắn tiếp theo.

## 4. Kết luận

Kết quả mô phỏng trên phần mềm Matlab cho thấy, trong hai quá trình khối lùi khi lùi và khối lùi được lò xo kết hợp cùng piston đẩy lên thì việc thay đổi một số thông số cơ bản của lò xo như độ nén ban đầu và độ cứng có ảnh hưởng rất lớn đến quá trình làm việc đảm bảo độ tin cậy cho súng pháo. Thông qua quá trình khảo sát, làm cơ sở xây dựng được số liệu tính toán vùng làm việc tin cậy của lò xo đẩy lên, giúp cho việc kiểm tra chất lượng lò xo trước khi tổng lắp được dễ dàng hơn. Ngoài ra, việc xây dựng số liệu của lò xo đẩy lên sẽ giúp xác định trước được một số thông số kỹ thuật như độ nén ban đầu của lò xo, chiều dài đoạn đai ốc điều chỉnh độ nén ban đầu... qua đó thuận tiện cho việc gia công, chế tạo.

Trong thời gian tới, nhóm tác giả sẽ tiếp tục nghiên cứu khảo sát đối với các thông số khác của lò xo. Qua đó, đưa ra kết luận mang tính tổng quát hơn đối với sự ảnh hưởng của thông số thiết kế, chế tạo đến khả năng làm việc của lò xo đảm bảo hệ thống làm việc tin cậy, an toàn.

#### Tài liệu tham khảo

1. Nghiêm Xuân Trình, Nguyễn Quang Lượng, Nguyễn Trung Hiếu, Ngô Văn Quảng, 2015, *Thuật phóng trong*, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

2. Phạm Huy Chương, 2002, Động lực học vũ khí tự động, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

3. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng, 2009, Cơ sở thiết kế Hệ thống pháo, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội.

4. Vũ Đình Quang, 2006, Thủy khí động lực ứng dụng, Nhà xuất bản xây dựng, Hà Nội.

#### Astract

The 73mm gun type 2A28 mounted on the infantry fighting vehicle XCB-01 is a semi-automatic cannon firing PG-15V and OG-15V ammunition (using PG-9 and OG-9 projectile heads) with an effective range of up to 1300m (with PG-15V rounds) and up to 4500m (with OG-15V rounds, firing angle 30<sup>0</sup> degrees). The gun breech is sealed when firing. This weapon features strong firepower, firing PG-15V and OG-15V rounds with propellant charges contained within the cartridge case (similar to conventional artillery shells) without muzzle flash. Hydraulic-spring recoil mechanisms absorb the entire firing force during recoil and push the gun barrel back to its original position during operation. To ensure that the recoil-push process meets construction requirements, through the dynamics problem (DP), the effects of certain parameters of the push spring in manufacturing are investigated to determine the changes in the dynamics problem of the gun body due to changes in some parameters of the push spring during manufacturing.

Keywords: 73mm gun, dynamics, push spring, recoil mechanism.

# Ảnh hưởng của hệ thống ổn định đến xác suất trúng mục tiêu của hệ thống phòng không tầm thấp khi lắp trên tàu hải quân

# Nguyễn Hải Nguyên\*, Nguyễn Thái Dũng, Hoàng Văn Đáng

Học viện Kỹ thuật quân sự; \*Email: hainguyenvk2@gmail.com. Tel: 0981193601

#### Tóm tắt

Bài báo giới thiệu về ảnh hưởng quan trọng của hệ thống ổn định khi bám sát mục tiêu và tiến hành bắn từ bệ di động của súng phòng không tầm thấp. Giá bệ của hệ thống tham gia mọi dao động rung lắc quanh các trục dọc, ngang và trục thẳng đứng do đó làm cho kết quả bắn không hiệu quả vì vậy hệ thống ổn định phải khử được những rung lắc đó. Trên cơ sở sử dụng hệ thống ổn định trên 3CV-23-4 bao gồm ổn định hướng ngắm và ổn định đường bắn làm mô hình tính. Phân tích các mô hình tính đi tìm công thức tổng quát những sai lệch của hệ thống ổn định không hoạt động, từ đó đưa ra những nhận xét về ảnh hưởng của ổn định đến xác suất trúng mục tiêu.

## Từ khóa: Hệ thống ổn định pháo phòng không, 3CV-23-4.

#### 1. Đặt vấn đề

Những dao động trên tàu sẽ làm cho trục ăng ten và trục nòng pháo lệch khỏi vị trí mục tiêu và điểm bắn đón. Trong trường hợp khi dao động nhỏ sẽ làm cho kết quả giải bài toán bắn đón kém chính xác dẫn đến hiệu quả thấp. Còn trong trường hợp khi những dao động lớn sẽ làm cho trục anten lệch khỏi mục tiêu. Làm cho mất khả năng bám sát mục tiêu.

Để loại bỏ những ảnh hưởng của sự dao động rung lắc của tàu tới hiệu quả bắn người ta phải dùng hệ thống ổn định để đảm bảo cho trục anten và trục nòng pháo không bị lệch khỏi mục tiêu và điểm bắn đón.

Ở đây ta dùng phương pháp ổn định gián tiếp, có nghĩa là chỉ ổn định trục anten và trục nòng pháo không chịu ảnh hưởng của sự dung lắc của tàu, còn các bộ phận khác tham gia mọi dao động của giá bệ.

#### 2. Xây dựng các mô hình tính toán

Khi dùng nguyên tắc ổn định gián tiếp người ta sử dụng hai hệ tọa độ vuông góc có chung điểm gốc 0 (Hình 1), điểm gốc của hệ tọa độ này trùng với tâm khối:

Hệ tọa độ cố định Oxyz liên hệ chặt chẽ của trái đất - gọi là hệ tọa độ ổn định.

Hệ tọa độ di động  $Ox_k y_k z_k$  liên hệ chặt chẽ với giá bệ - gọi là hệ tọa độ không ổn định.

Trong hệ tọa độ ổn định các trục Ox, Oy nằm trong mặt phẳng ngang Oxy, trục Ox trùng với hướng chuẩn, hướng này được xác định bởi trục con quay của khối con quay phương phương vị thăng bằng ( $\Gamma A \Gamma$ ).



Hình 1. Mô hình tính

Trong hệ tọa độ không ổn định, các trục Ox<sub>k</sub>, Oy<sub>k</sub> nằm trong mặt phẳng sàn tàu Ox<sub>k</sub>y<sub>k</sub>. Trục Ox<sub>k</sub> trùng với trục dọc của tàu, trục Oy<sub>k</sub> trùng với trục ngang của tàu.

Khi tàu nằm ở mặt phẳng thăng bằng có hướng trùng với hướng chuẩn thì các trục của hai hệ tọa độ nói trên trùng nhau.

Khi tàu lệch hướng K, rung lắc theo  $\Psi$  và  $\theta_K$  thì các trục của hệ tọa độ không ổn định lần lượt chiếm các vị trí sau:  $Ox_1y_1z$ ,  $Ox_ky_1z_1$  và  $Ox_ky_kz_k$ .

Trên Hình 1, A<sub> $\Phi$ </sub> là điểm bắn đón ảo có tính đến độ hạ thấp quỹ đạo và lượng sửa về tốc độ của đạn.

- OA là véc tơ đơn vị hướng tới vị trí hiện tại của mục tiêu (trùng với hướng đường ngắm).

-  $OA_{\Phi}$  là véc tơ đơn vị hướng tới vị trí hiện tại của mục tiêu (trùng với đường ngắm)

-  $d_0$  là hình chiếu véc tơ đơn vị D của mục tiêu lên mặt phẳng ( $OX_1Y_1$ ).

-  $d_k$  là hình chiếu véc tơ đơn vị D lên mặt sàn xe  $OX_KY_K$ .

- β là góc phương vị hiện tại.

-  $\beta_y$  là góc phương vị bắn đón.

Các góc  $\beta$ ,  $\beta_y$  xác định trong mặt phẳng ngang từ hướng chuẩn tới các hình chiếu d<sub>o</sub> và  $d_o^{\Phi}$  tương ứng theo chiều kim đồng hồ.

- ε là góc tà hiện tại của mục tiêu.

- φ góc nâng của pháo trong mặt phẳng bắn (góc bắn)

Các góc  $\varepsilon$ ,  $\phi$  xác định trong mặt phẳng đứng di qua OA và đường bắn OA<sub> $\phi$ </sub> tương ứng, tính từ mặt phẳng ngang tới các đường đó.

Các góc  $\beta_0$ ,  $\epsilon$ ,  $\varphi$ ,  $\beta_{yo}$  xác định vị trí của đường ngắm và đường bắn trong hệ tọa độ ổn định. Còn các góc  $q_k$ ,  $\epsilon_k$  và Q,  $\Phi$  xác định vị trí của đường ngắm OA và đường bắn OA<sub>u</sub> trong hệ tọa độ không ổn định.

-  $q_k$  là góc hướng không ổn định của mục tiêu xác định trong mặt phẳng sàn tàu tính từ trục dọc OX của xe tới hình chiếu đường ngắm theo chiều kim đồng hồ.

-  $\varepsilon_k$  là góc tà không ổn định của mục tiêu xác định trong mặt phẳng vuông góc với mặt phẳng tàu và đi qua đường ngắm OA, tính từ giao tuyến của hai mặt phẳng đó đến đường ngắm.

- Q là góc quay toàn phần của pháo trong mặt phẳng sàn tàu tính từ trục dọc tàu đến hình chiếu của đường bắn OA<sub>u</sub> theo chiều kim đồng hồ.

-  $\Phi$  là góc quay toàn phần của pháo trong vuông góc với mặt phẳng sàn tàu và đi qua đường bắn, tính từ mặt sàn tàu đến đường bắn (trục nòng pháo).

- q, q<sub>y</sub> là góc hướng hiện tại và bắn đón được xác định trong mặt phẳng ngang tính theo chiều kim đồng hồ từ trục dọc của tàu đến hình chiếu của đường ngắm OA và đường bắn  $OA_{\mu}$ .

- Như vậy là từ Hình 1 ta thấy vị trí của đường ngắm OA được xác định bởi các góc  $\beta_0$ ,  $\epsilon_0$  trong hệ tọa độ ổn định và các góc  $q_k$ ,  $\epsilon_k$  trong hệ tọa độ không ổn định. Trong đó:

$$\varepsilon_k = \varepsilon_0 - \Delta \varepsilon.$$

 $q_k = \beta - K - \Delta q$  ( $\Delta \epsilon$ ,  $\Delta q$  là lượng hiệu chỉnh).

Giải các phương trình trên chính là nhiệm vụ của phương pháp ổn định gián tiếp đường ngắm.

Vị trí của đường ngắm  $OA_{\Phi}$  hoàn toàn được xác định bởi các góc  $\beta_y$  và  $\varphi$  trong hệ tọa độ ổn định và các góc Q và ụ trong hệ tọa độ không ổn định. Quá trình xác định giá trị các góc Q và  $\varphi$  là nhiệm vụ của phương pháp ổn định gián tiếp đường bắn.

Xét trường hợp khi giá bệ nằm trong mặt phẳng thăng bằng và có hướng trùng với hướng chuẩn, có nghĩa là trong trường hợp này K = 0,  $q_K = 0$ , và  $\Psi = 0$  (Hình 2). Hệ tọa độ không ổn định trùng với hệ tọa độ ổn định.



Hình 2. Sơ đồ trục anten với trục nòng

Từ Hình 2 ta có:  $\delta \varepsilon_0 = \varepsilon_0 - \varepsilon_{M0}$ 

 $\varepsilon_0$  là góc tà của trục anten trong hệ tọa độ ổn định;  $\varepsilon_{M0}$  là góc tà của mục tiêu trong hệ tọa độ không ổn định.



*Hình 3. Sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển anten* Trong trường hợp giá bệ đang hành tiến K=0,  $\Psi \neq 0$ , q<sub>K</sub> = 0 (Hình 4)



Hình 4. Khi giá bệ hành tiến

Từ hình vẽ ta thấy

 $\begin{aligned} \varepsilon_{\rm K} &= \varepsilon_0 - \psi \\ \varepsilon_{\rm MK} &= \varepsilon_{\rm M0} - \psi \\ \delta \varepsilon &= \varepsilon_{\rm K} - \varepsilon_{\rm MK} \\ \Delta \varepsilon &= \varepsilon_0 - \varepsilon_{\rm K} \end{aligned}$ 

Nên sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển anten (Hình 5).



Hình 5. Sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển anten

Trong trường hợp này máy tính (CPΠ) sẽ nhận được các tọa độ hiện tại của mục tiêu ở hệ tọa độ không ổn định. Do đó tín hiệu ra của máy tính không tương ứng với giá trị hiện thực của điểm bắn đón, dẫn đến là giảm hiệu quả bắn.

Để loại bỏ những sai số nói trên sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển anten phải có dạng như Hình 6.



Hình 6. Sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển anten

Với sơ đồ như Hình 6 máy tính sẽ nhận được các giá trị tọa độ hiện tại của mục tiêu ở hệ tọa độ ổn định. Nhưng việc thực hiện kỹ thuật theo sơ đồ này khá phức tạp và khó khăn, nên thông thường người ta sử dụng sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển có dạng như Hình 7.



Hình 7. Sơ đồ cấu trúc của hệ thống điều khiển

Trong đó:

 $\Delta \varepsilon = \varepsilon_0 - \varepsilon_K.$ 

$$\Delta q = q_0 - q_{K.}$$
$$q = \beta - K.$$

Như vậy để cho trục anten luôn hướng vào mục tiêu khi tàu hành tiến ta phải điều khiển anten quay theo các góc  $q_K$  và  $\varepsilon_K$ .

Từ Hình 3 ta thấy để đảm bảo ổn định trục của anten khi tàu dao động, cần phải điều khiển anten theo các góc  $q_k$  và  $\theta_K$ . Giá trị của góc này phụ thuộc vào tọa độ hiện tại của mục tiêu  $\beta$ ,  $\varepsilon$  và các góc dao động của tàu K,  $\theta_K$ ,  $\Psi$ . Có nghĩa là

 $q_K = f_1(\beta, \epsilon, K, \theta_K, \psi); \epsilon_K = f_1(\beta, \epsilon, K, \theta_K, \psi)$ 

Để xác định các hàm trên ta lần lượt quay hệ tọa độ di động đi các góc K,  $\theta$ K,  $\psi$ .

Khi quay tàu đi một góc K, khi đó:  $q = \beta$  - K.

Vị trí của hệ tọa độ di động lúc này sẽ là  $Ox_1y_1z_1$  (Hình 8) trong hệ tọa độ này vị trí của đường ngắm được xác định bởi các hình chiếu của nó.





Hình 8. Tọa độ di động

Sau khi quay hệ đi một góc K. Ta tiếp tục quay nó đi một góc  $\Psi$  quanh trục Oy<sub>1</sub>.

Lúc này hệ tọa độ chiếm vị trí  $Ox_ky_1z_1$  (Hình 9). Ở hệ tọa độ này vị trí của mục tiêu được xác định bởi các tọa độ  $z_k$ ,  $y_0$ ,  $z_1$ , trong đó:

$$\begin{split} X_k &= X_1. \cos \psi + Z_0. \sin \psi \\ Z_1 &= Z_1. \cos \psi - X_1. \sin \psi \quad (3) \end{split}$$



Hình 9. Hệ tọa độ  $\partial X_k Y_l Z$ 

Bây giờ ta tiếp tục quay giá bệ quanh trục  $Ox_k$  một góc  $\theta_k$ , khi đó hệ tọa độ di động sẽ chiếm vị trí  $Ox_k y_k z_k$  (Hình 10).
$$\begin{split} Y_K &= y_1.cos\theta_K - Z_1.sin\theta_K \\ Z_K &= Z_1.cos\theta_K + Y_1.sin\theta_K \quad (4) \end{split}$$



Hình 10. Hệ tọa độ  $\partial X_K Y_K Z_K$ 

Chuyển đổi từ hệ tọa độ vuông góc không ổn định  $x_k y_k z_k$  sang tọa độ hình cầu D,  $\theta_k$ ,  $q_k$  cũng của hệ tọa độ này ta được (Hình 11).



Hình 11. Tọa độ hình cầu D,  $\theta_{K}$ ,  $q_{K}$ 

$$q_k = \operatorname{arctg} \frac{Y_K}{X_K}; \ \varepsilon_K = \operatorname{arcsin} \frac{Z_k}{D}$$

Từ đó suy ra

$$X_{K}.sinq_{k} - Y_{K}.cosq_{k} = 0$$

$$X_{K}.cosq_{k} + Y_{K}.sinq_{k} = d_{K}$$

$$d_{K}.sin\theta_{K} - Z_{K}.cos\theta_{K} = 0$$

$$d_{K}.cos\theta_{K} + Z_{K}.sin\theta_{K} = D$$
(6)

Đồng thời giải hệ phương trình (1 đến 6) ta xác định được công thức tính góc q<sub>k</sub> và  $\theta_k$  như sau:

$$q_{k} = \arctan\left[\frac{\cos(\varepsilon).\sin(\beta - K).\cos(\theta_{K}) - \sin(\varepsilon).\cos(\psi).\sin(\theta_{K}) + \cos(\varepsilon).\cos(\beta - K).\sin(\theta_{K}).\sin(\psi)}{\cos(\varepsilon).\cos(\beta - K).\cos(\psi) + \sin(\varepsilon).\sin(\psi)}\right]$$

$$\varepsilon_{k} = \arcsin\left[(\sin(\varepsilon).\cos(\psi).\cos(\theta_{k}) + \cos(\varepsilon).\sin(\beta - K).\sin(\theta_{k}) - \cos(\varepsilon).\cos(\beta - K).\sin(\psi).\cos(\theta_{k})\right]$$

3. Tính toán hệ thống súng máy khi lắp trên tàu hải quân với sóng biển cấp 2 mà không sử dụng hệ thống ổn định

Bảng 1. Thông số đầu vào

STT	Đại lượng	Giá trị
1	Biên độ sóng	10 (rad)

2	Tần số	10 (rad/s)		
3	Chọn pha ban đầu	0		
4	Kích thước mục tiêu	5x5 (m)		
5	Vị trí mục tiêu	300 (m)		
6	Góc tà thấp	π/6 (rad)		
7	Góc tà cao	2 π/5		
8	epsilon	Góc tà gắn trên hệ quy chiếu với tàu		
10	$q_{kk}$	Góc phương vị gắn trên hệ quy chiếu với tàu		

Trường hợp 1: Xe chỉ lắc ngang, không lắc dọc



Hình 12. Các góc không ổn định khi bắn với góc tầm thấp





Hình 14. Các góc không ổn định khi bắn với góc tầm thấp



Hình 15. Xác suất trúng mục tiêu Trường hợp 2: Xe chỉ lắc dọc, không lắc ngang. Lúc này góc hướng được ổn định







# 4. Khảo sát xác suất trúng mục tiêu khi sử dụng hệ thống ổn định khi bắn

solonk

Hiện nay, chưa có thể khảo sát tản mát của pháo phòng không bằng phương pháp thực nghiệm. Do đó, để kiểm tra sự phù hợp, chương trình tính toán sẽ được so sánh với kết quả thực nghiệm là bảng bắn. Bài báo sử dụng số liệu mô phỏng ngẫu nhiên của pháo 23mm khi bắn mục tiêu ở khoảng cách 500m, góc bắn  $\varphi = 500$  li giác trên tàu bằng hệ thống ổn định.



Hình 18. Kiểm tra phân bố của  $L_x$  và  $L_z$  bằng phần mềm minitab

				0	•	0	·· •			
Variable	Ν	N*	Mean	SE Mean	StDev	Minimum	Q1	Median	Q3	Maximum
L <sub>x</sub>	1000	0	0.00	2.62	82.73	-272.43	-53.56	-5.06	56.63	234.97
Lz	1000	0	-0.198	0.537	16.975	-52.244	-12.740	-0.130	11.632	50.204
140 - 120 - 100	240	160 -80	Histogram of Normal	X	Mran 1960000E StDev 82. N 101		-30 15	Histogram of Z Normal	30 4	Mean -0.1975 StDev 16.98 N 1000
		Sais	o tam bah (m)				24	ii so nuong ban (m)		

Bảng 2. Đặc trưng của  $L_x$  và  $L_z$ 

Hình 19. Biểu đồ tần số sai số tầm và hướng bắn, góc bắn  $\varphi = 500$  li giác



Hình 20. Điểm chạm mô phỏng trên mặt phẳng bắn

Kiểm tra sự phù hợp giữa phân bố lý thuyết và phân bố thực nghiệm của  $L_z$ ,  $L_x$ .



Hình 21. Xác suất tản mát tầm, hướng trong phạm vi trúng mục tiêu Như vậy xác suất trúng mục tiêu khi bắn với hệ thống ổn định là:  $P = P_x P_z = 0,04819.0,2316 = 0,01116$ 

# 5. Kết luận

Khi chỉ có lắc ngang, sự mất ổn định về tầm có biên độ lớn hơn sự mất ổn định về hướng. Và khi bắn góc tầm càng cao thì sự mất ổn định đó tăng dần. Ở trạng thái cân bằng tĩnh của cơn sóng hệ thống sẽ ổn định về hướng và cũng là thời điểm lý tưởng để phát hỏa. Nếu xem các sai số về tầm hướng tuân theo quy luật phân bố chuẩn xác suất trúng mục tiêu khi bắn với góc tầm cao lúc này là 0. Khi chỉ có lắc dọc, trong trường hợp này hệ thống ổn định về hướng, sự không ổn định về tầm có biên độ tăng khi bắn ở góc tầm cao. Xác suất trúng mục tiêu lúc này 0,00003555. Còn khi góc tầm tăng dần thì hiệu quả bắn lúc này càng mất đi. Ngược lại khi sử dụng hệ thống ổn định hiệu quả tăng lên rõ rệt với xác suất 0,01116 tương đương khi bắn 1000 phát thì sẽ có 11 viên trúng mục tiêu. Như vậy hệ thống ổn định bị vô hiệu hóa hoặc hỏng hóc thì người chỉ huy phải có biện pháp xử lý hiệu quả.

#### Tài liệu tham khảo

1. Phạm Kỳ Anh, Giải tích số, Nhà xuất bản Đại học Quốc gia Hà Nội, 1996.

2. Trần Ngọc Bình, Vũ Quốc Huy, Nguyễn Vũ, Nâng cao chất lượng ổn định đường ngắm và bám sát mục tiêu cho hệ điều khiển hỏa lực pháo phòng không Zu23mm – 2N cải tiến, Tạp chí Nghiên cứu KH-CNQS, số 49, T6 - 2017, tr.26-34.

3. Nguyễn Văn Khang, Động lực học hệ nhiều vật, Nhà xuất bản Khoa học kỹ thuật, (2007).

4. Nguyễn Cảnh Ngọc, Mai Quang Huy, Hoàng Văn Đáng, Phương pháp gần đúng tính xác suất trúng mục tiêu phòng không dựa trên mô hình tản mát hai chiều, Kỷ yếu Hội nghị khoa học công nghệ toàn quốc về cơ khí - động lực, Tp Hồ Chí Minh.

5. Министрерва обороны союза ССР, *Приборы индексы 51 А - 420Г и 51 – А – 420Н*, Военное издательство министрерва обороны союза ССР, москва (1959).

6. Главное артиллерийское управление, *Таблицы стрельбы 57 мм автоматической* зенитной пушки, Военнои издательство министерства обороны союза ССР, москва (1959).

7. Кондаков С. Е., Грудин А. В., Григоров А. В., Совершенствование методов решения

задачи встречи при стрельбе зенитной артиллерии по движущимся воздушным объектам, Россия, МГТУ им. Н.Э. Баумана, № 1 октябрь 2012 г.

8. Лавров Н.Ф. *Вопросы теории ПУАЗО*. Государственное научно-техническое издательство ОБОРОНГИЗ, 1960 – 480с.

# The effect of the stabilization system on the probability of hitting the target of a low-altitude air defense system when mounted on a naval ship

**Abstract**: The article introduces the significant influence of a stabilization system when closely tracking and firing from the mobile mount of low-altitude anti-aircraft guns. The cost of the system mount is affected by all oscillations and vibrations along the vertical, horizontal, and straight axes, rendering the shooting results ineffective. Therefore, the stabilization system must mitigate these vibrations. Based on the utilization of the stabilization system on the ZSU-23-4, which includes sight and firing path stabilization, a mathematical model is constructed. Analyzing these mathematical models aims to derive a general formula for the deviations of the low-altitude anti-aircraft system and applies it when firing on a ship without a stabilization system or when the stabilization system is inactive. This leads to observations regarding the impact of stabilization on the probability of hitting the target.

Keywords: Anti-aircraft gun stabilization system, ZSU-23-4.

# Nghiên cứu chất lượng bề mặt nhuộm đen vũ khí bộ binh theo quy trình nhuộm đen mới đang áp dụng tại kho K680/Cục Quân khí Trần Xuân Phong\*, Nguyễn Văn Hưng

Khoa Vũ khí, Học viện KTQS Email: txphong1520@gmail.com; Tel: 0975798086

#### Tóm tắt

Hiện nay, các đơn vị trong Quân đội đang sử dụng ba quy trình nhuộm đen khác nhau. Trong đó, quy trình mới nhất hiện đang sử dụng tại kho K680/Cục Quân khí. Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu, đánh giá về chất lượng bề mặt nhuộm đen Vũ khí bộ binh theo hai quy trình mới và cũ (đang áp dụng tại kho K850 và kho K680/Cục Quân khí) trên các tiêu chí: bề dày lớp nhuộm đen, độ nhẫn bóng bề mặt lớp nhuộm đen và độ đồng đều bề mặt lớp nhuộm đen trên bề mặt chi tiết. Kết quả nghiên cứu đã chỉ ra rằng, bề mặt lớp nhuộm đen theo quy trình mới là tốt hơn đối với ba tiêu chí được đánh giá. Kết quả nghiên cứu của bài báo sẽ góp phần làm rõ hơn hiệu quả về phương diện chất lượng bề mặt nhuộm đen của quy trình nhuộm đen mới.

Từ khóa: Nhuộm đen; Chất lượng Bề mặt; Vũ khí bộ binh; Oxy hóa.

#### 1. Mở đầu

Trong công tác bảo quản, bảo dưỡng, sửa chữa trang bị vũ khí, xử lý bề mặt là một bộ phận rất quan trọng và là yếu tố quyết định cơ bản đến tuổi thọ của vũ khí, khí tài. Vì vậy việc bảo vệ bề mặt cho các loại súng, pháo, khí tài đảm bảo độ bền, đẹp luôn là vấn đề được quan tâm đặc biệt. Oxy hoá hay thường gọi là nhuộm đen là phương pháp cổ điển nhất bảo vệ sắt khỏi ăn mòn. Màng oxýt tạo thành trên bề mặt các chi tiết thép được Oxy hoá là màng Oxýt sắt từ Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> có chiều dày rất mỏng. Do đó sau khi Oxy hoá yêu cầu phải bôi dầu để tăng thêm khả năng bảo vệ. Bản chất của phương pháp là dùng hóa chất NaOH, NaNO<sub>2</sub>, NaNO<sub>3</sub> đun nóng ở nhiệt độ 135  $\div$  145°C, sau đó nhúng sản phẩm vào đun một thời gian hình thành một lớp màng mỏng (Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>) có màu xanh đen. Quá trình tạo màng oxýt diễn ra như sau [1], [2]:

Trong sự có mặt của chất oxy hoá, sắt hoà tan trong kiềm theo phương trình:

$$Fe + O + 2NaOH = Na_2FeO_2 + H_2O$$

Muối Na<sub>2</sub>FeO<sub>2</sub> lan rộng trong bể, gặp chất oxy hoá chuyển thành hợp chất sắt hoá trị 3 (Na<sub>2</sub>Fe<sub>2</sub>O<sub>4</sub>). Cả hai hợp chất Na<sub>2</sub>FeO<sub>2</sub>, Na<sub>2</sub>Fe<sub>2</sub>O<sub>4</sub> đều hoà tan tốt trong kiềm đặc.

Khi kết hợp đồng thời hai muối trên nó tách ra kết tủa Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>.

$$Na_2FeO_2 + Na_2Fe_2O_4 + H_2O = Fe_3O_4 + 4NaOH$$

Tại các đơn vị cơ sở trong quân đội ta hiện nay đang sử dụng ba dây chuyển nhuộm đen với những công nghệ từ những năm 1995 cho tới những công nghệ mới nhất vừa đưa vào hoạt động chính thức năm 2023. Một là, công nghệ cũ với 18 bước và thực hiện gia nhiệt bằng bếp củi hoặc than từ những năm 1995 hiện gần như đã không còn hoạt động được nữa. Hai là công nghệ nhuộm đen với 20 bước được thực hiện gia nhiệt trực tiếp bằng bếp dầu, kiểm tra duy trì nhiệt thủ công bằng nhiệt kế hiện đang áp dụng tại hầu hết các đơn vị trong Quân đội (sau đây gọi là Quy trình 1, Hình 1). Công nghệ mới nhất vừa đưa vào thử nghiệm năm 2022, chính thức hoạt động năm 2023, trong đó đơn vị áp dụng đầu tiên là Kho K680/CQK (sau đây gọi là Quy trình 2, Hình 3). Quy trình nhuộm đen theo công nghệ mới nhất áp dụng 21 bước. So với Quy trình 1, Quy trình 2 khác biệt ở ba điểm chủ yếu sau [6]:

- Thay chất đốt từ nhiên liệu dầu sang dùng điện, gia nhiệt bằng phương pháp gián tiếp;



Hình 1. Chi tiết được nhuộm đen tại Kho K850/CQK (Quy trình 1) [5]



Hình 2. Chi tiết được nhuộm đen tại Kho K680/CQK (Quy trình 2) [7]

- Úng dụng công nghệ sóng siêu âm, với tần số 25 - 35 kHz kết hợp với dung môi là nước RO có pH > 7 được bổ sung hoạt chất hỗ trợ tẩy rửa để tẩy rửa dầu mỡ và màng nhuộm cũ, rỉ sét của các chi tiết VKTBKT trước khi vào bể nhuộm;

- Tích hợp điều khiển gia nhiệt toàn bộ dây chuyền theo lập trình Logic công nghệ.

Hình 3. Dây chuyền nhuộm đen theo công nghệ mới tại Kho K680/ CQK

Công nghệ mới bước đầu cho thấy năng suất lao động cao hơn, giảm sức lao động cũng như hạn chế độc hại cho người thợ, các chi tiết đảm bảo đáp ứng tốt các bài kiểm tra sau nhuộm đen thông thường. Tuy nhiên các nghiên cứu chuyên sâu về chất lượng bề mặt sau nhuộm đen, đặc biệt là so sánh hai dây chuyền này 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 nhuộm đen 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 hai quy trình nhuộm đen đang sử dụng tại Kho K850 và Kho K680/Cục Quân khí, kết hợp với phương tiện đo tại Bộ môn Vật liệu/Khoa Cơ khí/Học viện Kỹ thuật Quân sự, bài báo sẽ đánh giá chất lượng bề mặt nhuộm đen với ba tiêu chí: bề dày lớp nhuộm đen, độ nhẫn bóng bề mặt lớp nhuộm đen và độ đồng đều bề mặt lớp nhuộm đen trên bề mặt chi tiết.

# 2. Thực nghiệm

# 2.1. Chuẩn bị mẫu và trang thiết bị thí nghiệm

Chi tiết được chọn để làm mẫu thí nghiệm là nắp hộp khóa nòng súng tiểu liên AK. Được lấy sau nhuộm đen tại hai kho K850 (Hình 4) và kho K680 (Hình 5). Để thuận tiện cho quá trình tạo mẫu thí nghiệm, cả hai nắp hộp khóa nòng đều được thực hiện qua 17 bước và có thấm dầu (Bảng 1).



Hình 4. Chi tiết được nhuộm đen tại Kho K850/ CQK



Hình 5. Chi tiết được nhuộm đen tại Kho K680/ CQK Bảng 1. Thông số nhuộm đen các chi tiết sử dụng làm mẫu thí nghiệm

TT	Tên Mẫu	Thời gian hoàn thành	Quy trình	Ghi chú
1	Mẫu số 1	16h00' 16/10/2023	Nhuộm theo quy trình nhuộm đen theo công nghệ cũ (20 bước) tại Kho K850.	17 bước, có thấm dầu
2	Mẫu số 2	09h30' - 01/11/2023	Nhuộm theo quy trình nhuộm đen theo công nghệ mới (21 bước) tại Kho K680. Nhuộm bể 01, nhiệt độ 143°C trong 30'; thấm xà phòng, sấy khô	17 bước, có thấm dầu

Sau khi có được đối tượng thí nghiệm, các tác giả tiến hành chuẩn bị mẫu thí nghiệm. Mẫu thí nghiệm được tiến hành qua 05 bước như sau (Hình 6):



Hình 6. Sơ đồ chuẩn bị mẫu thí nghiệm

- Bước 1: Cắt mẫu thí nghiệm thành mẫu thử nhỏ. Dùng cưa cắt sắt bằng tay cắt chi tiết nhuộm đen để lấy mẫu thử. Các mẫu cắt ra tại cùng vị trí phía trước, mép bên phải của nắp hộp khóa nòng với kích thước 10 mm  $\times$  20 mm và dùng bút xóa đánh dấu mẫu thử theo tên mẫu thí nghiệm ban đầu.

Bước 2: Chuẩn bị khuôn cố định mẫu. Khuôn cố định mẫu thử bằng ống nhựa PVC đường kính 21 mm, mỗi khuôn có chiều dài 25 mm – 30 mm, làm phẳng bề mặt 2 đầu khuôn, lau sạch và đánh số khuôn mẫu.

- Bước 3: Cố định mẫu thử vào khuôn (Hình 7). Lau sạch bề mặt mẫu thí nghiệm, dùng giấy trắng A4 trải trên tấm kính phẳng làm mặt nền, dựng vuông góc mẫu thử và cố định bề mặt phía ngoài của mẫu thử vào mặt nền. Tiến hành lồng khuôn và cố định xung quanh mẫu thử theo đúng số mẫu đã đánh dấu lên mặt nền. Trộn Epoxi theo đúng tỉ lệ và đổ vào khuôn. Đợi trong 48h cho Epoxi khô, hoàn thành bước cố định mẫu thí nghiệm vào khuôn.



Hình 7. Mẫu thử sau khi đã cố định vào khuôn

- Bước 4: Mài mẫu thí nghiệm (Hình 8): Sử dụng giấy nhám với các mức độ nhám từ thô tới mịn. P120, P220, P400, P600, P800, P1000, P1200, P1500 và P2000. Khi thao tác cần mài nhẹ tay, không ấn mạnh bề mặt mài với bề mặt giấy nhám. Tiến hành mài mặt dưới của mẫu thí nghiệm (mặt ngoài của chi tiết cũng là mặt tiếp xúc của mẫu thử với mặt nền khi cố định mẫu), mài một chiều dọc theo chiều dọc mẫu thí nghiệm để hạn chế nhất khả năng làm tổn hại hai bên bề mặt nhuộm đen cần đo của mẫu thử.



Hình 8. Bề mặt mẫu thí nghiệm trước và trong khi mài

+ Bước 5: Đánh bóng mẫu thí nghiệm (Hình 9). Sau khi đã mài mẫu qua các giấy nhám, tiến hành đánh bóng mẫu trên máy đánh bóng chuyên dụng Metaserv 2000 với 2 mức độ đánh bóng thô và đánh bóng tinh.



Hình 9. Bề mặt mẫu thí nghiệm trước và sau khi đánh bóng Trang thiết bị thí nghiệm bao gồm:

 Kính hiển vi Axio với Camera quan sát AxioCam Erc 5s được hỗ trợ bởi phần mềm Axio Version Rel 4.8.

- Máy đánh bóng chuyên dụng Metaserv 2000 nhập khẩu Mỹ.

# 2.2. Tiến hành thí nghiệm

Thực nghiệm được tiến hành tại phòng thí nghiệm thuộc Bộ môn Vật liệu/Khoa Cơ khí/Học viện Kỹ thuật Quân sự (Hình 10, Hình 11).

Nội dung thực nghiệm bao gồm:

- Đo độ dày lớp nhuộm đen bề mặt các chi tiết;
- Đánh giá độ nhẵn bề mặt lớp nhuộm đen;
- Đánh giá độ đồng đều bề mặt lớp nhuộm đen.



Hình 10. Quan sát và đo mẫu thí nghiệm trên kính hiển vi



Hình 11. Ảnh chụp mẫu thí nghiệm với độ phóng đại X50

# 3. Kết quả và thảo luận

Sau khi quan sát và đo các mẫu thí nghiệm bằng kính hiển vi cho kết quả như sau:

ТТ	Tên Mẫu	Bề dày mặt ngoài (μm)	Bề dày mặt trong (μm)	Bề dày góc mẫu thử (μm)
1	Mẫu số 1	24,24 - 44,15	14,51 - 32,68	-0,5
2	Mẫu số 2	41,98 - 60,81	49,34 - 57,78	19,94

Bảng 2. Kết quả đo chiều dày lớp nhuộm đen các mẫu thí nghiệm

Mẫu số 1 - theo Quy trình 1 (Hình 12): Bề mặt lớp nhuộm không đồng đều, có vị trí góc mẫu thử (mép chi tiết) gần như không có bề mặt nhuộm đen. Độ dày ở mặt trong và mặt ngoài chênh lệch nhiều. Bề mặt trong lớp nhuộm của mẫu thử không phẳng.



Hình 12. Ảnh chụp mẫu số 1 với độ phóng đại X100

Mẫu số 2 – Theo Quy trình 2 (Hình 13): Bề mặt lớp nhuộm dày hơn và đồng đều, có vị trí góc mẫu thử (mép chi tiết) có lớp nhuộm đen khoảng 20µm. Độ dày ở mặt trong và mặt ngoài tương đối đều nhau.



Hình 13. Ảnh chụp mẫu số 2 với độ phóng đại X100

Qua kết quả thực nghiệm, chúng ta thấy: mẫu 1 thực hiện theo công nghệ cũ (Quy trình 1) là có kết quả hạn chế với chiều dày bề mặt nhuộm không đồng đều, vị trí góc chi tiết bám nhuộm rất kém, độ dày lớp nhuộm đen mặt trong và mặt ngoài chênh lệch nhiều, chất lượng xử lý bề mặt trước khi nhuộm cũng là kém nhất, nhiều vị trí không phẳng. Về chiều dày trung bình bề mặt lớp nhuộm đen của mẫu số 2 (theo Quy trình 2) là đồng đều, bề mặt lớp nhuộm trong và ngoài chi tiết khá tương đồng, các góc chi tiết chiều dày lớp nhuộm cũng lên tới 20µm. Chất lượng bề mặt chi tiết phẳng. Như vậy có thể kết luật: chất lượng bề mặt nhuộm đen theo quy trình 2 (Quy trình mới) tốt hơn so với quy trình 1 (Quy trình cũ).

## 4. Kết luận

Bài báo đã cho chúng ta thấy bề dày lớp nhuộm đen chi tiết trong vũ khí bộ binh bị ảnh hưởng nhiều bởi: chất lượng xử lý bề mặt, nhiệt độ các bể nhuộm. Xử lý về mặt tốt thì độ bám dính, độ dày lớp nhuộm cao; nhiệt độ ổn định cũng cho ra chất lượng bề mặt nhuộm tốt hơn. Quá trình gia nhiệt và giữ nhiệt khi nhuộm đen theo công nghệ mới sẽ chính xác và ổn định hơn nên chất lượng bề mặt nhuộm theo công nghệ mới tốt hơn, đồng đều hơn.

Nguyên nhân việc bề mặt trong và ngoài có sự chênh lệch chiều dày lớp nhuộm có thể lý giải do bề mặt ngoài chi tiết làm việc nhiều, độ mài mòn lớp nhuộm cũ nhiều và độ bám dính không cao bằng bề mặt trong. Do đó các bước xử lý bề mặt cũ của mặt trong chi tiết sẽ khó khăn hơn dẫn tới độ dày lớp nhuộm mới mỏng hơn. Nếu thực hiện theo dây chuyền cũ không sử dụng sóng siêu âm và ion siêu kiềm thì độ chênh lệch giữa 2 bề mặt là cao hơn. Các góc chi tiết có chất lượng bề mặt nhuộm mỏng hơn có thể do đây là vị trí khó tẩy rửa, sau khi tẩy rửa dễ bám tạp chất do tiếp xúc các dụng cụ trong khi nhuộm. Khi thực hiện nhuộm đen theo công nghệ mới quá trình xịt rửa bề mặt chi tiết bằng nước áp lực cao làm bề mặt và góc cạnh chi tiết sạch hơn.

Tuy nhiên phạm vi bài báo và thí nghiệm còn có thể còn tồn tại một số sai số do chất lượng các chi tiết mẫu thí nghiệm là không đồng nhất do có xuất xứ, chủng loại, thời gian sử dụng đa dạng, không phải chi tiết mới sản xuất. Thực hiện nhuộm theo 2 quy trình tại 2 đơn vị khác nhau nên chất lượng các chất hóa học trong bể nhuộm sẽ có sự khác nhau. Việc mài các mẫu thử chưa thực sự chuẩn do mẫu thử có độ cong nhất định dẫn tới vết xước làm ảnh hưởng bề mặt lớp nhuộm. Ranh giới phân định bề mặt lớp nhuộm với lớp Epoxi và nền kim loại của mẫu thử là tương đối.

#### Tài liệu tham khảo

- Đặng Đức Thắng, Nguyễn Văn Hưng, Bùi Quý Việt (2016). Giáo trình cơ sở công nghệ chế tạo vũ khí. Nxb QĐND.
- Nguyễn Văn Hưng, Trần Công Dũng, Bùi Quý Việt, Nguyễn Thế Lực, Đào Văn Đoan (2015). Cơ sở công nghệ chế tạo các chi tiết điển hình của Vũ khí – Phần 2 – Vũ khí Bộ binh. Nxb QĐND.
- Trần Công Dũng, Nguyễn Văn Hưng (2017). Giáo trình cơ sở khai thác trang bị Vũ khí. Nxb QĐND.
- Nguyễn Văn Hưng, Trần Công Dũng (2019). Giáo trình cơ sở sửa chữa trang bị Vũ khí, Nxb QĐND.
- 5. Kho 850/Cục Quân Khí (2000). Hướng dẫn Quy trình nhuộm đen Vũ khí Bộ binh.
- 6. Cục Quân khí (2022), Thuyết minh kỹ thuật lắp đặt dây chuyền nhuộm đen Vũ khí Bộ binh.
- 7. Kho 680/Cục Quân Khí (2022). Hướng dẫn Quy trình nhuộm đen Vũ khí Bộ binh.

# Study on the quality of the black dyed surface of infantry weapons according to the new black dyeing process applying at warehouse K680/Ordnance Department

**Abstract:** Currently, Army agencies are using three different black dyeing processes. In particular, the latest process is currently in use at warehouse K680/Ordnance Department. The paper presents the results of research and evaluation on the quality of the black dye surface of infantry weapons according to two new and old processes (currently applied at warehouse K680/Ordnance Department) on the criteria: surface thickness, surface smoothness and surface uniformity of black dye layer of of the part. The results of the study showed that the surface of the black dye layer according to the new process was better for the three criteria evaluated. The research results of the paper will contribute to clarifying the effectiveness in terms of the quality of the blackened surface of the new process.

Keywords: Black dye; Surface quality; Infantry weapons; Oxidize.

# Khảo sát dao động của bệ phóng FMV lắp trên tàu Hải quân khi bắn Dương Đình Quảng<sup>\*</sup>, Nguyễn Thanh Hải

Học viện Kỹ thuật quân sự \*Email: ddquangmta@gmail.com. Tel:0374534911

#### Tóm tắt

Trong nghiên cứu này đã đưa ra mô hình động lực học để phân tích đặc trưng của các bệ phóng lắp trên tàu Hải quân, đã sử dụng phương pháp tiếp cận Lagrange II áp dụng cho mô hình này, xác định được quy luật của các mô men tác động lên hệ cũng như dao động của trục tầm, trục hướng dưới tác động của sóng biển. Những kết quả này đã cung cấp thông tin quan trọng để hỗ trợ quá trình thiết kế các cơ cấu liên quan đến bệ phóng.

Từ khóa: động lực học; trục tầm; trục hướng.

#### 1. Mở đầu

Hiện nay, việc quan tâm đến các bệ phóng lắp trên tàu là nội dung quan trọng do nhu cầu sử dụng trong nhiều lĩnh vực như cứu hộ, quan trắc, quân sự và nhiều mục đích khác trên biển. Một trong những yêu cầu đối với bệ phóng là việc duy trì ổn định góc tầm và góc hướng, nghĩa là các góc này không thay đổi khi tàu chịu ảnh hưởng từ sóng biển. Điều này phản ánh qua ba loại chuyển động của tàu gồm: lắc ngang, lắc dọc, lắc đứng. Để đảm bảo ổn định góc tầm và góc hướng, cần tác động mô men tầm và hướng tương ứng vào trục tầm và trục hướng của bệ phóng. Những mô men này yêu cầu phải nhanh, phù hợp với cường độ sóng biển. Bằng cách phân tích động lực học của bệ phóng, chúng ta có thể xác định rõ quy luật và mức độ của mô men cần thiết để duy trì ổn định góc tầm và góc hướng trong điều kiện tàu chịu ảnh hưởng.

Trong lĩnh vực này, đã có một số nghiên cứu quan trọng về mô hình động lực học của bệ phóng lắp trên tàu biển. Cụ thể các công trình [1,5] đã tập trung vào việc xây dựng mô hình động lực học 6 bậc tự do cho bệ phóng đặt trên tàu hải quân, nhằm nghiên cứu dao động của bệ phóng đưới tác động của sóng biển. Tuy nhiên loại thiết bị phóng này không được trang bị điều khiển và được kết nối với sàn tàu thông qua giảm chấn. Công trình [8] tiếp tục nghiên cứu mô hình động lực học, áp dụng phương pháp tiếp cận Lagrange II và đánh giá chi tiết các quy luật của mô men ở đầu trục động cơ. Tuy nhiên, cấu tạo của bệ phóng này được thiết lập cho bệ phóng loạt và giả định về trọng tâm không phù hợp với nghiên cứu trong bài báo này.

FMV là tổ hợp vũ khí phá mìn, phá vật cản lấp trên tàu Hải quân phục vụ cho việc mở cửa đánh chiếm đầu cầu tại các đảo, bờ biển. Nội dung bài báo đã tiến hành phân tích mô hình cơ hệ của bệ phóng FMV lấp trên tàu Hải quân. Từ đó khảo sát, đánh giá các yếu tố ảnh hưởng đến dao động của hệ này thông qua việc xây dựng và khảo sát bài toán động lực học cho bệ phóng. Một trong những yếu tố được khảo sát là ảnh hưởng của sóng biển đến dao động của hệ "bệ - tàu". Kết quả phân tích động lực học đã cho thấy sự tác động của yếu tố sóng biển đến góc trục tầm, góc trục hướng, vận tốc góc tầm, vận tốc góc hướng. Những quy luật này là cơ sở quan trọng cho việc chọn hộp số, động cơ, bộ điều khiển và thiết kế cơ khí cho bệ phóng.

#### 2. Xây dựng bài toán động lực học cho bệ phóng FMV lắp trên tàu Hải quân

Khi xây dựng mô hình động lực học của bệ phóng sử dụng các giả thiết sau:

- Chỉ xét 3 chuyển động của tàu gồm lắc ngang, lắc dọc, lắc đứng và coi chuyển động khác là không đáng kể do tàu được thả nổi tự do trên mặt nước.

- Sàn tàu, đế bệ, ray phóng và đạn tên lửa được coi là tuyệt đối cứng. Trước khi phóng, đạn tên lửa được cố định trên ray. Khi phóng, đạn tên lửa chuyển động tịnh tiến trên ray phóng. Không tính đến giai đoạn chuyển động bán liên kết của đạn tên lửa.

- Do bệ phóng có khối lượng nhỏ hơn nhiều so với tàu, nên coi chuyển động của các thành phần bệ phóng không ảnh hưởng đến tàu. Như vậy bệ phóng chịu quá tải cưỡng bức do tàu tác động.

- Lực đẩy động cơ đạn tên lửa không đổi trong suốt quá trình phóng. Bỏ qua ảnh hưởng của luồng phụt tác dụng lên bệ phóng.

- Bỏ qua lực ma sát ở các khớp quay và giữa vấu trượt của đạn tên lửa với ray phóng.

- Ở trạng thái ban đầu mặt nước tĩnh, ray phóng đã nghiêng so với mặt nước biển góc  $\alpha_0$ , góc này tương ứng là góc phóng đối với bệ phóng trên mặt đất.

Trên cơ sở các giả thiết trên, bài báo xây dựng mô hình động lực học có mô hình cơ hệ tàu- bệ phóng - đạn tên lửa.

## 2.1. Mô hình cơ hệ

Sơ đồ mô hình.

Vật 1: Thân bệ và các chi tiết gắn cứng với thân bệ, có khối lượng m<sub>1</sub>.

Vật 2: Ray phóng và các chi tiết gắn cứng với ray phóng, có khối lượng m2.

Vật 3: Đạn tên lửa và các chi tiết gắn cứng với đạn tên lửa, có khối lượng m4.



Hình 1. Mô hình cơ hệ của bệ phóng và hệ tọa độ

Mô hình cơ hệ của bệ phóng FMV được mô tả như trên Hình 1.

## Hệ tọa độ

Các hệ tọa độ để xây dựng mô hình toán được thể hiện ở Hình 1 bao gồm:

- Hệ tọa độ cố định  $\mathbf{R}^0 = {O^0 1^0 2^0 3^0}$ , trục  $O^0 1^0$  song song với mặt phẳng nằm ngang hướng về phía bắc thực, trục  $O^0 3^0$  hướng thẳng đứng từ trên xuống dưới. Khi tàu cân bằng ở nước tĩnh trục  $O^0 3^0$  đi qua khối tâm tàu.

- Hệ tọa độ liên kết gắn với tàu  $\mathbf{R}^x = \{O^x 1^x 2^x 3^x\}$ : gốc tọa độ  $O^x$  đặt tại khối tâm của tàu, khi tàu ở trạng thái cân bằng nước tĩnh, trục  $O^x 1^x$  hướng về phía mũi tàu và song song với mặt phẳng ngang; trục  $O^x 3^x$  vuông góc với mặt phẳng ngang và hướng xuống dưới.

- Hệ tọa độ liên kết gắn với thân bệ  $\mathbf{R}^{1} = \{O^{1}1^{1}2^{1}3^{1}\}, gốc tọa độ O^{1} đặt tại khối tâm của thân bệ, trục <math>O^{1}3^{1}$  trùng với trục quay của góc hướng và hướng xuống. Mặt phẳng  $O^{1}1^{1}3^{1}$  trùng với mặt đối xứng của thân bệ.

- Hệ tọa độ liên kết gắn với ray phóng  $\mathbf{R}^2 = \{O^2 1^2 2^2 3^2\}$ , gốc tọa độ  $O^2$  đặt tại khối tâm của ray phóng, trục  $O^2 1^2$  trùng với trục dọc của ray phóng và hướng về trước. Mặt phẳng  $O^2 1^2 3^2$  trùng với mặt đối xứng của ray phóng.

- Hệ tọa độ liên kết gắn với ray phóng  $\mathbf{R}^{2'} = \{O^{2'}1^{2'}2^{2'}3^{2'}\}$ , gốc tọa độ  $O^{2'}$  đặt tại tâm quay ray phóng, trục  $O^{2'}1^{2'}$  trùng với trục dọc của ray phóng và hướng về trước. Mặt phẳng  $O^{2'}1^{2'}3^{2'}$  trùng với mặt đối xứng của ray phóng.

- Hệ tọa độ liên kết gắn với đạn tên lửa  $\mathbf{R}^3 = \{O^3 1^3 2^3 3^3\}$ , gốc tọa độ  $O^3$  đặt tại khối tâm của đạn tên lửa, trục  $O^3 1^3$  trùng với trục dọc của đạn tên lửa và hướng về trước. Mặt phẳng  $O^3 1^3 3^3$  vuông góc với sàn tàu.

Tọa độ suy rộng và số bậc tự do của cơ hệ

Cơ hệ có 3 bậc tự do gồm:

- Một bậc tự do là chuyển động quay quanh trục  $O^{1}3^{1}$  của thân bệ, là góc quay của trục hướng  $q_{1}$ .

- Một bậc tự do là chuyển động quay quanh trục  $O^2 2^2$  của ray phóng, là góc quay của trục tầm tầm  $q_2$ .

- Một bậc tự do là chuyển động tịnh tiến của đạn tên lửa dọc theo trục  $O^{3}1^{3}$ , lượng dịch chuyển của đạn tên lửa trên ray phóng với vị trí ban đầu  $q_{3}$ .

Như vậy véc tơ tọa độ suy rộng của hệ sẽ là:  $\mathbf{q} = [q_1, q_2, q_3]^{\mathrm{T}}$ .

# 2.2. Xây dựng hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của bệ

Phương trình Lagrange II đối với một cơ hệ được viết dưới dạng:

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{\mathbf{q}}}\right)^T - \left(\frac{\partial T}{\partial \mathbf{q}}\right)^T = -\left(\frac{\partial \Pi}{\partial \mathbf{q}}\right)^T + \boldsymbol{\tau}$$
(1)

trong đó:

T-động năng của vật rắn

Π- thế năng trọng lực của vật rắn

τ- véc-tơ lực suy rộng.

Xác định động năng của cơ hệ

- Động năng tịnh tiến của cơ hệ là:

$$T_{T} = \sum_{i=1}^{3} T_{T_{i}}$$
(2)

trong đó:

$$T_{Ti} = \frac{1}{2} m_i \mathbf{v}_{Oi}^T \mathbf{v}_{Oi}$$
(3)

- Động năng quay của cơ hệ là:

$$T_{R} = \sum_{i=1}^{3} T_{Ri}$$
 (4)

trong đó:

$$T_{Ri} = \frac{1}{2} \boldsymbol{\omega}_i^{(i)T} \mathbf{I}_i^{(i)} \boldsymbol{\omega}_i^{(i)}$$
(5)

Khi đó, tổng động năng của cơ hệ là:

$$T = T_T + T_R \tag{6}$$

## Xác định lực suy rộng của cơ hệ

Xác định lực suy rộng dựa trên cơ sở công ảo của các ngoại lực bao gồm: Trọng lực các vật; mô men điều khiển đặt ở các khóp quay của cơ cấu tầm và cơ cấu hướng; lực đẩy của động cơ.

- Lực suy rộng của các thành phần có thế được xác định theo biểu thức:

$$\mathbf{g}(\mathbf{q}) = -\left(\frac{\partial \Pi}{\partial \mathbf{q}}\right)^{\prime} \tag{7}$$

Thế năng của cơ hệ được xác định theo công thức:

$$\Pi = -\sum_{i=1}^{3} m_i \mathbf{g}^T \mathbf{r}_{i0} \tag{8}$$

trong đó:  $m_i$  – là khối lượng của vật thứ i

**g** - là gia tốc trọng trường,  $\mathbf{g} = [0, 0, g]^T$ 

- Lực suy rộng của các mô men đặt ở các khớp quay của cơ cấu tầm và cơ cấu hướng.

$$\boldsymbol{\tau} = \begin{bmatrix} \tau_1, \tau_2, 0 \end{bmatrix}^T \tag{9}$$

- Lực suy rộng của lực đẩy động cơ được xác định theo công thức:

$$\mathbf{F}_{dc} = \mathbf{J}_{T3}^{T} \mathbf{F}_{dc}^{(0)} \tag{10}$$

trong đó:  $\mathbf{J}_{T3}^{T}$  - Jacobi tịnh tiến của khối tâm đạn tên lửa,  $\mathbf{J}_{T3}^{T} = \frac{\partial \mathbf{r}_{30}}{\partial \mathbf{q}}$ 

 $\mathbf{F}_{dc}^{(0)}$  - lực động cơ trong hệ toạ độ  $\mathbf{R}^{0}$ ,  $\mathbf{F}_{dc}^{(0)} = \mathbf{R}_{30} [F_{dc}, 0, 0]^{T}$ 

Thay tất cả các thành phần đã xác định được từ (2) đến (10) vào phương trình (1) ta được hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của bệ phóng gồm 3 phương trình vi phân 3 biến độc lập  $q_1$ ,  $q_2$  và  $q_3$ .

Sử dụng phần mềm Maple, thiết lập công thức Lagrange II cho 2 bậc tự do là q1,q2

$$\begin{cases} \tau_1 = f_1(\ddot{q}_i, \dot{q}_i, q_i, \theta, \psi) \\ \tau_2 = f_1(\ddot{q}_i, \dot{q}_i, q_i, \theta, \psi) \end{cases}$$
(11)

$$A(q_{1,2},\theta,\psi)\frac{d^2}{dt^2}q_3 + B(\dot{q}_{1,2}\dot{\theta},\dot{\psi},q_{1,2},\theta,\psi)\frac{d}{dt}q_3 + C(\ddot{q}_{1,2},\dot{q}_{1,2},\ddot{\theta},\dot{\theta},\dot{\psi},\dot{\psi},q_{1,2,3},\theta,\psi) = 0$$
(12)

Do q<sub>1</sub>, q<sub>2</sub> phụ thuộc vào thời gian t, để thuận tiện cho việc tính toán, thay trực tiếp q<sub>1</sub>,q<sub>2</sub> vào PT1, PT2 mà không đưa ra phương trình cụ thể. Sau đó đưa 2 phương trình trên vào Matlab thông qua câu lệnh Matlab(PT1), Matlab(PT2). Phương trình (12) là phương trình vi phân cấp 2 đối với biến  $q_3$ . Kết quả của giải phương trình trên là đồ thị của q<sub>1</sub>, q<sub>2</sub>, q<sub>3</sub> theo thời gian.

# 3. Khảo sát dao động của hệ

Nội dung bài báo tiến hành khảo sát bài toán dao động của hệ thông qua việc giải các hệ phương trình vi phân đã được thiết lập ở mục 2.

Sử dụng phần mềm Maple để biến đổi các công thức, sử dụng phần mềm Matlab để tính ra kết quả và đồ thị.

Thông số đầu vào:

ТТ	Tên thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Lượng chiếm nước	D	85000	kg
2	Trọng lượng riêng của nước biển	γ	10250	N/m <sup>3</sup>
3	Thể tích chiếm nước	V	82,93	m <sup>3</sup>
4	Chiều dài lớn nhất	Lmax	12,16	m
5	Chiều dài đường nước thiết kế	$L_{KW}$	10,9	m
6	Chiều rộng tàu	В	3,13	m
7	Chiều cao tàu	Н	1,5	m
8	Mớn nước	Т	0,58	m
9	Diện tích mặt đường nước	$A_W$	28,9	m <sup>2</sup>
10	Diện tích phần chìm của sườn giữa tàu	$A_M$	0,9	m <sup>2</sup>
11	Hệ số béo thể tích	$C_B$	0,42	
12	Hệ số béo đường nước	$C_W$	0,85	
16	Chiều cao trọng tâm tàu	$Z_g$	0,9	m

Bảng 1. Các thông số kết cấu và thủy động học tàu

Bảng 2. Thông số dao động của tàu trên sóng cấp 3

	Lắc ngang	Lắc dọc	Lắc đứng
Chu kỳ lắc trung bình	3,1 s	3,1 s	2,2 s
Biên độ lắc lớn nhất	12,3°	9,3°	0,56 m

Các thông số kết cấu và thủy động học tàu, thông số dao động của tàu trên sóng cấp 3 được mô tả trên Bảng 2 và Bảng 3.

STT	Ký hiệu	Tên thông số đầu vào	Giá trị	Đơn vị
		Tọa độ của trọng tâm bệ		m
1	$(x_{tb};y_{tb};z_{tb})$	trong <b>R</b> <sup>x</sup>	(-5;0;-1)	
2	$(x'_2; y'_2; z'_2)$	Tọa độ tâm quay của ray phóng trong hệ tọa độ <b>R</b> <sup>1</sup>	(-0,25;0;-1)	m
3	$(x_{tr};y_{tr};ztr)$	Tọa độ tâm quay của ray	(0;0;0)	m

Bảng 3. Các thông số kết cấu và vật lý của mô hình BPT

STT	Ký hiệu	Tên thông số đầu vào	Giá trị	Đơn vị
		phóng trong hệ tọa độ $R^2$		
4	$(q_3;y_{tl};z_{tl})$	Tọa độ khối tâm đạn tên lửa trong hệ tọa độ <b>R</b> <sup>2</sup>	(q3;0;-0,132)	m
5	$F_{dc}$	Lực động cơ trung bình	12000	Ν
6	g	Gia tốc trọng trường	9,8	m/s <sup>2</sup>
7	$m_1$	Khối lượng thân bệ phóng	298	kg
8	$m_2$	Khối lượng ray phóng	24,8	kg
9	<i>m</i> <sub>3</sub>	Khối lượng đạn tên lửa	58	kg
10	$I_{x1}; I_{y1}; I_{z1}$	Mô men quán tính khối lượng chính của thân bệ phóng	52,71; 37,32; 28,54	kgm <sup>2</sup>
11	$I_{x2}; I_{y2}; I_{z2}$	Mô men quán tính khối lượng chính của ray phóng	0,45; 1,34; 1,55	kgm <sup>2</sup>
12	$I_{x3}; I_{y3}; I_{z3}$	Mô men quán tính khối lượng chính của đạn tên lửa	0,35; 6,68; 6,46	kgm <sup>2</sup>
13	$I_{x23}; I_{y23}; I_{z23}$	Mô men quán tính khối lượng chính của ray phóng và đạn tên lửa (khi chưa phóng)	1,02; 8,41; 8,04	kgm <sup>2</sup>
14	$lpha_0$	Góc của ray phóng so với bề mặt nước biển tĩnh	50	độ

Các thông số kết cấu và vật lý của mô hình BPT được mô tả trên Bảng 3. Số liệu ở các bảng 1,2,3 được trích dẫn từ tài liệu số [2], đảm bảo cung cấp đầu vào các thông số phục vụ giải bài toán động lực học cho bệ phóng FMV.

Giai đoạn 1: Điều khiển bệ để ổn định góc tầm và hướng khi chưa phóng tên lửa.



Hình 2: Quy luật góc hướng, góc tầm theo thời gian

*Giai đoạn 2*: Điều khiển bệ khi thực hiện phóng tên lửa.

Trường hợp 1: Điều khiển góc tầm và hướng liên tục trong quá trình phóng



Hình 3: Vận tốc của tên lửa trên ray phóng Hình4: Quylu

Hình 4: Quy luật góc tầm, góc hướng theo thời gian

Trường hợp 2: Khóa góc tầm và hướng trong quá trình phóng.



Hình 5. Vận tốc của tên lửa trên ray phóng

# 4. Kết luận.

Bài báo đã xây dựng được mô hình động lực học cho bệ phóng trên tàu biến sử dụng cách tiếp cận Lagrange II trên cơ sở đi xây dựng mô hình động học và phân tích động học cơ hệ. Áp dụng mô hình này cho một kết cấu bệ phóng và một loại tàu biển nổi trên sóng cấp 3 được đưa ra ở mục 3 đã cho một số kết quả chính là: Giá trị lớn nhất của góc trục tầm là 10,6° và của góc trục hướng là 16,4°, các góc này có tần số dao động trùng với góc lắc của tàu; vận tốc góc trục hướng lớn nhất phải có giá trị tối thiểu lớn hơn 30,6°/s và vận tốc góc trục tầm lón nhất phải có giá trị tối thiểu lớn hơn 30,6°/s và vận tốc góc trục hướng dao động theo chu kỳ của tàu. Kết quả quy luật góc tầm, hướng và vận tốc góc trục hướng, trục tầm là cơ sở cho các thiết kế cơ khí, lựa chọn hộp số và thiết kế bộ điều khiển phù hợp để đảm bảo cho kết cấu bệ phóng và tàu biển này có thể ổn định được góc tầm hướng trên sóng cấp 3. Các chi tiết ray phóng, cơ khí khác thừa hưởng từ các nghiên cứu trước từ đó tối tru khối lượng và kiểm nghiệm bền lại. Nghiên cứu này có thể áp dụng cho các bệ phóng và tàu biển khác nhau với cùng nguyên lý động học.

# TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1]. Phan Văn Chương, Khảo sát ảnh hưởng của các bộ giảm chấn đa chiều đến quá tải tác dụng lên tên lửa đối hải lắp trên tàu hải quân, *Tuyển tập công trình hội nghị cơ học kỹ thuật* toàn quốc (2014), tr.15-20.
- [2]. Trần Xuân Diệu, Phân tích động học ngược mô hình bệ phóng trên tàu biển, TC. Khoa học và Công nghệ, số 80 (2022), tr.149-155.
- [3]. Nguyễn Lạc Hồng, Khảo sát dao động lắc của tàu hải quân khi bắn tên lửa rải nhiễu PK-

16, Tạp chí Khoa học và công nghệ, số 52 (2014), tr.247-255.

- [4]. Nguyễn Trung Kiên, Lê Trần Thắng, Pháo phòng không tầm thấp 37mm-2N đánh đêm bán tự động-Thuyết minh kỹ thuật và hướng dẫn sử dụng, Nxb QĐND (2017).
- [5]. Tăng Xuân Long, Xây dựng bài toán động lực học phóng tên lửa KH35-E trên tàu hải quân, *Tạp chí Khoa học và Công nghệ*, số 21 (2012), tr.37-48.
- [6]. Tăng Xuân Long, Về một giải pháp xác định nội lực liên kết các khâu của bệ phóng vũ khí phá vật cản FMV-T2-HQ đặt trên xuồng CV-01, *Tạp chí Khoa học và Công nghệ*, số đặc san (10-2021). tr.184-190.
- [7]. Yanpeng Dong, Dynamic simulation of shipborne vertical Lauching System, International Conference on Education, *Management and Computing Technology* (2018), tr.422-426.
- [8]. Jiang Junfeng, et all., Dynamic modeling and simulation of servo system for ship-borne turret equipment, *Acta Armamentarii*, No.4, Vol.40(2019), pp.829-836.
- [9]. Ahmed A.Shabana, Computational Dynamics, John Wiley & Sons, Inc.(2001), pp.95-150.

# Investigate the oscillations of the FMV launch platform when firing on a naval ship

**Abstract:** In this study, a dynamic model was developed to analyze the characteristics of launch platforms mounted on naval ships. The Lagrange II approach was used to apply to this model, which determined the laws of the moments acting on the system as well as the oscillations of the range and bearing axes under the impact of sea waves. These results have provided significant information to support the design process of structures related to the launch platform.

Keywords: Dynamics; Range axis; Bearing axis.

# Một số định hướng phát triển UAV quân sự tại Việt Nam

TS Nguyễn Lê Minh, TS Trần Đình Thắng

Trung tâm Khí cụ bay - Tổng Công ty Công nghiệp Công nghệ cao Viettel

Email: minhnl3@viettel.com.vn Tel: 0978041283

Tóm tắt: Phương thức tấn công quân sự mới bằng UAV đã cho thấy sự khốc liệt qua các cuộc chiến ở Syria, Libya, Nagorno - Karabakh và trong cuộc xung đột Nga - Ukraine. Từ thực tiễn chiến trường, UAV đã chứng minh mức đô nguy hiểm và thay đổi phương thức tác chiến trong chiến tranh hiện đại. Đồng thời, sử dụng UAV trong những cuộc chiến gần đây không phải là một thời khắc lịch sử đơn lẻ mà đó là một loại hình chiến tranh mới đang tiếp diễn, lực lượng chủ lực trong chiến tranh hiện đại. Công nghệ UAV đã trở nên phổ biến ở nhiều quốc gia có bề dày về khoa học và nền công nghiệp phát triển. Ở Việt Nam, việc phát triển UAV là thách thức lớn, cần phải có cách tiếp cận phù hợp để có thể đảm bảo thành công. Sản phẩm phải được nội địa hóa để phù hợp với điều kiện tác chiến riêng của Quân đội, chủ động trang bị quân sự trong điều kiện thế giới ngày càng nhiều biến động, bất ổn về địa chính trị mà việc nhập khẩu có thể bị gián đoạn. Về sản phẩm, tính năng trinh sát và chiến đấu là nòng cốt của lực lượng UAV. Đối với trinh sát, cần đảm bảo năng lực phát hiện, cảnh báo từ xa để tránh bị động bất ngờ khi có tình huống. Năng lực trinh sát, chỉ thị mục tiêu phải tạo thành các vùng liên tục từ tấm xa đến tầm gần cho lực lượng hỏa lực tương ứng. Đối với chiến đấu, cần phải đảm bảo được uy lực, cơ động, thông minh và hiệu quả cao so với vũ khí truyền thống. Về tính năng, chống tác chiến điện tử, hoạt động ổn định bền vững trong môi trường tác chiến, đảm bảo tính bí mất/ an toàn thông tin là yếu tố sống còn và quyết đinh hiệu quả của sản phẩm UAV quân sự. Về công nghệ, cần làm chủ hoàn toàn các công nghệ cốt lõi của sản phẩm, không bị lệ thuộc bất cứ thành phần công nghệ nào từ nước ngoài. Để đảm bảo được các yêu cầu nêu trên, một số định hướng để nghiên cứu, phát triển các sản phẩm UAV quân sự như sau: làm chủ thiết kế hê thống, tích hợp sản phẩm; làm chủ các công nghệ lõi; phát triển nền tảng cho từng dòng, họ sản phẩm; đầu tư cơ sở hạ tầng, thiết bị đo kiểm; đào tao, phát triển nguồn lực nghiên cứu.

Từ khóa: UAV quân sự, thiết kế chế tạo UAV.

#### **Development directions of military UAVs in Vietnam**

Abstract: The new military attack method using UAVs has shown its fierceness through the conflicts in Syria, Libya, Nagorno-Karabakh, and Russia-Ukraine. From battlefield realities, UAVs have proven their danger and altered the tactics of modern warfare. Moreover, the use of UAVs in recent conflicts signifies not just a singular historical moment but an ongoing evolution, becoming a mainstream force in modern warfare. UAV technology has become prevalent in many scientifically and industrially advanced countries. In Vietnam, developing UAVs poses a significant challenge that requires a suitable approach to ensure success. Products must be localized to suit the unique combat conditions of the military, actively equipping the armed forces amidst the increasingly volatile geopolitical world where imports may face disruptions. In terms of product features, reconnaissance and combat capabilities are the core of UAV forces. For reconnaissance, ensuring remote sensing and warning capabilities is crucial to avoid surprise attacks. Reconnaissance capabilities and target designation should establish continuous coverage from long to short ranges for corresponding firepower. For combat, ensuring superiority, agility, intelligence, and effectiveness compared to traditional weapons is essential. Features such as electronic warfare countermeasures, sustainable operation in combat environments, and ensuring secrecy/safety of information are critical and decisive factors for military UAV products. Regarding technology, complete mastery of core product technologies without dependence on any foreign components is necessary. To meet the aforementioned requirements, some research and development directions for military UAV products are as follows: mastering system design and product integration; mastering core technologies; developing platforms for each product line; investing in infrastructure and testing equipment; training and developing research resources.

Keywords: Military UAV, UAV design and manufacture.

# Mô hình cơ cấu phát hoả súng bắn tỉa T5000

Đoàn Văn Sang<sup>1\*</sup>, Đào Văn Đoan<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự
<sup>2</sup>Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự

\*Email: Sangvkmta@gmail.com; Tel: 0865.037.012

## Tóm tắt

Súng bắn tả ORSIS T-5000 có bộ phận phát hoả kiểu lò xo kim hoả, hoạt động theo kiểu kim hoả nén lò xo, lò xo đẩy kim hoả tác động vào hạt lửa. Bài báo trình bày nguyên lý hoạt động và xây dựng mô hình cơ cấu phát hoả của súng bắn tả T5000. Kết quả bài báo là từ năng lượng cần thiết để phát hoả hạt lửa xác định một số thông số kết cấu quan trọng của cơ cấu phát hoả như: khối lượng kim hoả, đường kính mũi kim hoả, độ cứng lò xo kim hoả làm cơ sở cho việc tính toán thiết kế súng bắn tả T5000.

**Từ khoá:** Súng bắn tỉa; năng lượng phát hoả; đường kính mũi kim hoả; độ cứng lò xo kim hoả; khối lượng kim hoả.

#### 1. Đặt vấn đề

Súng bắn tỉa T5000 là loại súng bắn phát một sử dụng đạn 7,62×51mm (.308Win), được trang bị cho xạ thủ hoặc tổ xạ thủ (02 người) dùng để tiêu diệt sinh lực địch ở khoảng cách xa ngoài tầm quan sát. Đây là loại súng bắn tỉa hiện đại, được thiết kế với mục tiêu chính là đạt được độ chính xác cao. Điều này làm cho nó trở thành lựa chọn phổ biến cho những người muốn đảm bảo độ chính xác tối đa trong các tình huống bắn tỉa. Súng sử dụng cơ cấu phát hoả kiểu lò xo kim hoả, có kim hoả gắn liền với búa, kim hoả được giữ lại ở phía sau bằng lẫy cơ cấu cò, hoạt động theo kiểu kim hoả nén lò xo, lò xo đẩy kim hoả tác động vào hạt lửa và phát hoả. Yêu cầu trong thiết kế chúng ta cần nghiên cứu tính toán và xây dựng được mô hình của cơ cấu phát hoả bảo đảm súng phát hoả tin cậy 100%.

# 2. Kết cấu cơ cấu phát hoả [1]

Cơ cấu phát hoả của súng bắn tỉa T5000 gồm các chi tiết được minh họa trên Hình 1:



Hình 1. Các chi tiết cơ cấu phát hoả

Thân khoá nòng; 2. Lẫy khóa an toàn; 3. Tay đóng mở thoi nạp đạn; 4. Gờ giữ kim hoả;
 Kim hoả; 6. Lò xo kim hoả; 7. Đuôi khóa nòng; 8. Chốt đuôi kim hoả; 9. Đuôi kim hoả;

Ở trạng thái bình thường kim hoả ở vị trí trên cùng lò xo kim hoả được nén một khoảng ban đầu  $L_1$ , một đầu tỳ vào đuôi khóa nòng (7), một đầu ép vào vai bậc trên kim hoả (5).

Khi lắp đạn xoay tay đóng mở thoi nạp đạn và kéo thoi nạp đạn về sau hết cỡ, đẩy thoi nạp đạn lên tống đạn vào buồng đạn và đóng khóa nòng, khi đó đuôi kim hoả được giữ lại phía sau bởi hãm cò súng. Kim hoả ở trạng thái giương, lò xo kim hoả được nén ở trạng thái L<sub>2</sub>, khi kim hoả được giải phóng dưới tác dụng của năng lượng lò xo kim hoả đẩy kim hoả lao lên đập vào hạt lửa phát hoả.



Hình 2a. Kim hoả ở vị trí phát hoả



#### 3. Tính toán một số thông số kết cấu của cơ cấu phát hoả súng bắn tỉa T5000 [2]

## 3.1. Yêu cầu đối với bộ phận phát hoả

3.1.1. Trong mọi điều kiện phi phát hoa tin cậy

- Trong mọi điều kiện phải phát hoả tin cậy

+ Năng lượng phát hoả truyền cho hạt lửa ( $E_K$ ) phải lớn hơn năng lượng cần thiết để phát hoả hạt lửa ( $E_y$ ). Với cỡ khác nhau, thuốc phóng, thuốc mồi khác nhau nên các loại hạt lửa là khác nhau, do đó năng lượng cần thiết để phát hoả nó ( $E_y$ ) cũng khác nhau. Súng bắn tỉa T5000 sử dụng loại đạn 7,62×51mm (.308Win), năng lượng phát hoả yêu cầu của hạt lửa K53-SK sử dụng cho đạn 7,62×51 mm là  $E_y = 1,054$  J.

+ Vận tốc kim hoả khi phát hoả: Nếu đã đảm bảo năng lượng cần thiết để phát hoả cho hạt lửa nhưng tốc độ kim hoả khi va chạm với hạt lửa nhỏ thì số lần không phát hoả cũng xuất hiện. Để đảm bảo phát hoả tin cậy yêu cầu tốc độ kim hoả khi va chạm vào hạt lửa cần phải đủ lớn.

Với vỏ hạt lửa bằng đồng:  $v_{kh} = 5 \div 6$  m/s.

Với vỏ hạt lửa bằng thép:  $v_{kh} = 10 \div 20$  m/s.

Đối với súng bắn tỉa T5000 sử dụng loại đạn 7,62×51mm (.308Win) có vỏ bọc hạt lửa bằng đồng nên khi thiết kế ta chọn tốc độ kim hoả khi va chạm với hạt lửa là 5,5m/s.

- Độ nhô của kim hoả: Độ nhô của kim hoả cần lựa chọn hợp lý để vừa phát hoả tin cậy nhưng không chọc thủng hạt lửa. Dựa vào thí nghiệm, ta có thể chọn sơ bộ độ nhô kim hoả với súng bộ binh: l = 1,5 mm.

 Độ lệch tâm va chạm: Nếu tâm va chạm bị lệch so với tâm hạt lửa thì phát hoả cũng giảm độ tin cậy. Khi thiết kế yêu cầu độ sai lệch này nằm trong phạm vi cho phép.

3.1.2. Khi phát hoả không chọc thủng hạt lửa

Để bảo đảm an toàn cho người và vũ khí, khi phát hoả kim hoả không được chọc thủng hạt lửa vì với hạt lửa đã bị chọc thủng, khí thuốc sẽ qua đó phụt ra sau vừa làm giảm áp suất khí thuốc trong nòng vừa gây nguy hiểm cho người và hỏng hóc vũ khí. Để kim hoả không chọc thủng hạt lửa khi phát hoả, ta phải lựa chọn hợp lý độ nhô kim hoả, đường kính mũi kim hoả, tốc độ kim hoả...

# 3.1.3. Kim hoả đủ bền, khi hỏng dễ thay thế

Khi bắn (nhất là bắn liên thanh) kim hoả chịu va chạm liên tục, chịu nhiệt độ cao do vậy rất dễ gãy, mòn. Để đảm bảo kim hoả đủ bền trong điều kiện làm việc khắc nghiệt, khi thiết kế cần chú ý chọn hệ số an toàn đủ lớn, chọn vật liệu thích hợp. Mặt khác do điều kiện làm việc nên khó tránh các hỏng hóc vì mỏi. Để đảm bảo sửa chữa kịp thời trong chiến đấu cần thiết kế kim hoả có thể thay thế nhanh chóng, dễ dàng.

# 3.1.4. Thời gian phát hoả ngắn và ổn định

Thời gian phát hoả được tính từ khi cơ cấu phát hoả bắt đầu cấp năng lượng cho hạt lửa đến khi phát hoả được cho thuốc phóng. Trị số của nó phụ thuộc vào nhiều yếu tố nên khó đảm bảo các phát bắn giống nhau. Khi thiết kế yêu cầu nó phải nằm trong một giới hạn nhất định. Mặt khác trị số cũng cần nhỏ để có tốc độ bắn lớn và không làm ảnh hưởng tới độ chính xác bắn (không kéo dài thời gian từ khi kết thúc bắn tới khi đạn ra khỏi miệng nòng).

#### 3.2. Đường kính mũi kim hoả

Đường kính của mũi kim hoả được xác định dựa trên điều kiện rằng vỏ bọc hạt lửa không bị cắt đứt dưới tác dụng của áp lực khí thuốc tại tiết diện bị biến dạng do kim hoả va chạm và đập vào.



Hình 3. Mô hình tính toán đường kính mũi kim hoả

Điều kiện vỏ bọc hạt lửa không bị cắt đứt được biểu diễn bằng bất đẳng thức:

$$[\tau] > \frac{P}{S} \tag{1}$$

 $[\tau]$ - Ứng suất cắt cho phép của vật liệu làm vỏ bọc hạt lửa;

P- Lực áp suất khí thuốc lớn nhất tác dụng vào tiết diện bị biến dạng:  $P = \frac{\pi}{\Lambda} d^2 p_m$ ;

S- Diện tích tiết diện bị biến dạng:  $S = \pi d\delta$ .

Từ đây ta có, 
$$[\tau] \ge \frac{dp_m}{4\delta}$$
 hay  $d \le \frac{4[\tau]\delta}{p_m}$  (2)

Đường kính mũi kim hoả được xác định bởi điều kiện bền của mũi kim hoả, diện tích tiếp xúc với hạt lửa khi phát hoả.

Ở súng bộ binh, đường kính mũi kim hoả được chọn theo đường kính của vỏ bọc hạt lửa  $D_K$ :

$$d = \left(\frac{1}{3} \div \frac{1}{2}\right) D_{K} \tag{3}$$

Đạn 7,62×51mm có đường kính vỏ bọc hạt lửa  $D_K$  = 4mm. Sử dụng công thức (3) ta xác định được khoảng giá trị của đường kính mũi kim hoả là: d =1,333 ÷ 2 (mm).

Tiết diện ngang đầu mũi kim hoả có dạng hình bầu dục thì phát hoả tin cậy hơn loại hình tròn.

**Nhận xét**: Từ kết quả tính đường kính mũi kim hoả ở trên và thông số thực nghiệm đo được của đường kính mũi kim hoả súng bắn tỉa T5000 là 1,9mm, ta thấy rằng đường kính mũi kim hoả thực tế được lựa chọn là hợp lý và bảo đảm điều kiện vỏ bọc hạt lửa không bị cắt đứt dưới tác dụng của áp suất khí thuốc tại tiết diện bị biến dạng do kim hoả va đập vào.

#### 3.2. Độ cứng lò xo kim hoả và khối lượng kim hoả

#### 3.2.1. Cơ sở lý thuyết

Để xác định được độ cứng lò xo kim hoả và khối lượng kim hoả chúng ta đi từ yêu cầu về năng lượng cần thiết để phát hoả cho hạt lửa  $E_y$ .

Năng lượng phát hoả là năng lượng của cơ cấu phát hoả truyền cho hạt lửa. Yêu cầu năng lượng phát hoả phải lớn hơn năng lượng cần thiết để phát hoả hạt lửa. Với cỡ đạn khác nhau, thuốc phóng, thuốc mồi khác nhau, hạt lửa cũng khác nhau và do đó năng lượng cần thiết để phát hoả  $E_y$  cũng khác nhau.

Với cơ cấu phát hoả của súng bắn tỉa T5000 theo kiểu lò xo kim hoả, có kim hoả gắn liền với búa, hoạt động theo kiểu kim hoả nén lò xo, lò xo đẩy kim hoả tác động vào hạt lửa, công của lò xo dịch chuyển sẽ biến thành năng lượng  $E_K$  cho kim hoả để phát hoả.

$$E_{\kappa} = A = \frac{\Pi_{\lambda} + \Pi_0}{2} \lambda \tag{4}$$

Trong đó:  $\Pi_0, \Pi_\lambda$  - lực nén đầu và cuối trong hành trình làm việc của lò xo;

 $\lambda$  - khoảng dịch chuyển của lò xo.

Do ma sát trong quá trình làm việc nên công sinh ra sẽ bị tiêu hao một phần, người ta đưa vào hiệu suất  $\eta$  ( $\eta$ <1) để kể đến sự tiêu hao năng lượng do ma sát đó. Tức là, năng lượng  $E_K$  sinh ra để phát hoả là:

$$E_{\kappa} = \eta \cdot A = \eta \frac{\Pi_{\lambda} + \Pi_{0}}{2} \lambda \tag{5}$$

Giả thiết: Bỏ qua công của lực ma sát giữa kim hoả và lò xo kim hoả, kim hoả và lỗ kim hoả, ta coi công của lò xo kim hoả trong hành trình từ vị trí giương kim hoả đến vị trí phát hoả biến thành động năng của kim hoả.

- Lực nén của lò xo kim hoả ở trạng thái phát hoả:  $\Pi_{\lambda} = C.(L_0 - L_1)$  (6)

- Lực nén của lò xo kim hoả ở trạng thái giương:  $\Pi_0 = C.(L_0 - L_2)$  (7)

- Hành trình  $\lambda$  là khoảng từ L<sub>2</sub> đến L<sub>1</sub>

L<sub>0</sub>, L<sub>1</sub>, L<sub>2</sub> lần lượt là chiều dài của lò xo kim hoả ở trạng thái tự nhiên, phát hoả và giương.

Thay thế công thức (5), (6), và (7) vào (4) ta được năng lượng phát hoả của súng bắn tỉa T5000 như sau:

$$E_{\kappa} = \frac{C(2L_o - L_1 - L_2)}{2} \lambda \eta \tag{8}$$

Vì ta coi công của lò xo kim hoả trong hành trình từ vị trí giương kim hoả đến vị trí phát hoả biến thành động năng của kim hoả nên ta có động năng của kim hoả bằng năng lượng phát hoả:

$$E_{K} = \frac{m_{ph}v_{kh}^{2}}{2}$$
Trong đó:
$$m_{ph} - \text{khối lượng cụm phát hoả (cụm kim hoả và lò xo kim hoả);}$$
(9)

 $m_{ph}$  – khối lượng cụm phát hoả (cụm kim hoả và lò xo kim hoả);

 $v_{kh}$  – vân tốc kim hoả.

#### 3.2.2. Xác định độ cứng lò xo kim hoả và khối lượng kim hoả

Lò xo kim hoả là chi tiết cung cấp năng lượng cho kim hoả để phát hoả hạt lửa. Do vậy, khi tính toán lò xo kim hoả chúng ta dựa vào năng lượng cần thiết để phát hoả hạt lửa  $E_{\nu}$ .

Từ (8) ta có 
$$C = \frac{2E_{\kappa}}{\lambda\eta(2L_o - L_1 - L_2)}$$
 (10)

$$T\dot{\mathbf{u}} (9) \text{ ta có } m_{ph} = \frac{2E_K}{v_{kh}^2}$$
(11)

Để phát hoả tin cậy thì năng lượng phát hoả của lò xo kim hoả phải lớn hơn năng lượng cần thiết để phát hoả hạt lửa. Tức là,  $E_{\kappa} > E_{\nu}$ .

Từ (11), (12) và điều kiện phát hoả tin cậy ta xác định được độ cứng lò xo kim hoả và khối lượng kim hoả như sau:

- Độ cứng lò xo kim hoả: 
$$C > \frac{2E_y}{\lambda \eta (2L_o - L_1 - L_2)}$$
 (12)

- Khối lượng cụm phát hoả: 
$$m_{ph} > \frac{2E_y}{v_{kh}^2}$$
 (13)

Súng bắn tỉa T5000 sử dung loại đan 7,62×51mm (.308Win), năng lương phát hoả yêu cầu của hạt lửa K53-SK sử dụng cho đạn 7,62×51mm là  $E_y = 1,054J$ , vận tốc kim hoả chọn là  $v_{kh} =$ 5,5m/s (vỏ hạt lửa bằng đồng).

Chọn giá trị của các thông số kết cấu lò xo như Bảng 1.

TT	Thông số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Chiều dài ban đầu lò xo kim hoả	L <sub>0</sub>	m	140 x 10 <sup>-3</sup>
2	Chiều dài lò xo kim hoả khi nén sơ bộ	$L_1$	m	85 x 10 <sup>-3</sup>
3	Chiều dài lò xo kim hoả khi phát hoả	$L_2$	m	75 x 10 <sup>-3</sup>
4	Hiệu suất của cơ cấu	η	%	92
5	Hành trình của kim hoả	λ	m	10-2

Bảng 1. Thông số lưa chon để tính toán đô cứng lò xo kim hoả

Thay các thông số được lựa chọn trong Bảng 1 vào công thức (13), (14) ta xác định được: - Khoảng giá trị của độ cứng lò xo kim hoả: C > 1909,42 N/m.

Chon giá tri đô cứng lò xo kim hoả là 2200N/m. Thay giá tri C vào công thức (5) ta xác định được năng lượng phát hoả hạt lửa là  $E_K = 1,1638$  J >  $E_y$  (thoả mãn yêu cầu).

- Khoảng giá trị của khối lượng cụm phát hoả:  $m_{ph} > 0,07$ kg.

Khối lượng của cụm phát hoả bao gồm cả khối lượng cụm kim hoả và khối lượng của lò xo kim hoả. Nên sau khi xác định độ cứng cần thiết của lò xo kim hoả ta xác định được khối lượng của lò xo từ đó xác định được khối lượng của kim hoả.

Nhận xét: Bằng thực nghiệm xác định được:

- Độ cứng của lò xo kim hoả súng bắn tỉa T5000 là C =  $2.038 \div 2.476$  (N/m).

- Khối lượng thực tế của cụm phát hoả súng bắn tỉa T5000:  $m_{ph}$ =0,127kg.

- Khối lượng thực tế của kim hoả súng bắn tỉa T5000:  $m_{kh} = 0.045$ kg.

So sánh với kết quả tính toán ta thấy hoàn toàn phù hợp lý thuyết và bảo đảm phát hoả tin cậy cho hạt lửa của đạn 7,62×51mm (.308Win).

3.2.3. Tính toán năng lượng phát hoả

Tiến hành tính toán lại năng lượng phát hoả theo các thông số thực tế của súng bắn tỉa T5000.

Để tính năng lượng phát hoả  $E_K$  của súng bắn tỉa T5000 ta khảo sát xác định các thông số sau:  $m_{kh}$ , C,  $L_0$ ,  $L_1$ ,  $L_2$ , $\eta$ ,  $\lambda$ . Số liệu tham khảo được cho trong Bảng 2.

ТТ	Thông số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Độ cứng lò xo kim hoả	С	N/m	$2.038 \div 2.476$
2	Chiều dài ban đầu lò xo kim hoả	L <sub>0</sub>	m	135,5 x 10 <sup>-3</sup>
3	Chiều dài lò xo kim hoả khi nén sơ bộ	L <sub>1</sub>	m	83 x 10 <sup>-3</sup>
4	Chiều dài lò xo kim hoả khi phát hoả	$L_2$	m	73 x 10 <sup>-3</sup>
5	Hiệu suất của cơ cấu	η	%	92
6	Hành trình của kim hoả	λ	m	10-2

Bảng 2. Thông số tính toán năng lượng phát hoả của súng bắn tỉa T5000

Thay các giá trị vào (8), (14) ta có kết quả tính toán năng lượng phát hoả và vận tốc kim hoả của súng. Kết quả tính toán xem Hình 4.



#### Hình 4. Năng lượng phát hoả

**Nhận xét:** Từ kết quả tính toán năng lượng phát hoả (Hình 4) ta thấy rằng, năng lượng phát hoả  $E_K$  của súng bắn tỉa T5000 đạt từ 1,078J đến 1,31J. Với năng lượng nhỏ nhất  $E_K =$  1,078J lớn hơn năng lượng phát hoả yêu cầu của hạt lửa K53-SK sử dụng cho đạn 7,62×51mm

là  $E_y = 1,054J$  đảm bảo cơ cấu phát hoả của súng bắn tỉa T5000 hoạt động tin cậy, hạt lửa phát hoả 100%.

#### 4. Kết luận

Qua nghiên cứu cơ cấu phát hoả súng bắn tỉa T5000, đã giải quyết được bài toán quan trọng trong thiết kế cơ cấu phát hoả cho súng là tính toán xác định đường kính mũi kim hoả, độ cứng lò xo kim hoả, khối lượng kim hoả và tính toán lại năng lượng phát hoả của súng bắn tỉa T5000. Kết quả bài báo cho ta thấy các thông số thực tế của súng bắn tỉa T5000 được lựa chọn là hợp lý theo đúng lý thuyết và yêu cầu của cơ cấu phát hoả. Từ đó giúp ta có thể chủ động hiệu chỉnh các thông số thiết kế, chỉ tiêu yêu cầu kỹ thuật của chi tiết cơ cấu phát hoả của súng để súng hoạt động ổn định, tin cậy.

#### Tài liệu tham khảo

1. Tài liệu về đặc điểm cấu tạo và nguyên lý hoạt động của súng bắn tỉa T5000, Viện Vũ khí.

2. *Cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*, Phạm Huy Chương, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, 1998.

# The firing mechanism model of the T5000 sniper rifle

#### Doan Van Sang, Dao Van Doan

**Abstract:** The ORSIS T-5000 sniper rifle features a firing mechanism with a needle-type spring-fired igniter, operating on the principle of a spring-compressed firing pin. The spring propels the firing pin, which in turn impacts the primer. The article presents the operating principle and constructs a model of the ignition mechanism of the T5000 sniper rifle. The results of the article provide the energy required to ignite the primer, determining several important structural parameters of the ignition mechanism, such as the mass of the firing pin, the diameter of the firing pin tip, and the stiffness of the firing pin spring, forming the basis for the design calculations of the T5000 sniper rifle.

Keywords: Sniper rifle; firing energy; firing pin tip diameter; firing pin spring stiffness; firing pin mass.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của thông số kết cấu hãm lùi và đẩy lên đến hoạt động của pháo phòng không 37mm K39 Trương Trường Sơn

Học viện KTQS

## Tóm tắt

Mục đích của bài báo là dựa trên mô hình thực pháo phòng không 37mm K39, lựa chọn mô hình vật lý thay thế, xây dựng mô hình bài toán động lực học, thiết lập hệ phương trình và giải bài toán để xây dựng đồ thị quy luật tuần hoàn của máy tự động, thay đổi một số tham số cơ cấu hãm lùi - đẩy lên và nghiên cứu ảnh hưởng của nó đến quá trình làm việc của máy tự động. Phương pháp nghiên cứu dựa trên lý thuyết tính toán đảm bảo phù hợp với tài liệu thiết kế.

Từ khóa: phảo phòng không 37mmK39, cơ cấu hãm lùi, cơ cấu đẩy lên.

#### 1. Giới thiệu

Chuyển động của khối lùi có thể được dùng để phục vụ cho một số chức năng cần thiết như tự động hóa quá trình nạp đạn, tống đạn và tiến hành phát bắn. Pháo 37mm K39 bắn tự động liên thanh với tốc độ bắn lớn sẽ gây ra các tác dụng bất lợi cho súng pháo như làm mất ổn định khi bắn, phá hỏng các chi tiết, gây khó khăn cho sự làm việc của các cơ cấu v.v... Khi đó, cơ cấu hãm lùi và đẩy lên đóng vai trò quan trọng làm hãm chuyển động của khối lùi đảm bảo cho pháo đẩy lên được êm và ổn định. Vì vậy, nghiên cứu ảnh hưởng của một số tham số cơ cấu hãm lùi - đẩy lên đến hoạt động máy tự động của pháo làm cơ sở để tính toán lực tác dụng lên giá pháo và đưa ra các khuyến cáo về việc sử dụng, chế tạo cơ cấu hãm lùi cho phù hợp.





Hình 1. Sơ đồ nguyên lý máy hãm lùi
1. Ông hãm lùi; 2. Piston; 3. Lỗ chảy dầu; 4. Cán piston; 5. Cán điều tiết;
6. Rãnh điều tiết; 7. Vòng điều tiết

Máy hãm lùi pháo phòng không 37mm K39 kiểu thủy lực vòng điều tiết - cán điều tiết. Áp lực của dầu trên bề mặt làm việc của piston khi lùi (mặt sau piston) tạo nên lực hãm lùi thủy lực  $\Phi_e$  tác dụng lên khối lùi, đây là thành phần chính của lực cản lùi.

# 2.1.2. Hoạt động của máy hãm lùi Khi thân pháo lùi:

Khi bắn dưới tác dụng của áp suất khí thuốc đẩy thân pháo lùi về sau, cán piston cũng lùi theo, ống hãm lùi cố định trên máng pháo. Lúc này dầu ở khoang sau piston (khoang I) sẽ chảy theo 2 đường:

Phần lớn dầu chảy qua 8 lỗ xiên trên thân piston, qua khe hở giữa cán điều tiết và vòng đều tiết về khoang trước piston (khoang II). Do đường kính của cán điều tiết thay đổi theo quy luật cản lùi nên dầu chảy càng ngày càng khó khăn, áp suất ở khoang sau piston tăng lên, sinh ra áp lực tác dụng vào mặt sau piston tạo lực cản lùi cho thân pháo.

Dầu qua 8 lỗ xiên trên thân piston, chảy vào trong lòng cán piston qua khe hở giữa thân hãm đẩy lên và hai rãnh nông sâu, qua 8 lỗ xuyên trên thân hãm đẩy lên đẩy van một chiều mở ra, qua lỗ chính tâm. Cả 3 đường dầu này cùng chảy vào trong lòng cán piston (khoang III) chuẩn bị cho hãm đẩy lên.

# Khi thân pháo đẩy lên:

Hết năng lượng lùi, dưới tác dụng của lò xo đẩy lên đẩy thân pháo đi lên, cán piston chuyển động lên theo, dầu ở khoang trước piston (khoang II) chảy qua vòng điều tiết, qua 8 lỗ xiên trên thân piston chảy về khoang sau piston (khoang I), do khe hở chảy dầu ngày càng lớn nên áp lực sinh ra ở khoang trước piston (khoang II) không đáng kể.

Dầu ở trong lòng cán piston (khoang III) bị dồn nén, van một chiều đóng lại, dầu chảy qua khe hở giữa thân hãm đẩy lên và hai rãnh nông sâu, chảy qua lỗ chính tâm về lòng cán piston qua 8 lỗ xiên trên thân piston về khoang sau piston (khoang I).

Do 2 rãnh trong lòng cán piston trước sâu sau nông nên khe hở chảy dầu ngày càng hẹp dần, áp suất ở trong lòng cán piston (khoang III) tăng lên, áp lực tác dụng vào mặt sau lòng cán piston gây cản trở chuyển động đẩy lên của thân pháo, đảm bảo cho thân pháo đẩy lên được êm và ổn định.

# 2.2. Bài toán thuật phóng trong và máy tự động

# 2.2.1. Giả thiết thuật phóng trong

Thuốc phóng cháy theo quy luật cháy hình học

Các công thứ yếu của khí thuốc đều tỷ lệ với công chủ yếu làm đạn chuyển động tịnh tiến và được tính đến bởi hệ số tăng nặng  $\varphi$ .

Toàn bộ liều phóng cháy trong điều kiện áp suất như nhau và bằng áp suất trung bình p. Thành phần sản phẩm cháy không đổi.

Tại thời điểm áp suất khí thuốc đạt đến áp suất tống đạn  $p_0$ , đai đạn được cắt và đạn bắt đầu chuyển động.

Số mũ đoạn nhiệt  $k = 1 + \theta$  không đổi và bằng giá trị trung bình của nó trong khoảng nhiệt độ từ nhiệt độ cháy của thuốc đến nhiệt độ của thuốc ở thời điểm đạn ra khỏi nòng.

2.2.2. Các giả thiết trong xây dựng hệ phương trình vi phân chuyển động

Trừ lò xo là chi tiết đàn hồi ra, các khâu trong máy tự động coi là rắn tuyệt đối, liên kết động với nhau, có tỷ số truyền biến thiên.

Các khâu trong máy tự động chuyển động song phẳng.

Dùng khối lượng thu gọn thay cho phân bố. Điểm đặt khối lượng thu gọn có thể thay đổi, thường là điểm tiếp xúc giữa hai khâu hoặc điểm đặt của ngoại lực tác dụng.



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý máy tự động pháo 37mmK39

1. Khối lùi, 2. Máy hãm lùi, 3. Khóa nòng, 4. Cơ cấu tống đạn, 5. Lò xo tống đạn,
 6. Viên đạn trên đường tống đạn, 7. Thoi ấn đạn, 8. Máng tống đạn

2.2.3. Hệ phương trình vi phân thuật phóng [4,5]

$$\begin{cases} \frac{dv}{dt} = \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \frac{p \cdot S}{\varphi \cdot m_d} \\ \frac{dl}{dt} = \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot v \\ \frac{d\psi}{dt} = \xi_2 \cdot \frac{\chi \cdot \sigma}{I_k} p \end{cases}$$
(1)

Trong đó:

p - áp suất khí thuốc;

S - diện tích tiết diện ngang của lòng nòng;

m<sub>d</sub> - Khối lượng đầu đạn;

 $\psi$  - Lượng thuốc phóng cháy tương đối;

 $I_k$  - Xung lượng của áp suất khí thuốc trong thời gian cháy;

 $\chi$  - đặc trưng hình dạng của thuốc phóng;

 $\xi_1, \xi_2$  - biến điều khiển.

2.2.4. Hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động [1,2,3]Khi thân pháo lùi:

$$(M_{0} + \sum_{i=1}^{n} m_{i} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}}) \cdot V_{kl} + M_{qt} \cdot V_{kl}^{2} = P_{KN} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}}{\eta_{i}} \cdot P_{i} - \Pi - R_{F} - \varphi_{HL}$$
(2)

Khi thân pháo đẩy lên:

$$(M_{0} + \sum_{i=1}^{n} \frac{K_{i}^{2}}{\eta_{i}} m_{i}) \frac{dV_{kl}}{dt} + M_{qt}V_{kl}^{2} = \prod -R$$
(3)

Trong đó: M<sub>0</sub> - Khối lượng khối lùi; P<sub>KN</sub> - Lực khí thuốc tác dụng lên khoá nòng;

Π - Lực cản của máy đẩy lên;

R<sub>F</sub> - Lực ma sát giữa khối lùi với máng pháo và bộ phận bịt kín;

 $\varphi_{HL}$  - Lực cản thuỷ lực của máy hãm lùi;

V - Vận tốc khối lùi;

M<sub>qt</sub> - Lực quán tính phụ;

m<sub>i</sub>, K<sub>i</sub>, η<sub>i</sub> - khối lượng thu gọn, tỷ số truyền và hiệu suất của khâu thu gọn thứ i.

# 3. Kết quả và thảo luận

Sử dụng chương trình Maple giải đồng thời hệ phương trình thuật phóng trong, hệ phương trình vi phân chuyển động của thân pháo và hệ phương trình dao động của giá pháo.

#### 3.1. Đồ thị thuật phóng trong



Hình 3. Quy luật áp suất và vận tốc theo chiều dài nòng và thời gian

Đồ thị quy luật áp suất và vận tốc của đầu đạn ở trong nòng theo thời gian và chiều dài nòng được kết quả  $P_{max} = 2880(KG/cm^2)$ , qua đó tính toán giá trị lực của áp suất khí thuốc tác dụng lên khóa nòng làm cơ sở tính toán bài toán động lực học.

# 3.2. Đồ thị tuần hoàn



Hình 4. Đồ thị tuần hoàn của máy tự động pháo cao xạ 37mm

Đồ thị tuần hoàn của máy tự động đưa ra được quy luật chuyển động các cơ cấu của pháo khi nòng lùi xác định được chu kỳ của 1 phát bắn t = 0,345 (s). Kết quả khảo sát thuận lợi cho việc thay đổi các tham số của pháo góp phần nâng cao tốc độ bắn và nghiên cứu các yếu tố ảnh hưởng đến một phát bắn của pháo 37mm K39. Từ kết quả tính toán động lực học của pháo ta xác định quy luật lực cản lùi tác dụng lên giá pháo.

# 3.3. Khảo sát ảnh hưởng của tham số kết cấu hãm lùi - đẩy lên đến làm việc của máy tự động

## 3.3.1. Ånh hưởng của đường kính lỗ vòng điều tiết

Máy hãm lùi của pháo 37mm K39 kết cấu theo kiểu vòng điều tiết cán điều tiết. Vòng điều tiết là 1 chi tiết bằng thép có đường kính không thay đổi, lắp với piston nhờ mối liên kết ren, phía trong có mặt côn. Vòng điều tiết và cán điều tiết kết hợp với nhau tạo ra khe hở chảy dầu có diện tích thay đổi, sinh ra lực hãm lùi theo ý muốn cho thân pháo.

Lực hãm lùi tính theo công thức:

$$\Phi_{HL} = \frac{K_1 \gamma}{20g} \left[ \left( \frac{A_h - A_v}{a_x} + 1 \right)^2 \left( A_h - A_v \right) + \frac{K_3 A_{hd}^3}{K_1 \Omega_1^2} \right] V^2 = f(ax) . v^2$$
(4)

Diện tích lỗ chảy dòng dầu chính  $(a_x)$ :

$$a_x = \frac{\pi}{4} \left( d_v^2 - \delta_{cdt}^2 \right) \tag{5}$$

Khi ax tăng làm lực hãm lùi giảm dẫn đến nòng lùi dài. Cố định các thông số khác thay đổi đường kính trong vòng điều tiết. Giả thiết đường kính trong vòng điều tiết thay đổi mỗi bước là 1 mm. Ta có đồ thị tuần hoàn và vận tốc khối lùi của pháo:



Hình 5. Đồ thị vận tốc và chiều dài lùi của khối lùi khi thay đổi đường kính trong vòng điều tiết

Qua đồ thị ta nhận thấy, tốc độ bắn của pháo khi đường kính trong vòng điều tiết thay đổi giảm dần do khối lùi lùi dài hơn nhưng sự ảnh hưởng là không nhiều. Đồ thị tuần hoàn thay đổi, chu trình một phát bắn tăng lên. Chiều dài lùi của nòng cũng ứng với chiều dài lùi của khối lùi tăng dần. Chiều dài lùi của khối lùi tăng nhanh từ 165.49 đến 192.6mm. Chiều dài lùi vượt quá 185 mm đây là giới hạn lùi của khối lùi, gây va chạm mạnh với máng pháo có thể gây hỏng pháo khi sử dụng.
# 3.3.2. Ảnh hưởng của đường kính cán piston

Cán piston rỗng bên trong chứa cán điều tiết và thân hãm đẩy lên, bên trong cán có hai rãnh trước sâu sau nông kết hợp với thân hãm đẩy lên tạo lực hãm đẩy lên cho thân pháo. Giả thiết đường kính ngoài cán piston bị mòn đều ở trên tất cả các tiết diện và bước mòn là 1,5mm.

Ta có đồ thị tuần hoàn và đồ thị vận tốc khối lùi:



Hình 6. Đồ thị vận tốc và chiều dài lùi của khối lùi khi thay đổi đường kính ngoài cán piston Nhận xét :

Sự thay đổi đường kính ngoài cán piston trong máy hãm lùi của pháo kéo theo sự hoạt động của máy tự động thay đổi khá lớn. Đặc biệt là sự thay đổi về độ dài lùi của pháo trong trường hợp này thậm chí vượt qua cả giới hạn cho phép về độ dài lùi của khối lùi.

# 3.3.2. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo đẩy lên

Pháo dùng đẩy lên kiểu lò xo có độ nén ban đầu. Ta xét pháo đang ở góc tầm 45<sup>0</sup> giả thiết độ cứng của lò xo thay đổi. Các thông số khác của máy tự động giữ nguyên không đổi.



Hình 7. Đồ thị vận tốc khối lùi khi độ cứng lò xo đẩy lên thay đổi

Ở trên là kết quả đồ thị tuần hoàn, và đồ thị vận tốc cuối thời kỳ đẩy lên của pháo mỗi lần ta thay đổi thông số độ cứng của lò xo đẩy lên (Cdv).

## Nhận xét:

Khi ta tăng Cdv tốc độ bắn tăng lên quãng đường lùi của khối lùi giảm đi. Vận tốc lớn

nhất của khối lùi khi lùi không thay đổi nhiều. Nhưng vận tốc khi đẩy lên tăng lên. Chu trình thực hiện một phát bắn hẹp dần. Thể hiện bằng các đường trong cùng trên đồ thị tuần hoàn. Ngược lại là khi giảm Cdv tốc độ bắn giảm nhanh. Chiều dài lùi của khối lùi tăng. Vận tốc lớn nhất của khối lùi khi đẩy lên giảm thể hiện bằng các đường ngoài cùng trên đồ thị đồ thị vận tốc khối lùi.

Kết luận: Sự thay đổi Cdv ảnh hưởng lớn đến chu trình thực hiện một phát bắn của pháo. Muốn tăng tốc độ bắn ta cần tăng Cdv. Nhưng cũng cần chú ý đến sự thay đổi vận tốc đẩy lên của pháo.

# 4. Kết luận

Bài báo có ý nghĩa lý luận và thực tiễn là đã đưa ra cơ sở lý thuyết và kết quả khảo sát ảnh hưởng của một số tham số kết cấu hãm lùi - đẩy lên của pháo phòng không 37mm K39. Kết quả nghiên cứu thuận lợi cho việc thay đổi các tham số của pháo góp phần nâng cao tốc độ bắn và nghiên cứu các yếu tố ảnh hưởng đến một phát bắn của pháo 37mmK39.

#### Tài liệu tham khảo

[1]. Võ Ngọc Anh . Động lực học vũ khí tự động. Học viện Kỹ thuật quân sự, 1995.

[2]. Phạm Huy Chương. Động lực học vũ khí tự động. Học viện Kỹ thuật quân sự, 2002.

[3]. Phạm Huy Chương. *Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động*. Học viện Kỹ thuật quân sự,1998.

[4]. Nguyễn Ngọc Du, Đỗ Văn Thọ. *Thuật phóng của súng pháo; Bài tập thuật phóng trong*. Đại học KTQS, 1976.

[5]. Khoa Pháo phòng không. *Giáo trình Binh khí pháo phòng không 37mmK39*. Học viện Phòng không quân, 1999.

[6]. Mai Anh Quang (2020), "Nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số đến chuyển động của pháo phòng không hai nòng 37mm K39 khi bắn", Luận án Tiến sĩ, Học viện KTQS.

# Studying the influence of the return and promotion structure parameters on the operation of the 37mm K39 air defense artillery

**Abstract:** The purpose of the article is to base on a real model of the 37mm K39 anti-aircraft gun, select an alternative physical model, build a dynamic problem model, establish a system of equations and solve the problem to build a graph. Cyclic law of automatic machines, change some parameters of the push-back brake mechanism and study its effects on the working process of the automatic machine. Research methods based on calculation theory ensure compliance with design documents.

Keywords: 37mm K39 anti-aircraft gun, return structure, promotion structure.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của một số yếu tố đến ổn định của súng đại liên 7,62mm PKMS khi bắn bằng phương pháp thử nghiệm sàng lọc Plackett-Burman

## Dương Văn Thạch

Khoa Vũ khí; Học viện KTQS Email; thachhvkt@gmail.com Tel: 0979755844

# Tóm tắt

Quy hoạch thực nghiệm ứng dụng trong lĩnh vực vũ khí vẫn là một vấn đề mới cần được đầu tư nghiên cứu. Bài báo trình bày việc sử dụng phương pháp thử nghiệm sàng lọc Plackett-Burman trong quy hoạch thực nghiệm để đánh giá các yếu tố ảnh hưởng chính đến nảy đứng của thân súng đại liên 7,62mm PKMS khi bắn. Các yếu tố được khảo sát bao gồm: khối lượng giá súng, chiều dài chân giá trước, vị trí điểm tỳ vai, cơ sinh của xạ thủ bắn, độ cứng nền đặt bắn, độ cứng không đồng đều của nền đặt bắn tại hai chân sau. Kết quả nghiên cứu của bài báo sẽ chỉ ra được các thông số có ảnh hưởng chính đến nảy đứng của thân súng đại liên 7,62mm PKMS khi bắn, làm cơ sở để tối ưu hóa các yếu tố này.

**Từ khóa:** Đại liên 7,62mm PKMS; Quy hoạch thực nghiệm; Thực nghiệm sàng lọc; Plackett-Burman.

# 1. Đặt vấn đề

Lý thuyết quy hoạch thực nghiệm là một môn khoa học mà đối tượng nghiên cứu của nó là các thủ tục điển hình để tổ chức và tiến hành thực nghiệm khoa học nói chung và thực nghiệm có tính toán nói riêng [1-4]. Quy hoạch thực nghiệm được ứng dụng trong nhiều lĩnh vực khác nhau; tuy nhiên, việc áp dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong vũ khí nói riêng đa số là tài liệu mật, khó tiếp cận. Các tài liệu được công bố chủ yếu dạng thông tin, còn các tài liệu mang tính học thuật chuyên sâu rất hạn chế. Qua nghiên cứu, phân tích các tài liệu thu thập được về áp dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong vũ khí, có thể chia thành hai nhóm đối tượng nghiên cứu chính: Nhóm các công trình ứng dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong tối ru hóa các thông số thiết bị đầu nòng [5-7] và Công trình ứng dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong phân tích, tối ưu thiết kế thuật phóng trong [8].

Trong công trình nghiên cứu của M. Sherif Said và các cộng sự tại khoa Vũ khí – Đạn, trường Đai học kỹ thuật Quân sự Ai cập, việc tối ưu hóa các thông số kết cấu của loa giảm giật đã được nghiên cứu với các hàm mục tiêu là hiệu suất của loa giảm giật là lớn nhất, lực tác dụng của loa giảm giật là lớn nhất, và lực giật của súng là nhỏ nhất cho súng bắn tỉa cỡ 12,7mm bắn đan 12,7 x 99 mm [5]. Các thông số được tối ưu bao gồm: Diên tích cửa bên, góc nghiêng và số lượng của loa giảm giật. Nội dung nghiên cứu của Jiang Kun và Wang Hao thuộc trường đại học khoa học và công nghệ Nam Kinh - Trung Quốc tập trung tối ưu hóa các tham số kết cấu của loa giảm giật dạng đục lỗ, bao gồm: Góc nghiêng giữa trục nòng và trục lỗ; góc nghiêng giữa trục lỗ và thành lỗ; chiều dang miêng cửa vào lỗ phun; bán kính cửa ra lỗ phun [6]. Giá tri của các thông số đầu vào được lấy từ mô phỏng bằng phương pháp số. Hàm mục tiêu trong nghiên cứu này chính là lực giảm giất tao ra bởi loa giảm giất. Đối tương nghiên cứu của công trình [7] này là loa giảm giật dạng khoang - vách ngăn của súng máy 12,7mm. Các thông số đầu vào để tối ưu hóa bao gồm 4 thông số: đường kính lỗ của vách ngăn; khoảng cách từ miêng nòng đến vách ngăn thứ nhất; khoảng cách từ miệng nòng đến vách ngăn thứ hai; góc nghiêng của cửa phụt khí. Bài toán tối ưu hóa trong công trình này có hai hàm mục tiêu là: hiệu suất của loa giảm giật và cường độ âm thanh do phát bắn tạo ra. Công trình ứng dụng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm trong phân tích, tối ưu thiết kế thuật phong trong được nghiên cứu bởi các tác giả người Nga [8]. Đối tượng nghiên cứu của tác giả này là đạn OΦ bắn trên pháo 122mm Đ-30. Thông số đầu vào để tối ưu là bốn tham số: trọng lượng đầu đạn, trọng lượng liều phóng, áp suất tống đạn, hệ số Slukhôpxki. Dựa vào lý thuyết quy hoạch thực nghiệm, các tác giả đã tiến hành  $2^4$  (tổng 16 thử nghiệm), thu thập kết quả và đã xây dựng được biểu thức mô tả mối quan hệ giữa hàm mục tiêu và các yếu tố đầu vào.

Có thể thấy, các công trình đã công bố đã đề cập ở trên chủ yếu tập trung vào tối ưu hóa các thông số của loa giảm giật và thiết kế thuật phóng. Còn các công bố về nghiên cứu ổn định của súng tự động khi bắn bằng lý thuyết quy hoạch thực nghiệm gần như không có. Khi nghiên cứu vấn đề này, các công trình đã công bố chủ yếu tập trung áp dụng lý thuyết cơ học hệ nhiều vật, lý thuyết về thiết kế vũ khí để xây dựng nên các mô hình nghiên cứu ổn định của súng khi bắn, sau đó khảo sát ảnh hưởng của các yếu tố đến ổn định của súng [9-11]. Bên cạnh đó, khi khảo sát ảnh hưởng của các tham số đến ổn định của súng, các tác giả đều sử dụng các khảo sát độc lập. Tức là: cố định hệ các tham số và chỉ cho tham số cần khảo sát thay đổi. Điều này có phần hạn chế và khác biệt đối với điều kiện bắn thực tế. Đứng trước thực tế đó, bài báo tập trung nghiên cứu việc sử dụng phương pháp thử nghiệm sàng lọc Plackett-Burman trong quy hoạch thực nghiệm để đánh giá các yếu tố ảnh hưởng của thân súng.

### 2. Phương pháp và thực nghiệm

## 2.1. Thiết kế thí nghiệm

Bản chất nghiên cứu của bài toán chính là thí nghiệm sàng lọc, để loại bỏ đi những yếu tố ít ảnh hưởng và tìm ra các yếu tố ảnh hưởng chính để nảy đứng của thân súng. Có nhiều phương pháp để thiết kế thí nghiệm sàng lọc, trong đó thiết kế Plackett-Burman là một loại thiết kế sàng lọc phổ biến. Thiết kế Plackett-Burman (PBD), được phát triển bởi R.L. Plackett và J.P. Burman vào năm 1946; đây là một phương pháp sàng lọc hiệu quả để xác định các yếu tố quan trọng trong số lượng lớn các yếu tố ảnh hưởng đến một quá trình [12-15]. Giả sử nếu chúng ta không sử dụng thiết kế Plackett-Burman để thiết kế thí nghiệm sàng lọc, mà sử dụng thí nghiệm hai mức đầy đủ để thí nghiệm sàng lọc, khi đó với k = 6 yếu tố ảnh hưởng thì số lần phải thực nghiệm sàng lọc sẽ là  $2^6 = 64$  lần thử nghiệm. Rõ ràng, đối với một lĩnh vực đặc thù như thử nghiệm Vũ khí thì việc tiến hành 64 lần thử nghiệm (chưa tính thử nghiệm lặp) sẽ rất khó thực hiện với điều kiện của luận án. Do đó, bài báo sử dụng thiết kế Plackett-Burman để tiến hành thiết kế thí nghiệm sàng lọc.

Về mặt mô hình toán học, mô hình đa thức bậc nhất sau đây đã được sử dụng trong thiết kế thí nghiệm sàng lọc:

$$Y = \beta_0 + \sum \beta_i X_i \tag{1}$$

Trong đó Y là phản ứng dự đoán (hàm mục tiêu – trong bài báo này là nảy đứng của thân súng),  $\beta_0$  là điểm chặn của mô hình;  $\beta_i$  là hệ số tuyến tính và  $X_i$  là yếu tố ảnh hưởng. Các yếu tố ảnh hưởng được ký hiệu như sau:

- Khối lượng giá súng - X1;

- Cơ sinh của xạ thủ bắn - X<sub>2</sub>;

- Chiều dài chân giá trước X<sub>3</sub>;
- Độ cứng nền đặt bắn X4;
- Vị trí điểm tỳ vai X<sub>5</sub>;
- Độ cứng không đồng đều của nền đặt bắn tại hai chân sau X<sub>6</sub>.

Xác định các yếu tố quan trọng đối với từng hàm mục tiêu ở mức độ tin cậy 95%. Trong luận án này, Thiết kế Plackett-Burman với 12 loạt bắn (mỗi loạt bắn liên thanh 03 phát) được sử dụng để đánh giá 06 yếu tố. Mỗi biến yếu tố được đánh giá ở hai mức độ: -1 cho mức độ thấp nhất và +1 cho mức độ cao nhất (Bảng 2). Thiết kế thử nghiệm của Plackett-Burman (các hệ số và phạm vi thử nghiệm) được thể hiện trong Bảng 3. Các hệ số có độ tin cậy trên 95% (P < 0.05) được coi là có tác động đáng kể đến các hàm mục tiêu và được xem xét để tối ưu hóa.

Vấn tấ	Ký hiâu	Mức độ thí nghiệm			
	Ky niçu	Thấp nhất (-1)	Cao nhất (+1)		
Khối lượng giá súng (kg)	$\mathbf{X}_1$	2,91	3,492		
Cơ sinh của xạ thủ bắn	X2	Gầy – bé (XT1)	To (XT2)		
Chiều dài chân giá trước (dm)	X3	360	440		
Yếu tố nền đặt bắn (KG/dm)	$X_4$	G1	G2		
Vị trí điểm tỳ vai (dm)	X5	- 0,4	+ 0,4		
Yếu tố không đồng đều của nền đặt bắn tại hai chân sau	$X_6$	S1	S2		

Bảng 1. Các mức độ và yếu tố thực nghiệm sàng lọc Plackett-Burman

Thứ tự bắn	Khối lượng giá súng (X <sub>1</sub> )	Xạ thủ (X <sub>2</sub> )	Chiều dài chân giá trước (X3)	Độ cứng nền (X4)	Vị trí điểm tì vai (X5)	Độ cứng không đều của nền (X <sub>6</sub> )
1	1	XT1	1	-1	-1	-1
2	1	XT2	-1	1	-1	-1
3	-1	XT2	1	-1	1	-1
4	1	XT1	1	1	-1	1
5	1	XT2	-1	1	1	-1
6	1	XT2	1	-1	1	1
7	-1	XT2	1	1	-1	1
8	-1	XT1	1	1	1	-1
9	-1	XT1	-1	1	1	1
10	1	XT1	-1	-1	1	1
11	-1	XT2	-1	-1	-1	1
12	-1	XT1	-1	-1	-1	-1

Bảng 2. Thiết kế thực nghiệm sàng lọc Plackett-Burman

# 2.2. Trang thiết bị và tổ chức thực nghiệm

Sau khi thiết kế thực nghiệm sàng lọc, tiến hành thử nghiệm. Mục đích của thực nghiệm là xác định tham số hàm mục tiêu: Dịch chuyển đứng (nảy đứng) của thân súng thông qua dịch chuyển của đầu nòng. Sơ đồ nguyên lý đo và bố trí thực nghiệm như trong Hình 1. Hình ảnh thực nghiệm như Hình 2.



Hình 1. Sơ đồ nguyên lý đo nảy đúng của thân súng



Hình 2. Hình ảnh thực nghiệm

Thực nghiệm được tiến hành tại Trung tâm Kỹ thuật Vũ khí/Học viện KTQS. Để đo nảy đứng của thân súng, Sensor laser HF-750C đã được sử dụng. Sensor laser HF-750C hoạt động dựa trên nguyên lý tam giác đồ. Sensor này được lặp trên khung giá và phát – thu tín hiệu qua tấm phản quang. Tấm phản quang được lắp trên đầu nòng súng. Tín hiệu được chuyển qua bộ thu dữ liệu NI-6009. Bộ thu dữ liệu được kết nối với máy tính đã được cài đặt phần mềm xử lý DasyLab.

Để có thể thực hiện được các thử nghiệm như trong Bảng 2 đã chỉ ra, việc chế tạo đồ gá và hoàn thiện điều kiện bắn rất quan trọng.

- Đối với điều kiện khối lượng giá súng (X<sub>1</sub>): Hai giá trị nhỏ nhất – lớn nhất được khảo sát là 2,91 kg (X<sub>1min</sub>) và 3.492 kg (X<sub>1max</sub>). Điều này được thực hiện bằng cách buộc thêm thép nặng 0,582 kg vào hai chân của giá súng như Hình 3.





Giá nguyên bản (2,91 kg)

Hình 3. Hình ảnh thay đổi khối lượng giá súng

- Đối với cơ sinh của xạ thủ bắn ( $X_2$ ): Một xạ thủ to - cao và một xạ thủ gầy - bé được lựa chọn để thực hiện phát bắn (Hình 4).



Xạ thủ 1 Xạ thủ 2 Hình 4. Hai xạ thủ thử nghiệm

Đối với điều kiện chiều dài chân giá trước (X<sub>3</sub>): Giá trị nhỏ nhất và lớn nhất của chiều dài chân giá khảo sát là 360 mm và 440 mm được thực hiện bằng khớp nối tăng – giảm chiều dài chân giá trước. Chân giá trước được lấy từ nhà máy Z/TCCNQP sau đó chế tạo lại khớp nối chân giá như Hình 5.



Hình 5. Chiều dài chân giá trước 360 mm và 440 mm

 Đối với điều kiện độ cứng nền đặt bắn (X4): khảo sát trong hai trường hợp bắn khi đất được nén chặt (G1) và bắn khi đất xốp (G2).

- Về điều kiện vị trí điểm tỳ vai (X<sub>5</sub>): Phạm vi thay đổi vị trí điểm tì vai từ - 0,4 dm (X<sub>3main</sub>) đến + 0,4 dm (X<sub>3max</sub>). Điều kiện này được thay đổi bằng việc tạo khóp nối có thể thay đổi vị trí điểm tì vai khi bắn. Báng súng cải tạo được lấy từ nhà máy Z/TCCNQP (Hình 6).



Nâng điểm vai +0,4dm

Hạ điểm vai -0,4dm

Hình 6. Kết cấu báng khi nâng/hạ điểm tỳ vai

- Về điều kiện độ cứng không đồng đều của nền đặt bắn tại hai chân sau (X<sub>6</sub>): phạm vi khảo sát ảnh hưởng độ cứng không đồng đều của nền đặt bắn được đánh giá qua hai trường hợp nhỏ nhất và lớn nhất. Để tạo được điều kiện này, tác giả đã tạo ra 02 điều kiện sát với thực thế chiến đấu của súng:

+ Trường hợp độ cứng không đồng đều là nhỏ nhất ứng với một chân đất được nền chặt, một chân đất được xới lên;

+ Trường hợp độ cứng không đồng đều là lớn nhất ứng với một chân đất được xới và một chân được đặt trên nền gạch (Hình 7).



Hình 7. Độ cứng không đồng đều là lớn nhất

# 3. Kết quả và thảo luận

# 3.1. Kết quả thực nghiệm

Sau khi chuẩn bị trang thiết bị thực nghiệm xong, tiến hành bắn thử nghiệm. kết quả thử nghiệm qua 12 loạt bắn được trình bày như Bảng 3. Một số đồ thị kết quả bắn được biểu diễn ở Hình 8.

Thứ tự bắn	Khối lượng giá súng	Xạ thủ	Chiều dài chân giá trước	Độ cứng nền	Vị trí điểm tì vai	Độ cứng không đều của nền	Nảy đứng (mm)
1	1	XT1	1	-1	-1	-1	4.51
2	1	XT2	-1	1	-1	-1	5.21
3	-1	XT2	1	-1	1	-1	6.15
4	1	XT1	1	1	-1	1	5.68
5	1	XT2	-1	1	1	-1	4.71
6	1	XT2	1	-1	1	1	6.71
7	-1	XT2	1	1	-1	1	6.31
8	-1	XT1	1	1	1	-1	5.46
9	-1	XT1	-1	1	1	1	5.01
10	1	XT1	-1	-1	1	1	4.51
11	-1	XT2	-1	-1	-1	1	5.4
12	-1	XT1	-1	-1	-1	-1	3.89

Bảng 3. Kết quả bắn thử nghiệm sàng lọc



Hình 8. Nảy đứng của thân súng tại loạt bắn số 4 và loạt bắn số 11 **3.2. Sàng lọc các yếu tố ảnh hưởng chính đến ổn định của súng đại liên 7,62mm PKMS** 



Bằng phần mềm MINITAB ta thu được đồ thị các ảnh hưởng chính của 6 biến thử nghiệm đến nảy đứng như Hình 9. Từ đồ thị 2.15 chúng ta thấy rằng, đối với yếu tố chiều dài chân giá trước: khi chiều dài chân giá trước thay đổi từ giá trị nhỏ nhất (mức -1) đến giá trị lớn nhất (mức +1) thì nảy đứng của thân súng thay đổi từ 4,78833 mm đến 5,80333 mm. Tức là độ dốc của đồ thị này là (5,80333 - 4,78833)/2 = 0,51. Đồ thị này có độ dốc lớn nhất, điều đó có nghĩa chiều dài chân giá trước là yếu tố có ảnh hưởng mạnh nhất đến nảy đứng. Bằng cách tương tự ta sẽ có thứ tự ảnh hưởng của các yếu tố đến nảy đứng theo tứ tự từ mạnh nhất đến ít nhất như sau: Chiều dài chân giá trước, Xạ thủ, Độ cứng không đồng đều của nền, Vị trí điểm tì vai, Độ cứng nền và Khối lượng giá súng.



### Hình 9. Đồ thị các ảnh hưởng chính đến nảy đứng

Cũng bằng phần mềm MINITAB ta thu được đồ thị Pareto của 6 yếu tố ảnh hưởng như Hình 10. Đồ thị trên Hình 10 đã chỉ ra, với mức ý nghĩa  $\alpha = 0,05$  thì đường giới hạn được vẽ bằng màu đó có hoành độ là 2,571, từ đó chúng ta có được vùng loại bỏ giả thiết đảo. Cũng từ đồ thị này ta thấy có 3 yếu tố vượt quá bên phải đường giới hạn là: Chiều dài chân giá trước, Xạ thủ và Độ cứng không đồng đều của nền. Đây cũng chính là ba yếu tố có ảnh hưởng mạnh nhất đến hàm mục tiêu. Điều này hoàn toàn phù hợp với kết luận rút ra từ việc phân tích đồ thị chuẩn hóa các ảnh hưởng ở trên.



Hình 10. Đồ thị Pareto của 6 yếu tố ảnh hưởng

Để khẳng định lại một lần nữa ba yếu tố ảnh hưởng chính đã đề cập ở trên, chúng ta tiến hành tìm mô hình hồi quy. Thông qua phần mềm, ta có phương trình hồi quy đối với hàm mục tiêu nảy đứng như sau:

$$Y_{1} = 5,2958 - 0,0742X_{1} + 0,4525X_{2} + 0,5075X_{3} + 0,1008X_{4} + 0,1292X_{5} + 0,3075X_{6}$$
(2)

Trong đó:  $Y_1$  – nảy đứng [mm];  $X_1$  - Khối lượng giá súng;  $X_2$  - Cơ sinh của xạ thủ bắn;  $X_3$  - Chiều dài chân giá trước;  $X_4$  - Độ cứng nền đặt bắn;  $X_5$  - Vị trí điểm tỳ vai;  $X_6$  - Độ cứng không đều của nền đặt bắn tại hai chân sau.

Các thông tin cho mô hình hồi quy được trình bày trong Bảng 4. Quan sát cột giá trị xác suất p (p-value) chúng ta thấy rằng: các yếu tố khối lượng giá súng, độ cứng nền đặt bắn và vị trí điểm tì vai có giá trị p khá lớn (lần lượt là 0,46; 0,327; 0,223) so với mức ý nghĩa  $\alpha$  (bằng 0,05). Điều này nói lên ba yếu tố kể trên không có ảnh hưởng đến kết quả xây dựng mô hình. Ngược lại ba yếu tố Chiều dài chân giá trước, Xạ thủ và Độ cứng không đồng đều của nền có giá trị p nhỏ hơn nhiều so mới mức ý nghĩa  $\alpha$  (lần lượt là 0,003; 0,005; 0,021) nên nó có ảnh hưởng đáng kể.

Term	Effect	Coef	SE Coef	<b>T-Value</b>	P-Value
Constant		5.2958	0.0928	57.08	0.000
Khối lượng giá súng	-0.1483	-0.0742	0.0928	-0.80	0.460
Xạ thủ	0.9050	0.4525	0.0928	4.88	<u>0.005</u>
Chiều dài chân giá trước	1.0150	0.5075	0.0928	5.47	<u>0.003</u>
Độ cứng nền	0.2017	0.1008	0.0928	1.09	0.327
Vị trí điểm tì vai	0.2583	0.1292	0.0928	1.39	0.223
Độ cứng không đều của nền	0.6150	0.3075	0.0928	3.31	0.021

Bảng 4. Thông tin mô hình hồi quy đối với hàm mục tiêu nảy đứng

#### **Model Summary**

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
0.321385	93.19%	85.02%	60.79%

Cũng qua Bảng 4 ta thấy, hệ số quyết định R-sq lớn hơn 90% (93,19%), chứng tỏ mô hình hồi quy tìm được khớp khá tốt đối với dữ liệu.

#### 4. Kết luận

Bài báo đã sử dụng phương pháp thử nghiệm sàng lọc Plackett-Burman trong lý thuyết quy hoạch thực nghiệm để sàng lọc các yếu tố ảnh hưởng chính trong sáu yếu tố đầu vào (khối lượng giá súng, chiều dài chân giá trước, vị trí điểm tỳ vai, cơ sinh của xạ thủ bắn, độ cứng nền đặt bắn, độ cứng không đồng đều của nền đặt bắn tại hai chân sau) đến nảy đứng của thân súng đại liên 7,62mm PKMS khi bắn. Kết quả nghiên cứu đã chỉ ra rằng, trong 6 yếu tố đầu vào thì có ba yếu tố ảnh hưởng chính đến nảy đứng của thân súng lần lượt theo mức độ ảnh hưởng giảm dần là: Chiều dài chân giá trước, Xạ thủ và Độ cứng không đồng đều của nền. Tuy nhiên, độ ổn định của súng 7,62mm PKMS được đánh giá trong nhiều thông số khác như: nảy ngang của thân súng, dịch chuyển điểm tì vai. Bên cạnh đó, bài báo mới chỉ dừng lại ở mức độ thí nghiệm sàng lọc chứ chưa nghiên cứu thực nghiệm tối ưu. Đây cũng là các vấn đề sẽ được các tác giả nghiên cứu trong thời gian tới.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Eriksson, L., Johansson, E., Kettaneh-Wold, N., Wikström, C., & Wold, S. (2000). *Design of experiments*. Principles and Applications, Learn ways AB, Stockholm.
- 2. Park, G. J. (2007). Design of experiments. Analytic methods for design practice, 309-391.
- Draper, N. R., & Pukelsheim, F. (1996). An overview of design of experiments. Statistical Papers, 37, 1-32.
- 4. Cox, D. R., & Reid, N. (2000). The theory of the design of experiments. CRC Press.
- Sherif, M., Abdelsalam, O. R., & Aboul, M. (2018). Design Optimisation of Muzzle Brake for Sniper Rifle. Defence Science Journal, 68(5), 438.
- 6. Jiang, K., & Wang, H. (2011). *Design of experiment, approximate model and optimization of a muzzle brake*. Advanced Materials Research, 295, 2563-2567.
- 7. Zhao, X., & Lu, Y. (2023). *Multi-objective optimization of a muzzle brake to enhance overall performance*. AIP Advances, 13(8).
- 8. В.И. ЗАПОРОЖЕЦ, В.Ф. ЗАХАРЕНКОВ, С.А. МЕШКОВ (2006), *планирование* эксперимента в задачах анализа артиллерийских систем, Балтийский государственный технический университет «Военмех», Институт систем вооружения.
- 9. Võ Ngọc Anh (1995), Động lực học vũ khí tự động, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.
- 10. Phạm Huy Chương (2002), Động lực học vũ khí tự động, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà nội.
- 11. Trương Tư Hiếu (2008), Khảo sát ảnh hưởng của một số thông số cơ bản tới sự ổn định của đại liên khi bắn, Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Học viện kỹ thuật quân sự.
- 12. Vanaja, K., & Shobha Rani, R. H. (2007). *Design of experiments: concept and applications of Plackett Burman design*. Clinical research and regulatory affairs, 24(1), 1-23.

- 13. Chauhan, K., Trivedi, U., & Patel, K. C. (2007). Statistical screening of medium components by Plackett–Burman design for lactic acid production by Lactobacillus sp. KCP01 using date juice. Bioresource Technology, 98(1), 98-103.
- Hassan, M., Essam, T., Yassin, A. S., & Salama, A. (2016). Optimization of rhamnolipid production by biodegrading bacterial isolates using Plackett–Burman design. International journal of biological macromolecules, 82, 573-579.
- 15. Tyssedal, J., & Samset, O. (1997). Analysis of the 12-run Plackett-Burman design. Preprint, Statistics, (8).

# Research the influence of some factors on the stability of the 7.62mm PKMS machine gun when firing using the Plackett-Burman design.

Abstract: The design of experiments for applications in weapons is still a new issue that needs to be researched. This paper presents the use of the Plackett-Burman design to evaluate the main influencing factors on the vertical bounce of the 7.62mm PKMS machine gun body when fired. Factors surveyed include gun body mass, front leg length, shoulder position, biomechanics of the shooter, the shooting platform's hardness, and the shooting platform's uneven hardness at two back legs. The research results of the paper will show the parameters that primarily influence the vertical bounce of the 7.62mm PKMS machine gun body when fired as a basis for optimizing these factors.

Keywords: 7.62mm PKMS machine gun; design of experiments; screening experiments; Plackett-Burman.

# Nghiên cứu ảnh hưởng các thông số trích khí đến dịch chuyển của pháo 23mm trên giảm giật Trần Hoàng Thông<sup>\*</sup>; Nguyễn Văn Dung

Học viện Kỹ thuật quân sự

\* Email: falloaks@gmail.com; Mobile: 0939332189

#### Tóm tắt

Trên cơ sở khảo sát chuyển động của máy tự động và dao động của súng trên giá, tiến hành khảo sát ảnh hưởng của một số thông số kết cấu như giảm giật và thiết bị điều chỉnh khí thuốc đến dịch chuyển của pháo 23mm trên giảm giật. Từ đó giúp cho việc đánh giá tính hợp lý các thông số, nhằm nâng cao độ ổn định của pháo khi bắn.

Từ khóa: Chu kỳ chức năng, giảm giật, bệ khóa nòng, thiết bị điều chỉnh khí thuốc.

#### 1. Đặt vấn đề

Đa số súng bộ binh cỡ đại liên và trọng liên trở lên người ta đều sử dụng cơ cấu giảm giật để giảm lực tác dụng lên giá và tăng ổn định cho súng. Điều này cho phép giảm khối lượng của giá, tăng độ bắn chụm cho súng nhất là khi bắn liên thanh. Nhưng khi có giảm giật, chuyển động của khâu cơ sở trong máy tự động và chuyển động của thân súng có ảnh hưởng lẫn nhau.

Trong tính toán có thể bỏ qua ảnh hưởng này nếu dịch chuyển của thân súng rất nhỏ so với dịch chuyển của khâu cơ sở. Thực tế cho thấy trong nhiều trường hợp sự ảnh hưởng này là đáng kể, đặc biệt là ảnh hưởng đến tốc độ bắn, đến độ tin cậy làm việc của máy tự động và độ ổn định của súng. Đồng thời sự làm việc của máy tự động lại có ảnh hưởng đến sự làm việc của giảm giật. Như vậy để đánh giá được thực chất của ảnh hưởng này ta cần khảo sát đồng thời sự làm việc của giảm giật. Từ đó khảo sát ảnh hưởng một số tham số trích khí đến dịch chuyển của súng.

## 2. Phương trình chuyển động của máy tự động và thân súng khi bắn

#### 2.1. Mô hình tính toán



Hình 1. Mô hình máy tự động nối với giá đàn hồi qua giảm giật [1]

Ở đây:

 $m_i$  - khối lượng của khâu làm việc thứ i.

 $m_0$  - khối lượng của khâu cơ sở.

 $m_h$  - khối lượng của súng.

 $m_{y}$  - khối lượng của giá.

 $C_0, C_h, C_v$  - lần lượt là độ cứng của lò xo đẩy về, lò xo giảm giật và lò xo giá.

 $X, X_h, X_y$  - lần lượt là dịch chuyển của khâu cơ sở  $m_0$ , súng  $m_h$  và giá  $m_y$ .

Máy tự động của vũ khí có nòng nói chung bao gồm nhiều khâu và cơ cấu. Cấu tạo của các khâu, các cơ cấu lại rất đa dạng phức tạp, hình thức chuyển động khác nhau và chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố. Để đơn giản bài toán nhưng vẫn đảm bảo độ chính xác cần thiết ta đưa vào các giả thiết: các khâu trong máy tự động là vật cứng tuyệt đối trừ lò xo là khâu đàn hồi; các khớp động không có khe hở; dùng khối lượng thu gọn thay cho khối lượng phân bố.

Đối với vũ khí có nòng hệ trích khí ta có thể dùng sơ đồ Hình 1 làm mô hình tính toán.

## 2.2. Xây dựng hệ phương trình vi phân chuyển động của máy tự động và thân súng khi bắn

Để thành lập phương trình vi phân chuyển động của máy tự động, ta dùng phương trình Lagrange loại 2 trong hệ tọa độ suy rộng độc lập đủ [2]. Với mô hình ở Hình 1, trong các tọa độ suy rộng ta lấy tọa độ xác định vị trí của khâu cơ sở đối với hộp súng ( $q_1 = X$ ), tọa độ xác định vị trí của hộp súng ( $q_2 = X_h$ ), tọa độ xác định vị trí của giá súng ( $q_3 = X_y$ ) đối với hệ quy chiếu quán tính.

Khi đó phương trình chuyển động của hệ khảo sát có dạng:

$$M_{np} \ddot{X} + \dot{X}^{2} \sum_{i=1}^{n} \frac{v_{i}}{\eta_{i}} m_{i} v_{i}' + M_{\eta} \ddot{X}_{h} + C_{o} X = P_{np},$$

$$M_{op} \ddot{X}_{h} + \frac{d}{dt} (M_{v} \dot{X}) + C_{g} X_{h} - C_{g} X_{y} = P_{op},$$

$$M_{y} \ddot{X}_{y} + (C_{g} + C_{y}) X_{y} - C_{g} X_{h} = \Pi_{0g} sign X_{h} + F sign \dot{X}_{h}.$$
(1)

Trong đó:

$$\begin{split} M_{np} &= m_o + \sum_{i=1}^n \frac{v_i^2}{\eta_i} m_i, \ M_{op} = m_o + m_h + \sum_{i=1}^n m_i, \ v_i' = \frac{\partial v_i}{\partial X}, \\ M_{\eta} &= m_o + \sum_{i=1}^n \frac{v_i}{\eta_i} m_i \cos \alpha_i, \ M_{\nu} = m_o + \sum_{i=1}^n v_i m_i \cos \alpha_i, \\ P_{np} &= P_o - \Pi_o - \sum_{i=1}^n \frac{v_i}{\eta_i} P_i, \ P_{op} = P_h - \Pi_{0g} sign X_h - Fsign \dot{X}_h. \end{split}$$

Những biểu thức vừa nhận được đúng cho vũ khí có các khâu trong cơ cấu máy tự động chuyển động tịnh tiến. Nếu trong cơ cấu ngoài n khâu vừa khảo sát còn có q khâu chuyển động quay, thì trong phương trình (1) ta phải đưa chúng vào.

Khi vũ khí có giảm giật trên giá cứng tuyệt đối  $X_y = \dot{X}_y = \ddot{X}_y = 0$  thì phương trình chuyển động (1) có dạng:

$$M_{np}\ddot{X} + \dot{X}^{2}M_{qt} + M_{\eta}\ddot{X}_{h} = P_{np} - C_{o}X , \qquad (2)$$
$$M_{op}\ddot{X}_{h} + \frac{d}{dt}(M_{v}\dot{X}) = P_{op} - C_{g}X_{h}$$

Vế phải của hệ phương trình (2) có chứa các thành phần của áp lực khí thuốc tác dụng lên đáy nòng súng và lực tác dụng lên thiết bị trích khí. Để giải hệ (2) ta cần xác định các thành phần lực này.

Hệ phương trình thuật phóng trong được thành lập trên cơ sở xây dựng phương trình nhiệt động lực học cho hệ kín, những phương trình cơ bản của động lực học chất khí ở thể dừng. Đối với thiết bị trích khí là nguồn cung cấp năng lượng cho máy tự động làm việc. Khí thuốc được trích ra từ lòng nòng chảy qua lỗ trích khí trên thành nòng vào buồng khí làm chuyển động bệ

khóa. Việc xác định các lực nói trên dựa vào giải các hệ phương trình cơ bản thuật phóng trong và hệ phương trình mô tả quá trình nhiệt động trong buồng khí [3].

# **3. Khảo sát ảnh hưởng một số tham số kết cấu đến dịch chuyển của súng** *3.1. Xác định các lực và xung lực lên súng trong quá trình bắn*

Vũ khí tự động trích khí có giảm giật với mục đích làm giảm lực tác dụng lên giá, tăng độ ổn định khi bắn. Để đánh giá độ ổn định của súng chúng ta cần xác định xung lực tác dụng lên giá đỡ. Để làm được điều này, trước tiên chúng ta xác định các xung lực và lực sinh ra trong quá trình bắn.

Đối với vũ khí tự động được đặt trên bất kỳ loại giá nào, cần phải biết các lực tác động lên các bộ phận khác nhau của giá trong quá trình bắn. Bỏ qua lực quán tính và lực ly tâm do người bắn tác dụng lên giá, các lực sau tác dụng lên súng khi bắn, theo [3]:

- $F_H$  lực của phát bắn, phụ thuộc vào áp suất khí trong nòng,
- $F_{PL}$  lực tác dụng lên thành trước buồng khí,
- $F_{NAR}$  lực va chạm sau cùng của bệ khóa nòng,
- $F_{PP}$  lực đàn hồi của lò xo đẩy về,
- $F_{RPP}$  lực va chạm trước cùng của bệ khóa nòng.

Các lực này được thể hiện trên Hình 2.



Hình 2. Lực tác dụng lên giá

Các lực tác dụng trong một chu kỳ chức năng và tổng lực được truyền từ vũ khí đến giá được gọi là tổng xung lực của vũ khí tác dụng lên giá. Trong quá trình bắn liên tục, các lực này có tính tuần hoàn.

$$F_{\Sigma} = F_{\rm H} - F_{\rm PL} + F_{\rm NAR} + F_{\rm PP} - F_{\rm RPP} \,. \tag{3}$$

Do thời gian tác dụng của lực ngắn nên các lực này đôi khi được thay thế bằng các xung lực tương ứng để tính toán đơn giản. Tác dụng của xung lực lên giá được thể hiện bằng sơ đồ xung lực. Tài liệu tham khảo [4], [5], [6] nêu rõ rằng tổng xung của lực trên mỗi chu kỳ chức năng của vũ khí bằng xung của lực bắn.

$$I_{\Sigma} = I_{\mathrm{H}} - I_{\mathrm{PL}} + I_{\mathrm{NAR}} + I_{\mathrm{PP}} - I_{\mathrm{RPP}} = I_{\mathrm{H}} \,. \tag{4}$$



Hình 3. Sơ đồ xung lực của vũ khí hệ trích khí

Tài liệu tham khảo [8], [9], [10], [11] nêu một số phương trình đơn giản về cách xác định tổng xung lực của phát bắn với sự trợ giúp của các thông số cơ bản thuật phóng. Công thức được sử dụng nhiều nhất là Hatcher, Rheinmetall, Ensta và US, [11].

$$I_H = (m_q + \beta m_\omega) v_0 \tag{5}$$

$$I_{PL} = \int_{t_{po}}^{t_{ko}} F_{PL} dt = m_{NZ} . v_{max} , \qquad (6)$$

$$I_N = \int_{t_{po}}^{t_{ko}} F_N dt \tag{7}$$

$$I_{RZP} = m_Z (v_{dop} - v_{odr})$$
<sup>(8)</sup>

$$I_{RPP} = m_Z \, v_{pp} \tag{9}$$

Biểu đồ xung lực của vũ khí có cấu tạo đã biết có thể được xác định từ lực bắn tác dụng lên nòng súng và bằng cách sử dụng sơ đồ chức năng của vũ khí hoặc biểu đồ lực và gia tốc. Hoặc nó cũng có thể được tìm thấy bằng thực nghiệm.

Bài báo sẽ tiến hành xác định sơ đồ xung lực của pháo cao xạ 23mm bằng kết quả giải bài toán động lực học máy tự động. Kết quả xác định sơ đồ chức năng của máy tự động được thể hiện trên Hình 4.





Hình 4. Sơ đồ chức năng của máy tự động pháo 23mm với diện tích lỗ trích khí khác nhau

Các lực tác dụng trong quá trình bắn được xác định theo sơ đồ chức năng của máy tự động ở Hình 5.



Hình 5. Sơ đồ lực tác dụng lên hộp súng

Xác định lực và xung lực trong quá trình bắn bằng sơ đồ chức năng của máy tự động. Số liệu ban đầu được đưa ra trong Bảng 1:

Bảng 1. Số liệu cơ bản của pháo 23mm

Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
Khối lượng hộp súng	$m_Z$	75	kg
Khối lượng bệ khóa nòng	m <sub>NZ</sub>	55	kg
Khối lượng khóa nòng	m <sub>ZV</sub>	9,2	kg
Trọng lượng thuốc phóng	$m_w$	0,77	kg
Trọng lượng đạn	$m_q$	4,5	kg
Sơ tốc đầu đạn	V <sub>0</sub>	970	m/s
Lực nén ban đầu của lò xo đẩy về	F <sub>0PP</sub>	420	KG

Độ cứng lò xo đẩy về	k <sub>PP</sub>	284	KG/dm
Lực nén ban đầu của lò xo giảm giật	$F_{0A}$	750	N/m
Độ cứng lò xo giảm giật	k <sub>A</sub>	220000	N/m

Dựa vào sơ đồ chức năng của máy tự động ta có bảng thông số chuyển động và vận tốc của bệ khóa nòng trong Bảng 2:

	0 ,	. 6 .		. 0			
	d <sub>f</sub>	i = 0,032 (dm)		$d_{fi} = 0,034 (dm)$			
Hoạt dọng trong chu ky chức năng của bệ khóa nòng	Dịch chuyển	Thời gianVận tốcDịchThời gian(s)(m/s)chuyển(s)		Vận tốc (m/s)			
Vận tốc lớn nhất của bệ khóa nòng	0,08074	0,01590	13,86	0,08061	0,01545	13,94	
Vận tốc của bệ khóa nòng trước khi va chạm ở vị trí sau cùng	0,18807	0,03360	7,67	0,18820	0,03315	7,73	
Vận tốc của bệ khóa nòng sau khi va chạm ở vị trí sau cùng	0,18883	0,03360	-3,51	0,18898	0,03315	-3,54	
Vận tốc của bệ khóa nòng va chạm ở vị trí trên cùng	0,00112	0,06585	-12,78	0,00086	0,06570	-12,77	

Bảng 2. Chuyển động và vận tốc của bệ khóa nòng

Qua đó, ta tính được các xung lực với diện tích lỗ trích khí khác nhau

Lỗ trích khí (dm)	t <sub>r</sub> (s)	t <sub>f</sub> (s)	<b>t</b> <sub>k</sub> (s)	I <sub>1</sub> (Ns)	I <sub>2</sub> (Ns)	I <sub>3</sub> (Ns)	I4 (Ns)	I <sub>I</sub> (Ns)	I <sub>II</sub> (Ns)	I <sub>III</sub> (Ns)
$d_{\rm fi} = 0,032$	0,0336	0,0322	0,0658	4.738,45	-762,3	717,756	-702,9	3.976,15	717,756	-702,9
$d_{\rm fi} = 0,034$	0,0331	0,0325	0,0657	4.738,45	-766,7	723,534	-702,35	3.971,75	723,534	-702,35

Những xung lực này được thể hiện trên Hình 8:



Hình 6. Sơ đồ xung lực tác dụng lên súng trong phát bắn

## 3.2. Ảnh hưởng của thiết bị trích khí đến dịch chuyển của súng trên giảm giật

Áp suất khí thuốc trong buồng khí ảnh hưởng bởi nhiều yếu tố, trong đó có yếu tố cơ bản là tham số kết cấu của bộ phận trích khí  $\alpha$ ;  $\alpha = f(\eta)$ ;  $\eta$  là hiệu suất tỉ xung lượng và một trong số yếu tố quan trọng quyết định nó là diện tích tiết diện ngang lỗ trích khí. Cách tính  $\alpha$  được trình bày ở [4]. Với một kết cấu cụ thể, để thay đổi  $\alpha$  ta thay đổi diện tích lỗ trích khí.

Chúng ta sẽ khảo sát sự dịch chuyển của súng trên giảm giật trong hai trường hợp: cường độ tác dụng của áp suất khí thuốc trong buồng khí khi α lớn và α bé.

## a) Khi bắn phát một

Trên Hình 7 nếu chia chu kỳ phát bắn làm 2 giai đoạn mà điểm phân chia là thời điểm va chạm vào hộp súng của bệ khóa nòng tại vị trí sau cùng thì ta thấy cả 2 trường hợp dạng của các đồ thị đó tương đồng nhau, chúng đều gồm 2 nhánh tương tự ; điểm khác nhau là mối tương quan giữa 2 nhánh. Sự khác nhau thể hiện rõ rệt ở đồ thị dịch chuyển của hộp súng.



Hình 7. Đồ thị dịch chuyển hộp súng khi thay đổi cường độ tác dụng khí thuốc trong buồng khí khi bắn phát một

- Khi lỗ trích khí nhỏ ( $\alpha$  bé, màu đen): thời gian chu kỳ máy tự động  $t_{FC} = 0,0624$  s, nhánh trái có dịch chuyển lớn nhất của hộp súng  $x_{MAX} = 14,66$  mm, còn nhánh phải  $x_{MAX} = 15,69$  mm.

- Khi lỗ trích khí lớn ( $\alpha$  lớn, màu đỏ): thời gian chu kỳ máy tự động  $t_{FC} = 0,070$  s, nhánh trái có dịch chuyển lớn nhất của hộp súng  $x_{MAX} = 14,67$  mm, còn nhánh phải  $x_{MAX} = 14,31$  mm.

Kết quả cho thấy dịch chuyển lớn nhất của hộp súng trong trường hợp  $\alpha$  nhỏ lớn hơn trường hợp  $\alpha$  lớn nhưng chu kỳ làm việc của máy tự động thì ngược lại.

b) Khi bắn loạt



Hình 8. Đồ thị dịch chuyển hộp súng khi thay đổi cường độ tác dụng khí thuốc trong buồng khí khi bắn loạt

Để giải cho một loạt bắn ta lấy số liệu ở điểm cuối của phát bắn trước làm điều kiện đầu vào cho phát bắn tiếp theo, ta có được đồ thị xác định qui luật thay đổi dịch chuyển của hộp súng trong điều kiện làm việc khác nhau của máy tự động khi bắn loạt. Với cùng một đặc trưng của giảm giật sao cho thời gian làm việc của giảm giật nhỏ hơn thời gian chu kỳ làm việc của máy

tự động thì hình dáng của các đồ thị đó giống nhau khi  $\alpha$  lớn và  $\alpha$  bé. Chúng được thể hiện rõ trên Hình 8.

Kết quả khi bắn loạt, dịch chuyển lớn nhất của hộp súng trong trường hợp  $\alpha$  bé lớn hơn trường hợp  $\alpha$  lớn nhưng chu kỳ làm việc của máy tự động thì ngược lại, giống trường hợp khi bắn phát một.



3.3. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến dịch chuyển của hộp súng

# Hình 9. Ảnh hưởng của độ cứng lò xo giảm giật đến dịch chuyển hộp súng.

Từ đồ thị trên thấy rằng với C = 2,2e5 N/m hoặc C = 2,5e5 N/m thì khi kết thúc chu kỳ máy tự động hộp súng vẫn chưa đẩy lên hết, điều này cho phép sử dụng xung trước [4], xung trước có tác dụng giảm chiều dài lùi của hộp, giảm đáng kể lực giật lên giá. Riêng trường hợp C = 2,2e5N/m, khi phát bắn tiếp theo xảy ra, vị trí của hộp ở khá xa vị trí cân bằng, vì vậy nếu sử dụng xung trước trong trường hợp này thì có thể gây ra sự không đồng đều lớn ở các phát bắn tiếp theo. Các trường hợp còn lại, khi phát bắn tiếp theo xảy ra thì hộp súng đã đẩy lên quá vị trí cân bằng. Điều này làm tăng tổng dịch chuyển của hộp, gây ra bất lợi cho hoạt động của máy tự động, hoạt động của cơ cấu tiếp đạn và độ chính xác bắn của súng [4].

# 3.4. Khảo sát độ ổn định khi bắn loạt

Gọi số phát bắn khi bắn loạt là *N*, giải hệ phương trình vi phân chuyển động của súng với chú ý các giá trị tọa độ, vận tốc của phát bắn trước là giá trị đầu vào của phát bắn sau. Đồ thị dịch chuyển của hộp súng theo thời gian ở các loạt ngắn N = 3, 5, 10 và loạt dài N = 15, 20, 25:





Hình 10. Đồ thị dịch chuyển của hộp súng ở các loạt bắn khác nhau.

Từ hình trên thấy hộp súng ở phát bắn nhất có độ dịch chuyển lớn nhất và nó ổn định dần ở các phát bắn tiếp theo.

# 4. Kết luận

Bằng phương pháp khảo sát sự làm việc của máy tự động và của giảm giật ta nhận thấy kết cấu của giảm giật thường ảnh hưởng thực sự đến làm việc của máy tự động và sự làm việc của máy tự động lại tạo ra chuyển động của súng khi giảm giật. Vì vậy khi đánh giá lợi ích của giảm giật súng tự động cần tính đến những ảnh hưởng này. Khi thiết kế giảm giật ta có thể chọn các đặc trưng của chúng sao cho thỏa mãn đầy đủ những yêu cầu đặt ra đối với súng. Đồng thời quan tâm đến các tham số kết cấu ảnh hưởng đến sự làm việc của máy tự động để nâng cao độ ổn định của súng khi bắn.

#### Tài liệu tham khảo:

- [1] Alferov ,V. V. Design and calculation of automatic small arms. (In Russian: Konstrukcia i raschot avtomaticheskogo oruzhia). Mashinostrojenie, 1977, 248 p.
- [2] Tokarev, A. D. et al. Theory and Calculation of Machine gun and AA Mounts. (In Russian: Teoria i raschot pulemjotnych stankov i zenitnych ustanovok). PVAIU Penza, 1976. Soviet Union.
- [3] Beer, S.; Jednička, L.; Plíhal, B. *Vnitřní balistika hlavňových zbraní. [Učebnice]*. Brno: Univerzita obrany, 2004. 344 s.
- [4] Phạm Huy Chương, Giáo trình cơ sở kết cấu và tính toán thiết kế máy tự động, Học viện Kỹ thuật quân sự, 1998.
- [5] Nguyễn Văn Dung, *Analýza vzájemného vlivu funkce automatické zbraně a pružné lafety*. Disertační práce. Brno: Univerzita obrany, 2022.

# The study on the influence of propellant parameters on the recoil of a 23mm cannon

#### Abstract

Based on surveying the movement of the automatic machine and the oscillation of the gun on the mount simultaneously, the effect of some structural parameters such as shock absorbers, muzzle devices, and powder gas adjustment device on the displacement of gas-operated weapons. From there, it helps to evaluate the reasonableness of the parameters in order to improve the stability of weapons when firing.

Keywords: Functional cycle, shock absorbers, breech carrier, powder gases adjustment device, muzzle device.

591

# Nghiên cứu sự mất liên kết của bánh pháo 85mm D44 khi bắn trên nền đất cứng có kể đến sự đàn hồi của bánh lốp Đặng Đình Tráng<sup>1\*</sup>, TS. Nguyễn Duy Phồn<sup>1</sup>, TS. Nguyễn Việt Hà<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

<sup>2</sup>Khoa Vũ khí, Học viện Kỹ thuật quân sự \*Email:DinhTrang.Mta@gmail.com; Tel: 0973.194.867

## Tóm tắt

Bài báo đề xuất mô hình vật lý, giải bài toán dao động của pháo mặt đất khi bắn trên nền cứng có tính đến độ đàn hồi của bánh lốp, nội dung bài báo được khảo sát cụ thể trên trang bị pháo nòng dài 85mm D44. Kết quả nhận được của bài báo là cơ sở nghiên cứu và đưa ra các phương pháp làm tăng tính ổn định của các loại pháo mặt đất khi bắn.

Từ khóa: 85mm D44, dao động của pháo, đàn hồi bánh lốp.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong thực tế, khi bắn pháo mặt đất do ảnh hưởng tính đàn hồi của bánh lốp pháo, độ nén ép và tính đàn hồi của nền đất khi bắn, pháo vẫn có thể xê dịch góc và xê dịch ngang dẫn đến làm sai lệch đường ngắm. Do vậy rất khó để đảm bảo điều kiện ổn định tĩnh. Điều đó không có lợi, vì nó sẽ làm giảm độ chính xác của phát bắn tiếp theo hoặc làm giảm tốc độ bắn của pháo. Ngoài ra các khối của pháo không phải là cứng hoàn toàn nên khi bắn do ảnh hưởng tổng hợp các yếu tố ở trên, pháo sẽ có các dao động xung quanh một vị trí nào đấy. Lúc này ta sẽ đi khảo sát ổn định của pháo khi bỏ đi một số giả thiết và đề ra các chỉ tiêu ổn định của nó. Trong nội dung của bài báo này tôi chỉ giới hạn xét ảnh hưởng của yếu tố đàn hồi của bánh lốp đến sự mất ổn định của pháo khi bắn trên nền đất cứng.

Tính ổn định là tính chất mà pháo không quay trong mặt phẳng bắn quanh điểm đường tựa lưỡi cày. Điều kiện ổn định được chỉ ra trong tài liệu [1] đã được chấp nhận và sử dụng rộng rãi:

 $Q_b D \ge Rh + P_{lg} e$ 

(Ý nghĩa các ký hiệu được mô tả ở phần 2.1)

(1)

Các công trình nghiên cứu đều xác định dao động của pháo với các điều kiện không xê dịch và không nẩy (gục) khi bắn theo tài liệu [1]. Tuy nhiên, thực tế các loại pháo có bánh lốp đàn hồi bao giờ cũng nẩy lên một góc nhất định, do vậy để đánh giá chính xác tính ổn định của pháo khi bắn phải tính đến độ đàn hồi của bánh lốp.

2. Xây dựng mô hình, thành lập hệ phương trình vi phân chuyển động của pháo khi bắn

#### 2.1. Xây dựng mô hình, giả thiết

Mô hình bài toán được thể hiện ở Hình 1: Khi bắn, thân pháo trượt trên máng pháo và toàn bộ pháo sẽ nẩy lên quanh điểm tựa lưỡi cày C.

Trong đó:

O - Trọng tâm khối lùi;

- C Điểm tựa lưỡi cày;
- G Trọng tâm pháo;



Hình 1. Mô hình khảo sát sự mất liên kết với nền đặt bắn của pháo có tính đến độ đàn hồi của bánh lốp

- h Khoảng cách từ điểm C đến đường kéo dài quỹ đạo điểm O;
- e Khoảng cách từ điểm O đến đường tác dụng  $P_{lg}$ ;
- L Khoảng cách từ điểm C đến đường phản lực bánh xe.
- D Khoảng cách từ điểm C đến đường trọng lực pháo;
- M<sub>o</sub> Khối lượng khối lùi;
- $l_o$  Khoảng cách của điểm O so với điểm C trước khi bắn theo hướng lùi;
- r Khoảng cách từ tâm O đến điểm C;
- v Góc giữa bán kính r của điểm O và quĩ đạo của điểm này;
- $\varphi$  Góc tẩm;
- $\theta$  Góc quay pháo quanh đường tựa của lưỡi cày (điểm C);

 $\omega = \frac{d\theta}{dt}$  - Tốc độ góc quay pháo;

X,V - Quãng đường dịch chuyển và vận tốc của khối lùi;

Các lực tác dụng lên pháo khi bắn:  $P_{lg}$  - Lực khí thuốc tác dụng vào đáy lòng; R -Hợp lực cản lùi;  $Q_b$  - Trọng lượng toàn pháo;  $N_{bx}$  - Phản lực tác dụng lên bánh xe;  $N_{lc}$ ,  $T_{lc}$ - Các phản lực tác dụng lên lưõi cày. Các giá trị  $P_{lg}$  và R được xác định trong tài liệu [2].

Để thuận tiện cho việc khảo sát, ta sẽ sử dụng sơ đồ tổng quát đối với các loại pháo cùng các giả thiết cơ bản như sau:

- Khối lùi, giá pháo là những vật thể cứng tuyệt đối, khối lùi được nối với giá nhờ liên kết đàn hồi;

 Pháo đối xứng với mặt phẳng bắn tất cả các lực tác dụng lên pháo đều nằm trong mặt phẳng đối xứng của pháo, không tính đến các tải tác dụng vào nòng từ phía đầu đạn;

- Pháo được đặt trên nền cứng nằm ngang (góc hướng $\psi = 0$ ) và phát bắn được tiến hành với góc tầm  $\varphi \ge 0$ ;

- Pháo khi bắn vẫn đứng yên, nghĩa là không có các dịch chuyển so với nền đặt bắn. Bánh lốp dịch chuyển thẳng đứng.

# 2.2. Thành lập hệ phương trình vi phân chuyển động của pháo

- Phương trình chuyển động của pháo:

Áp dụng định lý biến thiên momen động lượng:

 $\frac{d}{dt}(I\omega + M_oVh) = \sum M_i$ (2)

Lấy vi phân phương trình (2) ta có:

$$\frac{dI}{dt}\omega + I\frac{d\omega}{dt} + M_o h\frac{dV}{dt} = \sum M_i$$
(3)

I - Momen quán tính của pháo so với điểm C là hàm theo quãng đường lùi X. Momen quán tính I được biểu diễn theo công thức:

$$I = I_o + M_o r^2 + I_{cd} + M_{cd} r_{cd}^2$$
(4)

Trong đó:

 $I_o$  - Momen quán tính của khối lùi;

 $I_{\rm cd}\,$ -Momen quán tính của khối cố định quy ước;

r và  $r_{cd}$  - Khoảng cách từ trọng tâm khối lùi và khối cố định qui ước của pháo đến điểm C.

Trong phương trình (4) chỉ có thành phần thứ hai là đại lượng biến thiên. Kể đến điều này ta nhận được:

$$\frac{dI}{dt} = M_o \frac{dr^2}{dt} = M_o \frac{d}{dt} \Big[ (l_o - X)^2 + h^2 \Big] = M_o \Big[ -2(l_o - X) \frac{dX}{dt} \Big] = -2M_o (l_o - X)V$$
(5)

 $\sum M_i$  - Tổng các momen của các lực bên ngoài tác dụng vào pháo so với điểm C.

Từ Hình 1 ta có thể viết được biểu thức tổng momen các lực bên ngoài như sau:

$$\sum M_i = P_{lg}(e+h) + N_{bx}L - Q_bD$$
(6)

### Tính $N_{bx}$ và $Q_b D$ :

Đại lượng  $Q_b D$  được tính theo công thức theo tài liệu [2]:

$$Q_b D = Q_b D_o - Q_o X \cos \varphi$$

Từ Hình 2, biểu thức của  $N_{bx}$  có thể viết:

$$N_{bx} = N_{bxo} - c(\delta_o - \delta) = N_{bxo} - cy$$
(8)

Trong đó:

 $N_{\rm bxo}\,$  - Giá trị phản lực của nền vào lốp pháo trước khi bắn;

 $\delta_o, \delta$  - Độ đàn hồi của lốp pháo ở thời điểm ban đầu và hiện tại;

 $y = \delta_o - \delta$  - Giá trị hiện tại khoảng biến dạng của bánh lốp;

c - Độ cứng của lốp pháo, nó nằm trong khoảng (4 ÷ 6).10<sup>5</sup>N/m theo tài liệu [1].

Coi trọng tâm bánh lốp dịch chuyển thẳng đứng, do đó:



Hình 2. Sơ đồ về phản lực  $N_{bx}$ 

Từ điều kiện cân bằng của pháo trước khi bắn [1] có thể viết được:

$$N_{bxo} = Q_b \, \frac{D_o}{L} \tag{10}$$

Trong đó:

 $D_o$  - Giá trị cánh tay đòn D trước khi bắn ở góc tầm  $\varphi$  đã chọn.

Thay biểu thức (9), (10) vào (8) ta nhận được:

$$N_{bx}L = Q_b D_o - c L^2 \theta \tag{11}$$

Thay (7), (11) vào (6) thu được:

$$\sum M_i = P_{lg}(e+h) + \left(Q_b D_o - c L^2 \theta\right) - \left(Q_b D_o - Q_o X \cos \varphi\right)$$
(12)

Trong trường hợp bánh xe chưa rời khỏi mặt đất, tức là  $N_{bx} > 0$  thì:

$$\sum M_i = P_{lg}(e+h) - c L^2 \theta + Q_o X \cos \varphi$$
(13)

Còn khi bánh xe rời khỏi mặt đất, tức là  $N_{bx} = 0$ :

$$\sum M_i = P_{lg}(e+h) - Q_b D_o + Q_o X \cos \varphi \tag{14}$$

Do đó có thể viết:

$$\sum M_i = P_{lg}(e+h) - (k_1 c L^2 \theta + k_2 Q_b D_o) + Q_o X \cos \varphi$$
(15)

Trong đó:  $k_1$ ,  $k_2$  là các hệ số điều khiển. Khi bánh lốp chưa rời mặt đất:  $k_1 = 1$ ,  $k_2 = 0$ ; còn khi bánh lốp rời khỏi mặt đất:  $k_1 = 0$ ,  $k_2 = 1$ .

Thay (5), (15) vào (3) và biến đổi nhận được:

$$I\frac{d\omega}{dt} = P_{lg}(e+h) - (k_{1}cL^{2}\theta + k_{2}Q_{b}D_{o}) + Q_{o}X\cos\varphi + 2M_{o}(l_{o}-X)V - M_{o}h\frac{dV}{dt}$$
(16)

Công thức (16) chính là phương trình chuyển động quay của pháo quanh điểm tựa lưỡi cày C.

# 2.3. Phương trình chuyển động của khối lùi

Bây giờ ta đi thành lập phương trình chuyển động tương đối của khối lùi. Khối lùi ngoài chuyển động lùi trên máng còn chuyển động theo cùng với giá pháo, do đó khi lập phương trình chuyển động tương đối của khối lùi cần phải tính đến các lực quán tính do chuyển động theo gây ra. Các lực đó là:

- Lực quán tính ly tâm:  $M_o r \omega^2$ ;
- Lực quán tính Côriôlis:  $2M_o V \omega$ .
- Lực quán tính tiếp tuyến:  $M_o \frac{d\omega}{dt}$ ;

Trọng tâm O của khối lùi là điểm đặt của các lực này. Hướng của các lực này được chỉ rõ trên Hình 1. Có thể bỏ qua lực quán tính Côriôlis vì giá trị của nó quá nhỏ so với các lực khác, do đó phương trình chuyển động khối lùi:

$$M_o \frac{dV}{dt} = P_{lg} - R - M_o \frac{d\omega}{dt} r \sin v - M_o \omega^2 r \cos v$$
(17)

Từ Hình 1 suy ra rằng:

$$r\sin v = h; r\cos v = l_o - X$$
(18)

Thay công thức (18) vào (17) ta có:

$$M_{o}\frac{dV}{dt} = P_{lg} - R - M_{o}\frac{d\omega}{dt}h - M_{o}\omega^{2}r(l_{o} - X)$$
<sup>(19)</sup>

Từ hai phương trình biểu thị quan hệ vận tốc, quãng đường lùi của khối lùi; vận tốc góc và góc nảy của pháo và hai phương trình (16), (19) và có thể thành lập được hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của pháo khi bắn:

$$\begin{cases} \frac{dX}{dt} = V \\ \frac{d\theta}{dt} = \omega \\ I \frac{d\omega}{dt} = P_{lg}(e+h) - (k_1 c L^2 \theta + k_2 Q_b D_o) + Q_o X \cos \varphi + 2M_o (l_o - X)V - M_o h \frac{dV}{dt} \\ M_o \frac{dV}{dt} = P_{lg} - R - M_o \frac{d\omega}{dt} h - M_o \omega^2 r (l_o - X) \end{cases}$$

$$(20)$$
Trong đó: 
$$\begin{cases} r = \sqrt{(l_o - X)^2 + h^2} \\ I = I_{op} - M_o (2l_0 - X)X \end{cases}$$

Với  $I_{op} = I_o + M_o r_o^2 + I_{cd} + M_{cd} r_{cd}^2$  - giá trị ban đầu momen quán tính của pháo đối với điểm C.

Sử dụng phần mềm Matlab giải đồng thời hệ phương trình gồm 06 phương trình vi phân thuật phóng trong tài liệu [3] và bốn phương trình (20) sẽ khảo sát được các tham số góc quay $\theta$  và vận tốc góc quay $\omega$  của pháo.

# 3. Khảo sát ổn định của pháo 85mm D44

Trên cơ sở lý thuyết trình bày ở mục 2, giải bài toán chuyển động của pháo nòng dài 85mm D44 với các thông số đầu vào được thể hiện ở Bảng 1 như sau:

STT	THÔNG SỐ	KÍ HIỆU	ĐƠN VỊ	GIÁ TRỊ
1	Trọng lượng toàn pháo	Qb	Ν	17250
2	Trọng lượng khối lùi	Qo	Ν	7850
3	Gia tốc trọng trường	g	m/s <sup>2</sup>	9.81
4	Mô men quán tính ban đầu của pháo	Iop	N.m	2.104
5	Khoảng cách từ điểm C đến đường phản lực bánh xe	L	m	3.740
6	Khoảng cách từ điểm C đến đường trọng lực pháo	Do	m	3.402
7	Khoảng cách từ điểm C đến điểm O trước khi bắn theo hướng lùi	lo	m	3.220
8	Khoảng cách từ điểm C đến trục tai máng	d <sub>tr</sub>	m	3.22
9	Khoảng cách từ quỹ đạo trọng tâm O đến đường tác dụng Plg	e	m	-0.0064
10	Khoảng cách từ điểm C đến nền đặt pháo	ΔH <sub>o</sub>	m	0.020
11	Bán kính bánh pháo	ρ	m	0.442
12	Độ cứng bánh lốp pháo	с	N/m	5.10 <sup>5</sup>
13	Độ biến dạng bánh lốp ban đầu	δο	m	0.03
14	Chiều cao đường lửa	Ho	m	0.825

Bảng 1. Thông số đầu vào giải chuyển động của pháo 85mm D44

3.1. Khảo sát chuyển động của pháo ở góc tầm  $\varphi = 0^{0}$ 

3.1.1. Đồ thị góc nảy và vận tốc góc nảy



Hình 3. Đồ thị góc nảy và vận tốc góc nảy

Từ đồ trị trên có thể thấy rằng khi phát bắn xảy ra pháo nảy lên nhanh dần sau đó chậm dần ở thời kỳ lùi tự do (t = 0.075s) và nảy lên cao nhất khi gần kết thúc quá trình lùi. Khi đó góc nảy lớn nhất  $\theta_{max} = 0.0127$  rad. Tương ứng với khoảng nảy lên:

 $y_{\text{max}} = \theta_{\text{max}} L = 0.0127 \times 3.74 = 0.047 m = 47 mm$ 

Theo kết quả thử nghiệm trong tài liệu [6], độ nảy lên của bánh lốp trong khoảng 40...45 mm, điều này cho thấy tính đúng đắn của mô hình tính toán.

3.1.2. Đồ thị phản lực bánh xe pháo



Hình 4. Đồ thị thay đổi phản lực của nền lên bánh lốp

- Khi pháo nảy lên thì phản lực bánh xe N<sub>bx</sub> sẽ giảm đi. Khi t = 0,1029s thì bánh lốp rời khỏi mặt đất. Khi kết thúc quá trình lùi, bánh lốp của pháo vẫn chưa chạm mặt đất.

Giá trị lớn nhất của phản lực bánh xe là thời điểm khối lùi bắt đầu chuyển động, với  $N_{bxmax} = 17,849$  kN. Giá trị nhỏ của phản lực bánh xe là thời điểm bánh lốp đã rời khỏi mặt đất  $N_{bxmin} = 0$  kN.

## 3.2. Khảo sát chuyển động của pháo ở các góc tầm khác nhau

- Đồ thị góc nảy ở các góc tầm khác nhau:



Hình 5. Đồ thị thay đổi góc nảy theo góc tầm

- Đồ thị vận tốc góc nảy ở các góc tầm khác nhau:



Hình 6. Đồ thị thay đổi vận tốc góc nảy theo góc tầm

Từ các đồ thị Hình 5, 6 ta có những nhận xét về sự ổn định của pháo khi bắn ở các góc tầm khác nhau:

- Góc nảy và vận tốc góc nảy đạt giá trị lớn nhất khi bắn ở góc tầm  $0^0$  và đạt giá trị nhỏ nhất ở góc tầm  $35^0$  điều này có nghĩa là khi tăng góc tầm của pháo thì trong quá trình bắn pháo có xu hướng ổn định hơn. Ở một vị trí góc tầm nào đó (trong mô hình khảo sát của bài báo là  $15^0$ ) pháo nảy lên rất ít. Điều này là do sự cân bằng tổng các momen tác dụng vào pháo. Ở vị trí góc tầm lớn, pháo không nảy lên mà gục xuống, điều này được giải thích là do khoảng cách h âm, tức đường tác dụng của hợp lực cản lùi R nằm dưới vị trí lưỡi cày C.

# 4. Nhận xét, kết luận

Bài báo đã đưa mô hình vật lý và giải bài toán dao động của pháo mặt đất dã chiến khi bắn có tính đến độ đàn hồi của bánh lốp, các kết quả tính toán cho thấy dao động của pháo khi bắn là không thể tránh khỏi và điều này làm ảnh hưởng đến độ chính xác bắn của pháo. Điều này cũng cho thấy các tính toán trước đây khi coi bánh lốp cứng tuyệt đối là thiếu chính xác. Mô hình và các kết quả tính toán trong bài báo có thể dùng để khởi thảo thiết kế các loại pháo mới có tính ổn định cao hơn. Từ phương trình (1) ta có thể viết lại:

$$Q_b D_o - Q_o X \cos \varphi \ge Rh + P_{lg} e \tag{21}$$

Trong đó:

$M_{\delta} = Q_b D_o - Q_o X \cos \varphi$	– Mô men ổn định
$M_l = Rh + P_{lg}e$	– Mô men lật (mất ổn định)

Để tăng tính ổn định của pháo mặt đất khi bắn chúng ta có thể đưa ra một số biện pháp như sau:

- Góc tầm φ ảnh hưởng rất nhiều đến điều kiện ổn định của pháo. Nó tuân theo quy luật biến thiên có nghĩa là, độ ổn định của pháo được nâng cao khi độ lớn góc tầm càng tăng. Tính chất này, được áp dụng phổ biến với máy hãm lùi có chiều dài lùi thay đổi (ví dụ như pháo 130-M46). Để loại trừ trường hợp khi tăng góc tầm φ lớn mà hộp khóa nòng không chạm đất, người ta tăng lực cản lùi R để nòng lùi ngắn, khi này sự ổn định của pháo sẽ không bị vi phạm;

- Để nâng cao độ ổn định của pháo cần phải tăng trọng lượng chiến đấu  $Q_b$  và khoảng cách  $D_0$  càng dài. Tuy nhiên, điều kiện này không có lợi do nó làm tăng trọng lượng và kích thước của pháo; điều đó ảnh hưởng rất lớn đến khả năng cơ động của pháo. Để có thể khắc

phục các hạn chế trên, có thể tăng khoảng cách  $D_0$  bằng cách áp dụng càng gập hoặc kiểu ống lồng. Đưa trọng tâm pháo ở thế chiến đấu ra phía trước nhờ vào việc áp dụng kích bệ tỳ (pháo 122mm-Д74; 152mm-Д20; 130mm-K59-1;...);

- Việc tăng trọng lượng khối lùi Q<sub>0</sub> trong khi trọng lượng pháo  $Q_b$  không thay đổi làm nâng cao độ ổn định của pháo. Trong điều kiện độ dài lùi đã xác định, việc tăng trọng lượng khối lùi sẽ làm giảm nhỏ lực cản lùi R, có nghĩa là mô men R.h thành phần chủ yếu của momen lật được giảm nhỏ. Trên thực tế, có nhiều loại pháo đã áp dụng biện pháp tăng trọng lượng khối lùi. Ví dụ: Pháo nòng ngắn 122mm-M30 đã dùng ống bọc bên ngoài một đoạn phía sau nòng nhằm tăng trọng lượng cho khối lùi. Pháo chống tăng 57mm-3*I*K2; pháo nòng dài 85mm-Д44; pháo nòng dài 122mm-Д74 và pháo nòng vừa 152mm-Д20 đều áp dụng biện pháp tăng trọng lượng khối lùi bằng cách cho các ống của thiết bị hãm lùi cùng lùi với khối lùi;

- Lực tác dụng lên giá pháo (lực cản lùi) R là nhân tố chủ yếu tạo lên mô men lật. Vì vậy, việc giảm nhỏ lực phát bắn tác dụng lên giá pháo là biện pháp có hiệu quả nhất để nâng cao tính ổn định cho pháo. Trong thực tế, người ta đã áp dụng các biện pháp để giảm lực tác dụng của phát bắn lên giá pháo như áp dụng nguyên lý pháo không giật; sử dụng loa hãm lùi; đặc biệt là sử dụng thiết bị hãm lùi để pháo từ giá cứng phát triển thành pháo có giá đàn hồi.

#### Tài liệu tham khảo

Nguyễn Văn Dũng (2015). Khảo sát ổn định tĩnh của pháo 85mmD44 khi lùi, (Số 10). Tạp chí cơ khí Việt Nam.

2. Phan Nguyên Thiệu, Khổng Đình Tuy (2004). Nguyên lý thiết kế vũ khí có nòng. 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. Khổng Đình Tuy, Nguyễn Viết Trung, Nguyễn Văn Dũng, Đoàn Học Dân, Nguyễn Duy Phồn (2012). *Giáo trình thiết kế giá súng pháo*. Học viện Kỹ thuật Quân sự, Hà Nội.

5. Купрянов А.П (1960), Основы проектирования артилерииских орудий, ПВАИУ, Пенза.

# Survey oscillation of the 85mm D44 cannon during firing considering the elasticity of the wheels

**Abstract:** The article presents model and solving the oscillation of cannons during firing, considering the elasticity of the wheels. This researching method is used to calculate for 85mm D44 cannon. The result of the article is the basis for researching solutions to increase the stability of cannons during firing.

Keywords: 85mm D44, oscillation of the cannon, elasticity of the wheels.

# Xây dựng chương trình tự động tính năng lực sửa chữa của phân xưởng sửa chữa pháo phòng không cấp chiến lược

# Nguyễn Văn Tuyến, Trần Hữu Thắng

Học viện Kỹ thuật quân sự Email, Tel: tuyen6897@gmail.com, 0868811168

# Tóm tắt

Bài báo tập trung vào việc tìm hiểu, thiết lập cơ sở dữ liệu: số lượng, trình độ nhân công; định mức vật tư, trang thiết bị; hệ số sử dụng trang thiết bị từ đó tính toán số lượng pháo phòng không sửa chữa được trong một đơn vị thời gian dựa trên số lượng, trình độ nhân công, trang thiết bị hiện có.

Từ khóa: nhân công, vật tư, trang thiết bị, pháo phòng không.

### 1. Đặt vấn đề

Công tác sửa chữa pháo đóng vai quan trọng trong việc duy trì sự làm việc các hệ thống pháo, đảm bảo rằng chúng hoạt động một cách hiệu quả và đáng tin cậy sau khi sửa chữa. Định mức sửa chữa pháo dựa theo các quy trình công nghệ và tiêu chuẩn cụ thể đối với từng loại pháo khác nhau, nhằm đảm bảo rằng pháo đáp ứng được yêu cầu chiến đấu và đạt được hiệu suất tối ưu.

Một định mức sửa chữa pháo thông thường tính toán gồm nhiều hoạt động cơ bản, bắt đầu từ việc kiểm tra toàn diện các thành phần và linh kiện của pháo. Quá trình kiểm tra này nhằm xác định các hỏng hóc, mất mát hoặc độ hao mòn của các bộ phận và linh kiện, từ các bộ phận như nòng pháo, khung gầm, đến các bộ phận bên trong như các cơ cấu tự động, cơ cấu nạp đạn và hệ thống điều khiển,...

Sau khi xác định được các hỏng hóc và sự cần thiết của việc sửa chữa, các bước tiếp theo trong định mức sửa chữa pháo bao gồm thay thế và sửa chữa các linh kiện bị hỏng. Điều này có thể bao gồm việc tháo rời các bộ phận, thay thế linh kiện mới, sửa chữa các bộ phận bị hỏng hoặc mất mát, và lắp ráp lại pháo để đảm bảo nó hoạt động một cách chính xác. Sau đó là công tác kiểm tra và hiệu chỉnh hệ thống bắn, đảm bảo pháo có độ chính xác cao và đáp ứng được các thông số kỹ thuật yêu cầu.

Tính toán khả năng sửa chữa (SC) của một cơ sở sửa chữa là căn cứ quan trọng để chủ động trong công tác lập kế hoạch SC. Đảm bảo cơ sở sửa chữa sử dụng hết tài nguyên hiện có, tránh lãng phí thời gian và vật tư không cần thiết; Góp phần quản lý ngân sách một cách hiệu quả và tránh các rủi ro liên quan đến tài chính. Điều này giúp tối ưu hóa công tác sử dụng của nguồn lực, tăng hiệu suất làm việc của đội ngũ cán bộ, nhân viên kỹ thuật (CB, NVKT).

Chủ động về khả năng SC giúp xây dụng Kế hoạch sử dụng lực lượng, tính toán, tổ chức, biên chế của nhà máy từ đó định hướng cho công tác xin bổ sung lực lượng; đào tạo, bồi dưỡng CB, NVKT hiện có; cho phép cơ sở sửa chữa hoàn thành nhiệm vụ SC cấp trên giao phó.

### 2. Xây dựng mô hình

Từ ý nghĩa và tầm quan trọng của công tác xác định năng lực SC của phân xưởng SC pháo phòng không cấp chiến lược, tác giả bài báo tập trung tìm hiểu và nghiên cứu những nội dung sau:

- Tìm hiểu các tài liệu liên quan đến quy định SC, định mức SC của từng loại pháo [4, 6];

- Tìm hiểu dây chuyền công nghệ SCL pháo cao xạ, trang thiết bị SCL tại Nhà máy Z133/Tổng cục kỹ thuật;

- Tổ chức, biên chế tại Phân xưởng SC pháo cáo xạ/Nhà máy Z133, số lượng, chủng loại pháo cao xạ được giao nhiệm vụ SCL;

Mô hình bài toán:

Cho trước số lượng, chủng loại pháo, mức sửa chữa, định mức thời gian SC từng loại pháo; số lượng thợ, định mức ngày công, số ngày làm việc.

Tính toán số lượng pháo mỗi loại có thể SC được theo các phương án: không ưu tiên, ưu tiên SC một số chủng loại pháo định trước trong Kế hoạch.

# 3. Nội dung bài toán

# a. Giả thiết:

Xét Phân xưởng cần SCL ba loại pháo: pháo CX 23mm (loại pháo số 1), pháo CX 37mm (loại pháo số 2) và pháo CX 57mm (loại pháo số 3); Trình độ thợ sửa chữa của phân xưởng là thợ bậc 6, bậc 7 [6]

- Theo Kế hoạch số lượng cần SCL ba loại pháo tương ứng:  $x_i$  (i = 1,2,3) (khẩu);

- Số giờ công lao động cần thiết để SCL của mỗi loại pháo tương ứng là  $T_i$  (i = 1,2,3);

- Tổng số giờ công lao động của đơn vị là: t (giờ),

t = số lượng thợ (Tho)  $*\underline{8}*$  số ngày (Ng); (số giờ làm việc một ngày là  $\underline{8}$  giờ)

# b. Kết luận:

Tính số lượng pháo thực tế của mỗi loại có thể SCL trong khoảng thời gian t (giờ) tương ứng là:  $x_i^*$  (i = 1,2,3) (khẩu), trong 03 trường hợp:

+ Không ưu tiên (khi đó t (giờ) sẽ được chia đều cho cả 03 loại pháo);

+ Ưu tiên SCL hết loại pháo (1):  $x_1^* = x_1$ , thời gian còn lại sẽ chia đều để SCL cho 02 loại pháo còn lại (2,3);

+ Ưu tiên SCL hết 02 loại pháo (1 và 2):  $x_1^* = x_1$  và  $x_2^* = x_2$ , thời gian còn lại sẽ dành SCL loại pháo còn lại (3);

# c. Chương trình tính

Cơ sở toán học: Sử dụng hệ phương trình đối với sự ưu tiên cho lần lượt mỗi loại; một phương trình cho tổng thời gian theo kế hoạch, một phương trình phân chia đều thời gian cho các loại vũ khí không ưu tiên.

Trong chương trinh dùng các biến điều khiển: a, b và c tương ứng với ba loại pháo: pháo CX 23mm (loại a), pháo CX 37mm (loại b) và pháo CX 57mm (loại c);

Ta chia bài toán thành ba trường hợp:

+ Khi không ưu tiên (a = b = c = 0);

+ U'u tiên SCL hết một loại pháo (a = 1; b = c = 0);

+ Khi ưu tiên SCL hai loại pháo (a = b = 1; c = 0).

Cấu truc chương trình gồm bốn khối:

- Khối 1: nhập các thông số đầu vào (tổng thời gian theo kế hoạch của xưởng)

- Khối 2: xác định phương án ưu tiên sửa chữa

- Khối 3: tính toán số lượng vũ khí theo phương án ưu tiên (ưu tiên 1, ưu tiên 2)

- Khối 4: in kết quả, kết thúc tính toán.

Tác giả sử dụng lập trình VBA Excel 2019 để xây dựng chương trình tính toán. *d. Lưu đồ thuật toán* 



Hình 1 . Lưu đồ thuật toán

e. Kết quả tính toán

Chạy chương trình ta có kết quả:

Bảng 1. Kết quả tính toán năng lực sửa chữa trường hợp không t	ưu tiên
--	---------

Nội dung	Số thợ sửa chữa	Số giờ/ngày	Số ngày/tháng	Tổng giờ công
Năng lực của Phân xưởng	40	8	20	6.400
Loại pháo	Pháo 23mm	Pháo 37mm	Pháo 57mm	
Thời gian SCL định mức	350	500	800	
Số pháo cần SCL theo kế hoạch	6	6	2	
Ưu tiên	-	-	-	
Số lượng pháo thực tế SCL	6,1	4,3	2,7	6.400

Nội dung	Số thợ sửa chữa	Số giờ/ngày	Số ngày/tháng	Tổng giờ công
Năng lực của Phân xưởng	40	8	20	6.400
Loại pháo	Pháo 23mm	Pháo 37mm	Pháo 57mm	
Thời gian SCL định mức	350	500	800	
Số pháo cần SCL theo kế hoạch	6	6	2	
Ưu tiên	1	-	-	
Số lượng pháo thực tế SCL	6,0	4,3	2,7	6.400

Bảng 2. Kết quả tính toán năng lực sửa chữa trường hợp ưu tiên 1

Bảng 3. Kết quả tính toán năng lực sửa chữa trường hợp ưu tiên 2

Nội dung	Số thợ sửa chữa	Số giờ/ngày	Số ngày/tháng	Tổng giờ công
Năng lực của Phân xưởng	40	8	20	6.400
Loại pháo	Pháo 23mm	Pháo 37mm	Pháo 57mm	
Thời gian SCL định mức	350	500	800	
Số pháo cần SCL theo kế hoạch	6	6	2	
Ưu tiên	1	1	-	
Số lượng pháo thực tế SCL	6,0	6,0	1,6	6.400

Bảng 4. Kết quả tính toán năng lực sửa chữa trường hợp ưu tiên 2

Nội dung	Số thợ sửa chữa	Số giờ/ngày	Số ngày/tháng	Tổng giờ công
Năng lực của Phân xưởng	40	8	20	6.400
Loại pháo	Pháo 23mm	Pháo 37mm	Pháo 57mm	
Thời gian SCL định mức	350	500	800	

Số pháo cần SCL theo kế hoạch	6	6	2	
Ưu tiên	-	1	1	
Số lượng pháo thực tế SCL	5,1	6,0	2,0	6.400

# 4. Kết luận

Trong kết quả tính toán định mức sửa chữa vũ khí của phân xưởng:

- Khi số sản phẩm âm thì phương án ưu tiên sẽ không phù hợp.

- Số sản phẩm SC có phần thập phân, ta phải điều chỉnh số lượng pháo cân SC hoặc tăng tổng thời gian làm việc.

Ưu điểm: Giải quyết được yêu cầu của bài toán đưa ra, tối ưu hóa các nguồn lực trong đơn vị về nhân lực để SC pháo có tính đến thứ tự ưu tiên trong một khoảng thời gian làm việc cho trước theo kế hoạch;

Nhược điểm: bài toán dựa trên các giả thiết về số lượng, mức sửa chữa vũ khí, thời gian sửa chữa tổng thể các loại vũ khí, thời gian sửa chữa lý tưởng của thợ bậc 6, bậc 7. Tuy nhiên, trong thực tế, các yếu tố này thay đổi tùy theo kế hoạch, nhiệm vụ và thực tế của từng đơn vị. Điều này có thể dẫn đến sự không linh hoạt và cần điều chỉnh trong việc tính toán định mức sửa chữa pháo.

Từ phân tích các trường hợp của bài toán, ta nhận thấy kết quả của bài toán phụ thuộc vào chỉ lệnh SC của cấp trên, tình hình thực tế của nhà máy và phương án ưu tiên sửa chữa. Sau khi tự quán triệt và nghiên cứu các tài liệu trên, ta tiến hành đề xuất ưu tiên SC loại pháo nào và từ đó lập kế hoạch sửa chữa của phân xưởng. Nhà máy có thể điều chỉnh kế hoạch và nguồn lực một cách linh hoạt để đáp ứng với sự thay đổi theo yêu cầu nhiệm vụ; tiết kiệm thời gian, đảm bảo chất lượng để đơn vị có thể hoàn thành tốt nhiệm vụ.

### 3. Tài liệu tham khảo

[1]. Điều lệ CTKT QĐND Việt Nam, ban hành theo QĐ 58/2004/QĐ-BQP ngày 10/05/2004.

[2]. Điều lệ công tác TMKT QĐND Việt Nam, ban hành theo QĐ số 119/QĐ-BQP ngày 23/06/2006.

[3]. Quy định BĐKT cho súng pháo khí tài đạn dược lục Quân ở đơn vị, theo QĐ 482/QĐ-QP ngày 10/04/1995. Nxb QĐND - năm 1995.

[4]. Hướng dẫn Công tác kỹ thuật QĐNDVN số 405/HD-TCKT ngày 14/5/2007.

[5]. TS - Hướng Xuân Thạch, Cơ sở kỹ thuật Quân khí, Học viện Kỹ thuật quân sự - Năm 2006.

[6]. Quy trình công nghệ sửa chữa lớn pháo cao xạ - nhà máy Z133 – TCKT – năm 2009.
# Develop a program to automatically calculate the repair capacity of the strategic anti-aircraft artillery repair workshop

#### Abstract

The article focuses on learning and setting up a database: number and qualifications of workers; norms of materials and equipment; Equipment utilization coefficient from which to calculate the number of anti-aircraft guns that can be repaired in a unit of time based on the quantity, level of labor, and available equipment.

Keywords: labor, materials, equipment, anti-aircraft artillery.

# Nghiên cứu thiết kế chế tạo thiết bị điều khiển, giám sát năng lượng ắc quy ứng dụng trong các trạm đo nước

Nguyễn Đức Anh<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật Quân sự

#### Tóm tắt

Hệ thống sạc tự động và điều khiển UPS (Uninterruptible Power Supply) là một công nghệ quan trọng trong việc cung cấp và bảo vệ nguồn điện. Hệ thống này được sử dụng để đảm bảo rằng các thiết bị quan trọng, như máy tính, máy chủ, hoặc thiết bị y tế, các thiết bị đo... không bị gián đoạn hoặc mất điện khi có sự cố và duy trì khả năng hoạt động cho thiết bị trong khoảng thời gian nào đó.Hệ thống sạc tự động đảm bảo rằng ắc quy trong UPS luôn được duy trì ở mức sạc đủ để cung cấp năng lượng trong trường hợp cần thiết. Nó sử dụng các thuật toán điều khiển thông minh để quản lý quá trình sạc và xả, đảm bảo rằng ắc quy luôn ở trạng thái sẵn sàng và đảm bảo hiệu suất cũng như độ bền cho ắc quy. Bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu thiết kế chế tạo thiết bị giám sát, điều khiển sạc và xả năng lượng cho ắc quy và tự động chuyển nguồn cấp cho hệ thống đo lường trạm nước khi mất điện lưới. Đây là công nghệ rất quan trọng trong việc đảm bảo vận hành an toàn và tối ưu cho các hệ thống đo, giám sát từ xa của các trạm cấp nước.

Từ khóa: Điều khiển PID; phương pháp Ziegler-Nichols; PIN, UPS, PID số.

## 1. Đặt vấn đề

Sự phát triển mạnh mẽ của ngành công nghiệp xe điện gần đây và sự phát triển các nguồn điện gió, điện mặt trời đặt ra vấn đề giám sát, quản lý các thông số chính đối với các hệ thống ắc quy [1-5]. Trong các công nghệ lưu trữ năng lượng thì công nghệ ắc quy lithiumion (Li-ion), ắc quy axit-chì hiện nay đang phổ biến vì các ưu điểm vượt trội như mật độ công suất và năng lượng cao. Tuy nhiên để đảm bảo độ bền cho các ắc quy là một vấn đề hết sức quan trọng và cần nghiên cứu trong quá trình sử dụng và vận hành. Đối với ắc quy lithium-ion, việc duy trì mức năng lượng ổn định và tránh việc đưa ắc quy về trạng thái hoàn toàn giải phóng (fully discharged) có thể giúp tăng tuổi thọ. Đối với ắc quy axit-chì việc phóng nạp thường xuyên có thể giúp ngăn chặn sulfat hóa, một tình trạng mà sulfate tích tụ trên bản mặt các tấm ắc quy và có thể làm giảm hiệu suất của ắc quy.

Bài báo trình bày về quá trình thiết kế và chế tạo thiết bị giám sát, quản lý năng lượng cho ắc quy axit-chì ứng dụng cho quá trình đo lường tự động ở các trạm cấp nước. Bài báo giới thiệu về các chức năng chính của thiết bị, phương pháp đo lường gián tiếp, thuật toán hoạt động và chủ yếu đi sâu vào thuật toán nạp phóng cho ắc quy, kết quả thử nghiệm, và đề xuất hướng nghiên cứu tương lai.

#### 2. Thiết kế, chế tạo thử nghiệm thiết bị giám sát năng lượng ắc quy



Hình 1. Sơ đồ nghiên cứu thiết bị

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Email: anh2522@mta.edu.vn

Thông số ắc quy				
Điện áp	24V-27.6V			
Dung lượng	4.5AH			
Dòng sạc tối đa	3A			
Dòng phóng tối đa	1.5A			
	(phóng qua thiết bị			
	đo của trạm nước)			

Thiết bị giám sát năng lượng ắc quy bao gồm chức năng chính như sau:

 + Tự động sạc ắc quy đầy theo thuật toán đã cài đặt sẵn;

 + Tự động chuyển nguồn cấp cho thiết bị đo là dùng ắc quy hay điện lưới;

+ Cấp 2 nguồn đầu ra ổn định: 24V/1A và 12V/2A.

 + Tự động xả ắc quy cưỡng bức( phóng cưỡng bức) khi có có tín hiệu yêu cầu của bộ điều khiển.

+ Đèn chỉ thị quá trình đang sạc, đang sử dụng điện lưới hay điện từ ắc quy, báo mất điện lưới hay không có ắc quy( hoặc ắc quy bị hỏng).



Hình 2. Sơ đồ khối thiết bị

## 2.1. Khối nguồn

Khối nguồn là khối cung cấp nguồn điện năng cho toàn bộ thiết bị hoạt động ổn định. Hình 3 mô tả sơ đồ thiết kế của khối nguồn. Khối nguồn bao gồm bộ biến đổi điện áp xoay chiều 220V-24V và bộ biến đổi AC-DC ra điện áp một chiều 32V; biến đổi điện một chiều từ 20V-32V thành điện áp 1 chiều 5V cấp cho mạch điều khiển.

# 2.2. Khối chuyển mạch

Khối chuyển mạch có chức năng cơ bản như sau: chuyển mạch cấp nguồn cho khối DC-DC từ điện lưới hoặc từ ắc quy. Việc lựa chọn nguồn cho khối DC-DC từ ắc quy khi mất điện lưới hoặc tự động xả ắc quy để tránh hiện tượng sunfat hoá điện cực thực hiện 1 tuần/1 lần hoặc có tín hiệu điều khiển xả từ bên ngoài.



Hình 3. Sơ đồ nguyên lý khối chuyển mạch

# 2.3. Khối DC-DC

Khối này thực hiện chức năng chuyển đổi nguồn một chiều thành một chiều có dải từ 20V-32V sang 12V và 24V để cấp điện cho thiết bị của trạm đo nước tự động, Với mỗi bộ điều chỉnh là độc lập và muốn ra điện áp DC thì chỉnh tín hiệu phản hồi về chân FB của IC XL4015.



Hình 4. Sơ đồ nguyên lý DC-DC

# 2.4. Khối sạc ắc quy

Khối này là một mạch buck DC-DC đây là mạch rất thông dụng để tạo ra điện áp DC hiệu suất cao và ứng dụng rộng rãi trong đời sống như sạc điện thoại, laptop, ắc quy... Bộ chuyển đổi Buck DC-DC này rất nhạy cảm đối với sự thay đổi của tải, có nghĩa là nếu giá trị tải thay đổi thì điện áp đầu ra của bộ chuyển đổi cũng sẽ thay đổi. Chúng ta cần một hệ thống kiểm soát linh hoạt và mạnh mẽ, có khả năng cung cấp hiệu suất chấp nhận được cho bộ chuyển đổi Buck qua nhiều giá trị tải biến đổi. Thiết kế này có thể thực hiện thông qua việc đề xuất một hệ thống kiểm soát, sẽ ước lượng lỗi và điều chỉnh đầu ra tải để đạt được điện áp mong muốn với thời gian ít nhất (Hình 5).



Hình 5. Sơ đồ nguyên lý của hệ thống sạc

Nguyên lý hoạt động mạch như sau: IRF đóng vai trò như một khoá đóng mở với tần số cao, nếu IRF mở thì dòng điện qua IRF đến cuộn cảm và ắc quy điện trở  $R_{cb}$  về âm nguồn, khi IRF khoá lúc này cuộn cảm có suất điện động  $E_L$  tiếp tục khép dòng qua ắc quy điện trở Rcb đến đi ốt và về đầu còn lại của cuộn cảm. Vi điều khiển atmega 8 đóng vai trò bộ điều khiển số thu thập dữ liệu về dòng áp của ắc quy, tính toán với thuật toán sạc của ắc quy để thực hiện điều khiển đóng mở IRF thông qua độ rộng xung.

Một số phương pháp sạc ắc quy như sạc dòng không đổi, điện áp không đổi (CC-CV), phương pháp dòng sạc nhiều mức, hoặc phương pháp sạc dựa trên mô hình nhiệt của ắc quy... Trong bài báo này tác giả lựa chọn phương pháp sạc CC-CV với giản đồ trên Hình 6. Trong toàn bộ quá trình sạc thì 80-85% năng lượng sạc cho ắc quy ở chế độ dòng không đổi ( $U_{aq} = 21V$  đến 26.4V) sau đó duy trì ở điện áp 26.4V ở toàn bộ giai đoạn còn lại [11-13].



Hình 6. Nguyên lý sạc dòng-áp ắc quy

Sơ đồ điều khiển sạc thể hiện ở Hình 7 dưới đây.



#### Hình 7. Sơ đồ mô tả hệ thống điều khiển sạc

PID là bộ điều khiển vi tích phân tỉ lệ với ba khâu lần lượt là: khâu tỉ lệ K<sub>p</sub>, khâu tích phân K<sub>i</sub>, khâu vi phân K<sub>d</sub>.

$$U_{dk} = K_p e + K_i \int e \, dt + K_d \frac{de}{dt} \tag{1}$$

Chú giải:

 $I_d$ , I là dòng sạc đặt và dòng sạc thực;  $e=I_d - I$  là tín hiệu sai số dòng

 $U_{dk}$  là tín hiệu đầu ra bộ PID ở dạng PWM. Trong bài báo này, tần số chuyển đổi được thiết kế là 10 kHz cho mạch chuyển đổi Buck DC-DC. Thiết kế kiểm soát được đề xuất dựa trên bộ điều khiển PID, thay đổi giá trị K<sub>i</sub> (hằng số tích phân), Kp (hằng số tỷ lệ), Kd (hằng số đạo hàm) để đạt được điện áp DC mong muốn.

Để hiệu chỉnh bộ PID tác giả đã thực hiện theo phương pháp thực nghiệm Ziegler-Nichols. Đầu tiên cho Ki, Kd = 0. Sau đó tang Kp để hệ thống dao động đều. Xác định giá trị Ku = Kp và chu kì dao động T, sau đó tính toán bộ PID theo bảng tham số sau [6-12]:

Loại điều khiển	Кр	Ki	Kd
Р	0.5Ku	-	-
PI	0.45Ku	1.2Kp/T	-
PID	0.6Ku	2Kp/T	KpT/8

Bảng 1. Hệ số bộ điều khiển PID theo phương pháp ZN

D ?	2	<b>T</b> 1	Á	9	1
Rano	2	Tham	SO	cua	mach
Dung	<i>~</i> .	1 110111	50	cuu	mach

Tham số	L(mH)	C(uF)	R(mΩ)	Rcb(mΩ)
Giá trị	200	250	100	200



Hình 8. Sơ đồ nguyên lý khối sạc

## 2.5. Bộ điều khiển Atmega 8

Bộ điều khiển được lựa chọn là vi điều khiển atmega8 với sơ đồ nguyên lý như hình 9. Vi điều khiển có chức năng đọc tín hiệu analog từ cảm biến dòng và điện áp trên ắc quy.



Hình 9. Sơ đồ nguyên lý khối điều khiển Aatmega8

1. Thuật toán tổng quát thiết bị giám sát năng lượng ắc quy (Hình 10).

2. Thuật toán thực hiện bộ PID số (Hình 11).

Để thực hiện bộ PID ta chuyển sang tính toán PID số với công thức như sau:

$$U_k = K_p \times e_k + K_i \times T_s \times \sum_{i=1}^k e_i + K_d \times \frac{(e_k - e_{k-1})}{T_s}$$
(2)

Trong đó:

- U<sub>k</sub>: đầu ra của PID tại thời điểm k.
- K<sub>P</sub>, K<sub>i</sub>, K<sub>i</sub>: hằng số khuếch đại được tính toán ở trên.
- $e_k$ : sai số ở thời điểm lấy mẫu k,  $e_k = I_d I_{ph.}$
- e<sub>k-1</sub>: sai số ở thời điểm lấy mẫu ngay trước đó.
- T<sub>s</sub>: là thời gian trích mẫu( Thực tế chọn Ts=0.01s).

- Biến đổi biểu thức tính tích phân ta có:

 $U_{ik} = K_i \times T_s \sum_{i=1}^k e_i = K_i \times T_s \times e_k + K_i \times T_s \sum_{i=1}^{k-1} e_i = K_i \times T_s \times e_k + U_{i(k-1)}(3)$ 

- Trong đó: U<sub>ik</sub> là giá trị tích phân tại thời điểm k; U<sub>i(k-1)</sub> là giá trị tích phân tại thời điểm (k-1).

- Như vậy biểu thức (4) trở thành:

$$U_{k} = K_{p} \times e_{k} + K_{i} \times T_{s} \times e_{k} + U_{i(k-1)} + K_{d} \times \frac{(e_{k} - e_{k-1})}{T_{s}}$$
(4)

- Vì khâu tích phân có tính hồi qui do đó hoàn toàn lập trình được và thực hiện một cách dễ dàng trong vi điều khiển atmega 8 theo công thức (4).



Hình 10. Thuật toán thiết bị giám sát năng lượng ắc quy



Hình 11. Lưu đồ thuật toán bộ PID số

# 3. Kết quả

Sau khi lắp đặt và thử nghiệm một số hình ảnh thi công như sau:



Hình 12. Hình ảnh bộ giám sát năng lượng ắc quy

Tiến hành thực nghiệm bộ điều khiển PID có thông số PID  $K_p = 3.3$ ;  $K_i = 1.2*10^{-1}$ ;  $K_d = 0$ . Với giá trị nhiệt độ đặt  $I_d = 3A$  và tiến hành quan sát ghi lại kết quả theo thời gian ta có đồ thị nhiệt độ đáp ứng như sau:



Hình 13. Đồ thị đáp ứng của điện áp, và độ rộng xung điều khiển sạc

# 4. Kết luận

Bài viết này đã liệt kê một cách có hệ thống các phương pháp sạc cho pin Axít chì, đưa ra một thiết kế và chế tạo thực tế một bộ giám sát năng lượng ắc quy với việc tự động sạc đầy theo chế độ độ sạc ổn định dòng và ổn định áp(CC-CV), tự động quá trình xả để tăng hiệu quả sử dụng cho ắc quy, tự động chuyển nguồn sang sử dụng ắc quy khi mất lưới đóng vai trò của một UPS với thời gian chuyển mạch có t = 0 (nguồn đầu ra của hệ thống không bị thay đổi khi chuyển mạch). Kết quả của bài báo đã thực nghiệm tại các trạm đo nước tự động ở Hải Phòng từ năm 2017 đến nay và kết quả hoạt động theo đúng yêu cầu, tuổi thọ của ắc quy kéo dài tới 36<sup>th</sup> mới phải thay thế trong khi trước đó là 18<sup>th</sup>.

## Tài liệu tham khảo

- Raymond H. Byrne, Tu A. Nguyen, David A. Copp, Babu R. Chalamala, Imre Gyuk, 2017. Energy Management and Optimization Methods for Grid Energy Storage ystems. pecial section on battery energy storage and management systems, IEEE Access. Abada S, Marlair G, Lecocq A, et al., 2016. Safety focused modeling of lithium-ion batteries: A review. Journal of Power Sources, 306: 178–192.
- Rao Z, Wang S., 2011. A review of power battery thermal energy management. Renewable & Sustainable Energy Reviews, 15 (9): 4554–4571.
- 3. Li J, Han Y, Zhou S., 2016. Advances in Battery Manufacturing, Services, and Management Systems. Hoboken: John Wiley-IEEE Press.
- 4. Lu L., Han X., Li J., et al., 2013. A review on the key issues for lithium-ion battery management in electric vehicles. Journal of Power Sources, 226: 272–288.
- 5. K. Astrom and T. Hagglund (2004), "Revisiting the Ziegler-Nichols step response method for PID control", Journal of Process Control.
- 6. A. O Dwyer (2000), A summary of PI and PID controller tuning rules for processes with time delay. Part 1 : PI controller tuning rules, IFAC Workshop on Digital Control, Terrassa, Spain.

- A. O Dwyer (2013), PI and PID controller tuning rules for time delay processes: a summary, Part 2: PID controller tuning rules, Proceedings of the Irish Signals and systems Conference, National University of Ireland, Galway.
- 8. Nguyễn Thị Phương Hà, Huỳnh Thái Hoàng (2005), Lý thuyết điều khiển tự động, Đại học Quốc gia Thành phố Hồ Chí Minh, Thành phố Hồ Chí Minh.
- Nguyễn Phùng Quang (2004), Matlab&Simulink dành cho kỹ sư điều khiển tự động, NXB khoa học và kỹ thuật.
- 10. Anna Tomaszewska, Zhengyu Chu, Xuning Feng, Simon O'Kane, "Lithium-ion battery fast charging: A review", eTransportation, Volume 1, August 2019.
- 11. Zhao, Yanfei & Lu, Bo & Song, Yicheng & Zhang, Junqian, "A modified pulse charging method for lithium-ion batteries by considering stress evolution, charging time and capacity utilization", Frontiers of Structural and Civil Engineering 2018. doi: 10.1007/s11709-018-0460.
- Y. Luo, Y. Liu and S. Wang, "Search for an optimal multistage charging pattern for lithium-ion batteries using the Taguchi approach," TENCON 2009 - 2009 IEEE egion 10 Conference, Singapore, 2009, pp. 1-5.

# Research on the design and fabrication of a control and monitoring device for battery energy applied in water monitoring stations

Abstract: The automatic charging and control system for Uninterruptible Power Supply (UPS) is an important technology in providing and safeguarding electrical power. This system is used to ensure that critical devices such as computers, servers, medical equipment, measuring devices, etc., do not experience interruptions or power loss during emergencies, maintaining operational capabilities for a certain period.

The automatic charging system ensures that the UPS battery is always maintained at a sufficient charge level to supply energy when needed. It utilizes intelligent control algorithms to manage the charging and discharging processes, ensuring that the battery is always in a ready state and ensuring performance and durability for the battery.

This article presents the results of research on the design and fabrication of a monitoring device, charge and discharge control for batteries, and automatic power transfer for a water monitoring station when grid power is lost. This is a crucial technology in ensuring the safe and optimal operation of remote monitoring systems for water supply stations.

Keywords: PID control; Ziegler-Nichols method; PIN; UPS; digital PID.

# Nghiên cứu xây dựng thiết bị kiểm tra linh kiện điện tử số của Nga trên cơ sở FPGA

# Bùi Ngọc Điệp<sup>1\*</sup>, Hoàng Quang Chính<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

#### Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp thiết kế và chế tạo thiết bị kiểm tra linh kiện điện tử kỹ thuật số nói chung và linh kiện số của Nga nói riêng với chi phí thấp và khả năng mở rộng. Thiết bị được điều khiển thông qua phần mềm kiểm tra với các giá trị tín hiệu kích thích đầu vào của linh kiện kiểm tra (IC) được xây dựng trước và lưu trong cơ sở dữ liệu (CSDL, sau đó được tải vào bộ nhớ thiết bị thông qua đường truyền USB. Các tín hiệu này được thiết bị ngoại vi triển khai tới các chân vào của linh kiện cần kiểm tra (DUT – Device Under Test). Tín hiệu đầu ra của DUT được so sánh với giá trị mẫu của linh kiện tốt cùng loại đã được lấy mẫu trước đó để xác định liệu DUT có còn tốt hay không. Phương pháp này đã được ứng dụng thành công trong việc chuẩn đoán, phát hiện lỗi trên các IC logic số nói chung và IC số của Nga.

Từ khóa: Thiết bị tự động kiểm tra, IC, Flip-Flop, FPGA.

#### 1. Mở đầu

Tại Việt Nam, các thiết bị khí tài và trang thiết bị kỹ thuật quân sự chủ yếu có xuất xứ từ Nga. Việc duy trì và cải tiến các hệ thống này đòi hỏi cần thường xuyên bảo dưỡng, sửa chữa hoặc thay thế các linh kiện điện tử. Tình trạng hỏng hóc của nhiều thiết bị, đặc biệt là những linh kiện có niên hạn, tạo ra áp lực lớn cho người bảo dưỡng, đặt họ trong tình huống phải nhanh chóng thực hiện sửa chữa hoặc thay thế để đảm bảo hoạt động bình thường của hệ thống. Quy trình sửa chữa một thiết bị điện tử phải trải qua nhiều bước và được thực hiện bởi kỹ thuật viên có chuyên môn cao và giàu kinh nghiệm, bắt đầu từ việc kiểm tra các khối thiết bị tới các bảng mạch hỏng hóc để tìm ra phần từ cụ thể bị lỗi và tiến hành thay thế. Một trong những vấn đề đặt ra là những linh kiện Nga thường được sản xuất khá lâu, độ tin cậy thấp, nhiều linh kiện mới mua về đã hỏng vì môi trường của nước ta và linh kiện nhiệt đới hóa ở mức thấp. Chính vì vậy để đảm bảo linh kiện tốt trước khi sử dụng thay thế, linh kiện cần được kiểm tra đánh giá bằng thiết bị kiểm tra.

Hiện nay thiết bị kiểm tra chuyên dụng cho linh kiện điện tử số của Nga chưa phổ biến, có thể kể đến một số thiết bị hiện có trong và ngoài nước như LEAPER-2 của hãng LEAPTRONIX [1], hay GUT-6000B [2] của hãng GW Instek. Các thiết bị trên được thiết kế để kiểm tra cho nhiều loại IC của tư bản, có CSDL đóng kín, không tương thích với hầu hết tiêu chuẩn đóng gói đối với IC Nga nên khó sử dụng cho các linh kiện của Nga và có giá thành rất cao. Chân nguồn nuôi cho IC kiểm tra bị cố định hoặc sử dụng trực tiếp tín hiệu logic từ vi điều khiển để cấp nguồn nuôi làm cho thiết bị kém ổn định khi hoạt động lâu dài.

Trong bài báo này, nhóm tác giả hướng tới đối tượng nghiên cứu là các linh kiện điện tử số của Nga (bao gồm: cổng logic, độ đếm, Flip-Flop, bộ đệm, bộ dồn kênh, bộ phân kênh,...) nhưng kết quả nghiên cứu có thể ứng dụng rộng rãi cho nhiều đối tượng IC số khác phổ biến trên thị trường bao gồm cả IC của tư bản. Nội dung nhóm tác giả trình bày sẽ dẫn tới việc thiết kế, chế tạo một thiết bị kiểm tra bao gồm phần mềm quản lý và điều khiển trên máy

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>\* Email: buidiepmta01@gmail.com

tính, phần firmware nhúng trong FPGA (Field-Programmable Gate Array) trên bảng mạch và phần thiết bị ngoại vi kết nối với IC kiểm tra qua SOCKET. Điểm khác biệt so với các thiết bị đã được nghiên cứu có chức năng tương đương [1-5] đó là phương pháp thiết kế linh hoạt, phần mềm và CSDL được tổ chức khoa học với chức năng cho phép người dùng tạo thư viện chuẩn cho từng loại IC cần kiểm tra, thuận tiện cho người thao tác. Thiết bị có thể kiểm tra các linh kiện có chức năng khác nhau mà không phải thay đổi phần cứng mà chỉ cần cấu hình lại thông qua phần mềm. Kết quả kiểm tra có thể báo hỏng tới chân của IC. Thiết bị trực quan, dễ thao tác và cũng có giá thành rẻ hơn nhiều so với các sản phẩm tương tự trên thị trường.

Phần tiếp theo của bài viết gồm các nội dung sau: Mục 2 nói về các nội dung trong thiết kế hệ thống, mục 3 mô tả kết quả thử nghiệm và mục 4 là kết luận và tổng kết.

## 2. Thiết kế hệ thống

#### 2.1 Yêu cầu tính năng kỹ thuật

Đáp ứng nhu cầu thực tế ứng dụng và phát triển, có một số chỉ tiêu quan trọng cần được xem xét khi xây dựng thiết bị kiểm tra như sau:

- Khả năng tương thích với nhiều loại IC khác nhau. Hỗ trợ tối đa 20 chân qua mạch giao tiếp cho các loại IC phổ biến của Nga và tư bản.

- Thiết bị cần hỗ trợ 2 mức mức điện áp nuôi (5V và 3,3V) để đáp ứng các IC chuẩn TTL hay CMOS xuất hiện trong bảng mạch điện tử. Đảm bảo cung cấp nguồn điện ổn định và chính xác.

- Khả năng điều chỉnh và tùy chỉnh cấu hình chân IC để đáp ứng đặc điểm của từng loại IC. Hỗ trợ tính linh hoạt và sự tương thích cho các yêu cầu kiểm tra đặc biệt.

- Tự động hoá việc chẩn đoán hỏng hóc của các IC số, thông báo các lỗi đã được phát hiện.

- Có thể tự kiểm tra chính thiết bị (SelfTest). Có thể chẩn đoán lỗi các cổng logic, độ đếm, Flip-Flop, bộ đệm, bộ dồn kênh, bộ phân kênh,...

- Khả năng cho phép người dùng tạo thư viện chuẩn kiểm tra cho từng loại IC khác nhau trên phần mềm.

- Giao diện đồ họa của phần mềm thân thiện giúp người sử dụng dễ dàng thao tác và hiểu rõ quá trình kiểm tra. Các chức năng tạo thư viện, điều khiển và hiển thị thông tin được thiết kế một cách rõ ràng trực quan. Hỗ trợ cung cấp cho người sử dụng các sơ đồ và văn bản hướng dẫn thực hiện các thao tác cần thiết.

## 2.2 Sơ đồ cấu trúc chung của hệ thống

Dựa trên các yêu cầu về tính năng của thiết bị, nhóm nghiên cứu đã tiến hành thiết kế kiến trúc tổng quan của hệ thống thiết bị thể hiện trên Hình 1.

# 2.2.1 Phần cứng

Phần cứng của thiết bị đóng một vai trò quan trọng trong việc thực hiện chức năng kiểm tra. Việc triển khai một phần cứng tối ưu góp phần giảm thiểu các rủi ro và tăng tính ổn định, nâng cao chất lượng kiểm tra cho thiết bị, hơn nữa còn giúp tiết kiệm chi phí. Khi triển khai thiết kế phần cứng nhóm đã tiến hành mô phỏng và thực nghiệm chạy thử để đảm bảo được tính khả thi trong quá trình gia công bảng mạch.

*Khối nguồn:* Chứa các module nguồn 5V và 3,3V cung cấp năng lượng cho toàn bộ hệ thống.

**Bộ xử lý trung tâm:** Chứa bộ xử lý logic chương trình cho việc điều khiển và xử lý dữ liệu từ IC kiểm tra. Với chức năng chính: nhận dữ liệu mã hóa từ phần mềm tiến hành giải mã sau đó triển khai tín hiệu tới các chân của IC, thu tín hiệu ngõ ra của IC và mã hóa gửi tới

máy tính, điều khiển các khối khác trong hệ thống như: khối khuếch đại, khối chọn điện áp, LCD và còi báo, ... hỗ trợ tính linh hoạt và tùy chỉnh cấu hình chân IC theo yêu cầu.

*Khối truyền thông USB to TTL:* Là thành phần kết nối giữa phần cứng và phần mềm của thiết bị kiểm tra. Khối nhận dữ liệu mã hóa được đóng gói từ máy tính, truyền vào FPGA để xử lý, đồng thời truyền gói dữ liệu mang thông tin ngõ ra của IC cần kiểm tra trở lại máy tính, sử dụng giao thức truyền thông UART cho tốc độ ổn định và tin cậy.



Hình 1. Cấu trúc tổng quan hệ thống thiết bị kiểm tra IC

*Khối chọn điện áp cho IC kiểm tra:* Quản lý việc chọn mức điện áp phù hợp cho IC cụ thể đang được kiểm tra. Đảm bảo nguồn điện áp ổn định và chính xác. Hỗ trợ hai mức điện áp chính là 5V và 3.3V để đáp ứng đa dạng các IC. Khối này nhận tín hiệu điều khiển từ bộ vi xử lý để đưa ra nguồn nuôi cho IC kiểm tra.

*Khối khuếch đại dòng điện:* Tăng cường độ ổn định của tín hiệu nguồn nuôi từ bộ xử lý trung tâm tới IC, đảm bảo độ chính xác về mặt logic trong quá trình kiểm tra. Khối này nhận tín hiệu điều khiển từ bộ vi xử lý, kết hợp với khối chọn điện áp cung cấp tín hiệu tương ứng với chức năng tới các chân của IC kiểm tra.

*Mạch chuyển đổi điện áp:* Chuyển đổi và cung cấp điện áp theo yêu cầu của IC kiểm tra. Đảm bảo sự tương thích với các mức điện áp khác nhau giữa IC kiểm tra và bộ xử lý trung tâm (FPGA).

*SOCKET IC 10x2:* Cung cấp kết nối vật lý với IC kiểm tra thông qua một bộ chuyển đổi 10x2 chân, cho phép linh hoạt gắn IC và làm việc với nhiều loại IC khác nhau.

Các thành phần cơ bản bổ sung bao gồm:

*Nút nhấn:* Dùng để thực hiện các chức năng như bắt đầu kiểm tra hoặc chuyển đổi giữa các chế độ.

*Còi báo:* Cung cấp âm thanh báo hiệu cho người sử dụng về các sự kiện quan trọng trong quá trình kiểm tra.

Màn hình hiển thị: Hiển thị thông tin chi tiết về quá trình và kết quả kiểm tra.

*LED chỉ thị:* Cung cấp thông tin hình ảnh với ánh sáng đèn LED, giúp người sử dụng theo dõi trạng thái của từng chân tín hiệu trong quá trình kiểm tra.

2.2.2 Phần mềm và CSDL

Phần mềm và CSDL được triển khai và cài đặt trên máy tính cá nhân, kết nối với phần cứng của thiết bị kiểm tra qua chuẩn giao thức truyền thông có dây. Giao diện đồ họa giúp người sử dụng dễ dàng tương tác với thiết bị và cung cấp các chức năng tạo lập thư viện kiểm tra, điều khiển, hiển thị thông tin chi tiết và quản lý kết quả kiểm tra. Cấu trúc phần mềm của thiết bị kiểm tra thể hiện trên Hình 2.

Phần mềm hỗ trợ 4 chức năng chính:

- Kiểm tra, phát hiện IC lỗi.
- Tạo thư viện chuẩn cho từng loại IC.
- Xem và chỉnh sửa các thư viện đã tạo.
- Quản lý và xem kết quả kiểm tra.



Hình 2. Sơ đồ tổng quan về cấu trúc phần mềm của thiết bị kiểm tra

Ngoài ra còn có trang hướng dẫn người dùng sử dụng thiết bị và trang liên hệ khi người dùng có vấn đề cần đóng góp.

## 2.3 Thiết kế các khối chính của thiết bị kiểm tra

2.3.1 Khối xử lý trung tâm

FPGA Artix 7, là một phần chip mẽ để thục thi các chức năng của thiết bị kiểm tra. Đồng thời, khả năng tái cấu hình của FPGA đảm bảo sự linh hoạt trong quá trình thử nghiệm và phát triển mà không cần phải thay đổi phần chính.

Khối nguồn 3,3V đã được tích hợp trên modul FPGA (Hình 3), do đó sau này có thể tận dụng điều này để giảm thiểu các bước thiết kế khối ổn áp cho nguồn 3,3V.



Hình 3. Modul FPGA Artix-7

2.3.2 Khối nguồn nuôi kết hợp cổng truyền thông USB-C

Khi thiết kế thiết bị điện tử, nguồn điện đóng vai trò quan trọng để hệ thống hoạt động ổn định và tin cậy. Giải pháp được đề xuất là tích hợp cổng cấp nguồn 5V với cổng truyền thông vào thiết kế, kết nối trực tiếp với phần mềm trên máy tính để đảm bảo quản lý hiệu suất của thiết bị. Thiết kế này vừa tối ưu hóa phần cứng để cung cấp đủ công suất cần thiết cho thiết bị, vừa tối ưu hóa không gian bố trí linh kiện. Đồng thời, giải pháp này loại bỏ mọi xung đột điện áp khi sử dụng đồng thời cả nguồn USB và nguồn bên ngoài cho thiết bị. Việc sử dụng cổng USB-C, không chỉ đáp ứng nhu cầu thẩm mỹ với kích thước nhỏ gọn, mà còn mang lại tính tiện ích. Trong mạch, nhóm tác giả cũng tích hợp đèn báo nguồn, cung cấp thông tin trực quan khi kết nối và nhấn nút nguồn.

2.3.3 Khối chọn điện áp cho IC kiểm tra

Dựa trên yêu cầu về điện áp của các IC kiểm tra, nhóm tác giả đã phát triển một bộ chuyển đổi có thể được điều khiển bởi bộ xử lý trung tâm. Giải pháp này sử dụng một role mini 5V kết hợp với các linh kiện bổ sung để tạo ra một mạch chuyển đổi linh hoạt giữa điện áp 5V và 3,3V, đồng thời cung cấp bảo vệ chống lại điện áp ngược từ cuộn dây trong role, giảm thiểu tác động tiêu cực đối với hệ thống. Đèn LED được tích hợp để hiển thị điện áp đang được chọn. Bằng cách này, giải pháp được đề xuất không chỉ đáp ứng yêu cầu về chuyển đổi điện áp mà còn bảo vệ hiệu suất của hệ thống khỏi các vấn đề tiềm ẩn.

2.3.4 Khối chuyển đổi điện áp IC sang 3,3V

Liên quan đến vấn đề tương thích điện áp khi trao đổi tín hiệu từ IC và bộ xử lý trung tâm, phát sinh vấn đề: FPGA là loại bộ xử lý trung tâm với điện áp hoạt động là 3,3V theo tiêu chuẩn CMOS, trong khi các IC của Nga yêu cầu điện áp 5V để hoạt động theo tiêu chuẩn TTL. Để tránh tình trạng xung đột bộ xử lý trung tâm của thiết bị do kết nối trực tiếp giữa đầu ra của IC kiểm tra (5V) và đầu vào của FPGA (3,3V) mà thiếu cơ chế chuyển đổi điện áp, giải pháp được đề xuất là sử dụng IC chuyển đổi mức điện áp 5V-3,3V với 16 kênh có khả năng kiểm soát hướng truyền dữ liệu. Điều này giúp đảm bảo tính ổn định và an toàn của bộ xử lý trung tâm trong thiết bị, ngăn chặn rủi ro chập cháy.



Hình 4. Bo mạch thiết bị ngoại vi a) Mặt trước; b) Mặt sau 2.3.5 Khối khuếch đại dòng điện và LED hiển thị trạng thái logic

Qua việc khảo sát sơ đồ cấu trúc chân của các loại IC khác nhau, nhóm tác giả nhận thấy rằng không thể xác định một cách chính xác chân nguồn (VCC, GND) của IC cần kiểm tra. Điều này xuất phát từ sự đa dạng trong bố trí chân của từng loại IC. Vì vậy, việc xác định chính xác các chân nguồn của IC trở nên khó khăn. Mục tiêu là tạo ra một thiết bị kiểm tra linh hoạt có khả năng cấu hình chân phù hợp với mọi loại IC, bao gồm VCC, GND, CLK, DATA, NC. Trong quá trình thiết kế, việc sử dụng trực tiếp tín hiệu từ chân IO của FPGA để cấp nguồn tới các chân của IC kiểm tra là không khả thi. Mặc dù chân IO logic của FPGA có thể tương thích với tín hiệu logic từ IC, tuy nhiên chúng không thể cung cấp đủ dòng điện tại chân nguồn cho IC cần kiểm tra. Điều này là do dòng điện tối đa của chân IO logic thường chỉ là 20 mA, trong khi IC kiểm tra như 133/IE2 đòi hỏi ít nhất 70 mA. Sử dụng tín hiệu logic để cung cấp nguồn cho IC kiểm tra có thể dẫn đến sụt áp tại ngõ ra logic của FPGA, gây nóng cho bộ xử lý, gây sai số trong quá trình đọc và ghi dữ liệu, từ đó giảm độ ổn định và chính xác của thiết bị. Để đáp ứng yêu cầu này, nhóm tác giả đã thiết kế một mạch khuếch đại dòng điện sử dụng phần tử MOSFET. Mạch này cũng tích hợp LED chỉ thị trạng thái logic tại mỗi chân của IC kiểm tra.

Phần mạch thiết bị ngoại vi được thiết kế hai lớp với kích thước 163mm×108mm đảm bảo về tính nhỏ gọn và di động trong quá trình sử dụng, triển khai và mô phỏng trong môi trường Altium Designer thể hiện trong Hình 4.

2.3.6 Hoạt động phần mạch ngoại vi

Bắt đầu quá trình kiểm tra, phần cứng sẽ nhận được gói dữ liệu từ máy tính truyền xuống qua khối USB-TLL tới FPGA [6] rồi tiến hành giải mã, sau đó triển khai tín hiệu logic

và tín hiệu nguồn qua khối khuếch đại tới các chân tương ứng của IC. Sau một khoảng thời gian (Timer) khi các trạng thái logic của IC kiểm tra đã ổn định, FPGA thu dữ liệu từ các đầu ra của IC qua khối chuyển đổi điện áp rồi mã hóa để gửi tới phần mềm cho quá trình xử lý tiếp theo. Lưu đồ Hình 5 mô tả về hoạt động của một chu kỳ kiểm tra trên phần cứng.



2.4 Thiết kế CSDL và phần mềm

Đặc điểm trong thiết kế là CSDL được tổ chức tối ưu và có tính mở, phần mềm được phát triển trong môi trường Qt Creator với nhiều thư viện hỗ trợ khi lập trình [7, 8].

2.4.1 Giao diện màn hình chính

Màn hình chính được thiết kế với giao diện đơn giản, trực quan thể hiện trên Hình 6.

Công cụ: chứa các chức năng
Thông tin: hỗ trơ người dùng



Hình 6. Gíao diện màn hình chính

Hình 5. Lưu đồ hoạt động của mạch ngoại vi trong một chu kỳ kiểm tra

2.4.2 Giao diện kiểm tra IC và quan sát kết quả

Trang kiểm tra IC bao gồm 3 thao tác chính thể hiện trên Hình 7.

• Thiết lập kết nối truyền thông:

- Thiết lập các thuộc tính về cổng truyền thông (COM Port)

- Thiết lập tốc độ truyền (Baud rate)

• Chọn IC cần kiểm tra:

- Liệt kê danh sách và thông tin những IC có trong thư viện

Kén Ini – Citala Gostopmat/Kawa		- 0
la Tim (Mini Chinhachi Cheg Cui Undeg din Debeg tin		
🕨 📖 🖵 🗮 🌣 🛈 📑 😋 😨		
Thiết lập kết nổi tới phân cứng	Kiem tra IC 133/JP1	
Tim thiệt bị: COMB 🗡 Đả	Chọn trức độ kiếm tra: Chậm 🔄	Chạy lại
ride dip Baud: Wettings -		Τίθρ Τψο
Chọn IC kiếm tra		
Nhập từ khốu tìm kiếm.		
🧈 106/1464.bin		
🗭 106/14/14/1/bin		
📌 135/JA1.bin		
🔗 110042 hin		
🕫 135/JA3.bin		
🔗 110044 bin		
🐢 138/IA6.bin		
🖗 1100Adhin		
🧚 135ЛА8.bin		
🕺 1330PtLin		
🔗 bộ đêm bin		
🔗 checking devices bin		
DEMO.bin		
🧈 demo ICIbin		
Tên K: 183/P1		
56 chán IC: 14 Chán		
Công nghệ: ITL(SV)		
Shi dhú: 2 x (2-AND2-OR2-NOT) - một trong hai phân từ		and blim has 50%
to the me rong bang cach sa dung thêm chân 11, 12		and and a second

Hình 7. Cửa sổ thao tác kiểm tra IC

- Thao tác kiểm tra và hiển thị kết quả:
- Cho phép người dùng chọn tốc độ kiểm tra phù hợp với mục đích kiểm tra.
- Quan sát tiến trình kiểm tra cụ thể được hiển thị ở thanh ngang.
- Sử dụng nút dừng hoặc tiếp tục để tạm dừng hoặc tiếp tục quá trình kiểm.

#### 2.4.3 Giao diên tao lập thư viên chuẩn

Các IC khác nhau, chúng sẽ có chức năng và sơ đồ bố trí chân khác nhau. Vây nên quá trình tạo thư viện cần phải cấu hình chân cho IC và lên kịch bản các bài kiểm tra cho IC theo chức năng của chúng. Tất cả những vấn đề về kỹ thuật có thể tìm thấy trong tài liệu kỹ thuật kèm theo mỗi IC. Giao diện cho chức năng tạo thư viện bao gồm hai cửa số (Hình 8 và Hình 9).

Cấu hình chân

- Thuộc tính IC:
- Khai báo tên IC
- Số chân IC
- Công nghệ chế tạo
- Mô tả chức năng, ghi chú
- Cấu hình chân IC:
- Lưa chon chức năng cho từng chân của IC: VCC, GND, CLK, DATA, NC



Hình 8. Cửa sổ cấu hình thuộc tính và chân cho IC kiểm tra

• Hiến thị thông tin: Hiến thị các thông tin của IC đã được người dùng khai báo báo gồm thuộc tính và cấu hình chân.

## Tao kịch bản kiểm tra

• Tao bài kiểm tra:

- Người dùng gán cho các chân tín hiệu những mức logic: 1, 0, Z bằng cách nhấn chuôt vào vi trí từng chân. Phần mềm sẽ thông báo khi có bài kiểm tra trùng lặp.

• Hiển thi các bài kiểm tra:

- Liệt kê danh sách các bài kiểm tra đã được tao.

Hình 9. Cửa sổ xây dựng các bài kiểm tra

Sau khi đã tao đủ số lương bài kiểm tra và người dùng nhấn lưu, toàn bô thao tác khai báo và lên các kịch bản sẽ được mã hóa và lưu lại dưới dạng file.bin, tên file sẽ trùng với tên IC kiểm tra. Thao tác tao thư viên được mô tả trên Hình 10.



Hình 10. Quy trình tạo lập thư viện chuẩn cho IC cần kiểm tra

2.4.4 Hoat đông kiểm tra của phần mềm

Bắt đầu thực hiện việc kiểm tra cần đảm bảo IC đã có cơ sở dữ liêu và được hiển thi trong danh sách thư viện các IC. Thao tác tiến hành kiểm tra trên phần mềm diễn ra như sau:

- Thiết lập kết nối tới phần cứng của thiết bị kiểm tra, có thể cấu hình được cổng truyền thông.

- Tiến hành chon IC cần kiểm tra, thông tin về IC sẽ được hiện ra và người dùng sẽ xác minh thông tin.

- Tiến hành kiểm tra và chờ đợi kết quả.

Other         Loss Mallet         Hericity Accil         Hericity Accil           0         1         100         74000			0			
Optibil         Los las feat         Tarento, sent           1         16         VC3         74400, MC3           2         15         0         74400, MC3           3         14         0         74400, MC3           4         13         0         74400, MC3           5         12         0         6         11           7         7         10         0         74400, MC3	bài kiếm tra				Hiến thị các bài kiếm tra	
1     16       2     15       3     14       4     13       5     5       6     11       7     10	Ð	ğt lai		Lưu bài Test	74HC00_test1 74HC00_test2	
744000, MMR       1     16       2     15       3     14       4     13       5     5       6     11       6     10					74HC00_test3	
Image: 10 min state of the					74HC00_test4 74HC00_test5	
1     1     1     1     1     1       2     1     1     1     1     1       0     5     1     0     1     1       0     6     1     0     1     1		0	16	wcc	74HC00_test6	
0       15       0         0       3       14         0       4       13         0       5       12         0       6       11         0       7       10					74HC00_test7	
0     3     14     0       0     4     13     0       0     5     12     0       0     6     11     0       10     7     10     0		0 2	15	0		
0     4     13       0     5     12       0     6     11       0     7     10		0 3	14	0		
		0 4	13	0		
		0 5	12	0		
7 10		0 6	- 11	0		
		7	10	•		
				•		

Tùy theo chức năng và số lượng bài kiểm tra mà người dùng đã tạo cho mỗi IC mà thời gian kiểm tra sẽ khác nhau với tốc độ tối đa là 10 bài trên 1 giây.

Phần mềm sẽ liên tục gửi các bài kiểm tra đi, phần cứng nhận dữ liệu, tiến hành giải mã và triển khai tín hiệu tới các chân. Sau một chu kỳ kiểm tra, phần mềm nhận được gói tin từ phần cứng trả về, so sánh với thư viện chuẩn hay chính là tín hiệu được mã hóa khi người dùng tiến hành tạo thư viện và đưa ra kết luận IC tốt hay lỗi. Quy trình kiểm tra được trình bày như lưu đồ Hình 11.

Quy trình thực hiện kiểm tra cho IC 133ЛА4 theo 5 bước sau:

**Bước 1:** Xác định chân nguồn và các chân tín hiệu của IC, thông qua khảo sát về điện áp, sơ đồ chân và chức năng trong Datasheet.

Bước 2: Khai báo thuộc tính và cấu hình chân:

Khởi động phần mềm, chọn chức năng tạo thư viện và khai báo các thuộc tính về IC vào mục "Thuộc tính IC", nhấn "Xong" để hiển thị thông tin.

Trong mục "Cấu hình chân" nhấn chuột vào từng vị trí mỗi chân, lúc này danh sách các chân hiện ra: VCC, GND, CLK, DATA, NC chọn loại tương ứng như đã khảo sát trong bước 1, thể hiện trên Hình 12.

Trong mục "Hiển thị thông tin", kiểm tra các thông tin đã khai báo, khi xác nhận đúng nhấn "Tiếp theo" để chuyển sang bước 3.



Hình 11. Lưu đồ thuật toán kiểm tra trên phần mềm

#### 3. Thử nghiệm

#### 3.1 Quy trình kiểm tra đối tượng

Người dùng thao tác chọn các bài kiểm tra sẵn có tương ứng với các IC mong muốn kiểm tra hoặc người dùng có thể tạo thư viện cho IC mới, quy trình tạo thư viện trực quan thông qua thao tác nhấn nút để chọn trạng thái logic tại mỗi chân của IC. Các bài kiểm tra sẽ được mã hóa sau đó đóng gói thành một cơ sở dữ liệu tương ứng với một IC nhất định. Phần mềm đóng vai trò phát tín hiệu mã hóa tới phần cứng và nhận kết quả từ phần cứng trả về sau đó so sánh với thư viện đã tạo và phát hiện lỗi.

Nhóm tác giả đã tiến hành tạo thư viện và khảo sát một số loại IC Nga có mã: 133ЛA4 (chứa 3 phần tử NAND 3 đầu vào), 133TM2 (chứa 2 phần tử Trigger loại D), 133ИM3 (bộ cộng 4 bit toàn phần) và một số loại IC tư bản có mã: 74LS90 (bộ đếm nhị phân 4 bit), 74LS148 (bô mã hóa 8 sang 3). Bước 3: Xây dựng các bài kiểm tra:

Trên cơ sở chức năng và nguyên lý hoạt động đã khảo sát trong bước 1, cần gán cho các chân tín hiệu các mức logic: 1 (màu xanh), 0 (màu đỏ), Z (màu xám) bằng cách nhấn chuột vào vị trí từng chân tới khi xuất hiện trạng thái phù hợp. Mỗi bài kiểm tra sẽ tương ứng với trạng thái mà IC được coi là hoạt động tốt, nhấn "Lưu bài Test" để lưu bài kiểm tra vào thư viện.

Với IC 133ЛA4 chúng tôi đã tạo 4 bài kiểm tra, như hình 13. Nhấn "Hoàn thành" hoàn tất quá trình tạo thư viện.

Bước 4: Kết nối thiết bị:

Kết nối phần phần mềm trên máy tính với thiết bị ngoại vi và đưa IC nghi ngờ bị lỗi vào SOCKET kiểm tra. Vì IC Nga có tiêu chuẩn đóng gói đặc biệt nên cần phải sử dụng thêm bộ chuyển đổi để giao tiếp giữa IC và thiết bị kiểm tra, thể hiện trên Hình 14.

**Bước 5:** Thao tác kiểm tra:

Trên màn hình chính của phần mềm chọn mục "Kiểm tra IC". Trong mục "Thiết lập kết nối tới phần cứng" chọn cổng COMx và tốc độ baud 19200bps sau đó nhấn "Kết nối", như Hình 15.

Chọn IC cần kiểm tra 133ЛА4. bin vừa tạo, thông tin về IC sẽ hiện lên bên góc dưới màn hình.

Trong mục "Kiểm tra IC 133ЛА4" chọn tốc độ kiểm tra chậm (tốc độ 2 bài trên 1 giây). Nhấn nút "Chạy tự động" để bắt đầu quá trình kiểm tra. Trong khi kiểm tra, có thể sử dụng nút "Dừng" để tạm dừng quá trình, thể hiện trên Hình 16.

Quan sát trạng thái tín hiệu tại mỗi chân của IC và thông tin hiển thị trên màn hình. Kết luận IC lỗi hay tốt.



Hình 12. Thao tác kiểm tra IC

Quy trình kiểm tra cho các IC khác cũng được thực hiện tương tự qua 5 bước trên



Hình 13. Thao tác khai báo thuộc tính và cấu hình chân cho IC

Tes Tes Site West & Ferrer Development Weston Star Ten Site Orientale Story Co. Series Manne 🖵 🗃 🐼 🔿 📢	alis Judrap tan			- 0 X
Tạo bài kiểm tra			Hiến thị các bài kiểm tra	
Đặt lại		Luru bài Test	133/1A4_test1 133/1A4_test2 133/1A4_test3 133/1A4_test4	
0	1 14	<b>••••</b>		
0	2 13	0		
0	3 12	0		
0	4 11	0		
0	5 10	0		
0	6 9	0		
6740	7 8	0		
nguón 🗌	) inFut	OutPut	Quay lại Hoàn t	hành

Hình 14. Thao tác tạo kịch bản kiểm tra



Hình 15. Thao tác kết nối thiết bị

🛧 Home 📃	들 🌣 🕛 🚺 🔇	0	
Thiết lập kết	nối tới phần cứng		
Tìm thiết bị:	COM8	•	Kết nối
Tốc độ Baud:	19200bps 💌		

Hình 16. Thiết lập kết nối trên phần mềm

# 3.2 Kết quả kiểm tra

• Thử nghiệm kiểm tra IC Nga mã 133TM2 (chứa 2 phần tử Trigger loại D) hoạt động tốt thu được kết quả:

- Tốc độ kiểm tra là 2 bài trên 1 giây, thời gian hoàn thành kiểm tra mất 3 giây.

- Thiết bị ngoại vi thông báo tiến trình kiểm tra trên màn hình LCD (Hình 17), đèn LED hiển thị trạng thái logic tương ứng tại mỗi chân của IC.

- Thiết bị đã thông báo kết quả IC 133TM2 không lỗi, thể hiện trên Hình 18.



Hình 17. Thiết bị đang kiểm traHình 18. Kết quả kiểm tra ICHình 19. Kết quả kiểm tra ICIC 133TM2133TM2 tốt133TM2 bị lỗi

Để tạo ra trường hợp IC lỗi, nhóm tác giả đã cách ly chân số 8 của IC khỏi SOCKET, thu được kết quả thiết bị đã báo IC lỗi trên màn hình LCD và còi báo, thể hiện trên Hình 19.

• Thử nghiệm kiểm tra IC Nga mã 133ЛА4 (chứa 3 phần tử NAND 3 đầu vào) với trường hợp bình thường và trường hợp giả lập lỗi thu được kết quả:

Tốc độ kiểm tra là 2 bài trên 1 giây, thời gian hoàn thành kiểm tra mất 2 giây. Hình 20 và Hình 21 thể hiện kết quả kiểm tra của IC 133ЛА4.







Hình 21. Kết quả kiểm tra IC 133ЛА4 bị lỗi

• Thử nghiệm kiểm tra IC tư bản mã 74LS148 (bộ mã hóa 8 sang 3) với trường hợp bình thường và trường hợp giả lập lỗi thu được kết quả:

Tốc độ kiểm tra là 2 bài trên 1 giây, thời gian hoàn thành kiểm tra mất 5 giây. Hình 22 và Hình 23 thể hiện kết quả kiểm tra của IC 74LS148.



Hình 22. Kết quả kiểm tra IC 74LS148 tốt



Hình 23. Kết quả kiểm tra IC 74LS148 bị lỗi

Khi phát hiện bài kiểm tra không đúng, thiết bị sẽ cảnh báo qua tín hiệu còi, khi đó người dùng sẽ dựa vào các đèn LED để xác định trạng thái tại mỗi chân và so sánh với trạng thái của các chân hiển thị trên phần mềm (là các trạng thái khi người dùng tạo thư viện), từ đó phát hiện ra chân nào của IC bị lỗi.

Kết quả thử nghiệm cho 3 IC 133TM2, 133JIA4, 74LS148 (được trình bày kết quả bên trên) và các IC khác (133I/M3, 74LS90) đều cho kết quả hoàn toàn chính xác khi phát hiện tốt hay lỗi. Thử nghiệm đã cho thấy thiết bị được thiết kế hoạt động hiệu quả, hỗ trợ tốt yêu cầu kiểm tra, phát hiện lỗi trên các phần tử IC của Nga và IC tư bản với độ chính xác cao, phục vụ cho việc sửa chữa các bo mạch chức năng lớn và có những cải tiến đáng kể so với các thiết bị khác thể hiện như: thiết bị nhỏ gọn; phần mềm quản lý cấu hình linh hoạt; thao tác trên hệ thống thuận tiện; chỉ ra được IC hỏng; dễ dàng thay đổi cấu hình và kiểu giắc SOCKET để kiểm tra các IC số có tiêu chuẩn đóng gói khác nhau.

## 4. Kết luận và hướng phát triển

Qua quá trình nghiên cứu và ứng dụng các kỹ thuật điện tử và lập trình hiện đại, nhóm tác giả đã tích hợp nhiều công nghệ phần cứng và phần mềm để đưa ra thiết kế, chế tạo một thiết bị chuẩn đoán, phát hiện hỏng hóc làm việc hiệu quả, chính xác nhưng với chi phí thấp hơn nhiều so với các sản phẩm cùng loại. Thành công của thiết bị này mở ra các hướng nghiên cứu mới cho việc chế tạo các thiết bị hỗ trợ kiểm tra, sửa chữa thuộc nhiều lĩnh vực như sản xuất chế tạo IC, bo mạch của các hãng điện tử, đặc biệt trong các hệ thống trang bị vũ khí, khí tài mới mà điện tử số đóng vai trò quan trọng như ra đa, tên lửa, hệ thống điều khiển trên tàu,... hay sửa chữa điện dân dụng.

Một số hạn chế khi nghiên cứu thiết bị có thể kể đến như: tốc độ kiểm tra còn chậm; chưa có chức năng hiển thị chân bị lỗi lên màn hình.

Căn cứ vào điều kiện cụ thể hiện nay như khả năng của công nghệ bán dẫn, truyền thông, sự hỗ trợ mạnh mẽ từ các môi trường lập trình và thiết kế, nhóm đề xuất một số hướng nghiên cứu trong tương lai như sau: Khắc phục những hạn chế kể trên; Thiết bị có thể kiểm tra IC với tín hiệu tương tự và hỗ trợ cho IC tới 24 chân với tiêu chuẩn cắm và dán; Tối ưu phần mềm kiểm tra trên máy tính về mặt truyền thông, tích hợp thêm các chức năng hỗ trợ người sử dụng; Trên cơ sở thiết bị kiểm tra linh kiện điện tử số, nhóm nghiên cứu phát triển thiết bị kiểm tra các bảng mạch chức năng.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. LEAPTRONIX LEAPER-2 Handy Linear IC Tester [https://emin.asia/leaptronixleaper-2-leaptronix-leaper-2-handy-linear-ic-tester-6258/pr.html].
- 2. GUT-6000B [https://www.gwinstek.com/en-IN/products/detail/GUT-6000B].
- 3. Prof. D. G. Kanade, Nikhil Zambare and Krishna Rathode. (2019). Digital IC Tester using Arduino. *International Journal of Trend in Research and Development*. 6(1). 102-104.
- 4. Lobbe Joel. (2018). Design and realisation of integrated circuit tester, 15TO269, *Bamenda University*.
- Anindya Bhattacharya. (2013). Digital Integrated Circuit Tester (Using AT89s51 Microcontroller). International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering. 3(6).

- 6. Đặng Lành, Phạm Xuân Hải, Trương Trường Sơn. (2018). Ứng dụng công nghệ FPGA để thiết kế bộ truyền, nhận dữ liệu giao tiếp với máy tính trên thiết bị DE1 qua đường truyền UART. Tạp chí khoa học về Khoa học tự nhiên và Công nghệ. 15(12). 176-185.
- 7. All C++ Classes [https://doc.qt.io/qt-6/classes.html].
- 8. Lập trình GUI C++ bằng phần mềm Qt Creator [https://learn.deviot.vn/products/lap-trinh-ngonngu/lap-trinh-gui-c-bang-phan-mem-qt-creator].

# Research and design a testing equipment for Russian digital electronic components on FPGA basis

**Abtract:** This article presents a method for designing and manufacturing testing equipment for digital electronic components in general and Russian digital components in particular with low cost and scalability. The device is controlled through testing software with the input excitation signal values of the test component (IC) pre-built and stored in the database, then loaded into memory device via USB transmission line. These signals are deployed by the peripheral device to the input pins of the component to be tested (DUT - Device Under Test). The output signal of the DUT is compared with the sample value of good components of the same type that have been previously sampled to determine whether the DUT is still good or not. This method has been successfully applied in diagnosing and detecting errors on digital logic ICs in general and digital ICs of Russia.

Keywords: Automatic testing equipment, IC, Flip-Flop, FPGA.

# Nghiên cứu, xây dựng chương trình gắp đặt tự động ứng dụng các thuật toán học sâu trên cơ sở tay máy UR5

Phan Văn Đạt<sup>1</sup>, Lê Bá Chung<sup>1</sup>, Hoàng Văn Tiến<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự

#### Tóm tắt

Bài báo đề xuất giải pháp kết hợp các thuật toán học sâu với bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! để phát triển ứng dụng gắp đặt tự động cho tay máy công nghiệp. Để làm được điều đó, nhóm tác giả sử dụng một camera RGB-D được gá song song với tay kẹp 2-finger Robotiq trên UR5 nhằm mục đích thu thập hình ảnh phần không gian làm việc phía trước tay máy để đưa về khối triển khai các thuật toán học sâu. Khối này sẽ tính toán ra vị trí và ước lượng tư thế của vật cần gắp. Sau đó chương trình điều khiển sẽ chuyển đổi tư thế vật sang hệ tọa độ tay máy và gửi xuống các bộ điều khiển khớp để điều khiển tay máy tự động gắp đặt vật do người điều khiển chỉ định từ trước.

Kết quả thử nghiệm chỉ ra tay máy UR5 đã phát hiện và lựa chọn ra được tư thế gắp với xác suất thành công tương đối cao (~ 70%), đồng thời thực hiện hành động gắp và đặt vật đúng như ý định đặt ra của người điều khiển.

Từ khóa: gắp đặt tự động; FGC-GraspNet; tư thế vật; UR5.

#### 1. Đặt vấn đề

Gắp đặt là một trong những nhiệm vụ cơ bản và quan trọng nhất trong lĩnh vực thao tác tay máy. Gần đây, các phương pháp dựa trên dữ liệu [1-3] đã được nghiên cứu, phát triển để đưa ra các cơ sở lý luận vững chắc về cách gắp đặt trong các điều kiện môi trường khác nhau. Từ dữ liệu đám mây điểm của các hình ảnh camera quan sát được, mô hình tạo ra các tư thế gắp đặt thông qua một mạng nơ-ron nhiều lớp [4-5]. Tuy nhiên, việc tạo ra các cách gắp đặt tin cậy và giống con người cho nhiều đối tượng với các hình thù khác nhau trong nhiều điều kiện môi trường khác nhau vẫn là một thách thức.

Trên thế giới, có nhiều tổ chức, cá nhân đã nghiên cứu, phát triển các chương trình phát hiện đối tượng sử dụng nhiều phương pháp, ví dụ như: phân đoạn [6], dự đoán hình dạng 3D [7], đo sâu [8], ước lượng tư thế [9] và đo góc quan sát [10]. Tuy nhiên, khi thay đổi đối tượng, nhiệm vụ hoặc nhiễu môi trường, nhóm tác giả nhận thấy rằng các trình phát hiện sẵn có kém tin cậy hơn, khiến các lần thao tác gắp đặt tiếp theo bị lỗi. Do nhiễu môi trường, chương trình có thể dự đoán điểm gắp sai lệch so với thực tế, ảnh hưởng đến khả năng thích ứng của mạng no-ron trong các ứng dụng thực tế.

Vì vậy, học tập thụ động là chưa đủ, đặc biệt đối với robot, nơi trải nghiệm trực quan mang tính năng động và tương tác [11]. Hơn nữa, những robot chỉ sử dụng dữ liệu thụ động đang lãng phí một tài nguyên quan trọng là khả năng tương tác với thế giới và học hỏi từ những tương tác đó.

Việc xử lý ảnh hai chiều RGB thông thường để đưa về tư thế nắm vật thể gặp nhiều thách thức về độ chính xác, vì thế việc thêm thông tin độ sâu vào việc đưa ra tư thế gắp là điều cần thiết để nâng cao độ tin cậy. Các mạng xử lý đầu vào là đám mây điểm có thể xử lý trực tiếp dữ liệu đầu vào từ đó làm giảm thời gian tính toán đồng thời nâng cao hiệu suất gắp thành công vật thể.

Từ kết quả đánh giá tình hình nghiên cứu trên thế giới và trong nước, nhóm tác giả lựa chọn nghiên cứu, phát triển chương trình gắp đặt tự động cho tay máy dựa trên các thuật toán học sâu tiên tiến hiện nay. Các thuật toán đề xuất trong bài báo được kiểm chứng tính đúng

đắn trên mẫu tay máy UR5 tại Phòng thí nghiệm Nghiên cứu và phát triển robot quân sự của Bộ môn Cơ điện tử và Chế tạo máy đặc biệt/ Khoa Hàng không vũ trụ.

# 2. Mô tả phần cứng hệ thống

Hệ thống thử nghiệm các thuật toán đề xuất được xây dựng dựa trên tay máy UR5 được gắn camera 3D Realsense và tay kẹp 2-finger Robotiq như trên Hình 1.



Hình 1. Hệ thống tay máy UR5 được gắn camera 3D Intel Realsense D435i

Tay máy UR5 là tay máy 6 bậc tự do, có nghĩa là nó có 6 động cơ điều khiển 6 khớp quay. Điều này giúp tay máy di chuyển linh hoạt thực hiện các tác vụ theo yêu cầu của người điều khiển. Còn tay kẹp 2-finger Robotiq có thiết kế linh hoạt với hai ngón tay có thể điều chỉnh để lực để phù hợp với nhiều hình dạng và kích thước của đối tượng. Điều này giúp tăng khả năng tương thích với nhiều ứng dụng khác nhau.

Hình ảnh từ camera 3D Realsense được đưa về máy tính Laptop để tính toán ra vị trí và ước lượng tư thế của vật cần gắp. Sau đó các kết quả này được gửi tới bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! (cũng được cài đặt trên máy tính cá nhân Laptop) để tính toán ra giá trị góc cho từng khớp tay máy UR5. Sau đó toàn bộ dữ liệu này được gửi tới máy tính của UR5 qua chuẩn TCP/IP để điều khiển tay máy thực thi thao tác gắp đặt vật theo ý định của người điều khiển.

Sơ đồ khối kết nối phần cứng của cả hệ thống được mô tả trên Hình 2. Các thuật toán xử lý ảnh, bộ lập kế hoạch chuyển động cho tay máy UR5 cũng như chương trình điều khiển tay kẹp được thực thi trên máy tính Laptop. Đầu ra của chương trình xử lý ảnh là vị trí và tư thế của vật cần gắp. Đầu ra của bộ lập kế hoạch chuyển động là các giá trị góc khớp gửi tới máy tính của UR5 và tín hiệu hoàn thành chuyển động (Flag) để điều khiển tay kẹp.



Hình 2. Sơ đồ kết nối hệ thống phần cứng hệ thống

Từ sơ đồ trên Hình 2, có thể chia hệ thống điều khiển trên thành 2 lớp:

 Hệ thống điều khiển lớp dưới gồm máy tính của UR5, 06 bộ điều khiển động cơ servo và 06 động cơ servo;

- Hệ thống điều khiển lớp trên gồm máy tính Laptop kết nối với camera Realsense có nhiệm vụ triển khai các thuật toán xử lý ảnh, thiết lập cấu hình bộ chương trình lập kế hoạch chuyển động MoveIt! và trình điều khiển tay kẹp.

Việc điều khiển các động cơ servo đặt ở các khớp của tay máy UR5 được đảm nhiệm bởi một máy tính riêng biệt (gọi là máy tính của UR5). Máy tính này giao tiếp với máy tính điều khiển lớp trên thông qua chuẩn TCP/IP và với các bộ điều khiển động cơ servo thông qua giao thức RS-485. Toàn bộ nguyên lý, phần mềm trên máy tính của UR5 được nghiên cứu, tối ưu bởi công ty Universal Robots, do đó trong nội dung bài báo, nhóm tác giả tập trung trình bày về kết quả thực thi các thuật toán xử lý ảnh và lập kế hoạch chuyển động cho tay máy gắp đặt tự động.

## 3. Xây dựng chương trình gắp đặt tự động cho tay máy UR5

Bài toán gắp đặt tự động bao gồm 2 bài toán chính, đó là: Bài toán xác định vị trí, ước lượng tư thế của vật thể và bài toán lập kế hoạch chuyển động cho tay máy. Các bài toán còn lại như băm xung điều khiển các khớp của tay máy, điều khiển lực gắp của tay kẹp, chuyển đổi giữa các hệ tọa độ, ... đã được nghiên cứu và cung cấp bởi các nhà sản xuất và đã được hỗ trợ trong hệ điều hành ROS. Đối với bài toán điều khiển tay kẹp, lực kẹp được giới hạn giá trị cố định là 60N trong chương trình điều khiển để tránh bóp méo đối tượng.

## 3.1. Bài toán xác định vị trí và ước lượng tư thế của vật

Để giải quyết bài toán này, nhóm tác giả sử dụng một Intel Realsense D435i camera được gá song song với tay kẹp Robotiq trên UR5 nhằm mục đích thu thập hình ảnh phần không gian làm việc phía trước tay máy và đưa về khối triển khai các thuật toán học sâu để xác định vị trí và ước lượng tư thế của vật.



Hình 3. Mô hình tính toán của mạng FGC-GraspNet

Mạng FGC-GraspNet (Hình 3) được xây dựng dựa trên mạng PointNet++ để xử lý dữ liệu đầu vào và thêm 4 tiêu chí (độ phẳng tại điểm gắp, sự va chạm, trọng tâm hình học và độ khép lực) để đánh giá mức độ phù hợp của tư thế gắp từ đó tăng tỷ lệ thành công trung bình tới 90.5%. Chi tiết về cấu trúc của mạng FGC-GraspNet được biểu diễn trong Hình 4.



Hình 4. Cấu trúc của mạng FGC-GraspNet

Cấu trúc mạng FGC-GraspNet dựa trên mạng PointNet++ và hai mạng nhánh là FAhead và RD-head. Trong đó mạng PointNet++ nhận dữ liệu đầu vào là đám mây điểm dưới dạng 2000x3 chứa 2000 điểm lấy mẫu với 3 thông số về khoảng cách theo trục x, y, z trong không gian được lấy từ camera realsense D435i. Sau khi đi qua mạng PointNet++, dữ liệu được trả về đám mây điểm là đặc trưng của từng đối tượng riêng lẻ để đưa vào 2 mạng tiếp theo để gán nhãn và đánh giá độ tin cậy của tư thế gắp đối với đối tượng dựa trên 4 tiêu chí được đề cập ở trên là độ phẳng tại điểm gắp, sự va chạm, trọng tâm hình học và độ khép lực.

#### 3.2. Bài toán lập kế hoạch chuyển động cho tay máy

Sau khi đã xác định được vị trí và tư thế của vật cần gắp, chúng ta cần điều khiển tay máy thực hiện thao tác gắp đặt vật. Để giải quyết bài toán này, nhóm tác giả sử dụng bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! đã được công bố rộng rãi trong cộng đồng ROS. Nó cung cấp các thuật toán và công cụ lập kế hoạch chuyển động mạnh mẽ, cho phép di chuyển tay máy từ một vị trí này đến vị trí khác một cách an toàn và hiệu quả.

Trong bài toán này, nhóm tác giả tiến hành lựa chọn bộ giải động học ngược phù hợp với ứng dụng gắp đặt. Các giải pháp tính toán động học ngược được sử dụng phổ biến trong điều khiển tay máy nối tiếp là: SQP IK (Sequential Quadric programming), KDL (Kinematics and Dynamics Library) và TRAC-IK được kiểm tra về hiệu suất làm việc đối với tay máy di động TRACBot để đưa ra giải pháp lựa chọn bộ điều khiển cho tay máy.

Các thuật toán như KDL, SQP khi triển khai thực tế gặp phải một số vấn đề như: Thường xuyên thất bại trong quá trình đạt được vị trí mong muốn khi có giới hạn về khớp; Không thoát khỏi cực trị địa phương trong quá trình giải. Từ đó dẫn tới tỷ lệ thành công thấp hơn so với thuật toán TRAC-IK. Đối với tay máy UR5 trong yêu cầu đặt ra của đồ án là ưu tiên về kết quả trong khi thực thi nền thuật toán TRAC-IK được sử dụng để giải quyết bài toán điều khiển cho tay máy UR5.

			K	DL	S	SQP	TRA	C-IK
				Thời				Thời
	Mô	Bậc	Tỷ lệ	gian	Tỷ lệ	Thời	Tỷ lệ	gian
Tên	tå	tự	thành	trung	thành	gian	thành	trung
	ιa	do	công	bìn	công	trung	công	bìn
			(%)	h	(%)	bình (s)	(%)	h
				(s)				(s)
	Tay	7	78 88	0.30	26.85	3 24	00.05	0.44
TRACBot	dài	7	70,00	0,37	20,85	3,24	,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,	0.44
INACDU	Tay	6	46.09	0.17	26.01	2 92	08.81	0.68
	ngắn	0	40,09	0,17	20,91	2,92	70,01	0,08

Bảng 1. Hiệu suất làm việc của các thuật toán điều khiển tay máy nối tiếp

Trong các bộ điều khiển tay máy, vấn đề xử lý bài toán động học ngược là vấn đề cốt lõi quyết định tới thời gian và khả năng tìm được nghiệm khi chạy các thuật toán điều khiển. Vì vậy nhóm tác giả lựa chọn sử dụng bộ giải động học ngược TRAC-IK để giải quyết bài toán động học ngược cho tay máy.

Thuật toán TRAC-IK là thực thi đồng thời hai thuật toán giải động học ngược khác là KDL-RR và SQP-SS cho tới khi một trong hai bộ giải động học ngược này trả về kết quả nhằm tối ưu về mặt thời gian và khả năng tính toán nghiệm của bộ giải động học ngược.

# 3.3. Lưu đồ thuật toán

Lưu đồ thuật toán của ứng dụng gắp đặt tự động được thể hiện trên Hình 5.

Đầu tiên, hình ảnh thu được từ camera 3D sẽ được lấy mẫu, chuyển đổi thành dữ liệu đám mây điểm để phân tính, tính toán ra tư thế của vật nhờ sử dụng mạng FGC-GraspNet [12]. Sau khi đã tính toán ra được vị trí và tư thế của vật, các giá trị này được gửi tới bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! để tính toán ra tín hiệu điều khiển gửi xuống máy tính của UR5. Lúc này máy tính của UR5 sẽ điều khiển tay máy di chuyển tới vị trí của vật để thực hiện thao tác gắp. Khi tay máy đã di chuyển tới nơi có vật thì sẽ có một thông báo gửi về máy tính lớp trên sẽ điều khiển tay kẹp gắp vật. Khi gắp vật xong thì tay máy tiếp tục tiến hành thao tác đặt vật. Khi tay máy đã di chuyển nhả tay kẹp ra. Cuối cùng máy tính UR5 sẽ điều khiển tay máy đã di chuyển tới vị trí để đặt vật thì cũng sẽ có một thông báo về máy tính lớp trên để điều khiển nhả tay kẹp ra. Cuối cùng máy tính UR5 sẽ điều khiển tay máy đã di chuyển tới vị trí "Home") để kết thúc một chu trình gắp đặt vật.



Hình 5. Lưu đồ thuật toán nhận dạng và gắp đặt tự động

Sự tương tác giữa khối triển khai các thuật toán học sâu và bộ lập kế hoạch chuyển động cho tay máy MoveIt! được hiển thị trên Hình 6.



Hình 6. Sơ đồ tương tác giữa khối xử lý ảnh và MoveIt!

Có thể thấy, đối với MoveIt!, khối xử lý ảnh đóng vai trò như là khối "user interface", giao tiếp với nút move\_group (nút lõi của MoveIt!) thông qua các phương thức do hệ điều hành robot ROS cung cấp như: chủ đề (topic), dịch vụ (service), hành động (action).

# 4. Thực nghiệm và đánh giá kết quả

636

Sau khi đã cài đặt xong môi trường, nhóm tác giả tiến hành thử nghiệm cho tay máy UR5 gắp đặt vật, cụ thể là một khối gỗ hình chữ nhật có kích thước 5×9×3 cm. Kết quả thử nghiệm được thể hiện trên Hình 4.1.



Hình 7. Kết quả xác định tư thế vật và gắp đặt tự động

Dựa trên Hình 7, có thể thấy khối triển khai các thuật toán học sâu đã xác định được vị trí và ước lượng được tư thế của vật cần gắp trong không gian 3D. Bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! đã tính toán ra được đường đi tối ưu và điều khiển tay máy hoàn thành tác vụ.

Sau khi thu thập dữ liệu từ camera, mạng FGC-GraspNet trả về tư thế gắp của từng đối tượng và đánh giá về độ tin cậy của từng tư thế gắp (Hình 8).









Hình 9. Kết quả xác định tư thế của thước dây

Sau khi xác định được tư thế gắp của đối tượng trong hệ quy chiếu gắn với camera, tư thế gắp sẽ được chuyển về hệ trục tọa độ gắn với thân robot để điều khiển tay máy gắp vật thể (Hình 9).

Terminal			री∎ En 🕏 🖼 (100%) ≪× 09:40
📩 Interact 🕸 Move Camera 🛄 Select 🚽	🖗 Focus Camera 🛛 📼 Measure 🖌 2D Pose Estimate	🖌 🖉 2D Nav Goal 🛛 💡 Publish I	Point 🕂 📼 💌 🐨
Displays Global Options Global Status: Ok Global Status: Ok Grid MationPlanning	:	8	
◎ ◎ □ Terminal			
[ INFO] [1708915103.741806396]: ipulator/position_only_ik [ INFO] [1708915103.743354946]:	Looking in common namespaces for Looking in common namespaces for	r param name: man r param name: man	came, real link
<pre>ipulator/solve_type [ INFO] [1708915103.745534819]: [ INFO] [1708915104.838387680]: lator.</pre>	Using solve type Speed Ready to take commands for plann	ning group manipu	ta get
[ INF0] [1708915104.838482651]: [ INF0] [1708915105.344018189]: [ INF0] [1708915107.344262099]: [ INF0] [1708915107.344357806]:	ve grasp_pre gripper init gripper_init gripper active	-	
[ INF0] [1708915107.344432917]: [ INF0] [1708915109.344302664]: [ INF0] [1708915109.356636150]: [ INF0] [1708915200.935494128]:	gripper_active main		
[ INF0] [1708915202.046365434]: lator. [ INF0] [1708915202.046443909]:	Ready to take commands for plan Replanning: yes	ning group manipu	
[ INF0] [1708915202.046475268]: [ INF0] [1708915202.046493057]: [ INF0] [1708915202.046518146]: [ INF0] [1708915202.274406856]:	day la goal_pose.position.x tron day la goal_pose.position.y tron day la goal_pose.position.z tron Path computed successfully, movi	ng sub 0.902045 ng sub 0.134822 ng sub 0.106039 ing the arm.	

Hình 10. Kết quả chuyển tọa độ gắp về hệ tọa độ tay máy



Hình 11. Kết quả gắp đặt tự động cuộn thước dây

Thử nghiệm gắp đặt tự động được tiến hành với nhiều vật có hình thù khác nhau và cho kết quả như trong Bảng 2.

Loại đồ vật cần gắp	Số lần gắp	Số lần thành công	Số lần thất bại	Tỷ lệ thành công (%)
Khối gỗ hình hộp chữ nhật kích thước 5*9*3cm	10	7	3	70
Chuột máy tính	10	6	4	60
Thước dây	10	7	3	70

Bảng 2. Kết quả thử nghiệm gắp đặt tự động các loại vật thể khác nhau

Tiến hành thử nghiệm gắp đặt tự động với cùng một vật là khối gỗ hình hộp chữ nhật, với cùng khoảng cách L = 40 cm nhưng ở các góc ảnh khác nhau, thu được kết quả như trên Bảng 3.

Bảng 3. Kết quả thử nghiệm gắp đặt tự động vật ở các góc ảnh khác nhau

Góc ảnh	Số lần gắp	Số lần thành công	Số lần thất bại	Tỷ lệ thành công (%)
10	10	7	3	70
20	10	5	5	50

30	10	3	7	30
40	10	2	8	20

Tiến hành thử nghiệm gắp đặt tự động với cùng một vật là khối gỗ hình hộp chữ nhật, với cùng góc ảnh giống nhau  $\alpha = 0^{\circ}$  nhưng ở các khoảng cách L khác nhau, thu được kết quả như trên Bảng 4.

Khoảng cách L (cm)	Số lần gắp	Số lần thành công	Số lần thất bại	Tỷ lệ thành công (%)	
30	10	7	3	70	
40	10	7	3	70	
50	10	6	4	60	

Bảng 4. Kết quả thử nghiệm gắp đặt tự động vật ở các khoảng cách L khác nhau

Từ kết quả trên Bảng 2 có thể nhận thấy hình dáng của vật thể ít ảnh hưởng tới chất lượng của chương trình. Điều này chứng tỏ khối xử lý ảnh hoạt động tương đối tin cậy, ít bị ảnh hưởng bởi nhiễu thay đổi hình dáng vật. Từ kết quả trên Bảng 3 có thể nhận thấy rằng vật cần gắp càng ở gần tâm ảnh thì xác suất gắp thành công càng cao, do đó cần điều khiển băng chuyền (đối với tay máy cố định) hoặc điều khiển bệ di động (đối với tay máy di động) sao cho vật cần gắp nằm thẳng hướng nhìn của camera. Từ kết quả trên Bảng 4 cho thấy khoảng ảnh từ camera tới vật ảnh hướng khá ít tới xác suất gắp vật thành công.

Nguyên nhân của các hiện tượng trên là do chất lượng của camera cũng như khả năng hiệu chỉnh camera chưa được chính xác. Những nhược điểm này sẽ được nhóm tác giả tiến hành khắc phục ở các nghiên cứu tiếp theo.

# 5. Kết luận

Sử dụng các thuật toán học sâu để xác định vị trí và tư thế của vật, sau đó kết hợp với bộ lập kế hoạch chuyển động MoveIt! là một giải pháp để phát triển các ứng dụng gắp đặt tự động cho tay máy trong các dây chuyền công nghiệp. Sự kết hợp các thuật toán này lại với nhau cho kết quả khả quan, với xác suất gắp thành công tương đối cao. Thực nghiệm chỉ ra rằng cần điều chỉnh các đế di động của tay máy (hoặc băng chuyền vật) sao cho vật thể cần gắp luôn nằm ở vị trí chính giữa tâm ảnh thì thu được kết quả tốt nhất.

Kết quả nghiên cứu của bài báo có thể được sử dụng để phát triển các ứng dụng gắp đặt tự động trong các dây chuyền công nghiệp cho một lớp các tay máy dạng như UR5, cũng như có thể làm cơ sở để phát triển các ứng dụng robot cứu hộ cứu nạn, robot rà phá bom mìn trong tương lai.

#### Tài liệu tham khảo

- Sulabh Kumra and Christopher Kanan. Robotic grasp detection using deep convolutional neural networks. In 2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), pages 769–776. IEEE, 2017.
- Joseph Redmon and Anelia Angelova. Real-time grasp detection using convolutional neural networks. In 2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 1316–1322. IEEE, 2015.
- 3. Andreas ten Pas, Marcus Gualtieri, Kate Saenko, and Robert Platt. Grasp pose detection in point clouds. The International Journal of Robotics Research, 36(13-14):1455–1473, 2017.

- 4. Hao-Shu Fang, Chenxi Wang, Minghao Gou, and Cewu Lu. Graspnet-1billion: A large-scale benchmark for general object grasping. In Proceedings of the IEEE/CVF conference on computer vision and pattern recognition, pages 11444–11453, 2020
- 5. Martin Sundermeyer, Arsalan Mousavian, Rudolph Triebel, and Dieter Fox. Contact-graspnet: Efficient 6-dof grasp generation in cluttered scenes. arXiv preprint arXiv:2103.14127, 2021.
- 6. Kaiming He, Georgia Gkioxari, Piotr Dollar, and Ross Girshick. Mask r-cnn. In IEEE International Conference on Computer Vision (ICCV), 2017.
- 7. Georgia Gkioxari, Jitendra Malik, and Justin Johnson. Mesh r-cnn. In IEEE/CVF International Conference on Computer Vision (ICCV), 2019.
- 8. Brent A. Griffn and Jason J. Corso. Depth from camera motion and object detection. In IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition (CVPR), 2021.
- Kiru Park, Timothy Patten, and Markus Vincze. Pix2pose: Pixel-wise coordinate regression of objects for 6d pose estimation. In IEEE/CVF International Conference on Computer Vision (ICCV), 2019.
- 10. Rui Zhu, Xingyi Yang, Yannick Hold-Geoffroy, Federico Perazzi, Jonathan Eisenmann, Kalyan Sunkavalli, and Manmohan Chandraker. Single view metrology in the wild. In European Conference on Computer Vision (ECCV), 2020.
- 11. Jeannette Bohg, Karol Hausman, Bharath Sankaran, Oliver Brock, Danica Kragic, Stefan Schaal, and Gaurav S. Sukhatme. Interactive perception: Leveraging action in perception and perception in action. IEEE Transactions on Robotics (TRO), 2017.
- 12. Yuhao Lu, Beixing Deng, Zhenyu Wang, Peiyuan Zhi, Yali Li, Shengjin Wang. Hybrid Physical Metric For 6-DoF Grasp Pose Detection. IEEE Robotics and Automation Letters, PP(99):1-8, 2022. DOI: 10.1109/LRA.2023.3286816.

# Building an automatic grasp program based on deep learning algorithms for UR5 manipulator

Abstract: The paper proposes a solution that combines deep learning algorithms with the motion planning framework MoveIt! to develop an automated grasping application for industrial robotic arms. To achieve this, the authors utilize an RGB-D camera positioned parallel to the 2-finger Robotiq gripper on the UR5, aiming to capture images of the workspace in front of the robotic arm. These images are then fed into a deployment block containing deep learning algorithms, which calculates the position and estimates the pose of the object to be grasped. Subsequently, the control program transforms the object's pose into the robot arm's coordinate system and sends commands to the joint controllers to autonomously grasp and place the object as predetermined by the operator.

The experimental results indicate that the UR5 robotic arm successfully detected and selected grasp poses with a high success probability (approximately 70%), while accurately executing the grasping and placing actions according to the operator's intended instructions.

Keywords: grasping; FGC-GraspNet; pose; UR5.

# Nhận dạng tham số ảnh hưởng đến kích thước mối hàn MIG sử dụng mô hình học máy

# Vũ Minh Đức<sup>1\*</sup>, Nguyễn Đức Anh<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Hệ quản lý học viên sau đại học, Học viện Kỹ thuật Quân sự;
 <sup>2</sup> Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

#### Tóm tắt

Các tham số quy trình hàn hoặc các biến số ảnh hưởng đến hình dạng mối hàn trong quy trình hàn MIG thông thường bao gồm: điện áp hàn U, dòng điện hàn I, tốc độ cấp dây WFS (Wire Feeding Speed), đầu tiếp xúc đến khoảng cách làm việc D (Distance) và tốc độ hàn S (Speed). Lập mô hình và dự đoán kích thước hình học mối hàn đóng một vai trò quan trọng trong việc lập kế hoạch quy trình hàn, để xác định các thông số quy trình hàn tối ưu nhằm đạt được chất lượng mối hàn được cải thiện. Có nhiều nghiên cứu giải pháp mô hình hóa và mô phỏng nhằm xác định hình dạng đường hàn (Chiều cao H và Chiều rộng W) từ các thông số quá trình hàn (U, I, WFS, D, S) làm đầu vào. Các thông số của quá trình hàn có thể được xác định dựa trên kinh nghiệm và phân tích truyền thống (ANOVA); tuy nhiên, không phải lúc nào cũng đạt được chất lượng mối hàn và độ chính xác cao. Với sự tiến bộ của công nghệ thị giác máy tính, công nghệ xử lý hình ảnh kỹ thuật số để đo lường tham số và dữ liệu được sử dụng để training các mô hình học sâu, nhằm xác định ảnh hưởng của các tham số. Trong nội dung này, mô hình nơ-ron mờ thích ứng (ANFIS) được đề xuất để xác định hình dạng hạt mối hàn từ các tham số đầu vào chính của quá trình hàn Mig gồm U, I và S. Tham số đầu ra là chiều rộng mối hàn W.

Từ khóa: mô hình nơ-ron mờ thích ứng ANFIS; hàn MIG.

#### 1. Đặt vấn đề

Công nghệ hàn tự động bằng Robot đang đóng vai trò quan trọng trong các ngành sản xuất. Sự kết hợp giữa công nghệ hàn tiên tiến và Robot làm cho quá trình hàn trở nên tự động và năng suất cao (AM) [1], đây là một trong những công nghệ hỗ trợ chính cho. Dưới tác động của Sản xuất thông minh và Công nghiệp 4.0 [2-24], nhu cầu nghiên cứu tối ưu hóa các thông số cho các quy trình sản xuất đã được quan tâm, bao gồm việc xác định các thông số tối ưu trong quá trình hàn [1, 25-12,16], để dự đoán và nâng cao chất lượng của các quá trình hàn có sự hỗ trợ của máy tính hiệu quả (CAPP), dựa trên phân tích dữ liệu lớn, Trí tuệ nhân tạo (AI), học máy và mô phỏng.

Hình dạng mối hàn là thông tin quan trọng để xác định chất lượng và tính chất cơ học của mối hàn. Hình 1 trình bày dạng hình học mối hàn điển hình, bao gồm chiều cao, chiều rộng và độ sâu ngấu mối hàn. Các tham số quy trình hàn hoặc các biến số ảnh hưởng đến hình dạng mối hàn trong quá trình hàn thông thường bao gồm: điện áp hàn U, dòng điện hàn I, tốc độ cấp dây WFS, khoảng cách đầu mỏ hàn D và tốc độ hàn S. Lập mô hình và dự đoán hình học mối hàn đóng một vai trò quan trọng trong việc điều khiển quá trình hàn, để xác định các thông số quá trình hàn tối ưu hoặc các thông số hàn để đạt được chất lượng mối hàn mong muốn.

Với sự tiến bộ của công nghệ thị giác máy tính, hình ảnh kỹ thuật số từ máy ảnh và video có thể được sử dụng để đào tạo các mô hình học sâu, nhằm xác định và phân loại chính

<sup>\*</sup> Email: minhducvu20101@gmail.com

xác các đối tượng. Do đó, các hình ảnh số được dừng đánh giá chất lượng hàn và đặc điểm của vật hàn có thể được ghi lại thông qua việc sử dụng máy ảnh tốc độ cao. Zhouhua et al [7] đã đề xuất một phương pháp dựa trên tầm nhìn để điều khiển ba chiều (3D) trong quá trình hàn robot với các tấm thép, dựa trên hình ảnh số từ các camera thụ động, trong đó có thể theo dõi các thông số quá trình, các tham số và mối quan hệ của chúng được giám sát. Có nhiều công nghệ cảm đo lường khác nhau được sử dụng để thu thập dữ liệu và đánh giá trạng thái vũng hàn trong quá trình hàn [8].



#### Hình 1. Kích thước hình học mối hàn điển hình

Công nghệ 3D có thể được sử dụng để phát triển các hệ thống đo lường và hình ảnh để đánh giá chất lượng hàn và xác định các thông số hàn, đặc biệt là xác định độ ngấu và mô hình động tối ưu trong hàn hồ quang vonfram khí (GTAW), để dự đoán độ sâu ngấu với các mô hình nơ-ron mờ thích nghi (ANFIS) [9, 10]. Huabin et al [11] đã phát triển môt mô hình mang nơ-ron (NN) để tính toán trang thái dùng cho điều khiển vòng kín của các hê thống hàn robot; trong đó dòng điện hàn, điện áp hàn, hình dạng vũng hàn và tỷ lệ thay đổi của chiều rông đường hàn đóng vai trò là đầu vào cho đầu ra chiều rông đường hàn tai mặt sau liên quan đến độ ngấu; mạng nơ-ron (NN) hoạt động trên 1.000 bộ dữ liệu training và 200 bộ dữ liệu testing. D. T. Thao et al [12] đã sử dụng dữ liệu thực nghiệm và phân tích phương sai (ANOVA) để mô tả công thức của chiều rộng mối hàn từ khoảng cách đầu dụng cụ khác nhau T, tốc độ dòng khí G, tốc độ hàn S, dòng điện hồ quang I, điện áp hàn V, để dự đoán chiều rộng mối hàn trong quá trình hàn Gas Metal Arc (GMA) bằng robot, trong đó thuật toán di truyền (GA) được sử dụng để ước lượng các hệ số của mô hình. Jamie và cộng sự [13] đã đề xuất một cấu trúc dựa trên mạng nơ-ron nhân tạo (ANN), để tự động học các kỹ năng hàn trong robot công nghiêp, trong đó môt camera quang hoc kết hợp camera dựa trên tia laser được sử dụng để đo hình dạng mối hàn (chiều rộng và chiều cao) và một thuật toán thị giác máy tính thời gian thực đã được phát triển để trích xuất các mẫu dữ liêu để sau này dự đoán kích thước hình học của mối hàn [13]. Phương pháp học sâu có thể được sử dụng để ước lương các tham số mối hàn; Soheil và công sư [14] đã trình bày thuật toán ANN được áp dụng để nắm bắt đáp ứng 2 đầu ra (độ ngấu, chiều rộng mối hàn) với 4 lớp ẩn, 4 tham số đầu vào (điên áp, dòng điện, tốc độ hàn, tốc độ ra dây); nghiên cứu chỉ ra rằng phương pháp học sâu có thể làm giảm đáng kể sai số RMS (Root-Mean-Square) kích thước mối hàn.

Bài báo nghiên cứu giải pháp dự đoán các tham số quá trình hàn và hình dạng mối hàn cho các ứng dụng hàn robot dựa trên các mô hình nơ-ron mờ thích nghi. Đầu tiên, cấu trúc

của mô hình digital twin được đề cập trong [16] được sử dụng để tiến hành các thử nghiệm và thu thập các bộ dữ liệu. Sau đó, mô hình ANFIS được phát triển với việc sử dụng các bộ dữ liệu thu được để ước tính chiều rộng mối hàn từ các thông số chính của quá trình hàn làm đầu vào: tốc độ hàn S, điện áp hàn U và dòng điện hàn I. Theo cách này, có thể xác định được mối quan hệ giữa các tham số quá trình hàn và hình dạng mối hàn, đồng thời có thể tính toán các tham số quy trình hàn một cách tối ưu cho việc lập kế hoạch quy trình hàn bằng robot.

# 2. Thiết bị thu thập dữ liệu bằng thực nghiệm

Thí nghiệm hàn được thực hiện bằng hệ thống robot hàn RV-12SD tích hợp với thiết bị hàn Jassic Mig 250A. Đối với các thí nghiệm, các mối hàn giáp mép thẳng được thực hiện. Hai phôi hàn được đặt ghép cạnh với nhau trong cùng một mặt phẳng.



Hình 2. Hệ thống thực nghiệm hàn robot

Thực hiện hàn đường thẳng dài 10 cm. Các thông số hàn chính cho các thí nghiệm như sau:

- Tốc độ hàn S: 18-30cm/phút
- Điện áp hàn U: 20-25 V
- Dòng điện hàn I: 150-250 A
- Đường kính dây hàn: 1,6mm
- Khoảng cách mỏ hàn đến phôi: 10mm

Hình dạng đầu ra của đường hàn bao gồm chiều rộng đường hàn W và chiều cao đường hàn H được trích xuất bằng phương pháp phát hiện biên dựa trên camera kết hợp sử dụng chùm tia chiếu laze. Trong hệ thống Labview, hình dạng đầu ra có thể được tính toán một cách thuận tiện bằng cách sử dụng các công cụ Vision Assistant. Chiều rộng đường hàn được tính bằng giá trị trung bình được tính dọc theo toàn bộ đường hàn. Bảng 1 & 2 trình bày dữ liệu thu được từ các lần hàn thực nghiệm

S (Cm/phút)	I (Ampe)	U (Volt)	W (mm)	S (Cm/phút)	I (Ampe)	U (Volt)	W (mm)
18	150	20	6.48	22	220	25	8.50
18	180	20	7.07	22	250	25	9.04
18	200	25	9.02	19	150	20	6.30
18	220	25	9.44	19	180	20	6.88
18	250	25	10.04	19	200	25	8.77
30	150	20	4.97	19	220	25	9.18
30	180	20	5.42	19	250	25	9.76
30	200	25	6.91	24	150	20	5.58
30	220	25	7.24	24	180	20	6.09

Bảng 1. Bộ dữ liệu thực nghiệm với vận tốc hàn cao
S	Ι	U	W	S	Ι	U	W
(Cm/phút)	(Ampe)	(Volt)	(mm)	(Cm/phút)	(Ampe)	(Volt)	(mm)
30	250	25	7.69	24	200	25	7.76
20	150	20	6.14	24	220	25	8.13
20	180	20	6.70	24	250	25	8.64
20	200	25	8.54	26	150	20	5.35
20	220	25	8.93	26	180	20	5.84
20	250	25	9.50	26	200	25	7.45
22	150	20	5.84	26	220	25	7.80
22	180	20	6.37	26	250	25	8.29
22	200	25	8.12	22	220	25	8.50

Bảng 2. Bộ dữ liệu thực nghiệm với vận tốc hàn thấp

S	Ι	U	W	
(Cm/phút)	(Ampe)	(Volt)	( <b>mm</b> )	
28	150	20	5.15	
28	180	20	5.62	
28	200	25	7.17	
28	220	25	7.50	
28	250	25	7.98	
18	140	20	6.27	
18	170	20	6.88	
18	190	25	8.80	
18	210	25	9.23	
18	240	25	9.84	
20	140	20	5.94	
20	170	20	6.52	
20	190	25	8.33	
20	210	25	8.74	
20	240	25	9.32	
28	150	20	5.15	
28	180	20	5.62	
28	200	25	7.17	
28	220	25	7.50	
28	250	25	7.98	

## 3. Thiết kế mô hình nhận dạng

Mô hình ANFIS có các hàm thuộc đầu vào, hàm thuộc đầu ra và các suy luận mờ (Sugeno). Các tập dữ liệu được phân chia, trong đó 70% tập dữ liệu dùng huấn luyện và 30% tập dữ liệu dùng để testing. Hình 3 trình bày cấu trúc mô hình ANFIS. Đầu vào của mô hình ANFIS bao gồm: điện áp hàn U, dòng điện hàn I và tốc độ hàn S. Đầu ra của mô hình ANFIS là chiều rộng mối hàn W. Hình 4 và 5 trình bày các hàm thuộc đối với điện áp hàn U, dòng điện hàn I và tốc độ hàn S tương ứng.



Hình 3. Mô hình ANFIS vào-ra tham số hàn



Hình 4. Hàm thuộc của vận tốc S và dòng điện hàn I



Hình 5. Hàm thuộc của điện áp hàn U

## 4. Kết quả tính toán mô phỏng

Mô hình ANFIS được thiết kế đã được huấn luyện với Epoch = 100. Sau quá trình training, giá trị sai số đã giảm xuống và nhỏ hơn 2,82\*10-3, đây là mức chấp nhận được và nhỏ hơn sai số cho phép của hình học đường hàn.



Hình 6. Đồ thị sai số training

Kết quả cho thấy đối với dữ liệu training độ chính xác R2 = 0.9991; đối với dữ liệu testing độ chính xác R2 = 0.9757 như Hình 7.



Hình 7. Độ chính xác so với dữ liệu

Để kiểm chứng mô hình ANFIS được thiết kế được đánh giá dựa trên kinh nghiệm và kiến thức về quá trình hàn. Với các đầu vào S = 25 cm/phút và U = 24V được giữ cố định và dòng điện hàn I được tăng dần từng bước như minh họa trong Bảng 3. Trong bảng 3a có thể thấy, khi dòng điện hàn I tăng từ 180A lên 230A, chiều rộng mối hàn W của đường hàn cũng tăng từ 3,29mm lên 4,87mm. Có thể thấy rõ rằng khi đầu vào I tăng thì đầu ra W tăng theo, phù hợp với các đặc tính vật lý và kiến thức kinh nghiệm của quá trình hàn.

Ι	W		S	W	
(Ampe)	( <b>mm</b> )		(cm/min)	( <b>mm</b> )	
180	3.29		20	5.09	
185	3.7		21	4.97	
190	4.11		22	4.85	
195	4.51		23	4.74	
200	4.56		24	4.63	
205	4.61		25	4.54	
210	4.66		26	4.45	
220	4.77		28	4.29	
225	4.82		29	4.21	
230	4.87		30	4.15	
a			b		

Bảng 3. Bảng kiểm nghiệm ảnh hưởng của I và S đến W

Kiểm chứng ảnh hưởng của tốc độ hàn S đến chiều rộng hạt hàn W được thấy trong bảng 3b. Trong trường hợp này, các đầu vào không đổi là I = 200A và U = 24V. Khi đầu vào S tăng lên, giá trị đầu ra thu được W giảm xuống. Thay đổi này cũng phù hợp với kiến thức kinh nghiệm của quá trình hàn.

Giải pháp với mô hình ANFIS có khả năng ước lượng tính chất phi tuyến tính của quá trình hàn. Kết quả phụ thuộc vào số lượng và độ tin cậy của tập dữ liệu. Có sai số nhỏ nhưng sai số trung bình vẫn ở mức chấp nhận được. Hơn nữa, nếu dữ liệu được hiệu chỉnh và chuẩn hóa, mô hình có thể tính toán cho độ chính xác cao hơn.

#### 3. Kết luận

Nội dung nghiên cứu trình bày giải pháp mô hình nhận dạng dựa trên mô hình ANFIS để xác định hình dạng hạt mối hàn từ các tham số chính của quá trình hàn U, I và S. Mô hình ANFIS đã được phát triển thành công cho các nghiên cứu cơ bản đầu tiên, làm nền tảng cho sự phát triển tiếp theo của các hệ thống hàn robot.

Giải pháp với mô hình ANFIS có khả năng ước lượng tính chất phi tuyến tính của quá trình hàn. Kết quả phụ thuộc vào số lượng và độ tin cậy của tập dữ liệu. Có sai số nhỏ nhưng sai số trung bình vẫn ở mức chấp nhận được. Hơn nữa, nếu dữ liệu được hiệu chỉnh và chuẩn hóa, mô hình có thể tính toán cho độ chính xác cao hơn.

Các nghiên cứu tiếp theo sẽ tập trung vào việc cải tiến các giải pháp dựa trên mô hình ANFIS và các mô hình dự đoán để xác định hiệu quả các tham số quy trình hàn, với việc giám sát hình học đường hàn theo thời gian thực và thu thập dữ liệu cho các ứng dụng Digital Twins và Sản xuất thông minh.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Jan Petrik et al. (2022) Beyond parabolic weld bead models: AI-based 3D reconstruction of weld beads under transient conditions in wire-arc additive manufacturing. Journal of Materials Processing Technology; 302 (2022) 117457.
- 2. Chi Hieu Le et al. (2020) Challenges and conceptual framework to develop heavy-load manipulators for smart factories. International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics; 2020 (8), 209-216.
- 3. Daniel Arey et al. (2021) Lean industry 4.0: a digital value stream approach to process improvement. Procedia Manufacturing; 54, 19-24. ISSN 2351-9789.
- Arey Daniel et al. (2019) An Investigation into the Adoption of Automation in the Aerospace Manufacturing Industry. In: Advances in Manufacturing Technology XXXIII. IOS Press, 87-92. ISBN: 1643680099; DOI: 10.1007/s00170-018-1897-x.
- 5. Trung-Thanh Nguyen and Chi-Hieu Le (2020), Optimization of compressed air assistedturning-burnishing process for improving machining quality, energy reduction and costeffectiveness. Journal of Engineering Manufacture: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B; 235 (6-7); https://doi.org/10.1177/0954405420976661.
- Chohan Jasgurpreet Singh et al. (2021), Optimization of FFF process parameters by naked mole-rat algorithms with enhanced exploration and exploitation capabilities. Polymers; 13: 1702 (11) 2073-4360; https://doi.org/10.3390/polym13111702.
- 7. Zhuohua Yu et al. (2018) Vision-based deviation extraction for three-dimensional control in robotic welding with steel sheet. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 95, 4449–4458. https://doi.org/10.1007/s00170-017-1546-9.
- Xuewu Wang (2017) Three-dimensional vision-based sensing of GTAW: a review. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 72, 33–345; https://doi.org/10.1007/s00170-014-5659-0.
- Zhenzhou Wang (2015) An Imaging and Measurement System for Robust Reconstruction of Weld Pool During Arc Welding. IEEE Transactions on Industrial Electronics; 62 (8), 5109 – 5118. DOI: 10.1109/TIE.2015.2405494.

- XueWu Wang (2015) Three-dimensional vision applications in GTAW process modeling and control. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology volume 80, 1601– 1611; https://doi.org/10.1007/s00170-015-7063-9.
- 11. Huabin Chen et al. (2009) Closed-Loop Control of Robotic Arc Welding System with Fullpenetration Monitoring (2009). Journal of Intelligent and Robotic Systems volume 56, Article number: 565 (2009).
- 12. D. T. Thao et al. (2014) Development of mathematical model with a genetic algorithm for automatic GMA welding process (2014). https://doi.org/10.1007/s00170-014-5842-3.
- Jamie F. Aviles-Vinas et al. (2016), On-line learning of welding bead geometry in industrial robots. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology; 83, 217–231 (2016) https://doi.org/10.1007/s00170-015-7422-6
- Soheil Keshmiri et al. (2015) Application of Deep Neural Network in Estimation of the Weld Bead Parameters. 2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS). DOI: 10.1109/IROS.2015.7353868.
- 15. Minh Duc Vu et al. (2020) A Conceptual Digital Twin for Cost-Effective Development of a Welding Robotic System for Smart Manufacturing. In Proceedings of the 2nd Annual International Conference on Material, Machines and Methods for Sustainable Development (MMMS2020). MMMS 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. <u>https://doi.org/10.1007/978-3-030-69610-8\_134</u>.
- My, Chu A., et al. "Inverse kinematic control algorithm for a welding robot-positioner system to trace a 3D complex curve." 2019 International Conference on Advanced Technologies for Communications (ATC). IEEE, 2019. DOI: 10.1109/ATC.2019.8924540.

# MIG welding affected geometry parameters prediction using machine learning

Abstract: Many modeling solutions and simulations to determine the MIG weld bead geometry (Height H and Width W) from the welding process parameters (U, I, WFS, D, S) as the inputs. The welding process parameters can be determined based on the experiences, and the conventional analysis of variance (ANOVA); however, the high welding quality and accuracy are not always obtained. With the advancement of computer digital images processing to extract welding parameters those can be used for training the deep learning models, to accurately identify the relationship between welding parameters. In this paper, an adaptive neuro-fuzzy inference system (ANFIS) model is proposed to determine weld bead geometry from the input welding process parameters U, I and S. The output is bead width W.

Keywords: adaptive neuro-fuzzy inference system ANFIS; MIG welding.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi kết cấu khung máy đến sai số quỹ đạo của đầu in máy in 3D xây dựng

Tạ Đức Hải<sup>1</sup>, Nguyễn Bá Thông<sup>1</sup>, Phùng Văn Bình<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

#### Tóm tắt

Máy in 3D bê tông là một đại diện điển hình cho những thành tựu mới nhất của ngành xây dựng hiện đại. Công nghệ in 3D bê tông có tính linh hoạt cao trong thiết kế kiến trúc, kết cấu, giảm thời gian thi công và giá thành sản phẩm. Chính vì thế, các nghiên cứu gần đây thường tập trung vào công nghệ in 3D bê tông và bài toán nâng cao chất lượng của quá trình in 3D bê tông. Chất lượng in 3D bê tông phụ thuộc vào các yếu tố như vật liệu in, chiến lược điều khiển đầu in và độ chính xác của chuyển động đầu in. Trong các yếu tố kể trên, thì vật liệu là yếu tố có thể tinh chỉnh bằng thực nghiệm (thay đổi phụ gia bê tông). Hai yếu tố còn lại hoàn toàn có thể được nghiên cứu, tính toán và lựa chọn ở các pha đầu của quá trình chế tạo. Hệ thống in 3D bê tông thường có kích thước lớn, dẫn đến rung lắc, đàn hồi và gây ra sai số trong quá trình in. Trên cơ sở phương án thiết kế cơ khí sơ bộ cho máy in 3D bê tông tại Học viện KTQS, nhóm tác giả xây dựng mô hình tính toán kết cấu và động lực học cho khung máy có tính đến biến dạng đàn hồi của các khâu. Mô hình mô phỏng được xây dựng nhờ phần mềm ANSYS APDL kết hợp với phần mềm MSC Adams. Dựa trên mô hình này, nhóm nghiên cứu đánh giá sai số quỹ đạo của đầu in trong quá trình làm việc. **Từ khóa:** Biến dạng đàn hồi; quỹ đạo đầu in; in 3D xây dựng.

#### 1. Giới thiệu

Sự phát triển của 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 kết cấu đơn giản, dễ chế tạo và điều khiển, không gian làm việc lớn và có khả năng mở rộng để in các kết cấu có kích thước khác nhau [2]. Máy in 3D bê tông có kết cấu là thép có đặc tính đàn hồi, kích thước và khối lượng lớn, có các trục chuyển động và chịu tải trọng động trong quá trình làm việc. Do đó, việc tính toán kết cấu cũng như nghiên cứu ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi kết cấu khung máy đến sai số quỹ đạo của đầu in là một bước quan trọng trong quá trình thiết kế máy in [3]. Các phân tích kết cấu thường được sử dụng như tính toán chuyển vị, ứng suất, phân tích các dạng dao động riêng, tính toán ổn định của kết cấu. 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.

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả xây dựng mô hình kết cấu trên phần mềm Ansys APDL [4-5]. Mô hình Ansys APDL để phân tích phần tử hữu hạn và xuất sang file trung gian \*.MNF. File trung gian \*.MNF tiếp tục được đưa vào môi trường MSC Adams có chứa mô hình Solidworks. Tại đây, phần mềm MSC Adams sẽ phân tích và cho kết quả động lực học có tính đến khâu đàn hồi. Quỹ đạo chuyển động của đầu in do biến dạng đàn hồi của kết cấu khung sau đó được so sánh với quỹ đạo chuyển động của đầu in hệ khung máy in 3D bê tông với khâu cứng.

# 2. Xây dựng mô hình động lực học khung máy in 3D với các khâu đàn hồi

## 2.1. Mô tả kết cấu máy in 3D bê tông

Một số 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 6000x4000x3500mm.

- Vận tốc chuyển động của đầu in V trong khoảng  $0 \div 20$ m/ph.

- Sai số của đầu in cần đảm bảo trong khoảng  $\pm 5$ mm theo phương X, Y và  $\pm 2$ 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

Để giảm khối lượng kết cấu của khung máy in, khung máy in sẽ được thiết kế theo hệ khung giàn không gian. Thiết kế sơ bộ của máy in được thể hiện như trên Hình 1. Trục X và trục Z có kết cấu giàn được tạo bởi các thanh thép hộp có thiết diện vuông theo kích thước tiêu chuẩn. Cụ thể như sau:

- Trục X là trục xà ngang với kết cấu thép hộp tiêu chuẩn 50×50×2,5mm, đảm bảo chống uốn, chống xoắn và rung động trong quá trình làm việc, có thể chuyển động lên xuống.

- Trục Z dọc theo hai cột của máy, được chế tạo từ việc lắp ghép các dầm và cột thép hộp tiêu chuẩn 60x60x3mm.

- Trục Y là chuyển động tịnh tiến của khung giàn.

- Để đảm bảo độ cứng vững của hệ khung máy, các thanh tăng cứng thép hộp 25x25x1,5(mmđược thêm vào.

- Phần để được chế tạo từ thép hộp 60x60x3mm.
- Khối lượng của đầu in: 250kg.
- Tổng khối lượng các thanh ray dẫn động và dẫn hướng của 2 trục Z = 140kg, trục X = 100kg.
- Khối lượng mỗi động cơ trục Z là 25kg, trục X là 15kg.

Để dẫn hướng các kết cấu chuyển động trong quá trình làm việc, dẫn hướng bi dạng vuông sẽ được lựa chọn để tạo nên chuyển động êm, nhẹ và chính xác 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 của máy in 3D bê tông kích thước lớn.

## 2.2. Xây dựng mô hình động lực học khung máy với khâu đàn hồi trong môi trường MSC Adams

Dựa trên thiết kế sơ bộ tại mục 2.1, nhóm tác giả đưa ra quy trình tích hợp mô hình kết cấu khung giàn của máy in 3D bê tông có tính đến biến dạng đàn hồi vào môi trường MSC Adams. Hình 2 dưới đây trình bày quy trình giải bài toán động lực học khâu đàn hồi.



Hình 2.1 Quy trinh giải bài toán khâu đàn hồi

Trước tiên, tiến hành mô hình hóa chi tiết trong phần mềm thiết kế Solidworks. Sau đó, các file thiết kế mô hình Solidworks được chuyển vào môi trường MSC Adams. Đồng thời thiết kế mô hình trên phần mềm Ansys APDL để phân tích phần tử hữu hạn và xuất sang file trung gian \*.MNF. Chuyển file trung gian \*.MNF vào môi trường MSC Adams có chứa mô hình Solidworks, phần mềm MSC Adams sẽ phân tích và cho kết quả động lực học có tính đến khâu đàn hồi (Hình 3). Tại đây, MSC Adams sẽ cho kết quả biểu đồ vận tốc gia tốc, phản lực tác dụng lên khâu, khớp của cơ cấu mềm. Sau đó, dữ liệu này xuất sang môi trường Matlab để phân tích giá trị sai lệch của đầu in. Có được kết quả sai lệch đầu in làm căn cứ cho việc hoàn thiện chỉnh sửa thông số cho mô hình máy in 3D bê tông kích thước lớn trên phần mềm Ansys APDL.



Hình 3. Mô hình lắp ráp và mô phỏng hệ khung máy in 3D dạng đàn hồi

#### 3. Mô phỏng động lực học khung máy in 3D dạng đàn hồi

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 dạng đàn hồi được xây dựng cho trường hợp sau:

- Hệ dịch chuyển theo phương X, Y.

Nhóm nghiên cứu khảo sát quỹ đạo đầu in theo ba thông số là: tần số, vận tốc tối đa và gia tốc tối đa. Cố định khung máy in 3D theo Z, để hệ dịch chuyển trong mặt phẳng XOY. Sau khi mô phỏng thành công ta tiến hành khảo sát kết quả và xuất dữ liệu dạng số sang Matlab để vẽ đồ thị và phân tích kết quả.

#### 3.1. Khảo sát quỹ đạo chuyển động dựa theo thông số tần số

Các giá trị tần số (5; 7; 9; 11) Hz ứng với các hàm chuyển động của khung tịnh tiến theo các trục X, Y ở biểu thức (1) với trục Z không đổi  $q_z = 0$ :

$$\begin{cases} q_{X} = 0.05 \cdot \cos(5 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{X} = 0.05 \cdot \cos(7 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{X} = 0.05 \cdot \cos(9 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{X} = 0.05 \cdot \cos(9 \cdot 2\pi \cdot t) \end{cases}; \begin{cases} q_{Y} = 0.05 \cdot \sin(5 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{Y} = 0.05 \cdot \sin(7 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{Y} = 0.05 \cdot \sin(9 \cdot 2\pi \cdot t) \\ q_{Y} = 0.05 \cdot \sin(11 \cdot 2\pi \cdot t) \end{cases}$$
(1)

Tại các tần số (5; 7; 9; 11) Hz, cả hệ cứng và hệ đàn hồi sẽ được khảo sát với cùng khoảng thời gian là 5s và cùng giá trị là 5000 steps.

Dao động với tần số 5 Hz Dao động với tần số 7 Hz Dịch chuyển theo trục Y (mm) 0 0 02-0 Khâu cứng Khâu đàn hồi Khâu cứng
 Khâu đàn hồi Dịch chuyển theo trục Y (mm) 60 40 20 0 -20 -40 -60 -50 0 50 -50 0 50 Dịch chuyển theo trục X (mm) Dich chuyển theo trục X (mm) Dao động với tần số 9 Hz Dao động với tần số 11 Hz 200 Dịch chuyển theo trục Y (mm) 0 20-20 Khâu cứng
 Khâu đàn hồi Khâu cứng Khâu đàn hồi 50 -100 -50 0 50 100 -200 -100 0 100 200 Dich chuyển theo truc X (mm) Dich chuyển theo truc X (mm)

Hình 4.2 Kết quả so sánh khảo sát thông số XY của đầu in theo thời gian với tần số [5: 11] Hz giữa hệ cứng và hệ đàn hồi

Với giá trị tần số [5:11] Hz của hệ đàn hồi thì độ dịch chuyển theo các trục của đầu in có giá trị sai lệch rất lớn theo quỹ đạo chuyển động trên lý thuyết. Khi so sánh giữa hệ cứng và hệ đàn hồi độ dịch chuyển theo các trục của đầu in theo thời gian có độ chênh lệch X và Y tăng dần theo thứ tự là: 0,56mm và 8,73mm; 1,23mm và 19,1mm; 5,89mm và 37,1mm; 7,21mm và 154,9mm.

## 3.2. Khảo sát quỹ đạo chuyển động dựa theo thông số vận tốc tối đa

Tương tự với khảo sát quỹ đạo chuyển động dựa trên tần số ta chỉ quan tâm đến thông số vận tốc trong khảo sát. Các vận tốc (0,02; 0,05; 0,1; 0,15) m/s ứng với các hàm chuyển động của khung tịnh tiến theo các trục X, Y ở biểu thức (3) với trục Z không đổi  $q_z = 0$ .

$$\begin{cases} q_x = 0, 5 \cdot \cos(0, 04 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(0, 1 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(0, 2 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(0, 3 \cdot t) \end{cases}; \begin{cases} q_y = 0, 5 \cdot \sin(0, 04 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(0, 1 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(0, 2 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(0, 3 \cdot t) \end{cases}$$
(2)

Các vận tốc (0,02; 0,05; 0,1; 0,15) m/s sẽ khảo sát trong khoảng thời gian là 350s và 5000 Steps.

655



Hình 5. Kết quả so sánh khảo sát thông số XY của đầu in theo thời gian với vận tốc [0,02: 0,15] m/s giữa hệ cứng và hệ đàn hồi

Khi so sánh với giá trị vận tốc [0,02: 0,15] m/s giữa hệ cứng và hệ đàn hồi thì độ dịch chuyển theo các trục của đầu in theo thời gian có độ chênh lệch X và Y tăng dần theo thứ tự là: 0,043mm và 0,016mm; 0,04mm và 0,0166mm; 0,045mm và 0,021mm.

## 3.3. Khảo sát quỹ đạo chuyển động dựa theo thông số gia tốc tối đa

Các gia tốc (1,125; 2; 4,5; 8) $m/s^2$  ứng với các hàm chuyển động của khung tịnh tiến theo các trục X, Y ở biểu thức (6) với trục Z không đổi  $q_z = 0$ 

$$\begin{cases} q_x = 0, 5 \cdot \cos(1, 5 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(2 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(3 \cdot t) \\ q_x = 0, 5 \cdot \cos(4 \cdot t) \end{cases}; \begin{cases} q_y = 0, 5 \cdot \sin(1, 5 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(2 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(3 \cdot t) \\ q_y = 0, 5 \cdot \sin(4 \cdot t) \end{cases}$$
(3)

Các gia tốc (1,125; 2; 4,5; 8) $m/s^2$  sẽ khảo sát trong khoảng thời gian là 20s và 5000 Steps.

656

Dao động với gia tốc 1.125 m/s<sup>2</sup> Dao động với gia tốc 2 m/s<sup>2</sup> 500 500 Dịch chuyển theo trục Y (mm) Dịch chuyển theo trục Y (mm) Khâu cứng Khâu đàn bồi Khâu cứng
 Khâu đàn hồi 0 -500 -500 -200 -400 -200 -600 -400 0 200 400 600 -600 0 200 400 600 Dịch chuyển theo trục X (mm) Dịch chuyển theo trục X (mm) Dao động với gia tốc 4.5 m/s<sup>2</sup> Dao động với gia tốc 8 m/s<sup>2</sup> 500 500 Dịch chuyển theo trục Y (mm) Khâu cứng Khâu đàn hồi Dịch chuyển theo trục Y (mm) Khâu cứng
 Khâu đàn hồi 0 .500 -500 -600 -400 -200 0 200 400 600 -600 -400 -200 200 400 0 600 Dịch chuyển theo trục X (mm) Dịch chuyển theo trục X (mm)

Hình 6. Kết quả so sánh khảo sát thông số XY của đầu in theo thời gian với gia tốc [1,125: 8] giữa hệ cứng và hệ đàn hồi

Khi so sánh với giá trị gia tốc [1,125: 8]  $m/s^2$  giữa hệ cứng và hệ đàn hồi thì độ dịch chuyển theo các trục của đầu in theo thời gian có độ chênh lệch X và Y tăng dần theo thứ tự là: 0,033mm và 0,15mm; 0,025mm và 0,25mm; 0,02mm và 0,55mm; 0,029mm và 0,965mm.

#### 4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đã trình bày phương pháp xây dựng được mô hình phần tử hữu hạn khung máy trên phần mềm ANSYS APDL và phân tích dao động các khâu đàn hồi của khung máy. Mô hình hóa và mô phỏng động lực học khung máy in 3D trong môi trường MSC Adams, với 2 trường hợp các khâu là cứng và khâu đàn hồi. Đưa ra quy trình thực hiện xây dựng mô hình và mô phỏng khung máy in với các khâu đàn hồi nhờ phần mềm Ansys APDL và MSC Adams. Thực hiện khảo sát quỹ đạo của đầu dưới sự ảnh hưởng của các khâu đàn hồi. Thực hiện so sánh sự sai lệch vị trí của đầu in trong trường hợp khâu cứng và khâu đàn hồi ứng với các quy luật chuyển động khác nhau.

#### Tài liệu tham khảo

- 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.
- 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.
- 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.

657

- 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 softrobotic gripper (in Vietnamese)," *J. Sci. Technol.*, vol. 57, no. 3, pp. 1–11, 2021.
- A. T. Nguyen, N. D. Tran, T. T. Vu, T. D. Pham, Q. T. Vu, and J. H. Han, "A Neural-networkbased Approach to Study the Energy-optimal Hovering Wing Kinematics of a Bionic Hawkmoth Model," *J. Bionic Eng.*, vol. 16, no. 5, pp. 904–915, 2019, doi: 10.1007/s42235-019-0105-5.

## Phương pháp phân tích và xử lý dữ liệu GPS

659

## Trần Xuân Trung<sup>1\*</sup>, Trần Duy Hưng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự <sup>2</sup> Trường Cao đẳng Công nghiệp quốc phòng

#### Tóm tắt

Bài báo này nghiên cứu phương pháp phân tích và xử lý dữ liệu GPS, nhằm cung cấp thông tin mong muốn và chính xác về quỹ đạo của chúng. Phương pháp này dựa trên một số thuật toán để loại bỏ nhiễu do máy thu GPS tạo ra. Các dữ liệu GPS đã qua xử lý là thông tin tương đối tin cậy, có thể được sử dụng làm dữ liệu đầu vào cho các phép tính hoặc môđen mô phỏng để giải quyết các bài toán tối ưu trong các lĩnh vực khác nhau.

Từ khóa: GPS; dữ liệu; quỹ đạo; phân tích, xử lý.

#### 1. Đặt vấn đề

Trong vòng 10 - 20 năm qua, trên thế giới đã xuất hiện một số lượng lớn các công nghệ hiện đại và các cải tiến kỹ thuật đã trở nên phổ biến và được áp dụng ở khắp mọi nơi. Một trong số đó là Hệ thống vệ tinh định vị trái đất - Global Navigation Satellite System (GNSS), bao gồm GPS (Hệ thống định vị toàn cầu) của Mỹ và GLONASS của Nga. GNSS có thể xác định tọa độ địa lý của bất kỳ đối tượng nào nằm trên bề mặt Trái đất tại bất kỳ thời điểm nào và với độ chính xác cao bằng cách đo khoảng cách từ bộ thu GPS đến ít nhất bốn vệ tinh GPS trong không gian.

Dữ liệu quỹ đạo chuyển động GPS (GLONASS) chứa sự phụ thuộc của tọa độ vị trí x, y, z theo thời gian cho mỗi điểm được khảo sát. Hệ thống định vị GPS hiện đại cung cấp các tọa độ địa lý tương đối xác định. Độ chính xác của các máy thu GPS phổ biến nhất không vượt quá  $\pm 1$  mét, và sai số đo độ cao khoảng  $\pm 10$  mét.

Ngoài ra, GPS còn được sử dụng trong lĩnh vực trắc địa với những ưu điểm hơn hẳn với công nghệ đo đạc truyền thống, đó là khả năng đo nhanh, độ chính xác cao và đo trong mọi điều kiện thời tiết, phục vụ đo vẽ bản đồ, hoặc đo nối tọa độ từ đất liền đến các đảo xa, lưới địa chính cơ sở. Trong những năm gần đây, công nghệ GPS bắt đầu được nghiên cứu ứng dụng trong một số lĩnh vực của trắc địa công trình [1, 8].

Các đề tài nghiên cứu về GPS nhìn chung là khá nhiều, phong phú, đa dạng trong nhiều lĩnh vực. Tuy nhiên, các nhóm nghiên cứu chỉ sử dụng hệ thống định vị toàn cầu GPS như là một công cụ để xác định tọa độ vị trí của một đối tượng nhất định, từ đó xác định quỹ đạo chuyển động, và chưa quan tâm nhiều đến giải pháp khắc phục những hạn chế về sai số của các tọa độ GPS và làm chính xác chúng.

Ví dụ trong lĩnh vực Logictics, các xe vận tải hàng hóa được lấp bộ định vị GPS chỉ đáp ứng được mục đích quản lý tốc độ vận hành của xe, thời gian đóng và mở cửa, tình trạng hoạt động và lượng tiêu thụ nhiên liệu trong quãng đường vận chuyển được xác định một cách tương đối (nhờ số chỉ vạch xăng, nhờ kinh nghiệm...). Nhưng, nếu sử dụng các dữ liệu GPS đã được xử lý, sẽ xác định được công suất tiêu thụ tức thời trong mọi thời điểm của xe khi đang chuyển động trên đường, từ đó có thể xác định được lượng nhiên liệu tiêu thụ tương

<sup>\*</sup> Email: xuantrungtran85@gmail.com

ứng, tối ưu hóa cung đường vận chuyển, cách thức lái xe...

## 2. Nguyên lý hoạt động của hệ thống định vị GPS

Hệ thống GPS xác định tọa độ của một vật thể trên bề mặt Trái đất dựa trên hệ thống đo khoảng cách tới các vệ tinh nhân tạo có thể tiếp cận được, đang di chuyển theo những quỹ đạo nhất định trong không gian. Theo đó, các vệ tinh đóng vai trò là điểm phát. Khoảng cách giữa máy thu và mỗi vệ tinh có thể được tính bằng công thức đơn giản sau:

$$\rho = c \cdot \tau \tag{1}$$

trong đó, c - là tốc độ truyền của tín hiệu vô tuyến. Sóng vô tuyến truyền đi với tốc độ ánh sáng (299.792.458m/s);  $\tau$  - là thời gian tín hiệu vô tuyến truyền từ vệ tinh đến máy thu GPS [1, 4].

Có một vấn đề khi đo thời gian truyền của tín hiệu vô tuyến GPS là khó khăn trong việc xác định chính xác thời điểm mà tín hiệu vô tuyến của vệ tinh bắt đầu được phát ra. Vấn đề trên có thể được giải quyết bằng cách đồng bộ hóa đồng hồ nguyên tử của các vệ tinh và đồng hồ của máy thu để chúng đồng thời tạo ra cùng một chuỗi mã tại cùng một thời điểm (mã C/A). Sau đó, bằng cách so sánh thời gian lệch của chúng, có thể tính được thời gian tín hiệu vô tuyến truyền từ vệ tinh đến máy thu GPS (Hình 1).



Hình 1. Thời gian để một tín hiệu vô tuyến truyền từ vệ tinh đến máy thu GPS

Giả sử tại một thời điểm  $t_{vT}$  nào đó vệ tinh phát ra tín hiệu vô tuyến và một lúc sau  $t_{MT}$  tín hiệu vô tuyến này tới máy thu. Do đó, thời gian  $\tau$  trong công thức (1) có thể được tính bằng hiệu số:  $\tau = t_{MT} - t_{vT}$ . Nhưng, phép trừ này chỉ cho kết quả chính xác khi  $t_{MT}$  và  $t_{vT}$  có cùng thời gian đếm ban đầu. Tuy nhiên, các tín hiệu phát được tạo ra theo đồng hồ nguyên tử được lắp đặt trên vệ tinh, chúng cực kỳ chính xác, nhưng đất tiền. Còn việc nhận tín hiệu lại được thực hiện theo đồng hồ thông thường của máy thu, độ chính xác của chúng không được như đồng hồ nguyên tử và không hoàn toàn đồng bộ với thời gian thống nhất của hệ thống. Do đó, có sự không khớp giữa đồng hồ của vệ tinh và máy thu.

Gọi  $\delta_{MT}$  và  $\delta_{VT}$  là các khoảng bù thời gian phải được thêm vào tương ứng với các giá trị  $t_{MT}$ ,  $t_{VT}$  để có được thời gian theo thang tham chiếu (thang hệ thống GPS). Khi đó công thức (1) có dạng:

$$\rho = c[(t_{MT} + \delta_{MT}) - (t_{VT} + \delta_{VT})] = c(t_{MT} - t_{VT}) + c(\delta_{MT} - \delta_{VT}) = L + c\Delta\delta$$
(2)

Với L là khoảng cách từ máy thu của người dùng đến vệ tinh và được tính bởi công thức:

$$L = c(\mathbf{t}_{MT} - \mathbf{t}_{VT}) \tag{3}$$

Khi đó, (2) thành:  $L = \rho - c\Delta\delta$ 

$$\Leftrightarrow L = \sqrt{(X_i - X_0)^2 + (Y_i - Y_0)^2 + (Z_i - Z_0)^2} - c(\delta_{MT} - \delta_{VT})$$
(4)

 $X_i, Y_i, Z_i$  - tọa độ của các vệ tinh (i = 1, 2, 3, 4),  $\delta_{VT}$  - khoảng bù thời gian của từng vệ tinh, được xác định bởi hệ thống điều khiển GPS,  $\rho = \sqrt{(X_i - X_0)^2 + (Y_i - Y_0)^2 + (Z_i - Z_0)^2}$ 

Hệ phương trình (4) được gọi là hệ phương trình cơ bản để giải bài toán định vị. Giải (4) sẽ xác định được các giá trị tọa độ  $X_0, Y_0, Z_0$  của đối tượng trên bề mặt trái đất và khoảng bù thời gian  $\delta_{MT}$ .



Hình 2. Nguyên lý hoạt động của hệ thống GPS

Trong Hình 2 trình bày nguyên lý hoạt động của hệ thống GPS. Giao điểm của bốn mặt cầu tưởng tượng, có bán kính bằng khoảng cách từ máy thu đến mỗi vệ tinh và có tâm trùng với vệ tinh, xác định tọa độ vị trí của máy thu (vị trí của đối tượng cần xác định) [3].

#### 3. Phân tích quỹ đạo chuyển động GPS

Khi phân tích quỹ đạo chuyển động được xây dựng từ những dữ liệu GPS, nhận thấy trên quỹ đạo chuyển động có các dữ liệu (tọa độ của một điểm nào đó) không phản ánh bản chất của chuyển động (điểm "hỗn loạn"). Những điểm như thế này sẽ ảnh hưởng đến việc phân tích và xác định giá trị của vận tốc, gia tốc của đối tượng chuyển động tại thời điểm lấy mẫu. Do đó, cần xây dựng bộ lọc để xác định và sau đó là loại bỏ những điểm có tính chất như trên. Các bộ lọc được viết bằng ngôn ngữ C++ trong môi trường Microsoft Visual Studio (sẽ được trình bày ở phần dưới).

#### 3.1. Xây dựng các bộ lọc

Sử dụng phần mềm GPS "GPSAndAccelerometer" để thu nhận các dữ liệu của đối tượng chuyển động. Các dữ liệu này được ghi lại đều đặn sau mỗi một giây, lần lượt là "vĩ độ, kinh độ, thời gian và độ cao". Giá trị vĩ độ và kinh độ có đơn vị đo là độ và được lấy chính xác sáu chữ số sau dấu phẩy, thời gian có dạng hh: mm: ss, độ cao so với mực nước biển được tính bằng đơn vị mét (m).

a) Bộ lọc thời gian

Theo như trình bày trên, phần mềm GPS "GPSAndAccelerometer" sẽ cho ra dữ liệu tọa độ đối tượng di chuyển trong 1 giây. Nhưng, khi phân tích dữ liệu thực tế thu được tại điểm

dừng (đối tượng không chuyển động, ví dụ: xe ô tô đang đi thì phanh gấp để dừng, hoặc dừng đèn đỏ) vì một lý do nào đó mà sau 3-5 giây mới có một dữ liệu trả về, tạo một khoảng khuyết dữ liệu. Bộ lọc thời gian (Hình 3) được viết bằng ngôn ngữ C++ có nhiệm vụ tự động bù khoảng khuyết đó trên cơ sở các dữ liệu liền kề phía trước nó để duy trì tập hợp các dữ liệu đều đặn sau 1 giây (cứ sau 1 giây là một dữ liệu tương ứng).

150	// B	) lọc Thời gian ====================================
151		
152	<b>⊟void</b>	filter1(double *vysota, double *shirota, double *dolgota, double*time, double *vysota1,
153	L doub!	le *shirota1, double *dolgota1, double*time1, unsigned int &k, unsigned int &h)
154	₽(	
155		for (unsigned int $l = 0; l < k - 1; l++$ )
156	<b>b</b>	
157		<pre>vysota1[h] = vysota[l];</pre>
158		<pre>shirota[[h] = shirota[1];</pre>
159		<pre>dolgota1[h] = dolgota[l];</pre>
160		<pre>time1[h] = time[1]:</pre>
161		if ((time[1 + 1] - time[1]) > 1)
162	La la	
163	T	while (time1[h] != (time[] + 1]))
164	L.	
165	T	h = h + + -
166		$v_{\rm restal[h]} = v_{\rm restal[l]}$
167		shirotal[h] = shirota[]].
169		dolgotal[h] = dolgota[l];
160		$t_{in}$
170		Cimer[ii] = Cimer[ii-1] + I,
171		
172		
172	L.	
173	T	t h = haar
175		$\mathbf{n} = \mathbf{n} \mathbf{T}$
175		1
177	<b>1</b> , '	
1//	-1	

Hình 3. Code bộ lọc thời gian

b) Bộ lọc các điểm "hỗn loạn"

Giai đoạn thứ hai của quá trình lọc là loại bỏ các điểm có dữ liệu được coi là "hỗn loạn", không đặc trưng cho chuyển động. Phân tích cho thấy rằng khi đối tượng nghiên cứu di chuyển bình thường, khoảng cách giữa hai điểm liền kề lân cận theo hướng chuyển động của xe được tính theo công thức (5) luôn lớn hơn 3m (tương đương với vận tốc bằng 10,8 km/h, và khoảng cách này có thể sẽ lớn hơn, phụ thuộc vào vận tốc chuyển động của đối tượng). Trong trường hợp, khoảng cách này nhỏ hơn 3m và tọa độ kinh độ hoặc vĩ độ của hai điểm lân cận phía trước và phía sau có sự thay đổi "bất thường" về giá trị (Ví dụ, khi đối tượng chuyển động tiến, thì điểm (n+1) phải nằm phía sau tọa độ (n). Dó vậy, nếu điểm (n+1) nằm ở vị trí phía trước điểm (n), ta gọi những điểm (n+1) là những điểm chứa các thông tin lỗi do sai số của hệ thống GPS). Phân tích chỉ cho rằng, đây là những điểm "hỗn loạn". Bộ lọc được viết trên Microsoft Visual Studio (Hình 4) sẽ thực hiện việc loại bỏ các điểm đó và không được ghi vào mảng cơ sở dữ liệu quỹ đạo.

Khoảng cách giữa hai điểm lân cận được tính bởi công thức:

$$l = R \cdot \operatorname{acos}[\sin(\varphi_A) \cdot \sin(\varphi_B) + \cos(\varphi_A) \cdot \cos(\varphi_B) \cdot \cos(\lambda_A - \lambda_B)], \quad (5)$$

trong đó  $\varphi_A$  và  $\varphi_B$  - vĩ độ;  $\lambda_A$ ,  $\lambda_B$ - kinh độ; l - khoảng cách giữa hai điểm, được đo bằng mét; **R** = 6371 km - bán kính trung bình của trái đất.

82 🖂	
83	int iii = 0;
84	double d, delta s;
85	unsigned int prom = h, $w = 1$ ;
86	$h = 0_i$
87	for (unsigned int 1 = 0; 1 < prom;) //φильтр 2.
88 🛓	
89	vysota2[h] = vysota1[l]; //запись текущей координаты.
90	<pre>shirota2[h] = shirota1[1];</pre>
91	<pre>dolgota2[h] = dolgota1[1];</pre>
92	time2[h] = time1[1];
93	
94	<pre>d = acos(sin(shirota1[1] * (pi / 180))*sin(shirota1[1 + w] * (pi / 180)) + cos(shirota1[1] *</pre>
95	(pi / 180))*cos(shirota1[1 + w] * (pi / 180))*cos((dolgota1[1 + w] - dolgota1[1])* (pi / 180)));
96	delta_s = d * R; //рассчитываем расстояние между точками.
97	cout << h<<" "<< l<< " "< <delta_s<< "="" <<="" dolgota2[1+w]="" endl;<="" shirota2[1+w]="" td="" time2[h]=""></delta_s<<>
98	if (0 < delta_s && delta_s <= 4 && shirota1[1 + w] != shirota1[1 + w + 1] && dolgota1[1 + w] != dolgota1[1 + w +
99 🖨	
00	iii++;
01	w = w++; //если расстояние меньше 5 м и тояка не является точкой остановки
02 -	)
03	else
04 白	(
05	1 = 1 + w; //если больше 5 м оставляем координату, делая ее текущей.
06	$h = h_{++}$ ;
07	w = 1;
08 -	}

#### Hình 4. Code Bộ lọc điểm "hỗn loạn"

Bộ lọc này có nhược điểm, là chỉ đúng đối với đối tượng chuyển động. Trong trường hợp, ví dụ: xe ô tô di chuyển trên đường bị tắc với vận tốc 5-10km/h, thì bộ lọc này sẽ không có tác dụng, do các điểm liền kề lân cận nhau sẽ bị loại bỏ hết.

#### 3.2. Phép biến đổi tọa độ

Biến đổi tọa độ quỹ đạo chuyển động là chuyển đổi tọa độ của các điểm được xác định theo vĩ độ, kinh độ, độ cao từ bề mặt của hệ tọa độ cầu đã chọn thành các tọa độ trong hệ tọa độ hệ mét.

Trên thế giới, một số hệ tọa độ cầu phổ biến khác nhau hiện đang được sử dụng. Tại Hoa Kỳ và nhiều quốc gia khác, hệ thống WGS-84 được sử dụng nhiều nhất cho hệ thống vệ tinh GPS. Ở Nga, phổ biến  $\Pi$ 3-90 cho hệ thống vệ tinh GLONASS, theo đó bán trục lớn a = 6378245 m và độ dẹt là  $\alpha = 1/298,3$  [5].

Tuy nhiên, có một vấn đề chính cần giải quyết đó là phép chuyển đổi từ một hệ tọa độ cầu sang hệ tọa độ phẳng luôn có biến dạng đường. Do đó, các kết quả thu được từ các phép biến đổi này có thể không có độ chính xác cần thiết để đáp ứng các yêu cầu thực tế. Các phương pháp chuyển đổi khác nhau đưa đến giá trị biến dạng là khác khác nhau.

Phép chiếu Gauss-Kruger có thể khắc phục được những nhược điểm đã nêu trên. Phép chiếu Gauss-Kruger có một hệ tọa độ hình chữ nhật với trục y hướng về phía đông (sang phải) và trục x hướng lên phía bắc (lên trên). Theo ΓΟCTy P 51794-2001, tọa độ hình chữ nhật phẳng của điểm được xác định trong phép chiếu Gauss-Kruger có sai số không quá 0,001 m và được tính bằng công thức:

$$x = 6367558,4968B - \sin 2B(16002,89 + 66,9607\sin^2 B + 0,3515\sin^4 B - l^2(1594561,25 + 5336,535\sin^2 B + 26,790\sin^4 B + 0,149\sin^6 B + l^2(672483,4 - 811219,9\sin^2 B + 5420\sin^4 B - 10,6\sin^6 B + l^2(278194 - 830174\sin^2 B + 572434\sin^4 B - 16010\sin^6 B + l^2(109500 + 574700\sin^2 B + 863700\sin^4 B - 398600\sin^6 B)))));$$

$$y = (5+10n)10^{5} + l\cos B(6378245 + 21346,1415\sin^{2} B + +107,1590\sin^{4} B + 0,5977\sin^{6} B + +l^{2}(1070204,16 - 2136826,66\sin^{2} B + 17,98\sin^{4} B - 11,99\sin^{6} B + +l^{2}(270806 - 1523417\sin^{2} B + 1327645\sin^{4} B - 21701\sin^{6} B + +l^{2}(79690 - 866190\sin^{2} B + 1730360\sin^{4} B - 945460\sin^{6} B)))),$$
(6)

trong đó x, y - các tọa độ theo các trục, m; B - vĩ độ ; l - khoảng cách nhỏ nhất giữa điểm được xác định và kinh tuyến trục được tính theo công thức:

$$l = \{L - [3 + 6(n-1)]\} / 57,2957; \tag{7}$$

$$L$$
 - kinh độ của điểm được xác định;  $n$  - số vùng sáu độ được tính bằng công thức:

$$n = \mathrm{E}[(6+L)/6],$$
 (8)

E[...] - phần nguyên của biểu thức trong dấu ngoặc vuông

Ưu điểm chính của phép chiếu Gauss-Kruger là sự phân chia bề mặt mô hình toán học của ellipsoid thành các vùng sáu độ được giới hạn bởi các kinh tuyến từ xích đạo đến 84 ° vĩ độ bắc. Hệ tọa độ Gauss-Kruger được xây dựng riêng trong mỗi khu vực, nơi mà tung độ và hoành độ của điểm được xác định với độ chính xác cao.

#### 3.3. Công thức tính gia tốc của vật chuyển động

Giả sử đối tượng nghiên cứu chuyển động từ điểm 0 đến điểm 1 với vận tốc ban đầu là  $v_0$  (dạng tổng quát là  $v_n$ ) và vận tốc tại điểm 1 là  $v_1$  (dạng tổng quát là  $v_{n+1}$ ) (Hình 5). Đối với bất kỳ tập hợp các điểm tham chiếu theo thời gian, giá trị gia tốc cần thiết để đối tượng nghiên cứu đi từ điểm tham chiếu này đến điểm tham chiếu liền kề tiếp theo có thể được tính bởi công thức:

$$a = \frac{2}{\left(\Delta t\right)^2} \cdot \left[ (x_1 - x_0) - v_0 \cdot \Delta t \right]$$
(9)

Hoặc công thức tổng quát cho các phương x, y và z là:

$$\begin{bmatrix} a_x[n] \\ a_y[n] \\ a_z[n] \end{bmatrix} = \frac{2}{\left(\Delta t\right)^2} \cdot \left( \begin{bmatrix} x[n+1] \\ y[n+1] \\ z[n+1] \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x[n] \\ y[n] \\ z[n] \end{bmatrix} - \Delta t \cdot \begin{bmatrix} v_x[n] \\ v_y[n] \\ v_z[n] \end{bmatrix} \right),$$
(10)

trong đó  $a_i[n]$ - gia tốc của đối tượng nghiên cứu khi chuyển động từ điểm n đến điểm n+1 theo phương x, y và z;  $\Delta t = t[n+1] - t[n]$  và t[n], t[n+1] - thời gian tại điểm n và n+1; x[n+1] - tọa độ của đối tượng nghiên cứu tại điểm n và n+1 theo phương x;  $v_i[n]$  - vận tốc ban đầu tại điểm n;

Trên thực tế, không chỉ có mỗi trường hợp đối tượng nghiên cứu chỉ chuyển động, mà nó còn dừng lại rồi lại di chuyển tiếp. Những thời điểm thay đổi trạng thái như vậy sẽ có giá trị vận tốc và gia tốc tương ứng. Trong phần tiếp theo, ta sẽ nghiên cứu một số trường hợp như vậy và đưa ra công thức tính cho gia tốc.

Trường hợp 1:  $v_n \neq 0$  (m/s),  $v_{n+1} = 0$  (m/s) (hoặc  $v_n = 0$  (m/s),  $v_{n+1} \neq 0$  (m/s))

Trong trường hợp này, có thể phân tích như sau: tại vị trí điểm n, vật có vận tốc  $v_n \neq 0$ và di chuyển trong một khoảng thời gian T nào đó để khi đến điểm n+1 vật có vận tốc  $v_{n+1} = 0$ (Hình 6), khi đó gia tốc của vật sẽ được tính theo công thức (11) hoặc tại vị trí điểm n+1 vật bắt buộc có vận tốc bằng 0 và không quan tâm thời gian T vật đi từ điểm n đến điểm n+1 là bao nhiêu, khi đó gia tốc của vật sẽ được tính theo công thức (12).

$$a_j = \frac{0 - v_n}{T} \tag{11}$$

$$a_j = \frac{0 - v_n^2}{2\Delta x} \tag{12}$$



Hình 5. Vật rời điểm có vận tốc và đến điểm tiếp theo cũng có vân tốc

Hình 6. Vật rời điểm có vận tốc và đến điểm tiếp theo không vận tốc

Hình 7. Vật rời điểm không vận tốc và đến điểm tiếp theo không vận tốc

Cả hai công thức trên đều cho ra được gia tốc của vật tại một thời điểm bất kỳ ứng với trạng thái tương ứng của chúng. Tuy nhiên, như đã trình bày ở trên, phần mềm GPS cho ra dữ liệu sau 1 s, do đó T = 1s, còn vận tốc  $v_n$  được xác định ở phép tính [n-1] phía trước. Tất cả các phép tính sẽ được phần mềm lập trình Microsoft Visual tự động tính các giá trị của gia tốc và vận tốc theo thời gian ứng với các thời điểm khác nhau của xe.

Trường hợp 2:  $v_n = 0$  (m/s),  $v_{n+1} = 0$  (m/s)

Trường hợp xấu nhất là khi vật rời khỏi điểm n với tốc độ  $v_n = 0$  (m/s), và đến điểm n+1 cũng với vận tốc  $v_{n+1}=0$  (m/s) (Hình 7). Điều này có thể được giải thích như sau: vật rời vị trí điểm n với vận tốc là  $v_n = 0$  (m/s), ngay sau đó tăng tốc và đạt vận tốc  $v \neq 0$  (m/s) tại điểm giữa là O', sau đó giảm tốc độ để đi đến điểm n+1 và tại điểm n+1 nó có vận tốc là  $v_{n+1} = 0$  (m/s).

Những trường hợp trên được giải quyết bằng cách tăng tần suất lấy mẫu từ bộ thu GPS lên gấp đôi, điều này giúp thu được nhiều dữ liệu hơn và việc mô phỏng, xây dựng quỹ đạo chuyển động sẽ chính xác hơn.

#### 3.4. Xử lý gia tốc bằng thuật toán xấp xỉ

Giả sử đối tượng nghiên cứu chuyển động giữa các điểm mút (điểm tham chiếu) với gia tốc không đổi, ví dụ: từ điểm 2 đến điểm 3 (Hình 8). Các thông tin về đối tượng trong khoảng giữa hai điểm này là không xác định. Bên cạnh đó, bản thân các điểm tham chiếu này cũng có thể không phải là vị trí chính xác của đối tượng nghiên cứu tại các thời điểm cụ thể, bởi, các vị trí này chứa các thông tin lỗi do sai số của hệ thống GPS. Do đó, không cần thiết phải xác

định chính xác các điểm đó trong phép tính xấp xỉ giá trị gia tốc như là một hàm phụ thuộc vào biến số là thời gian [6]. Quỹ đạo chuyển động được mô tả bởi các công thức sau:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \int \begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{bmatrix} dt;$$

$$\begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{bmatrix} = \int \begin{bmatrix} a_x \\ a_y \\ a_z \end{bmatrix} dt,$$
(13)

trong đó x, y và z - các tọa độ của đối tượng nghiên cứu;  $v_x$ ,  $v_y$  và  $v_z$  - vận tốc theo các hướng x, y và z;  $a_x$ ,  $a_y$  và  $a_z$  - gia tốc theo các hướng x, y và z.

Đối với bất kỳ tập hợp các điểm tham chiếu theo thời gian, giá trị gia tốc cần thiết để đối tượng nghiên cứu đi từ điểm tham chiếu này đến điểm tham chiếu liền kề tiếp theo có tính đến hệ số xấp xỉ f được tính bởi công thức sau:

$$\begin{bmatrix} a_x[n] \\ a_y[n] \\ a_z[n] \end{bmatrix} = f \frac{2}{\left(\Delta t\right)^2} \cdot \begin{bmatrix} x[n+1] \\ y[n+1] \\ z[n+1] \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x[n] \\ y[n] \\ z[n] \end{bmatrix} - \Delta t \cdot \begin{bmatrix} v_x[n] \\ v_y[n] \\ v_z[n] \end{bmatrix} \right)$$
(14)

trong đó  $a_i[n]$  - gia tốc của đối tượng nghiên cứu khi chuyển động từ điểm n đến điểm n+1 theo phương x, y và z;  $\Delta t = t[n+1] - t[n]$  và t[n], t[n+1] - thời gian tại điểm n và n+1; x[n], x[n+1] - tọa độ của đối tượng nghiên cứu tại điểm n và n+1 theo phương x;  $v_i[n]$  - vận tốc ban đầu tại điểm n; và f - hệ số xấp xỉ, có thể thay đổi từ 0 đến 1.



Hình 8. Ví dụ về quỹ đạo bốn điểm với các hệ số f khác nhau

Hệ số xấp xỉ xác định mức độ bám theo các điểm tham chiếu của quỹ đạo chuyển động mới được tạo thành bởi công thức (14). Nếu hệ số bằng 1, quỹ đạo sẽ đi qua các điểm tham chiếu. Nếu hệ số nhỏ hơn 1, nó sẽ nằm gần các điểm tham chiếu. Ví dụ về quỹ đạo cho bốn điểm tham chiếu với các hệ số xấp xỉ khác nhau được trình bày trong Hình 8.

Trên Hình 9 biểu diễn một phần của quỹ đạo chuyển động và các quỹ đạo gần đúng của nó với các hệ số xấp xỉ khác nhau. Dễ dàng nhận thấy, quỹ đạo chuyển động của đối tượng nghiên cứu với hệ số xấp xỉ bằng 1 (đường màu tím) có độ dao động lớn, ứng với trường hợp khi đối tượng nghiên cứu giảm tốc và dừng, gia tốc của xe sẽ thay đổi và bằng giá trị âm, và

sau đó tiến đến giá trị 0. Khi hệ số bằng 0,6, quỹ đạo tương đối trơn nhưng có xu hướng đi lệch ra xa các điểm tham chiếu một khoảng lớn hơn sai số của bộ thu GPS (đường xanh lá cây). Kết quả tốt nhất thu được với hệ số xấp xỉ bằng 0,8 khi đó quỹ đạo (đường màu đỏ) không có độ dao động và bám theo các điểm tham chiếu.



Hình 9. Kết quả của quá trình xử lý một phần tuyến đường

## 4. Kết luận

Khi phân tích quỹ đạo chuyển động được xây dựng từ những dữ liệu GPS, nhận thấy trên quỹ đạo chuyển động có các dữ liệu không phản ánh bản chất của chuyển động. Những điểm như thế này sẽ ảnh hưởng đến việc phân tích và xác định giá trị của vận tốc, gia tốc của đối tượng chuyển động tại thời điểm lấy mẫu. Bài báo này nghiên cứu phương pháp phân tích và xử lý dữ liệu thu được từ thiết bị GPS bằng cách sử dụng phần mềm lập trình Microsoft Visual Studio viết các bộ lọc để xử lý các dữ liệu vị trí thu được từ phần mềm ứng dụng GPS, đồng thời đề xuất các thuật toán làm tăng độ chính xác của các dữ liệu GPS.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. К. Одуан, Б. Гино, Ю. С. Домина, В.М. Татаренкова, М. Б. Кауфмана. Измерение времени. Основы GPS / Москва: Техносфера, 2002. 400 с.
- 2. Ю. А. Соловьев. Системы спутниковой навигации М. : Эко-Трендз, 2000. 270 с.
- Р. В. Бакитько, Е. Н. Болценков, Н. Т. Булавский, В. В. Дворкин, В. С. Ефименко, В. Е. Косенко, В. Я Нартов, А. И. Перов, А. Е. Перьков, В. В. Тюбалин, Ю. М. Урличич, В. Н. Харисов, В. Е. Чеботарев, А. Ю.Шатилов. Под ред. А. И. Петрова, В. Н. Харисов. ГЛОНАСС. Принципы построения и функционирования / Изд. 4-е, перераб. И доп. – М. Радиотехника, 2010. – 800 с.
- В. С. Яценков. Основы спутниковой навигации. Системы GPS NAVSTAR и ГЛОНАСС /– М: Горячая линия – Телеком, 2005. – 272 с.
- 5. М.Р. Богданов. Применение GPS/ГЛОНАСС: Учебное пособие /-Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект», 2012. 136 с.
- 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).

- Phạm Thanh Đàm; Võ Hoàng Mạnh Hùng. Phần mềm quản lý trung tâm trong hệ thống quản lý mục tiêu di động - Học viện công nghệ bưu chính viễn thông.
- 8. Trần Bá Nhiệm. Hệ thống định vị toàn cầu GPS và ứng dụng Đại học Công nghệ thống tin, Đại học quốc gia TP Hồ Chí Minh.
- Nguyễn Quang Phúc; Đỗ Hữu Hùng. Thành lập lưới khống chế thi công bằng công nghệ GPS -Trường Đại học Mỏ - Địa chất.

#### Methods for analyzing and processing GPS data

Abstract: This article studies methods for analyzing and processing GPS data to provide desired and accurate information about their orbits. This method is based on several algorithms to remove interference generated by GPS receivers. These processed GPS data are relatively reliable information and can be used as input data for calculations or simulation models to solve optimal problem in different fields.

Keywords: GPS, data, trajectory, analysis, processing.

## Xây dựng mô hình kết cấu của robot di động warthog

## Nguyễn Tuấn Anh<sup>1</sup>; Vũ Thế Trung Giáp<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Hệ QLHV Sau đại học, Học viện Kỹ thuật quân sự;
<sup>2</sup>Khoa Hàng không vũ trụ/Học viện Kỹ thuật quân sự

#### Tóm tắt

Robot di động Warthog là một robot tự hành cỡ lớn hoạt động được trên nhiều dạng địa hình phức tạp khác nhau. Robot có thể hoạt động thực hiện nhiệm vụ trong các môi trường khắc nghiệt nhờ kết cấu linh hoạt chắc chắn và bánh lốp bám đường tốt, cho phép robot di chuyển dễ dàng qua các địa hình nền cứng, trên cát, thảm thực vật nhỏ, đầm lầy có bùn dày và cả dưới nước. Sàn cơ sở của robot có tấm gắn các tải trọng, các cổng giao tiếp và nguồn điện cho phép dễ dàng tùy chỉnh gắn thêm các loại cảm biến, bộ điều khiển và các công cụ thao tác khác để phù hợp với nhiều ứng dụng của robot trong các nhiệm vụ thực tế khác nhau như robot thám hiểm, khai thác mỏ, nông nghiệp, cứu hỏa và giám sát môi trường. Để vận hành robot hoạt động hiệu quả trong các nhiệm vụ khác nhau, cần nghiên cứu tính toán vị trí, tư thế của robot khi di chuyển trên các địa hình phức tạp. Do đó, việc xây dựng mô hình động lực học của robot là cần thiết để biết được vị trí, tư thế robot vận động khi di chuyển. Nội dung bài báo này trình bày nghiên cứu tính toán, sử dụng công cụ MATLAB từ các thông số thực tế của robot để xây dựng mô hình kết cấu robot, mô hình động học hai chiều cho robot. Các phân tích động học được thực hiện theo các phương án mô phỏng bao gồm các trường hợp địa hình bằng phẳng, địa hình lên dốc nghiêng và địa hình mấp mô hình sin.

Từ khóa: động học, robot di động, ugv robot warthog.

#### 1. Đặt vấn đề

Với sự phát triển mạnh mẽ của công nghiệp hóa hiện đại hóa ở nước ta hiện nay, việc ứng dụng các công nghệ mới, hiện đại vào các dây chuyền sản xuất ngày càng thu hút các nhà đầu tư và doanh nghiệp. Trong đó phải kể đến là việc chế tạo ra robot ứng dụng vào các nhà máy xí nghiệp để gia tăng năng suất, tốc độ sản xuất. Do đó cần có rô bốt công nghiệp có những khả năng thích ứng linh hoạt và thông minh hơn. Ngày nay, ngoài ứng dụng sơ khai ban đầu của rô bốt trong chế tạo máy thì các ứng dụng khác như trong y tế, chăm sóc sức khỏe, nông nghiệp, đóng tàu, xây dựng, an ninh quốc phòng và gia đình đang có nhu cầu gia tăng đang là động lực cho các rô bốt địa hình và rô bốt dịch vụ phát triển. Có thể kể đến một số loại rô bốt đựợc quan tâm nhiều trong thời gian qua là: tay máy rô bốt (Robot Manipulators), rô bốt di động (Mobile Robots), rô bốt phỏng sinh học (Bio Inspired Robots) và rô bốt cá nhân (Personal Robots). Tay máy rô bốt trợ giúp người tàn tật (Rehabilitation robot). Rô bốt di động được nghiên cứu nhiều như Robot Warthog, rô bốt tự hành trên không UAV (Unmanned Arial Vehicles) và rô bốt vũ trụ (Space robots)... Mặc dù về cấu trúc các loại rô bốt có nhiều động của rô bốt trong môi trường tự nhiên.

Về tình hình ngoài nước cụ thể Mỹ là nước tập trung đầu tư hàng trăm tỷ USD cho phát triển hệ thống tác chiến tương lai trong đó rô bốt quân sự hoạt động ở các địa hình trên cạn, dưới nước và trên không chiếm phần không nhỏ. Hiện nay cùng với sự phát triển ở các nước G7 thì nhiều dịch vụ mới được hình thành làm thay đổi quan điểm về rô bốt, từ rô bốt phục vụ công nghiệp sang rô bốt phục vụ cho các nhu cầu xã hội và nhu cầu cá nhân của con người.

Về tình hình trong nước nghiên cứu phát triển rô bốt đã có những bước tiến đáng kể trong

25 năm vừa qua. Nhiều đơn vị trên toàn quốc thực hiện các nghiên cứu cơ bản và nghiên cứu ứng dụng về rô bốt như Trung tâm Tự động hoá, Đại học Bách Khoa Hà Nội, Viện Điện tử, Tin học, Tự động hoá thuộc Bộ Khoa học và Công nghệ, Đại học Bách khoa TP.HCM, Viện Khoa học và Công nghệ quân sự, Học viện Kỹ thuật Quân sự, Viện Cơ học, Viện Công nghệ thông tin thuộc Viện Khoa học Công nghệ Việt Nam. Bên cạnh đó còn phải kể đến Công ty Cổ phần Robot TOSY, doanh nghiệp thiết kế và chế tạo rô bốt Việt Nam có nhiều sản phẩm ấn tượng trên trường quốc tế.

Robot Warthog là một phương tiện mặt đất không người lái cõ lớn có khả năng di chuyển trong thời gian ngắn trong nước. Nó có thể xử lý các môi trường khắc nghiệt với kết cấu chắc chắn, áp suất mặt đất thấp và lốp bám đường, cho phép di chuyển dễ dàng qua đất mềm, thảm thực vật, bùn dày và các đoạn dốc. Các tấm gắn tải trọng và các cổng nguồn và giao tiếp có thể truy cập cho phép robot dễ dàng tùy chỉnh với các cảm biến, bộ điều khiển và các tải trọng khác để đáp ứng nhiều ứng dụng trong khai thác mỏ, nông nghiệp và giám sát môi trường được thiết kế để đi đến những nơi mà không UGV nào khác có thể làm được có cấu trúc chắc chắn bằng thép và nhôm nhẹ giúp xe có áp suất mặt đất và lực kéo thấp để vượt qua mọi loại địa hình khó khăn, bao gồm cả đường dốc và đất mềm. Máy tính tích hợp của robot đi kèm với hệ điều hành Robot (ROS) mã nguồn mở được cài đặt sẵn và cấu hình. Tài liệu, bản trình diễn và hướng dẫn phong phú được cung cấp cùng với mô hình mô phỏng 3D cho Gazebo để giúp bạn bắt đầu nhanh chóng và không gặp rắc rối. Khi nghiên cứu thay đổi, phần cứng của bạn cũng vậy. Tích hợp các cảm biến và bộ điều khiển của bên thứ ba một cách nhanh chóng và dễ dàng với khả năng gắn tải trọng linh hoạt, đễ dàng tiếp cận nguồn điện và I/O có thể cấu hình lại (Ethernet, USB, WIFI, v.v.). Tạo nguyên mẫu robot di động chưa bao giờ nhanh hơn hoặc đễ dàng hơn.



Hình 1. Robot di động Warthog.

Đặc điểm của Robot Warthog là không có hệ thống lái Ackermann vì nó chỉ sở hữu bốn bánh, hoạt động thông qua hệ thống lái trượt, nghĩa là mỗi bên có một động cơ riêng biệt dẫn động, bánh xe ở mỗi bên được kết nối thông qua bộ truyền động dây đai.



Hình 2. Kích thước của robot Warthog.

thấy Nhìn vẽ robot Warthog kích từ hình ta có thước 1,52×1,38×0,83m(4,9×4,5×2,72ft), trong lương cơ bản bao gồm cả bô pin là 280kg (620lb), tổng trọng lượng xe là 590kg (1300lb), Hệ thống truyền động mạnh mẽ của robot Warthog có khả năng di chuyển tải trong 272kg và có thể đat tốc đô lên tới 18km/h trên đất liền. Móc kéo ro-moóc tùy chon cung cấp đủ lực để kéo tải trong lớn và các nông cu tiêu chuẩn ngành một cách dễ dàng.Warthog đi kèm với bô pin Axit chì AGM kín 100Ah, 48V, có thể dễ dàng nâng cấp lên bộ pin Lithium-ion cho phép thời gian chay lên đến 8 giờ. Các nguồn điên dành cho người dùng được hợp nhất độc lập 5V, 12V, 24V và 48V bên trong có thể dễ dàng cung cấp các tải trọng ngốn điện lớn như máy thao tác và dụng cụ nông nghiệp trong nhiều giờ.



#### 2. Mô hình động học robot di động Warthog.

Hình 3. Mô hình tổng thể cấu trúc robot di động Warthog.

Từ hình vẽ ta có thể thấy kết cấu cơ bản của robot Warthog gồm có ba thành phần chính gồm khung và hai dầm bập bênh, mỗi dầm bập bênh có hai bánh xe. Liên kết ba thành phần chính là một hệ thống treo cân bằng độc đáo kết nối hai thanh dầm bập bênh với phần trung tâm phía sau của khung thân robot. Hệ thống treo cân bằng hoạt động luôn lấy trung bình độ nghiêng của hai dầm bập bênh, nhằm giữ cho khung thân robot ở mặt phẳng cân bằng với mặt phẳng tương đối của địa hình. Hệ thống treo cân bằng hoạt động luôn lấy trung bình độ nghiêng của hai dầm bập bênh, nhằm giữ cho khung thân robot ở mặt phẳng cân bằng với mặt phẳng tương đối của địa hình.



Hình 4. Kết cấu cơ bản của robot nhìn từ mặt bên phải.

Như hình vẽ ta thấy đoạn FG là thanh treo của hệ thống treo cân bằng, với điểm F là vị trí khớp nối của hệ thống treo cân bằng với dầm bập bênh. Điểm E là khớp nối giữa khung thân robot với dầm bập bênh. Mỗi đầu khớp của các liên kết giữa khung thân robot với các bánh xe

lần lượt là các điểm A, C. Những điểm khớp này được sử dụng cặp tọa độ (x, y) để xác định vị trí của chúng.



Hình 5. Kết cấu của robot với các khớp và khoảng cách giữa các khớp nhìn từ mặt bên phải.

$r_{AC}=0.909m$	$r_{CE} = 0.465m$
$r_{AE} = 0.465m$	$r_{EF} = 0.256m$
$r_{AF}=0.632m$	$r_{CF} = 0.509m$
$r_{AB} = r_{CD} = 0.305m$	$r_{FG} = 0.607m$

Có thể quan sát từ hình vẽ trên cho thấy các mối liên kết tạo thành các khoảng cách cố định biểu diễn bằng các nét đứt nối các điểm khớp này do kết cấu của hệ thống treo cân bằng nên khoảng cách giữa các điểm khớp là cố định. Sử dụng các cặp tọa độ (x, y) của mỗi điểm khớp, xây dựng các phương trình để xác định từng khoảng cách, độ dài giữa các cặp tọa độ với nhau.

Áp dụng công thức khoảng cách Euclide giữa hai điểm và định lý Pythagore với mỗi chiều dài cố định là cạnh huyền ta có hệ phương trình sau:

$$\begin{pmatrix} (x_A - x_B)^2 + (y_A - y_B)^2 = r^2{}_{AB} \\ (x_C - x_D)^2 + (y_C - y_D)^2 = r^2{}_{CD} \\ (x_A - x_C)^2 + (y_A - y_C)^2 = r^2{}_{AC} \\ (x_A - x_E)^2 + (y_A - y_E)^2 = r^2{}_{AE} \\ (x_C - x_E)^2 + (y_C - y_E)^2 = r^2{}_{CE} \\ (x_C - x_F)^2 + (y_C - y_F)^2 = r^2{}_{CF} \\ (x_E - x_F)^2 + (y_E - y_F)^2 = r^2{}_{EF} \\ (x_F - x_G)^2 + (y_F - y_G)^2 = r^2{}_{FG} \\ (x_A - x_F)^2 + (y_A - y_F)^2 = r^2{}_{AF} \end{cases}$$
(1)

Để có thể tìm được một nghiệm duy nhất của hệ phương trình, cần phân tích các điểm tiếp xúc giữa bánh xe và bề mặt địa hình để xây dựng thêm các phương trình liên kết trong hệ.

Đối với mô hình động học hai chiều cho robot có ràng buộc bánh xe phải luôn bám địa hình. Ràng buộc này cũng có nghĩa là tọa độ điểm tiếp xúc của bánh xe phải khớp với giá trị của địa hình. Từ đó thu được hai phương trình ràng buộc từ bánh xe như sau:

$$\begin{cases}
 y_B - f(x_B) = 0 \\
 y_D - f(x_D) = 0
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

Hơn nữa các điểm tiếp xúc với mặt đất của bánh xe có thể được phân tích theo độ dốc của địa hình.Từ đó thu được hai phương trình ràng buộc tiếp theo từ bánh xe:

$$\begin{cases} m_2(y_A - y_B) + (x_A - x_B) = 0\\ m_4(y_C - y_D) + (x_C - x_D) = 0 \end{cases}$$
(3)

Đối với mô hình này, người ta chọn sử dụng biến x của bánh sau bên phải làm giá trị đầu vào. Tổng hợp từ (1), (2) và (3) ta thu được mô hình động học hai chiều của robot:

$$\begin{cases} (x_A - x_B)^2 + (y_A - y_B)^2 - r^2{}_{AB} = 0\\ (x_C - x_D)^2 + (y_C - y_D)^2 - r^2{}_{CD} = 0\\ (x_A - x_C)^2 + (y_A - y_C)^2 - r^2{}_{AC} = 0\\ (x_A - x_E)^2 + (y_A - y_E)^2 - r^2{}_{AE} = 0\\ (x_C - x_E)^2 + (y_C - y_E)^2 - r^2{}_{CE} = 0\\ (x_C - x_F)^2 + (y_C - y_F)^2 - r^2{}_{CF} = 0\\ (x_E - x_F)^2 + (y_E - y_F)^2 - r^2{}_{FG} = 0\\ (x_F - x_G)^2 + (y_F - y_G)^2 - r^2{}_{FG} = 0\\ (x_A - x_F)^2 + (y_A - y_F)^2 - r^2{}_{AF} = 0\\ y_B - f(x_B) = 0\\ y_D - f(x_D) = 0\\ m_2(y_A - y_B) + (x_A - x_B) = 0\\ m_4(y_C - y_D) + (x_C - x_D) = 0 \end{cases}$$
(4)

Giải hệ phương trình (4), rõ ràng nghiệm sẽ là tập hợp các tọa độ cho mỗi điểm khớp, vì các liên kết và khoảng cách theo định nghĩa của mô hình là không đổi và đã được xác định.

Vì mục tiêu đầu tiên là xác định được tư thế của robot đối với bề mặt địa hình cho trước, nên hàm địa hình phải được đưa dưới dạng biến đầu vào của mô hình. Do tính chất phi tuyến tính của các phương trình nên cũng cần áp dụng một phương pháp số giải đa biến phi tuyến tính.

Việc chọn tọa độ x của trục bánh sau bên phải làm đầu vào xác định một hệ gồm mười ba phương trình và mười ba ẩn số, có nghĩa là có thể thu được ma trận Jacobi vuông, từ đó cho phép lựa chọn phương pháp giải số thích hợp.

Do khả năng hội tụ khá nhanh và đáng tin cậy đối với hệ các phương trình đa biến phi tuyến, phương pháp Newton-Raphson đa biến phi tuyến đã được lựa chọn. Phương pháp Newton-Raphson đa biến có thể được tóm tắt bằng phương trình (5), trong đó  $J_f^{-1}$ là nghịch đảo của ma trận Jacobian, *x* là mảng các biến, và *f*(*x*) là hàm ước lượng tại *x*:

$$F = x - J_f^{-1} \times f(x) \tag{5}$$

Để thực hiện phương pháp Newton-Raphson đa biến phi tuyến phần mềm MATLAB ưu tiên được lựa chọn vì tính tương thích của nó.



Hình 6. Kiến trúc mã mô hình động học vị trí phẳng.

## 3. Kết quả

Áp dụng giải hệ phương trình (4) bằng phương pháp Newton-Raphson đa biến phi tuyến thông qua phần mềm MATLAB thu được vị trí các điểm khớp của robot. Nhìn chung phương pháp này có thể được sử dụng để ước tính tư thế của robot khi nó đi qua một hàm địa hình cụ thể nhất định. Tuy nhiên, nó khá hạn chế ở chỗ chỉ kiểm tra một bên của robot và không tính toán tốt các địa hình không bằng phẳng và gồ ghề. Hơn nữa, ba góc định hướng đầy đủ của khung xe không được tạo tự động và sẽ cần phải thực hiện thêm công việc để thực hiện điều đó. Các góc khớp có tầm quan trọng đặc biệt vì chúng có thể được sử dụng để đánh giá tính ổn định của tư thế hiện tại của robot. Từ các kết quả đó mô phỏng được tư thế vận động của robot và vị trí các điểm khớp khi robot chuyển động trên các dạng địa hình như sau:



Hình 7. Tư thế robot vận động trên địa hình phẳng.



Hình 8. Vị trí các điểm khớp của robot chuyển động trên địa hình phẳng.



Hình 9. Tư thế robot vận động trên địa hình lên dốc.



Hình 10. Vị trí các điểm khớp của robot chuyển động trên địa hình lên dốc.



Hình 11. Tư thế robot vận động trên địa hình mấp mô hình sin.



Hình 12. Vị trí các điểm khớp của robot chuyển động trên địa hình mấp mô hình sin.

#### 4. Kết luận

Việc xây dựng mô hình động học của robot là cần thiết để biết được vị trí, tư thế robot vận động khi di chuyển. Nội dung bài báo đã trình bày nghiên cứu tính toán, sử dụng công cụ MATLAB, từ các thông số thực tế của robot xây dựng mô hình kết cấu robot, mô hình động học hai chiều cho robot. Các kết quả thu được cho thấy các tính toán kết cấu và mô hình động học chính xác làm tiền đề cho các nghiên cứu tiếp theo với Robot di động Warthog. Tuy nhiên, các kết quả hiện tại mới chỉ tính toán mô hình động học hai chiều cho robot mà chưa tính toán mô hình động học ba chiều khi robot di chuyển trên các địa hình phức tạp. Đây sẽ là định hướng nghiên cứu tiếp theo với UGV robot Warthog.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. UGV Warthog https://clearpathrobotics.com
- 2. Nguyễn Văn Đạo (2001). Cơ học giải tích. NXB Đại Học Quốc Gia Hà Nội.
- 3. Nguyễn Văn Khang (2007). Động lực học hệ nhiều vật. NXB Khoa Học Kỹ Thuật.
- 4. Giáo trình Phân tích cơ hệ nhiều vật nhờ máy tính. HVKTQS. NXB QĐND 2018
- 5. Giáo trình Động lực học hệ nhiều vật. HVKTQS. NXB QĐND 2019
- 6. Giáo trình Kỹ thuật robot. HVKTQS. NXB QĐND 2022
- 7. Robot Structural Analysis Professional 2011-2016 toàn tập tiếng Việt của Nguyễn Văn Thiệp
- 8. Phạm Đăng Phước, 2007. Robot công nghiệp. Hà Nội.

- Đỗ Duy Phú, Nguyễn Thu Hà, 2016. Giáo trình Kỹ thuật vi xử lý và vi điều khiển. Trường Đại học Công nghiệp Hà Nội.
- 10. www.dientuvietnam.net

#### Structure model of mobile robot warthog

Abstract: Warthog robot UGV is a large self propelled robot that can operate on many different types of complex terrain. The robot can perform tasks in harsh environments thanks to its sturdy flexible structure and good traction tires, allowing the robot to move easily through hard terrain, sand, and small vegetation, the swamp has thick mud and is also underwater. The robot's base floor features a payload mounting plate, communication ports, and power source, allowing for easy customization of sensors, controllers, and other manipulation tools to suit a variety of applications. robots in various real-life tasks such as robotic exploration, mining, agriculture, firefighting, and environmental monitoring. In order for the robot to work effectively in different tasks, it is necessary to study the position and posture of the robot to know the position and posture of the robot when moving on different terrains. Therefore, it is necessary to build a kinematic model of the robot to know the position and posture of the robot when moving. The content of this paper presents computational research, using MATLAB tools, from the actual parameters of the robot to build a robot structure model, a two-dimensional kinematic model for the robot.

Keywords: kinematics; mobile robot; ugv robot warthog.

# 680

# Nghiên cứu tính toán ảnh hưởng của gió cạnh đến đặc tính khí động của máy bay YAK-130 trong giai đoạn cải bằng của quá trình hạ cánh bằng phần mềm ANSYS-CFX

Phan Đức Đình<sup>1</sup>; Nguyễn Khắc Đại<sup>1</sup>; Phạm Văn Quang<sup>1</sup>; Bùi Văn Cường<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Kỹ thuật hàng không, Học viện Phòng không - Không quân

#### Tóm tắt

Quá trình hạ cánh của máy bay chịu ảnh hưởng của nhiều yếu tố bao gồm tác động của quá trình điều khiển và ảnh hưởng của các yếu tố ngoại cảnh là thay đổi đặc tính khí động của máy bay. Gió cạnh là một yếu tố tác động nhiễu phức tạp, khó lường, làm lệch dòng không khí chảy bao đối xứng quanh máy bay thành dòng khí phi đối xứng, điều này dẫn đến hiện tượng trượt cạnh và làm thay đổi đặc tính khí động của máy bay, ảnh hưởng đến khả năng hạ cánh, có thể dẫn đến uy hiếp an toàn bay và thậm chí gây ra tai nạn bay. Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu sự ảnh hưởng của gió cạnh đến đặc tính khí động học máy bay Yak-130 trong giai đoạn cải bằng của quá trình hạ cánh bằng phần mềm Ansys-CFX, từ đó có dữ liệu để phân tích đánh giá và đưa ra phương án xử lý có hiệu quả loại khí tài này.

Từ khóa: Yak-130; gió cạnh; quá trình hạ cánh.

#### 1. Đặt vấn đề

Gió cạnh là một trong những yếu tố làm cho dòng chảy bao đối xứng thành dòng chảy không đối xứng. Cường độ gió phụ thuộc vào độ chênh áp giữa các miền, vào địa hình mà nó đi qua. Cường độ và hướng của gió thay đổi theo thời gian, không có quy luật rõ ràng, khó mô phỏng được chính xác. Mức độ ảnh hưởng của gió cạnh phụ thuộc vào các yếu tố hình dạng, kích thước, vận tốc  $V_b$  của máy bay, vận tốc gió cạnh  $W_c$  và phụ thuộc vào góc thổi  $\delta$  của gió cạnh.

Đã có một số nghiên cứu về ảnh hưởng của gió cạnh tới đặc tính khí động của máy bay và động cơ, như trong công trình [1] đã chỉ ra ảnh hưởng của gió cạnh tới đặc tính khí động của máy bay L-39 trong quá trình hạ cánh. Trong công trình [2, 3] nghiên cứu ảnh hưởng của gió cạnh đến hiệu suất làm việc của động cơ máy bay và của quạt đuôi trực thăng. Đối với máy bay Yak-130 mới được tổ chức khai thác trong Quân chủng Phòng Không Không Quân hiện chưa có nghiên cứu nào nói về ảnh hưởng của gió cạnh tới đặc tính khí động của nó.

Hiện nay việc áp dụng các phương pháp số vào tính toán các đặc tính khí động của máy bay đã trở nên thông dụng, nếu như phương pháp thực nghiệm cho ra kết quả tương đối sát với thực tiễn, thì phương pháp số giúp tiết kiệm chi phí và đặc biệt là khâu triển khai tính toán nhanh chóng. Trong số các phần mềm tính toán khí động nổi tiếng, thì Ansys-CFX là phần mềm có độ tin cậy cao, khi thiết lập đúng các tham số ban đầu, thì kết quả tính toán có độ sai số nhỏ.

Bài báo sử dụng phương pháp số trên cơ sở phần mềm Ansys-CFX làm công cụ nghiên cứu, đối tượng nghiên cứu là máy bay Yak-130 trong giai đoạn cải bằng của quá trình hạ cánh.

#### 2. Phương pháp tính toán

#### Xây dựng mô hình học

Mô hình hình học của máy bay Yak-130 được xây dựng bằng phần mềm Solidworks, các số liệu được lấy trong tài liệu kỹ thuật [4].

Khối lượng rỗng máy bay m = 4600 kg; Chiều dài thân máy bay:  $L_T = 11.49$  m; Diện tích cánh: S = 23.522 m<sup>2</sup>; Sải cánh:  $L_C = 9.84$  m; Góc mũi tên mép trước cánh:  $\chi = 31^{\circ}$ ; Dây cung gốc cánh  $b_o = 3.8$  m. Càng ở vị trí thả; Cánh tà trước thả một góc  $27^{\circ}$ ; Cánh tà sau thả một góc  $40^{\circ}$ ; Tấm giảm tốc ở vị trí thu, đuội ngang và cá

Tấm giảm tốc ở vị trí thu, đuôi ngang và cánh lái hướng ở chế độ hạ cánh. Trên hình 1 là mô hình máy bay được xây dựng bởi phần mềm Solidworks



Hình 1. Mô hình máy bay Yak-130

## Để thuận tiện cho việc tính toán sử dụng các giả thiết sau:

Coi kết cấu máy bay là cứng tuyệt đối, không có hiện tượng đàn hồi khí động; Khảo sát quá trình hạ cánh máy bay Yak-130 khi không mang treo vũ khí; Gia tốc trọng trường  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ ;

Coi gió cạnh có phương vuông góc với đường băng và thổi từ phải qua trái;

Bỏ qua ảnh hưởng của góc trượt cạnh đến dòng khí đi qua thiết bị vào của động cơ khi có gió cạnh.

## Các điều kiện ban đầu của bài toán khí động được lựa chọn như sau:

Áp suất môi trường:  $p_H = 101325$  Pa;

Nhiệt độ môi trường  $t_H = 25$  °C;

Vận tốc âm thanh: a = 340 m/s;

Mật độ không khí:  $\rho = 1.225 \text{ kg/m}^3$ ;

Mô hình chảy rối: k- $\varepsilon$ ;

Độ nhớt động không khí  $v = 1.553 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s};$ 

Điều kiện hội tụ (sai số tính toán):  $\Delta s < 10^{-4}$ .

Trên Hình 2 thể hiện cách đưa mô hình từ phần mềm Solidworks vào môi trường làm việc của phần mềm Ansys



Hình 2. Đưa mô hình từ Solidworks vào trong môi trường Ansys

Kích thước miền tính toán phù hợp cho dòng dưới âm ở trong khoảng:

 $(X) \times (Y) \times (Z) = (10 \div 15b_o) \times (6b_o \div 8b_o) \times (6b_o \div 10b_o)$ 

Trong đó: b<sub>o</sub> là dây cung gốc cánh.

Sử dụng công cụ Meshing của phần mềm Ansys-CFX [5] để chia lưới mô hình tính toán, các phân tố thể tích của lưới hình tứ diện, các phân tố mặt hình tam giác. Chọn hàm kích thước mở rộng là Proximity and Curvature, đây là hàm mở rộng chuyên dùng cho mô phỏng CFD. Với hàm này lưới sẽ được chia nhỏ mịn hơn ở những đường hoặc bề mặt có kích thước nhỏ và thô hơn ở những bề mặt lớn hơn hoặc xa máy bay theo tỉ lệ Growth Rate thiết lập (ở đây đặt là 1.2). Trong mô phỏng CFD ta quan tâm nhiều đến vùng không gian gần bề mặt đối tượng nghiên cứu nên lưới ở khu vực này cần có độ mịn cần thiết.

Trên Hình 3 là kết quả chia lưới miền tính toán dòng chảy bao mô hình máy bay trong giai đoạn kéo bằng với  $\alpha = 12^{\circ}$ ,  $\beta = 15,1^{\circ}$  (gồm 939403 nút, có 5118596 phần tử).



Hình 3. Chia lưới miền tính toán dòng chảy bao máy bay Yak-130 khi  $\alpha = 12^{\circ}$ ;  $\beta = 15.1^{\circ}$ 

Để giải được bài toán cần thiết lập thuộc tính cho dòng chảy bao mô hình trong miền tính toán. Dòng chảy trong miền tính toán mặc định chọn là dòng dừng, liên tục có áp suất 1 at với mô hình chảy rối mặc định k- $\varepsilon$ .

Bề mặt biên của miền tính toán bao gồm "Tường" (thuộc bề mặt trong của miền tính toán); cửa dòng khí "Vào", cửa dòng khí "Ra", và mặt biên "Xung quanh" (thuộc bề mặt ngoài của miền tính toán). "Tường" được áp đặt điều kiện không chảy thấu, có bề mặt nhám và không trao đổi nhiệt. Độ nhám bề mặt nhẫn bóng.

Kích thước của mô hình được mô phỏng bằng kích thước thực của máy bay Yak-130. Dòng khí cửa "Vào" được áp dụng cho dòng dưới âm, chảy thẳng góc, cường độ rối nhớt
trung bình (5 %), có mật độ không khí 1.225 kg/m<sup>3</sup> và nhiệt độ 25°C. Dòng cửa "Ra" là dòng chảy dưới âm có áp suất tĩnh trung bình là 1at.

Bề mặt biên "Xung quanh" được mặc định là mở, dòng dưới âm, chảy thẳng góc với bề mặt biên có cường độ xoáy nhớt trung bình (5%), nhiệt độ mở và có giá trị trung bình 15°C (288 K).

Kiểm soát quá trình giải được lựa chọn mô hình giải chất lượng cao, số bước lặp tính toán ở giá trị 200, độ hội tụ (sai số tính toán) được chọn 10<sup>-4</sup>.



Hình 4. Thiết lập thuộc tính dòng chảy bao mô hình trong miền tính toán

3. Kết quả tính toán và đánh giá ảnh hưởng của gió cạnh tới đặc tính khí động của máy bay Yak-130 khi hạ cánh có ảnh hưởng của gió cạnh

Kết quả tính toán thực hiện với vận tốc  $V_b = 55,56$  m/s, góc tấn  $\alpha = 12^\circ$ , vận tốc gió cạnh  $W_c = 0 \div 30$  m/s tương ứng với góc trượt cạnh  $\beta = 0^\circ \div 28.23^\circ$ , kết quả thu được bao gồm trường phân bố áp suất, trường vận tốc, đồ thị kết quả sự phụ thuộc của các hệ số  $C_x$ ,  $C_y$ ,  $C_z$ ,  $m_x$ ,  $m_y$ ,  $m_z$ , K,  $\overline{x}_F$ ,  $\overline{z}_F$  theo vận tốc gió cạnh  $W_c$ .



a) Trường áp suất

b) Trường vận tốc



Từ kết quả trên các đồ thị (Hình 6,7,8,9) cho thấy, khi xuất hiện gió cạnh thì các hệ số lực và mô-men cũng như tọa tiêu điểm khí động tương đối bị thay đổi. Mức độ ảnh hưởng của



gió cạnh đến các tham số khí động phụ thuộc vào độ lớn của nó.

Hình 6. Đồ thị sự phụ thuộc các hệ số lực khí động vào tốc độ gió cạnh  $W_c$ 



Hình 8. Sự thay đổi chất lượng khí động K vào tốc độ gió cạnh W<sub>c</sub>



20

25

30

Vận tốc gió cạnh càng tăng thì hệ số lực nâng  $C_y$  (Hình 6) càng giảm còn hệ số lực cản  $C_x$  tăng mạnh. Ở tốc độ gió cạnh  $W_c = 5$  m/s các hệ số  $C_y = 1,052$ ,  $C_x = -0,239$  nhưng ở tốc độ gió cạnh  $W_c = 25$  m/s thì các hệ số  $C_y = 0,909$ ,  $C_x = -0,307$ . Dấu âm ở hệ số lực cản thể hiện lực cản ngược chiều với chuyển động của máy bay. Khi lực cản tăng càng làm giảm vận tốc hạ cánh  $V_b$  của máy bay dẫn đến làm giảm lực nâng Y- Máy bay mất độ cao và có thể gây nên uy hiếp an toàn bay khi hạ cánh. Sự thay đổi hệ số  $C_y$  và  $C_x$  là vì khi có gió cạnh sự chuyển động diễn ra mạnh hơn, làm tăng hệ số lực cản của dòng chảy bao. Mặt khác khi có gió cạnh làm thay đổi hướng chảy tới dòng khí, thành phần vận tốc tham gia tạo lực nâng giảm đi, kết hợp với tách dòng sớm dẫn đến hệ số lực nâng giảm. Đồng thời khi xuất hiện gió cạnh cũng làm xuất hiện lực cạnh Z. Với tốc độ gió cạnh  $C_z = -0,278$ . Dấu âm ở hệ số lực cạnh trơng ứng với máy bay đang bị dạt sang bên trái. Gió cạnh càng lớn thì hệ số lực cạnh  $C_z$  có giá trị càng lớn.

Khi xuất hiện gió cạnh làm xuất hiện các mô-men  $M_x$ ,  $M_y$  và  $M_z$  (Hình 7) làm cho máy

684

0.02



Hình 7. Đồ thị sự phụ thuộc các hệ số mô-men khí động vào tốc độ gió cạnh  $W_c$ 

bay mất cân bằng trong quá trình hạ cánh. Gió cạnh càng tăng thì hệ số mô-men  $m_x$  và  $m_y$  càng tăng. Hệ số mô-men  $m_x$  và  $m_y$  có giá trị âm tức là máy bay lúc này bị nghiêng sang trái và quay đầu sang phải. Đối với mô-men  $M_z$  khi vận tốc gió cạnh  $W_c = 0.15$  m/s mô-men  $M_z$  có xu hướng làm cho máy bay chúc xuống, tuy nhiên khi vận tốc gió cạnh  $W_c = 15.30$  m/s thì mô-men  $M_z$  có xu hướng làm cho máy bay ngóc lên, vì lúc này góc trượt cạnh  $\beta>15,1^{\circ}$  ( $\beta$  - là góc tấn của đuôi đứng) xuất hiện hiện tượng tách dòng trên đuôi đứng làm cho lực cản của đuôi đứng lớn, lực cản này sẽ làm cho máy bay có xu hướng ngóc lên. Vì vậy khi có tác động của gió cạnh, cần phải có sự can thiệp điều khiển của phi công để đưa máy bay về trạng thái cân bằng trong quá trình hạ cánh.

Trên đồ thị Hình 8 thấy rằng chất lượng khí động ( $K = C_y/C_x$ ) theo vận tốc gió cạnh, chất lượng khí động của máy bay giảm dần khi vận tốc gió cạnh tăng dần, ở vận tốc gió cạnh  $W_c$  = 5 m/s thì K = 4,4 nhưng với vận tốc gió cạnh  $W_c = 25$  m/s thì hệ số chất lượng khí động giảm xuống còn K = 2,69.

Ånh hưởng tiếp theo của gió cạnh đến máy bay Yak-130 khi hạ cánh là làm thay đổi vị trí tiêu điểm khí động (Hình 9). Theo trục Ox tiêu điểm khí động có xu hướng dịch chuyển về phía sau khi tốc độ gió cạnh nhỏ hơn  $W_c = 15$  m/s, điều này làm cho máy bay có xu hướng chúc xuống, tuy nhiên khi tốc độ gió cạnh lớn hơn 15 m/s thì tiểu điểm khí động lại có xu hướng dịch chuyển về phía trước. Theo trục Oz tiêu điểm khí động di chuyển khá nhiều sang bên phải máy bay khi có gió cạnh. Ở vận tốc gió cạnh  $W_c = 0$  m/s tiêu điểm khí động nằm trên mặt phẳng đối xứng  $\overline{z}_F = 0$ , tuy nhiên khi vận tốc gió cạnh tăng lên  $W_c = 25$  m/s tiêu điểm khí động dịch sang phải dọc theo trục Oz một giá trị  $\overline{z}_F = 0.036$ .

### 4. Kết luận

Gió cạnh ảnh hưởng rất lớn tới đặc tính khí động của máy bay trong quá trình hạ cánh. Gió cạnh làm giảm lực nâng, tăng lực cản, làm xuất hiện lực khí động cạnh Z, các mô-men  $M_x$ ,  $M_y$  và  $M_z$  và làm dịch chuyển tiêu điểm khí động của máy bay. Điều này làm cho quá trình hạ cánh của máy bay khó khăn hơn và có thể dẫn đến uy hiếp an toàn bay. Việc đưa ra kết quả nghiên cứu, tính toán và xác định đặc tính khí động của máy bay Yak-130 trong quá trình hạ cánh khi có gió cạnh bằng phần mềm Ansys giúp cho các nhà nghiên cứu và khai thác có dữ liệu để phân tích đánh giá, từ đó đưa ra phương án xử lý có hiệu quả loại khí tài này.

### Tài liệu tham khảo

- 1. Nguyễn Đình Sơn. (2014). *Nghiên cứu ảnh hưởng của gió cạnh tới đặc tính khí động của máy bay trong quá trình hạ cánh*. Luận án Tiến sĩ kỹ thuật.
- 2. Will E. Graf. (2005). "Effects of Duct Lip Shaping and Various Control Devices on the Hover and Forward Flight Performance of Ducted Fan UAVs". Blacksburg, Virginia.
- Yann Colin, Bertrand Aupoix, Jean-Fran, cois Boussuge and Philippe Chanez. (2008). "Prediction of crosswind inlet flows: some numerical and modelling challenges". Toulouse, 31000, France.
- 4. ПАО «Корпорация «Иркут». (2020). Техническая спецификация самолёта Як-130. Россия.
- 5. ANSYS. Inc (2011). ANSYS CFX-Solver Theory Guide 14.0. USA.
- 6. В.В. Логинов. (2016). Сравнительный анализ аэродинамических характеристик учебнобоевого самолёта, Харьковский университет Воздушных, Харьков, Системи обробки інформації. ISSN 1681-7710, Россия.

# A study calculating the effect of edge wind on the aerodynamic characteristics of the YAK-130 aircraft during the modification phase of the landing process using ANSYS-CFX software

**Abstract:** This paper investigates the effects of cross winds to aerodynamics characteristics of Yak-130 aircraft in the flare phase of landing process. Numerical method (simulated by ANSYS CFX) with k- $\varepsilon$  turbulent model were used. The parameters: speed of aircraft, angle of attack, angle of landing gears, flaps and speed of cross winds were investigated to obtain the changes in the aerodynamic characteristics of this aircraft according to speed of cross winds. The research results are the basis to analyze the impact of cross wind to Yak-130 aircraft during the landing process, thereby providing an effective treatment plan.

Keywords: Yak-130, cross winds, landing process.

# Nghiên cứu phân bố ứng suất giữa các lớp của panel trụ FG sandwich chịu tác dụng của tải trọng tĩnh

Trần Ngọc Đoàn<sup>1\*</sup>, Trần Văn Hùng<sup>2</sup>, Trần Ngọc Anh<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự; <sup>2</sup>Trường Sỹ quan Tăng thiết giáp; <sup>3</sup>Học viện Phòng không - Không quân

### Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu đáp ứng tĩnh của panel trụ FG sandwich chịu tác dụng của các dạng tải trọng hướng kính khác nhau theo lý thuyết biến dạng trượt bậc cao tựa 3D. Hệ phương trình chủ đạo được xây dựng dựa trên nguyên lý công ảo, việc giải hệ phương trình chủ đạo này được thực hiện theo phương pháp giải tích sử dụng phép phân tích theo chuỗi lượng giác đơn và phép biến đổi Laplace. Tính chất vật liệu hiệu dụng của FG sandwich biến đổi theo quy luật hỗn hợp Voigt với quy luật phân bố tỉ lệ thể tích theo hàm lũy thừa. 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 các phương án lý thuyết bậc cao khác đã công bố. Thông qua các ví dụ tính toán cụ thể, bài báo đánh giá ảnh hưởng của một số tham số chính (điều kiện biên, chỉ số tỉ lệ thể tích) tới sự phân bố của trạng thái ứng suất giữa các lớp tại vị trí biên của panel.

Từ khóa: FG sandwich; Phân bố ứng suất giữa các lớp; Panel trụ; Phương pháp giải tích

### 1. Mở đầu

Trong những năm gần đây, kết cấu FG sandwich được sử dụng ngày càng nhiều trong nhiều lĩnh vực công nghệ, như: hàng không vũ trụ, chế tạo máy, ô tô, đóng tàu, ... Áp dụng kết cấu dạng FG sandwich cho phép tối ưu hóa việc sử dụng vật liệu FG, loại vật liệu có chi phí chế tạo đắt đỏ, trong chế tạo kết cấu. Đáp ứng cơ học của các kết cấu FG sandwich được cải thiện đáng kể dựa trên việc áp dụng FGM để chế tạo lớp lõi, hoặc lớp mặt bên. Xuất phát từ nhu cầu thực tế trong áp dụng loại vật liệu kết cấu này vào các ngành công nghệ khác nhau, nên đã có nhiều công trình nghiên cứu tập trung đánh giá độ bền, độ tin cậy, dao động kết cấu làm từ FG sandwich chịu tác dụng của nhiều dạng tải trọng khác nhau. Nghiên cứu tổng quan về phân tích kết cấu làm từ FG sandwich được trình bày trong các công trình của Birman và Kardomatea [1], Garg và cộng sự [2].

Sử dụng lý thuyết đàn hồi ba chiều, Anderson [3] nghiên cứu ứng xử cơ học của panel FG sandwich chịu tải trọng ngang gây ra bởi một quả cầu cứng; thông qua phân tích tham số cho thấy, việc sử dụng lõi FGM làm giảm ứng suất cắt theo phương ngang giữa các bề mặt trong trường hợp kết cấu có các tấm mặt mỏng (hoặc có chiều dày tương đối nhỏ). Sử dụng các mô hình lý thuyết vỏ bậc cao khác nhau, Tornabene và cộng sự [4] đã phân tích ảnh hưởng của các tham số hình học, vật liệu tới phân bố của ứng suất và biến dạng dọc theo chiều dày đối với vỏ hai độ cong làm từ vật liệu FG sandwich với các cấu hình vật liệu khác nhau. Zenkour [5] trình bày kết quả phân tích tĩnh của tấm FG sandwich chịu tác dụng của tải trọng hình sin theo các lý thuyết tấm khác nhau. Kết cấu FG sandwich được nghiên cứu bao gồm: lõi là kim loại, hoặc gốm, còn mặt trên và dưới là các tấm FGM. Thông qua phân tích tĩnh và dao động tự do

<sup>\*</sup> Email: tranngocdoan@lqdtu.edu.vn; Tel: 0978691411

của vỏ trụ và panel trụ làm từ vật liệu composite lớp và FG sandwich, Punera và Kant [6, 7] đã đánh giá sai số và đưa ra các kết luận về độ chính xác của các mô hình lý thuyết bậc cao khác nhau so với kết quả tính toán theo lý thuyết đàn hồi ba chiều. Tran Ngoc Doan và cộng sự [8 - 10] đã nghiên cứu đáp ứng tĩnh và hiện tượng tập trung ứng suất đối với vỏ trụ composite lớp và vỏ trụ FGM. Trong các nghiên cứu này, nhóm tác giả đã sử dụng các phiên bản lý thuyết bậc cao tựa 3D khác nhau kiểu phân tích đa thức theo chiều dày và phương pháp giải tích dựa trên cơ sở phân tích theo chuỗi lượng giác đơn kết hợp với phép biến đổi Laplace.

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả trình bày kết quả phân tích phân bố ứng suất giữa các lớp của panel trụ FG sandwich với các cấu hình khác nhau, sử dụng các phiên bản lý thuyết bậc cao tựa 3D khác nhau. Để giải hệ phương trình chủ đạo, các tác giả sử dụng phương pháp giải tích dựa trên cơ sở phân tích theo chuỗi lượng giác đơn kết hợp với phép biến đổi Laplace được trình bày chi tiết trong nghiên cứu [11]. Theo hiểu biết của nhóm tác giả, điểm mới của bài báo này so với các công trình nghiên cứu đã công bố trước đó là việc sử dụng mô hình lý thuyết biến dạng cắt bậc cao 12 và 14 ẩn trong tính toán panel trụ FG sandwich, đồng thời cũng đánh giá ảnh hưởng của một số tham số chính tới sự phân bố của các thành phần ứng suất bên trong panel trụ khi sử dụng các mô hình lý thuyết này.

# 2. Xây dựng hệ phương trình chủ đạo và phương pháp giải

### 2.1. Đặt bài toán

Ta xét panel trụ FG sandwich có cấu tạo gồm ba lớp, trong đó hai lớp ngoài cùng là kim loại, hoặc gốm, lớp lõi làm từ vật liệu FGM tạo thành từ hai pha kim loại và gốm. Mô hình cấu tạo và tham số hình học của panel trụ được trình bày trên Hình 1. Trong nghiên cứu này, ta sử dụng mặt trung bình làm mặt tham chiếu. Panel có chiều dày h, chiều dày lớp trong là  $(h_1 - h_0)$ , lớp lõi FGM có chiều dày là  $(h_2 - h_1)$ , chiều dày lớp ngoài là  $(h_3 - h_2)$ . Trong nghiên cứu này, ta xem xét 2 cấu hình phân bố vật liệu như trình bày trên Hình 1. Panel chịu tác dụng của tải trọng hướng kính hình sin phân bố trên bề mặt ngoài theo quy luật:

$$q(\xi,\theta) = Q_m(\xi)\sin(m\pi\theta/\varphi), \tag{1}$$

trong đó,  $\varphi$  - góc mở của panel trụ,  $f(\xi)$  là quy luật phân bố của tải trọng theo tọa độ  $\xi$ . Panel có bán kính R, chiều dài L, chiều rộng  $b = \varphi R$ . Các tọa độ cong không thứ nguyên bao gồm tọa độ theo hướng dọc trục  $\xi$  và tọa độ theo hướng vòng  $\theta$ .

Các tính chất đàn hồi hiệu dụng của lớp vật liệu thứ k được xác định thông qua hàm tỉ lệ thể tích pha gốm bằng cách sử dụng quy luật hỗn hợp Voigt:

$$E_{eff}^{(k)}(z) = E_m^{(k)} + \left(E_c^{(k)} - E_m^{(k)}\right) V_c^{(k)}(z),$$

$$\mu_{eff}^{(k)}(z) = \mu_m^{(k)} + \left(\mu_c^{(k)} - \mu_m^{(k)}\right) V_c^{(k)}(z).$$
(2)

trong đó,  $E_{eff}^{(k)}$  và  $\mu_{eff}^{(k)}$  lần lượt là mô đun đàn hồi và hệ số Poisson hiệu dụng của lớp thứ k, ký hiệu "c" là pha gốm, ký hiệu "m" là pha kim loại.



Hình 1. Mô hình cấu tạo và tham số hình học của panel FG sandwich

Quy luật phân bố tỉ lệ thể tích  $V_c^{(k)}(z)$  theo chiều dày panel được xác định thông qua chỉ số tỉ lệ thể tích  $\eta$  như sau:

$$V_{c}^{(k)}(z) = \begin{cases} 1, & z \in [h_{0}, h_{1}], \\ \left(\frac{z - h_{2}}{h_{1} - h_{2}}\right)^{\eta}, & z \in [h_{1}, h_{2}], \\ 0, & z \in [h_{2}, h_{3}]. \end{cases} \qquad V_{c}^{(k)}(z) = \begin{cases} 0, & z \in [h_{0}, h_{1}], \\ \left(\frac{z - h_{1}}{h_{2} - h_{1}}\right)^{\eta}, & z \in [h_{1}, h_{2}], \\ 1, & z \in [h_{2}, h_{3}]. \end{cases}$$
(3)

(Đối với cấu hình I)

(Đối với cấu hình II)

### 2.2. Chuyển vị, biến dạng và ứng suất

Ta sử dụng mô hình chuyển vị dạng đa thức theo chiều dày. Các thành phần chuyển vị được phân tích dưới dạng tổng sau:

$$u(\xi,\theta,z) = \sum_{i=0}^{N_{UV}} u_i(\xi,\theta) \frac{z^i}{i!}, \ v(\xi,\theta,z) = \sum_{i=0}^{N_{UV}} v_i(\xi,\theta) \frac{z^i}{i!}, \ w(\xi,\theta,z) = \sum_{j=0}^{N_W} w_j(\xi,\theta) \frac{z^j}{j!}.$$
 (4)

Trong đó,  $N_{UV}$ ,  $N_W$  là số lượng số hạng được tính đến của chuyển vị u, v và w, đồng thời thỏa mãn bất đẳng thức  $N_{UV} \ge N_W \ge 2$ . Việc phân tích thành phần chuyển vị theo chiều dày dưới dạng công thức (4) cho phép nghiên cứu trạng thái ứng suất – biến dạng của panel trụ có tính đến ảnh hưởng của biến dạng trượt và ứng suất pháp theo phương z. Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả sử dụng các phiên bản lý thuyết bậc cao khác nhau có tính đến ảnh hưởng của cả biến dạng, ứng suất cắt theo phương ngang và biến dạng, ứng suất pháp theo phương ngang (HOSNT - Higher order shear and normal theory). Các chỉ số đi kèm xác định số  $N_{UV}$ ,  $N_W$  được tính đến. Ví dụ, phiên bản lý thuyết HOSNT33 tương ứng với  $N_{UV} = 3$ ,  $N_W = 3$ , phiên bản lý thuyết HOSNT43 tương ứng với  $N_{UV} = 4$ ,  $N_W = 3$ .

Quan hệ biến dạng-chuyển vị tuyến tính trong hệ tọa độ cong trực giao  $O\xi \theta_z$  được định nghĩa như sau :

$$\varepsilon_{\xi} = \frac{1}{R} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \varepsilon_{\xi}^{i} \frac{z^{i}}{i!}, \quad \varepsilon_{\theta} = \frac{1}{R+z} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \varepsilon_{\theta}^{i} \frac{z^{i}}{i!}, \quad \gamma_{\xi\theta} = \frac{1}{R} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \gamma_{\xi\theta}^{i} \frac{z^{i}}{i!} + \frac{1}{R+z} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \lambda_{\xi\theta}^{i} \frac{z^{i}}{i!}, \quad \gamma_{\xiz} = \frac{1}{R} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \gamma_{\xiz}^{i} \frac{z^{i}}{i!}, \quad \gamma_{\theta z} = \frac{1}{R+z} \sum_{i=0}^{N_{UV}} \gamma_{\theta z}^{i} \frac{z^{i}}{i!}, \quad \varepsilon_{z} = \sum_{j=0}^{N_{W}} \varepsilon_{z}^{j} \frac{z^{j}}{j!}. \quad (5)$$

trong đó:

$$\begin{split} \varepsilon_{\xi}^{i} &= \frac{\partial u_{i}}{\partial \xi}, \quad \gamma_{\xi\theta}^{i} = \frac{\partial v_{i}}{\partial \xi}, \quad \lambda_{\xi\theta}^{i} = \frac{\partial u_{i}}{\partial \theta}, \quad \varepsilon_{\theta}^{i} = \frac{\partial v_{i}}{\partial \theta} + w_{i}, \\ \gamma_{\xi z}^{i} &= \frac{\partial w_{i}}{\partial \xi} + Ru_{i+1}, \quad \gamma_{\theta z}^{i} = \frac{\partial w_{i}}{\partial \theta} + Rv_{i+1} + (i-1)v_{i}, \quad \varepsilon_{z}^{j} = w_{j+1}. \end{split}$$

Phương trình định luật Hooke biểu diễn liên hệ giữa biến dạng và ứng suất đối với lớp thứ *k* trong trường hợp panel làm từ vật liệu trực hướng có dạng:

$$\begin{cases} \sigma_{\xi} \\ \sigma_{\theta} \\ \sigma_{z} \\ \tau_{\xi\theta} \\ \tau_{\xiz} \\ \tau_{\thetaz} \end{cases}^{(k)} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}^{(k)} \begin{bmatrix} \varepsilon_{\xi} \\ \varepsilon_{\theta} \\ \varepsilon_{z} \\ \gamma_{\xi\theta} \\ \gamma_{\xiz} \\ \gamma_{\thetaz} \end{bmatrix}^{(k)} .$$
(6)

Ở đây,  $\sigma_{\xi}^{(k)}$ ,  $\sigma_{\theta}^{(k)}$ ,  $\sigma_{z}^{(k)}$ ,  $\tau_{\xi\theta}^{(k)}$ ,  $\tau_{\xiz}^{(k)}$ ,  $\tau_{\theta z}^{(k)}$  là các thành phần ứng suất pháp và ứng suất tiếp tương ứng,  $C_{ij}^{(k)}$  (i = 1, 2, 3, j = 1, 2, 3),  $C_{44}^{(k)}$ ,  $C_{55}^{(k)}$ ,  $C_{66}^{(k)}$  là các hằng số độ cứng của vật liệu lớp thứ k:

$$C_{ii}^{(k)} = \frac{E_{eff}^{(k)} \left(1 - \mu_{eff}^{(k)}\right)}{\left(1 + \mu_{eff}^{(k)}\right) \left(1 - 2\mu_{eff}^{(k)}\right)}, \quad i = 1, 2, 3, \quad C_{jj}^{(k)} = \frac{E_{eff}^{(k)}}{2\left(1 + \mu_{eff}^{(k)}\right)}, \quad j = 4, 5, 6,$$

$$C_{ij}^{(k)} = \frac{E_{eff}^{(k)} \mu_{eff}^{(k)}}{\left(1 + \mu_{eff}^{(k)}\right) \left(1 - 2\mu_{eff}^{(k)}\right)}, \quad i \neq j.$$
(7)

### 2.3. Hệ phương trình cân bằng và điều kiện biên

Hệ phương trình cân bằng và các điều kiện biên tương ứng được xây dựng theo nguyên lý công ảo. Đối với panel trụ FG sandwich với hai cạnh đối diện  $\theta = 0$ ,  $\theta = \varphi$  tựa đơn, hệ phương trình cân bằng có dạng sau [12]:

$$\sum_{i=0}^{N_{UV}} \left( A_{1i}^{l} + A_{1i,11}^{l} \frac{d^{2}}{d\xi^{2}} - \beta_{m}^{2} A_{1i,22}^{l} \right) U_{im} - \beta_{m} \sum_{i=0}^{N_{UV}} A_{2i,12}^{l} \frac{d}{d\xi} V_{im} + \sum_{i=0}^{N_{W}} A_{3i,1}^{l} \frac{d}{d\xi} W_{im} = 0, \quad l = 1, 2, ..., (N_{UV} + 1),$$

$$\beta_{m} \sum_{i=0}^{3} A_{1i,12}^{j} \frac{d}{d\xi} U_{im} + \sum_{i=0}^{3} \left( A_{2i}^{j} + A_{2i,11}^{j} \frac{d^{2}}{d\xi^{2}} - \beta_{m}^{2} A_{2i,22}^{j} \right) V_{im} + \beta_{m} \sum_{i=0}^{2} A_{3i,2}^{j} W_{im} = 0, \quad j = (N_{UV} + 1), \dots, 2(N_{UV} + 1).$$

$$\sum_{i=0}^{N_{UV}} A_{1i,1}^{n} \frac{d}{d\xi} U_{im} + \sum_{i=0}^{N_{W}} \left( A_{3i}^{n} + A_{3i,11}^{n} \frac{d^{2}}{d\xi^{2}} - \beta_{m}^{2} A_{3i,22}^{n} \right) W_{im} + \beta_{m} \sum_{i=0}^{N_{UV}} A_{2i,2}^{n} V_{im} = A_{q}^{n} Q_{m}, \quad n = (2N_{UV} + 3), \dots (2N_{UV} + N_{W} + 3).$$
(8)

trong đó,  $U_{im}$ ,  $V_{im}$ ,  $W_{im}$  liên hệ với các thành phần chuyển vị (4) theo biểu thức:

$$u_{i}(\xi,\theta) = U_{im}(\xi)\sin(\beta_{m}\theta), \quad v_{i}(\xi,\theta) = V_{im}(\xi)\cos(\beta_{m}\theta),$$
  

$$w_{j}(\xi,\theta) = W_{jm}(\xi)\sin(\beta_{m}\theta), \quad \beta_{m} = \frac{m\pi}{\varphi}.$$
(9)

Các hệ số  $A_i^j$  trong phương trình (11) là các hằng số chỉ phụ thuộc vào kích thước hình học, thông số vật liệu của panel. Điều kiện biên còn lại trên các cạnh  $\xi = 0$  và  $\xi = \xi_0 = L/R$  như sau:

- Đối với biên ngàm chặt:  $U_{im} = V_{im} = W_{jm} = 0, i = 0, 1, ..., N_{UV}, j = 0, 1, ..., N_W.$  (10.a)
- Đối với biên gối tựa:  $dU_{im} / d\xi = V_{im} = W_{jm} = 0, i = 0, 1, ..., N_{UV}, j = 0, 1, ..., N_W.$  (10.b)

#### 2.4. Phương pháp giải tích

Hệ phương trình (8) là hệ phương trình vi phân thường với hệ số hằng và có thể giải được bằng phép biến đổi Laplace. Ký hiệu  $\overline{U}_{im}(p)$ ,  $\overline{V}_{im}(p)$ ,  $\overline{W}_{jm}(p)$  là các hàm ảnh của các chuyển vị  $U_{im}(\xi)$ ,  $V_{im}(\xi)$ ,  $W_{jm}(\xi)$  theo phép biến đổi Laplace trong không gian phức. Ta chuyển hệ (8) thành hệ phương trình đại số đối với các hàm ảnh  $\overline{U}_{im}(p)$ ,  $\overline{V}_{im}(p)$ ,  $\overline{W}_{jm}(p)$ . Giải hệ phương trình đại số nhận được ta rút ra được biểu thức dưới dạng phân thức đại số theo p đối với các hàm ảnh  $\overline{U}_{im}(p)$ ,  $\overline{V}_{im}(p)$ ,  $\overline{W}_{jm}(p)$ . Thực hiện phép biến đổi Laplace ngược, ta sẽ nhận được biểu thức của các thành phần chuyển vị  $U_{im}(\xi)$ ,  $V_{im}(\xi)$ ,  $W_{jm}(\xi)$ . Để xác định các thành phần biến dạng và ứng suất phẳng, ta sử dụng các biểu thức (5), (6). Các thành phần ứng suất cắt theo phương ngang còn lại được xác định dựa trên phương trình cân bằng của lý thuyết đàn hồi 3D:

$$\begin{aligned} \tau_{\xi z} &= -\frac{1}{R+z} \int_{-h/2}^{z} \left[ \left( 1 + \frac{z}{R} \right) \frac{\partial \sigma_{\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial \tau_{\xi \theta}}{\partial \theta} \right] dz, \\ \tau_{\theta z} &= -\frac{R}{(R+z)^2} \int_{-h/2}^{z} \left[ \left( 1 + \frac{z}{R} \right) \frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta} + \left( 1 + \frac{z}{R} \right)^2 \frac{\partial \tau_{\xi \theta}}{\partial \xi} \right] dz, \end{aligned}$$

$$(11)$$

$$\sigma_{z} &= -\frac{1}{R+z} \int_{-h/2}^{z} \left[ \left( 1 + \frac{z}{R} \right) \frac{\partial \tau_{\xi z}}{\partial \xi} + \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial \theta} - \sigma_{\theta} \right] dz.$$

3. Tính toán số và thảo luận

3.1. Tính toán kiểm chứng

691

Trong mục này, kết quả phân tích độ võng và ứng suất không thứ nguyên của panel trụ FG sandwich cấu hình I tựa đơn trên cả 4 cạnh, chịu tác dụng của tải trọng hình sin theo biểu thức (1) được trình bày. Kết quả tính toán được so sánh, kiểm chứng với kết quả tính toán theo lý thuyết đàn hồi 3 chiều của Brischetto [13] và một số mô hình lý thuyết bậc cao HOSNT của Punera và Kant [6]. Các thông số đầu vào tính toán được lấy theo nghiên cứu [13] như sau:

- Thông số hình học: bán kính R = 10 m, chiều dài tương đối  $\xi_0 = 2$ , góc mở của panel trụ  $\varphi = 60^\circ$ , chiều dày tương đối R/h = 10.

- Thông số vật liệu: mô đun đàn hồi và hệ số Poisson của pha kim loại là  $E_m = 73GPa$ ,  $\mu_m = 0,3$ ; mô đun đàn hồi và hệ số Poisson của pha gốm là  $E_c = 200GPa$ ,  $\mu_c = 0,3$ ; chỉ số tỉ lệ thể tích  $\eta = 1$ .

- Thông số tải trọng: tải trọng hướng kính tác dụng lên bề mặt ngoài theo biểu thức  $q(\xi,\theta) = Q_0 \sin(\pi\xi/\xi_0) \sin(\pi\theta/\varphi)$ .

Kết quả tính toán độ võng và ứng suất không thứ nguyên của panel trụ FG sandwich được trình bày trong Bảng 1. Ở đây, công thức xác định độ võng và ứng suất không thứ nguyên như sau:

$$\overline{w} = \frac{10^4 h^3 E_m}{Q_0 R^4} w, \ \overline{\sigma}_{\xi} = \frac{10^2 h^2}{Q_0 R^2} \sigma_{\xi}, \ \overline{\sigma}_{\theta} = \frac{10^2 h^2}{Q_0 R^2} \sigma_{\theta}, \ \overline{\tau}_{\xi\theta} = \frac{10^2 h^2}{Q_0 R^2} \tau_{\xi\theta}, \ \overline{\sigma}_z = \frac{\sigma_z}{Q_0}.$$
(12)

	I	I	1	I		
,	z = -h/2	z = 0	z = h / 2	z = -h/2	z = 0	z = h / 2
Lý thuyêt	$\overline{w}(L/(2R), \varphi/2, z)$		$ar{\sigma}_{arepsilon}ig(L/(2R),arphi/2,zig)$			
Đàn hồi 3D [13]	425,92	427,73	425,01	-6,3775	9,3438	44,046
HOSNT12a [6]	425,8782	427,7014	424,9717	-6,4656	9,3752	44,1347
HOSNT12Ba [6]	425,8102	427,5929	424,8815	-6,8011	9,5905	43,5581
HOSNT43	425,9248	427,7468	425,0173	-6,4722	9,3675	44,1244
HOSNT33	425,746	427,5687	424,8399	-6,4626	9,3672	44,1246
	$ar{\sigma}_{ heta}ig(L/ig(2Rig), arphi/2, zig)$		$\overline{ au}_{_{arsigma  heta  heta}}ig(0,0,zig)$			
Đàn hồi 3D [13]	-22,974	-3,6026	47,119	12,208	9,5944	-4,3715
HOSNT12a [6]	-23,061	-3,5908	47,2078	12,2078	9,6095	-4,3717
HOSNT12Ba [6]	-23,39	-3,3759	46,6315	12,204	9,6079	-4,3714
HOSNT43	-23,0675	-3,607	47,1924	12,2084	9,6159	-4,3703
HOSNT33	-23,0426	-3,5902	47,2245	12,2028	9,6073	-4,3756

Bảng 1. Độ võng và ứng suất không thứ nguyên đối với panel trụ FG sandwich cấu hình I chịu tác dụng tải trọng hình sin hướng kính phân bố trên bề mặt ngoài theo các lý thuyết khác nhau

Phân tích kết quả tính toán nhận được, có thể thấy rằng các phương án lý thuyết HOSNT được xem xét trong công trình này đều cho kết quả tính toán gần với các kết quả nhận được theo lý thuyết đàn hồi 3D và các phương án lý thuyết HOSNT khác đã công bố trước đó. Phương án lý thuyết HOSNT43 cho kết quả sát với lý thuyết đàn hồi 3D hơn cả. Do vậy, trong các khảo sát tiếp theo, ta chỉ sử dụng phương án lý thuyết HOSNT43 để nghiên cứu sự phân bố của ứng suất giữa các lớp của panel trụ FG sandwich.

### 3.2. Khảo sát ảnh hưởng của điều kiện biên

Thông số hình học đầu vào được cho như sau: bán kính R = 0, 2m, chiều dài tương đối  $\xi_0 = 3$ , góc mở của panel trụ  $\varphi = 60^\circ$ , chiều dày tương đối R/h = 20. Thông số vật liệu lấy theo cấu hình I, trong đó các thông số đối với FGM như trong ví dụ kiểm chứng. Panel chịu tác dụng của tải trọng hướng kính tác dụng lên bề mặt ngoài theo biểu thức  $q(\xi, \theta) = Q_0\xi/\xi_0 \sin(3\pi\theta/\varphi)$ . Kết quả tính toán sự phân bố của các thành phần ứng suất tại khu vực biên đối với các điều kiện biên khác nhau được trình bày trên Hình 2, 3. Ở đây, phạm vi khảo sát tại khu vực lân cận biên có kích thước bằng 10 lần chiều dày panel, nghĩa là đại lượng  $\xi$  biến thiên trong khoảng  $[\xi_0 - 10h/R, \xi_0]$ .



Hình 2. Phân bố ứng suất tại khu vực lân cận biên ngàm của panel trụ FG sandwich



Hình 3. Phân bố ứng suất tại khu vực lân cận biên gối tựa của panel trụ FG sandwich

Từ Hình 2, 3 dễ dàng nhận thấy, điều kiện biên có ảnh hưởng rất lớn đến sự phân bố của các thành phần ứng suất giữa các lớp. Tại khu vực biên ngàm có sự biến đổi rất lớn về giá trị và quy luật phân bố của các thành phần ứng suất so với vị trí xa biên, đặc biệt là thành phần ứng suất  $\overline{\sigma}_z$  (Hình 2, c). Tại biên gối tựa, các thành phần ứng suất biến đổi đều đặn hơn và không có hiện tượng thay đổi mạnh về mặt giá trị như trong trường hợp biên ngàm chặt.

### 3.3. Khảo sát ảnh hưởng của chỉ số tỷ lệ thể tích

Thực hiện tính toán khảo sát với các điều kiện đầu vào như trong mục 3.2, trong đó cấu hình vật liệu loại II được sử dụng và chỉ số tỷ lệ thể tích của vật liệu FG lớp lõi nhận các giá trị khác nhau  $\eta = 0.2$ , 1, 5. Trong mục này, ta chỉ xem xét panel trụ có hai cạnh ngàm chặt tại các biên  $\xi = 0$  và  $\xi = \xi_0$ . Kết quả tính toán phân bố ứng suất tại vị trí biên  $\xi = \xi_0$  theo phương án lý thuyết HOSNT43 đối với các giá trị khác nhau của chỉ số tỷ lệ thể tích được trình bày trên Hình 4.





Hình 4. Phân bố ứng suất theo chiều dày tại biên ngàm của panel trụ FG sandwich

Phân tích kết quả tính toán nhận được, có thể thấy rằng, chỉ số tỷ lệ thể tích của vật liệu FG lớp lõi  $\eta$  ảnh hưởng mạnh đến sự phân bố của hầu hết các thành phần ứng suất tại biên. Riêng đối với thành phần ứng suất pháp ngang  $\overline{\sigma}_z$ , mức độ ảnh hưởng của chỉ số tỷ lệ thể tích  $\eta$  là không đáng kể.

### 4. Kết luận

Bài báo đã trình bày kết quả phân tích tĩnh panel trụ FG sandwich với các cấu hình vật liệu khác nhau dựa trên lý thuyết biến dạng trượt bậc cao kiểu tựa 3D, trong đó mô hình HOSNT33 và HOSNT43 đã được sử dụng. Độ tin cậy của các mô hình lý thuyết bậc cao kiểu tựa 3D trong tính toán kết cấu FG sandwich sử dụng trong công trình này được kiểm chứng thông qua việc so sánh với các kết quả nghiên cứu đã công bố, trong đó mô hình lý thuyết đàn hồi 3D và các lý thuyết biến dạng trượt bậc cao khác đã được sử dụng. Kết quả tính toán theo mô hình lý thuyết HOSNT43 gần với lý thuyết đàn hồi 3D hơn cả, tuy nhiên chênh lệch sai số giữa các lý thuyết HOSNT43 và HOSNT33 là không lớn. Do vậy, việc sử dụng mô hình lý thuyết HOSNT43 chỉ có ý nghĩa đối với các tính toán đòi hỏi độ chính xác cao, trong khi mô hình tính toán phức tạp hơn và đòi hỏi tài nguyên tính toán lớn hơn nhiều so với mô hình HOSNT33. Thông qua các ví dụ khảo sát số, chứng tỏ sự ảnh hưởng mạnh của điều kiện biên, chỉ số phân bố vật liệu của lớp FGM tới sự phân bố ứng suất giữa các lớp tại khu vực biên của panel trụ FG sandwich.

### Tài liệu tham khảo

- 1. V. Birman and G. A. Kardomateas, "Review of current trends in research and applications of sandwich structures," *Compos. Part B Eng.*, vol. 142, pp. 221–240, 2018.
- 2. A. Garg, M. O. Belarbi, H. D. Chalak, and A. Chakrabarti, "A review of the analysis of sandwich FGM structures," *Compos. Struct.*, vol. 258, p. 113427, 2021.
- T. A. Anderson, "A 3-D elasticity solution for a sandwich composite with functionally graded core subjected to transverse loading by a rigid sphere," *Compos. Struct.*, vol. 60, no. 3, pp. 265– 274, 2003.

- 4. F. Tornabene, N. Fantuzzi, E. Viola, and R. C. Batra, "Stress and strain recovery for functionally graded free-form and doubly-curved sandwich shells using higher-order equivalent single layer theory," *Compos. Struct.*, vol. 119, pp. 67–89, 2015.
- 5. A. M. Zenkour, "A comprehensive analysis of functionally graded sandwich plates: Part 1-Deflection and stresses," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 42, no. 18–19, pp. 5224–5242, 2005.
- 6. D. Punera and T. Kant, "An assessment of refined hierarchical kinematic models for the bending and free vibration analyses of laminated and functionally graded sandwich cylindrical panels," *J. Sandw. Struct. Mater.*, vol. 23, no. 6, pp. 2506–2546, 2020.
- D. Punera and T. Kant, "Elastostatics of laminated and functionally graded sandwich cylindrical shells with two refined higher order models," *Compos. Struct.*, vol. 182, no. January, pp. 505– 523, 2017.
- 8. T. N. Doan, T. Van Hung, and D. Van Quang, "Thermal Bending Analysis of FGM Cylindrical Shells Using a Quasi-3D Type Higher-Order Shear Deformation Theory," *Mod. Mech. Appl. Lect. Notes Mech. Eng.*, pp. 316–330, 2021.
- 9. T. N. Doan *et al.*, "Analysis of stress concentration phenomenon of cylinder laminated shells using higher-order shear deformation Quasi-3D theory," *Compos. Struct.*, vol. 232, no. August 2019, p. 111526, 2020.
- V. Q. Duong, N. D. Tran, D. T. Luat, and D. Van Thom, "Static analysis and boundary effect of FG-CNTRC cylindrical shells with various boundary conditions using quasi-3D shear and normal deformations theory," *Structures*, vol. 44, no. July, pp. 828–850, 2022.
- 11. N. D. Tran and T. T. Nguyen, "Thermoelastic response and boundary effect of cross-ply laminated cylindrical shells based on a quasi-3D type higher-order shear deformation theory," *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 194, no. PA, p. 104534, 2021.
- 12. T. N. Đoàn, D. V. Quang, and V. X. Đức, "Phân tích tĩnh vỏ trụ FG sandwich sử dụng các lý thuyết biến dạng trượt bậc cao tựa 3D khác nhau," *Tuyển tập công trình Hội thảo khoa học về Hàng không Vũ trụ và Cơ điện tử-Khoa Hàng Không Vũ trụ*, 2023.
- 13. S. Brischetto, "A general exact elastic shell solution for bending analysis of functionally graded structures," *Compos. Struct.*, no. April, 2017.

# Interlaminar stress analysis of FG sandwich cylindrical panels subjected to static load

Abstract: This article presents the results of studying the static response of FG sandwich cylindrical panels subjected to different types of transverse static load using quasi-3D high-order shear deformation theory. The governing equations are obtained based on the principle of minimum potential energy. The analytical solution of the governing equations is carried out using simple trigonometric series and Laplace transform. The effective material properties of the FG sandwich vary according to the Voigt mixture law with the law of volume fraction according to the exponential function. The reliability of the mathematical model and research method is confirmed by comparison with calculation results based on 3D elasticity theory and other higher-order theories. This article focuses on assessing the influence of several main parameters (boundary conditions, power law index of the volume fraction) on the interlaminar stress distribution of FG sandwich cylindrical panels at the boundary position.

Keywords: FG sandwich; Interlaminar stress distribution; Cylindrical panel; Analytical solution

# Trực quan hóa dòng chảy rối trên vùng tương tác bằng phương pháp thống kê tương quan hai điểm

Nguyễn Trung Dũng<sup>1\*</sup>, Phạm Văn Khiêm<sup>2</sup>, Nguyễn Anh Tuấn<sup>2</sup>, Trần Thế Hùng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Lớp NCS, Hệ quản lý Học viên sau đại học;
<sup>2</sup>Bộ môn TKHT, Khoa Hàng không vũ trụ.

### Tóm tắt

Sự trơng tác giữa các dòng chất lưu chuyển động với vận tốc cao đang là đối tượng nghiên cứu rất được quan tâm trong lĩnh vực hàng không vũ trụ. Kết quả của quá trình tương tác là một vùng tương tác chảy rối đặc trưng bởi các cấu trúc kích thước lớn có tổ chức. Theo thuyết truyền tải năng lượng trong dòng chảy rối của Kolmogorov, các cấu trúc có kích thước lớn là thành phần chính mang năng lượng rối. Trực quan hóa và làm nổi bật các cấu trúc lớn có tổ chức là cơ sở để đánh giá vai trò và sự góp phần của các cấu trúc này vào các đặc trưng khí động của vùng tương tác chảy rối. Trong bài báo này, nhóm tác giả sử dụng phương pháp thống kê tương quan hai điểm để phân tích dữ liệu trường vận tốc thu được từ thực nghiệm. Kết quả của nghiên cứu góp phần bổ sung hiểu biết về bản chất hiện tượng và cơ chế hình thành các cấu trúc rối có tổ chức trong vùng tương tác chảy rối.

Từ khóa: Thống kê tương quan hai điểm; Cấu trúc dòng chảy rối; Tương tác dòng; Xử lý dữ liệu;

### 1. Mở đầu

Trong lĩnh vực hàng không vũ trụ, dòng nhiên liệu phụt vào buồng đốt động cơ scramjet và dòng bao quanh đông cơ tên lửa đang hoat đông có đặc điểm chung là đều tao thành một "vùng tương tác chảy rối (turbulent mixing layer - TML)" với vân tốc cao [1]. Theo đinh nghĩa, TML được hình thành khi có sư gặp nhau của hai dòng chất lưu chuyển đông song song với vân tốc khác nhau. Đặc biệt khi các dòng có số Reynold lớn, do ảnh hưởng của tính nén làm cho các hiện tượng vật lý trên vùng tương tác trở nên phức tạp và chưa được hiểu biết đầy đủ. Đó chính là các yêu cầu cấp thiết cho các nghiên cứu về vùng tương tác chảy rối hiên nay. Năm 1974 Brown và Roshko [2] đã chỉ ra rằng trên vùng tương tác chảy rối tồn tại "các cấu trúc kích thước lớn có tổ chức - LCS" (large coherent structures - xem hinh 1). Theo thuyết truyền năng lương trong dòng chảy của Kolmogorov [3], các cấu trúc kích thước lớn có tổ chức là bộ phận mang phần lớn năng lượng của dòng chảy. Từ các cấu trúc này, năng lượng được truyền tới các chuyển động có quy mô kích thước nhỏ hơn tới khi bị tiêu tán do tác dụng của độ nhớt. Trong thí nghiệm của Brown và Roshko thực hiên với dòng có số Reynold nhỏ, LCS có thể quan sát được. Tuy nhiên khi tăng số Reynold của dòng chảy, việc quan sát LCS trở nên khó khăn. Trong trường hợp đó việc phân tích dữ liệu thực nghiệm, trực quan hóa dòng chảy mô phỏng, trích xuất LCS trên vùng tương tác, và đánh giá tương quan giữa các biến dòng chảy là một cách tiếp cận hiệu quả cung cấp hiểu biết đầy đủ hơn về TML.

Khi nhắc tới các phương pháp trực quan hóa và làm nổi bật các cấu trúc đặc trưng của dòng chảy rối, các nhà nghiên cứu thường sử dụng các phương pháp phổ biến như phân tích trực giao tương thích (Proper Orthogonal Decomposition) [4, 5], phân tích trực giao động (Dynamic Mode Decomposition) [6], hay phân tích tiêu chuẩn Q (Q-criterion) [7]. Các phương pháp này có một đặc điểm chung là sử dụng dữ liệu trường vận tốc thống kê tại các đơn điểm cố định trong không gian. Trong khi Townsend [8] chỉ ra rằng chuyển động rối không giống với chuyển động ngẫu nhiên của

<sup>\*</sup> Email: trungdungcfd.work@gmail.com; Tel: 0976909915

các phân tử khí, khi mà chuyển động tại điểm bất kỳ trong dòng chảy rối đều bị ảnh hưởng bởi chuyển động tại các điểm khác thông qua trường áp suất. Do đó một mô tả chính xác của dòng chảy rối không thể chỉ xem xét các giá trị trung bình tương ứng với các hạt chất lưu đơn lẻ. Điều đó cũng có nghĩa rằng chuyển động rối ít ngẫu nhiên hơn và có tổ chức hơn so với chuyển động của chất khí. Durbin [9] cũng cho rằng cách tiếp cận dòng chảy rối bằng việc bổ sung các mô hình rối dưới dạng các phương trình về ứng suất Reynold để giải hệ phương trình Navier-Stokes không thể hiện được tính ngẫu nhiên của dòng chảy rối. Do đó sử dụng lý thuyết thống kê trong nghiên cứu dòng chảy rối đang là hướng nghiên cứu đầy triển vọng bởi sự phù hợp của nó với đặc điểm thống kê thông số dòng chảy.



Hình 1. Cấu trúc xoáy lớn có tổ chức trên vùng tương tác với số Reynolds thay đổi (Brown và Roshko, 1974 [2])

Đã có nhiều công trình sử dụng phương pháp thống kê tương quan hai điểm để nghiên cứu về dòng chảy rối trên lớp biên được công bố [10–13]. Các công trình này sử dụng thống kê tương quan hai điểm để tính toán các tensor ứng suất Reynold, chiều dài tích phân, phổ năng lượng theo thuyết truyền năng lượng Kolmogorov. Trong nghiên cứu về dòng chảy rối trên vùng tương tác, Kim và cộng sự, 2020 [14] cũng sử dụng thống kê hai điểm đánh giá kích thước xoáy trong khu vực đồng dạng và so sánh giữa các trường hợp số Mach đối lưu  $M_C$  thay đổi. Tuy nhiên Kim cũng chưa đánh giá tương quan trong khu vực chuyển chuyển tiếp.

Các phân tích trên đây là động lực thúc đẩy nhóm tác giả tiến hành nghiên cứu xử lý dữ liệu thực nghiệm bằng phương pháp thống kê tương quan hai điểm. Dữ liệu thực nghiệm từ công bố của Kim và cộng sự, 2019 [15] được sử dụng trong nghiên cứu này. Dữ liệu này bao gồm 5 trường hợp ứng với số Mach đối lưu  $M_C$  thay đổi từ 0,185 - 0,88. Mỗi trường hợp là tập dữ liệu bao gồm các thành phần vận tốc [U V W] tại các điểm đo thuộc mặt phẳng đứng song song với phương dòng chảy. Hệ tọa độ thuộc mặt phẳng này là Oxy với gốc O nằm tại mép vách ngăn, Ox theo phương dòng chảy, Oy vuông góc với phương dòng chảy. Chi tiết về thực nghiệm trình bày trong bài báo của Kim và cộng sự, 2019 [15]. Nhóm tác giả chỉ sử dụng dữ liệu một trường hợp  $M_C = 0.185$  để phân tích tương quan thống kê hai điểm trong vùng tương tác. Kết quả nghiên cứu giúp hiểu rõ hơn

các đặc trưng khí động của dòng chảy rối trên vùng tương tác. Các tính toán xử lý dữ liệu được thực hiện trên phần mềm Matlab.

# 2. Cơ sở lý thuyết và trình tự xử lý dữ liệu

## 2.1. Cơ sở lý thuyết

Theo Lars Davidson [16], thuật ngữ "tương quan" được dùng để chỉ xu hướng của hai giá trị hoặc hai biến số cùng nhau thay đổi theo một cách giống nhau hoặc trái ngược nhau. Với trường hợp dòng chảy rối, "tương quan hai điểm" bao gồm nhiều loại hệ số tương quan khác nhau ứng với các cặp biến số khác nhau lần lượt tại hai điểm trong miền không gian được khảo sát. Xét 2 biến số lần lượt là  $\phi$  và  $\psi$  tương ứng tại hai điểm phân biệt A và B. Khi đó công thức tổng quát xác định hệ số tương quan thống kê hai điểm A và B cho các biến số  $\phi$  và  $\psi$  là:

$$R_{\phi\psi}(r_A, r_B) = \frac{\left\langle \phi(r_A)\psi(r_B) \right\rangle}{\sqrt{\left\langle \phi^2(r_A) \right\rangle} \sqrt{\left\langle \psi^2(r_B) \right\rangle}} \tag{1}$$

trong đó  $r_A$ ,  $r_B$  là vector tọa độ hai điểm A và B;  $\langle \cdot \rangle$  để chỉ trung bình mẫu thống kê.

Trong phân tích dòng chảy rối bằng thống kê tương quan hai điểm, tồn tại hai khái niệm tương quan thời gian (*temporal correlation*) và tương quan không gian (*spatial correlation*). Tương quan thời gian còn có tên gọi là tự tương quan (*autocorrelation*) thực chất là xem xét tương quan cho hai biến số tại cùng một vị trí nhưng ở các thời điểm khác nhau. Hệ số tương quan thời gian được dùng để xác định thang thời gian tích phân (*integral time-scale*), trong khi hệ số tương quan không gian được dùng để xác định thang độ dài tích phân (*integral length-scale*). Trong bài báo này nhóm tác giả chỉ xem xét hệ số tương quan không gian của hai biến số tại nai vị trí phân biệt trong không gian. Các cặp biến số thường sử dụng là vận tốc - vận tốc, vận tốc - độ xoáy. Hệ số tương quan vận tốc-vận tốc có dạng thống kê một chiều và thống kê hai chiều.

Trong trường hợp tương quan thống kê một chiều với thành phần vận tốc u, hệ số tương quan u - u tại điểm A theo phương dòng chảy (*phương x*) được gọi là tương quan dọc (*longitudinal correlation*) có biểu thức:

$$R_{uux}(x_A, y_A, \Delta x) = \frac{\langle u(x_A, y_A)u(x_A + \Delta x, y_A)\rangle}{\sqrt{\langle u^2(x_A, y_A)\rangle}\sqrt{\langle u^2(x_A + \Delta x, y_A)\rangle}}$$
(2)

trong đó tọa độ của điểm tham chiếu ( $x_A$ ,  $y_A$ ) và của điểm thứ hai là ( $x_A + \Delta x$ ,  $y_A$ ). Dễ dàng nhận thấy hệ số tương quan  $R_{uux}$  là hàm của x. Tương tự, hàm tương quan thống kê cho vận tốc u tại điểm A theo phương vuông góc dòng chảy (phương Oy) được gọi là tương quan ngang  $R_{uuy}$  (*transverse correlation*) có biểu thức:

$$R_{uuy}(x_A, y_A, \Delta y) = \frac{\langle u(x_A, y_A)u(x_A, y_A + \Delta y) \rangle}{\sqrt{\langle u^2(x_A, y_A) \rangle} \sqrt{\langle u^2(x_A, y_A + \Delta y) \rangle}}$$
(3)

Trong trường hợp cần xét đến tính bất đẳng hướng, tương quan không gian hai chiều được sử dụng. Hệ số tương quan hai điểm hai chiều có biểu thức như sau:

$$R_{uu}(x_A, y_A, \Delta x, \Delta y) = \frac{\langle u(x_A, y_A)u(x_A + \Delta x, y_A + \Delta y) \rangle}{\sqrt{\langle u^2(x_A, y_A) \rangle} \sqrt{\langle u^2(x_A + \Delta x, y_A + \Delta y) \rangle}}$$
(4)

Hàm tương quan không gian một chiều được dùng để ước lượng thang độ dài tích phân. Đây là thông số ước lượng kích thước xoáy lớn nhất tại một vị trí cục bộ. Biểu thức xác định thang độ dài tích phân có dạng:

$$L_{uux} = \int_{0}^{\infty} R_{uux}(x) dx$$
 (5a)

$$L_{uuy} = \int_{0}^{\infty} R_{uuy}(y) dy$$
 (5b)

Chỉ cần thay vai trò thành phần vận tốc v cho u, chúng ta dễ dàng xác định các hệ số tương quan không gian cho cặp biến số thành phần vận tốc v - v.

### 2.2. Trình tự xử lý dữ liệu

Dữ liệu thu được từ thực nghiệm là trường vận tốc tại các điểm lưới thuộc mặt phẳng 2 chiều ở các thời điểm khác nhau. Như vậy dữ liệu là các ma trận 3 chiều, ví dụ có ma trận các thành phần vận tốc là [U V W] theo 3 phương [x y z] với kích thước 3 chiều tương ứng là [m n k].

Dưới đây là các bước thực hiện với thành phần vận tốc U:

*Bước 1:* Tính ma trận vận tốc trung bình  $\langle U \rangle$ .

*Bước 2*: Tính ma trận thành phần vận tốc dao động  $[u] = U - \langle U \rangle$ .

*Buớc 3:* Chọn các điểm cố định trong không gian vật lý. Chọn vùng khảo sát bao quanh điểm được chọn.

*Buớc 4:* Tính hệ số tương quan dọc và ngang theo công thức (2) và (3) cho các điểm được chọn theo phương dòng chảy.

*Buớc 5:* Từ hệ số tương quan dọc xác định thang độ dài tích phân cho các vị trí được chọn theo công thức (5).

Bước 6: Tính hệ số tương quan hai chiều cho các điểm được chọn theo công thức (4).

Bước 7: Xuất các hình ảnh trực quan phân bố giá trị hệ số tương quan.

### 3. Kết quả và thảo luận

### 3.1 Phân tích tương quan một chiều

Trong bài báo này, nhóm tác giả chỉ tính toán cho trường hợp  $M_C = 0,185$  nhằm mục đích phân tích sự thay đổi của hàm tương quan dọc theo dòng chảy với trình tự tính toán thực hiện trên phần mềm Matlab. 4 vị trí nằm trên đường tâm vùng tương tác dọc theo dòng chảy được chọn phục vụ nghiên cứu. Lý do chọn các vị trí trên sẽ được giải thích rõ hơn ở mục 3.2. Việc xác định đường tâm và độ rộng của vùng tương tác được thực hiện theo trình bày của Kim [15]. Trong bài báo này, nhóm tác giả đã xác định được đường tâm  $y_0$  và độ rộng vùng tương tác b, lựa chọn các điểm phù hợp các tính toán tiếp theo và tổng hợp trong Bảng 1.

Ký hiệu các vị trí	PT1	PT2	РТ3	PT4
<i>x</i> , mm	50	120	200	290
<i>y</i> <sub>0</sub> , mm	-1,00	-3,50	-5,88	-8,25
<i>b</i> , mm	6,50	16,00	27,50	39,50

Bảng 1. Các vị trí khảo sát tương quan hai điểm

Hình 2 là phân bố vận tốc dòng trung bình theo phương dòng chảy với trường hợp  $M_C = 0.185$ . Trên hình thể hiện vùng tương tác nằm giữa hai đường màu đen, 4 vị trí các điểm được chọn khảo sát, đường tâm vùng tương tác  $y_0$ , và độ rộng vùng tương tác *b* thay đổi theo phương *x*.





Để tính tương quan dọc và ngang cho các cặp biến số *u-u* và *v-v*, lựa chọn các khoảng cách  $\Delta x = 20$ mm và  $\Delta y = 20$ mm. Áp dụng công thức (2) và (3) cho từng vị trí khảo sát ta thu được các đồ thị trong Hình 3. Ta đã biết rằng kích thước xoáy được ước tính thông qua thang độ dài tích phân được xác định từ công thức (5a) và (5b). Trong xử lý dữ liệu tích phân này được xác định là diện tích phía dưới của đồ thị hàm số và giới hạn bởi đường hoàng độ bằng 0. Tất cả các đồ thị từ hình 3a-3d đều cho thấy kích thước xoáy tăng dần dọc theo dòng chảy từ điểm PT1-PT4. Với cặp biến số u-u, tương quan dọc và tương quan ngang tăng đồng thời theo phương dòng chảy từ PT1-PT4, cho thấy thành phần vận tốc *u* ảnh hưởng tới khu vực xung quanh cả theo phương dọc và phương ngang. Cặp biến số v-v có sự tương quan theo phương dọc tăng lên (hình 3c), trong khi tương quan theo phương ngang (Hình 3d) từ điểm PT2-PT4 gần như không đổi, cho thấy các cấu trúc ít có xu hướng phát triển theo phương ngang (phương y).





Hình 3. Các hệ số tương quan hai điểm một chiều a) Hệ số tương quan dọc u-u ; b) Hệ số tương quan ngang u-u; c) Hệ số tương quan dọc v-v; d) Hệ số tương quan ngang v-v.

Để xác định độ dài tích phân, nhóm tác giả sử dụng phương pháp tính tích phân số để tính diện tích phía dưới của các hàm tương quan một chiều tới đường hoành độ bằng 0 với lệnh *trapz* trong Matlab. Độ dài tích phân *L* ước lượng kích thước xoáy lớn nhất tại vị trí được khảo sát. Để đánh giá kích thước xoáy so với độ rộng vùng tương tác, chúng tôi khảo sát tỷ số *L/b* giữa độ dài tích phân và độ rộng vùng tương tác. Hình 4 thể hiện tỷ số *L/b* khác nhau tại các vị trí khác nhau theo phương dòng chảy. Các kết quả cho thấy thang độ dài tích phân tại phần đầu vùng tương tác có sự khác biệt này giảm dần dọc theo dòng chảy, tại vị trí PT4 tương ứng với khu vực đồng dạng có sự khác biệt nhỏ nhất. Điều này cho thấy tính bất đẳng hướng thể hiện rõ rệt ở đoạn đầu vùng tương tác, nhưng theo dòng chảy tính bất đẳng hưởng giảm dần và gần như đạt trạng thái đẳng hướng ở khu vực đồng dạng.



Hình 4. Các tỷ số thang độ dài tích phân với độ rộng vùng tương tác tại các vị trí

### 3.2 Phân tích tương quan hai chiều

Một vùng khảo sát dạng hộp vuông kích thước 30 mm × 30 mm và lấy điểm khảo sát làm tâm hình vuông được lựa chọn. Với kích thước vùng khảo sát và đặc điểm dữ liệu thực nghiệm chia

703

thành 4 phân vùng là lý do cho nhóm tác giả lựa chọn các điểm khảo sát như đã đề cập. Hình 5 thể hiện phân bố giá trị hệ số tương quan hai chiều cặp biến số u – u tại các vị trí khảo sát. Đường đẳng trị bằng 0,3 màu đen được bổ sung vào các hình 5a-5d. Quan sát hình 5 cho thấy tương quan ứng với các điểm khảo sát có sự tăng lên về mặt kích thước nhưng vẫn duy trì hình dạng.



Hình 5. Phân bố giá trị hệ số tương quan hai chiều vận tốc u –u tại các vị trí với đường đẳng trị 0,3 màu đen

Hình 6 thể hiện phân bố giá trị hệ số tương quan hai chiều cặp biến số v-v tại các vị trí khảo sát. Đường đường trị 0,3 màu đen cũng được thêm vào các hình. Không tính trường hợp PT1 khi vùng tương quan (Hình 6a) bị kéo căng quá mức về phương y, thì với các điểm PT2-PT4 có phần lõi tương đồng nhau khá cao. Xu thế lệch phương phân bố của Ruu và Rvv theo Kim chính là cơ chế tạo các cấu trúc xoáy trên vùng tương tác.



Hình 6. Phân bố giá trị hệ số tương quan hai chiều vận tốc v – v tại các vị trí với đường đẳng trị 0,3 màu đen

### 4. Kết luận

Kết quả bài báo cho thấy lý thuyết thống kê tương quan không gian hai điểm thực sự hiệu quả trong việc phân tích mối liên hệ giữa các thành phần vận tốc-vận tốc trên vùng tương tác chảy rối. Ở đoạn đầu vùng tương tác, các xoáy có kích thước nhỏ kèm với tính bất đẳng hướng cao, cho thấy các cấu trúc kích thước lớn bị kéo căng theo các phương không đều. Xuôi theo dòng chảy, kích thước xoáy trên vùng tương tác đều có xu hướng tăng theo các phương kèm theo giảm mức độ bất đẳng hướng. Tại khu vực đồng dạng vùng tương tác gần như đạt trạng thái đẳng hướng. Xu thế lệch

phương phân bố của  $R_{uu}$  và  $R_{vv}$  đảm bảo cơ chế tạo các cấu trúc xoáy trên vùng tương tác. Lý thuyết phân tích thống kê tương quan hai điểm còn có ứng dụng trong phân tích phổ năng lượng, đây sẽ là một trong các nội dung nghiên cứu sắp tới của nhóm tác giả.

### Tài liệu tham khảo

- Cao, D., He, G., Qin, F., Wei, X., Shi, L., Liu, B., Huang, Z.: LES study on flow features of the supersonic mixing layer affected by shock waves. International Communications in Heat and Mass Transfer. 85, 114–123 (2017). https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2017.04.019
- Brown, G.L., Roshko, A.: On density effects and large structure in turbulent mixing layers. J Fluid Mech. 64, 775–816 (1974). https://doi.org/10.1017/S002211207400190X
- 3. Pope, S.B.: Turbulent Flows. Cambridge University Press, Cambridge (2000)
- Berkooz, G., Holmes, P.J., Lumley, J.: The Proper Orthogonal Decomposition in the Analysis of Turbulent Flows. Annu Rev Fluid Mech. 25, 539–575 (2003). https://doi.org/10.1146/annurev.fl.25.010193.002543
- 5. Weiss, J.: A Tutorial on the Proper Orthogonal Decomposition. In: AIAA Aviation 2019 Forum (2019)
- SCHMID, P.J.: Dynamic mode decomposition of numerical and experimental data. J Fluid Mech. 656, 5–28 (2010). https://doi.org/DOI: 10.1017/S0022112010001217
- Zhan, J., Li, Y., Wai, W.O., Hu, W.: Comparison between the Q criterion and Rortex in the application of an in-stream structure. Physics of Fluids. 31, 121701 (2019). https://doi.org/10.1063/1.5124245
- 8. Townsend, A.: The Structure of Turbulent Shear Flow. Cambridge University Press, Cambridge (1980)
- 9. Durbin, P.A., Pettersson-Reif, B.: Statistical Theory and Modeling for Turbulent Flow. WILEY, West Sussex, United Kingdom (2011)
- Jun Chen: Two-Point Statistics of Coherent Structure in Turbulent Flow. Journal of Flow Control, Measurement & Visualization. 7, 153–173 (2019)
- 11. O'Neill, P., Nicolaides, D., Honnery, D., Soria, J.: Autocorrelation Functions and the Determination of Integral Length with Reference to Experimental and Numerical Data. (2004)
- Clark Di Leoni, P., Karniadakis, G., Meneveau, C., Zaki, T.A.: Two-point stress-strain-rate correlation structure and non-local eddy viscosity in turbulent flows. J Fluid Mech. 914, A6 (2021). https://doi.org/DOI: 10.1017/jfm.2020.977
- 13. Bertoglio, J.-P.: Two-point closures and turbulence modeling. (2003)
- Kim, K.U., Elliott, G.S., Dutton, J.C.: Compressibility effects on large structures and entrainment length scales in mixing layers. AIAA Journal. 58, 5168–5182 (2020). https://doi.org/10.2514/1.J059433
- 15. Kim, K.U., Elliott, G.S., Dutton, J.C.: Three-dimensional experimental study of compressibility effects on turbulent free shear layers. AIAA Journal. 58, 133–147 (2019). https://doi.org/10.2514/1.J058556
- 16. Davidson, L.: Fluid mechanics, turbulent flow and turbulence modeling. Presented at the (2020)

# Visualization of turbulent mixing layer using two-point correlation statistical method

Abstract: The interaction between high-velocity flows is a subject of significant interest in the field of aerospace. The outcome of this interaction is a distinct turbulent flow region characterized by organized large-scale structures. According to Kolmogorov's theory of energy transfer in turbulent flows, these large structures are the primary carriers of turbulent energy. Visualizing and highlighting these organized large structures form the basis for assessing the role and contribution of these structures to the aerodynamic characteristics of the turbulent interaction region. In this paper, the authors employ a two-point correlation statistical method to analyze velocity field data obtained from experiments. The results of the study contribute to enhancing our understanding of the nature of the phenomenon and the mechanisms behind the formation of organized turbulent structures in the turbulent interaction region.

Keywords: two-point correlation; turbulent large structures; turbulent mixing layer; data analytics.

# Xây dựng mô hình và tính toán đặc tính khí động cho mẫu máy bay không người lái

### Phạm Văn Duy<sup>1</sup>, Trần Thế Hùng<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Kỹ thuật Hàng không, Viện Cơ khí động lực, Đại học Bách khoa Hà Nội
<sup>2</sup>Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

### Tóm tắt

Trong bài nghiên cứu này trình bày kết quả về xây dựng mô hình, đặc trưng khí động học cho thiết bị bay không người lái (Unmanned Aerial Vehicle). Bài nghiên cứu đã mô phỏng các đặc trưng khí động học của mô hình bằng phương pháp thể tích hữu hạn (FVM) kết hợp với phương pháp mô phỏng số dựa trên trung bình Reynolds – Averaged Navier-Stockes và mô hình rối k-epsilon Standard trong phần mềm thương mại Ansys Fluent. Kết quả của nghiên cứu trình bày việc tạo thiết kế sơ bộ, tính toán ảnh hưởng của áp suất, vận tốc, ma sát bề mặt tác động lên UAV khi góc tấn thay đổi và kiểm nghiệm tính chính xác của phương pháp số. Với những kết quả thu được từ nghiên cứu này là cơ sở để lựa chọn sử dụng cấu hình UAV dạng cánh kép trong các trường hợp đặc biệt như trinh sát, vận chuyển,...

Từ khóa: Hệ số lực khí động; UAV; mô phỏng số; Ansys Fluent.

### 1. Đặt vấn đề

Máy bay không người lái (UAV) là dạng phương tiện bay được điều khiển và kiểm soát từ xa. Do không cần có phi công trên máy bay, nên các tiêu chí về an toàn, độ ổn định của UAV thường thấp hơn nhiều so với máy bay thương mại truyền thống. Với sự phát triển của khoa học công nghệ, UAV được nghiên cứu, chế tạo và sử dụng rộng rãi hiện nay [1], [2]. Đặc điểm chung của máy bay dạng này là cấu trúc đơn giản, khối lượng, kích thước đa dạng, hoạt động rộng rãi, đa dạng và có thể phát triển thành dạng bầy đàn, như các UAV cảm tử được sử dụng trong chiến tranh Nga, Ukraina.

Tuy được phát triển mạnh mẽ trong giai đoạn gần đây, các tham số khí động đặc trưng của UAV riêng biệt thường không được công bố. Điều này dẫn tới nhiều khó khăn cho người thiết kế trong việc tiếp cận, phát triển và chế tạo các UAV tương tự. Do vậy, việc phát triển các dữ liệu, nghiên cứu hiểu sâu hơn về cấu trúc dòng chảy, các đặc tính khí động của UAV có vai trò quan trọng, giúp cung cấp ngân hàng đủ lớn phục vụ cho quá trình chế tạo sau này. Trong các UAV thường được sử dụng, UAV được phát triển bởi Israel cho thấy nhiều ưu điểm. Đây là UAV cõ nhỏ, mang hệ thống cảm biến phục vụ trinh sát từ xa. Mặc dù được ứng dụng trong quân sự của nhiều nước, các tham số khí động đặc trưng của UAV này chưa được công bố.

Phương pháp mô phỏng số đang dần trở nên phổ biến và được sử dụng rộng rãi trong ngành công nghiệp hàng không cũng như trong nghiên cứu. Đa số các nghiên cứu gần đây, các tác giả sử dụng phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS) trong tính toán sơ bộ đặc tính khí động. Trong công trình của mình, Trần Thế Hùng và cộng sự cho thấy RANS có khả năng dự đoán tương đối chính xác về giá trị lực cản, phân bố áp suất trên bề mặt mô hình và trường dòng chảy quanh mô hình dạng đối xứng [3]–[5]. Đồng thời, RANS cho phép mô tả hiện tượng dòng trung bình tại mũi đầu đạn dòng trên âm [6]. Lê Đình Anh và cộng sự sử dụng RANS trong nghiên cứu dòng xâm thực [7], [8]. Các nghiên cứu trên cho thấy, khi được hiệu chỉnh phù hợp, các kết quả của RANS có thể dự đoán được xu thế lực khí động và dòng chảy quanh mô hình.

Mục đích của nghiên cứu nhằm đưa ra các đặc trưng về lực khí động của mô hình UAV, được phát triển và sử dụng rộng rãi hiện nay. Bằng sử dụng phương pháp thể tích hữu hạn, dòng chảy trên và quanh mô hình, phân bố áp suất cũng được đưa ra. Từ đó, nghiên cứu đưa ra một số kết luận, khuyến cáo liên quan tới UAV, nhằm phục vụ cho việc chế tạo và cải tiến sau này.

### 2. Phương pháp mô phỏng số

### 2.1. Mô hình hình học và miền tính toán

Thông số của mô hình tính toán được mô tả như trong Bảng 1. Do không có thông số chính xác về biên dạng cánh, nên bài báo dựa trên hình ảnh về biên dạng cánh được công bố và lý thuyết về NACA bốn số, từ đó lựa chọn biên dạng cho cánh chính, đuôi ngang là NACA 5323 và NACA 0012 cho cánh đuôi.

Thông số khí động	Giá trị
Sải cánh	16.60 m
Diện tích cánh	13.12 m <sup>2</sup>
Biên dạng cánh	NACA 5323
Biên dạng đuôi ngang	NACA 5323
Biên dạng đuôi đứng	NACA 0012
Dây cung gốc cánh	1 m
Dây cung đầu cánh	0.5 m
Góc đặt cánh tại gốc	2.9°
Góc đặt cánh tại đầu	00
Leading edge sweep	2°
Trailing edge sweep	1.37°
Độ dãn dài cánh	21

Bảng 1. Bảng thông số hình học của UAN	V
--	---



### Hình 1. Thông số 2D và dựng mô hình 3D mô phỏng

Miền tính toán có kích thước 90×60×40m được sử dụng cho mô hình tính toán để mô tả được đầy đủ các hiện tượng dòng chảy của mô hình. Đầu vào lựa chọn là velocity – inlet với vận tốc bằng 20m/s, đầu ra lựa chọn là pressure outlet, các mặt còn lại lựa chọn là tường.



Hình 2. Vùng tính toán cung quanh UAV

### 2.2. Lưới tính toán và điều kiện biên

Lưới dạng poly-hexcore được sử dụng cho tính toán. Đặc điểm của loại lưới này cho phép tận dụng được tối đa tính chính xác của lưới cấu trúc trong vùng dòng khí lớn và không phức tạp; trong khi đó, lưới phi cấu trúc được sử dụng tại các vùng sát mô hình để tạo dựng chính xác cấu trúc phức tạp của mô hình. Lưới kết hợp poly-hexcore đã được chứng minh có thể cung cấp kết quả mô phỏng chính xác và giảm thời gian tính toán [9]. Bên cạnh đó, để đảm bảo tính chính xác mô phỏng các vị trí gần bề mặt vật thể, 10 lớp lưới đã đã được xây dựng với chiều dày lớp lưới đầu tiên là 10<sup>-4</sup>m, tương ứng với giá trị y<sup>+</sup> = 75. Lưới sau đó được kiểm tra chất lượng lưới với kết quả đo Orthogonal quality là 0.058 đã đạt chất lượng lưới tốt và đảm bảo đạt yêu cầu để tiến hành chạy mô phỏng. Cấu trúc lưới trên và xung quanh mô hình được thể hiện như trên Hình 3.

709



a) Lưới trên bề mặt

b) Lưới xung quanh mô hình

### Hình 3. Lưới tính toán thiết lập cho mô hình

Thông số về thời gian tính toán và sự nghiên cứu về sự độc lập của lưới được thể hiện như trên Bảng 2 và Hình 4. Với số điểm lưới là 3297955 thì giá trị hệ số lực cản thay đổi không đáng kể, từ đó lựa chọn số lưới để mô phỏng giúp tiết kiệm thời gian tính toán và kết quả đảm bảo độ tin cậy.

Số điểm lưới	Hệ số lực cản	CPU hours/case
772491	0.11396149	1.2
1634444	0.060687368	2.8
2396793	0.054804261	3.7
3297955	0.052386916	5.3
5122049	0.050772886	7.8
8582412	0.048881355	14.5

Bảng 2. Kết quả khảo sát tính toán với độ dày lưới khác nhau



Hình 4. Nghiên cứu về sự độc lập của lưới

#### 2.3. Phương pháp mô phỏng số

Phương pháp trung bình Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) được sử dụng trong tính toán phân bố trường vận tốc và áp suất trung bình quanh mô hình. Phương pháp này dựa trên trung bình phương trình Navier-Stocks và bỏ qua ảnh hưởng của thời gian lên đặc tính của dòng chảy. Mặc dù hạn chế trong phân tích cụ thể đặc tính không dừng của dòng chảy, mô hình RANS được biết cho kết quả tương đối chính xác đối với dòng chảy trung bình, đồng thời giúp giảm thời gian tính toán và được sử dụng rất rộng rãi trong nghiên cứu gần đây. Phương pháp RANS dựa trên trung bình hóa phương trình Navier-stockes (1) được viết như sau:

$$\begin{cases}
\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \\
\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_j}(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_j}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(-\rho u_i^{"}u_j^{"})
\end{cases}$$
(1)

trong đó *i*, *j*=1,2,3;  $\mu_i$  là thành phần vận tốc trung bình; *p* là áp suất;  $\rho$  là mật độ không khí.

Để tính tới ảnh hưởng của rối, mô hình chảy rối k-ɛ được sử dụng. Đây là mô hình rối hoàn chỉnh đơn giản nhất và có phạm vi ứng dụng rộng rãi nhất. Mô hình này được sử dụng cho dòng chảy trên bề mặt phẳng hoặc có tính đến tách hợp dòng tại vùng gradient áp suất nhỏ. Hai phương trình bổ sung cho động năng chảy rối k và độ tiêu tán năng lượng ɛ được thể hiện dưới đây:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \frac{\mu_i}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + 2\mu_i E_{ij} E_{ij} - \rho \varepsilon$$
(2)

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \frac{\mu_i}{\sigma_k} \frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} 2\mu_i E_{ij} E_{ij} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$$
(3)

Trong đó các hệ số được xác định như sau:

$$v_{\iota} = C_{\mu} \frac{k^2}{\varepsilon}; \ C_{\mu} = 0.0845; \ \sigma_{\iota} = \sigma_{\varepsilon} = 0.72; \ \sigma_{\iota} = \sigma_{\varepsilon} = 0.72$$

Thuật toán SIMPLE cho dòng không nén, dưới âm được áp dụng. Đạo hàm của vận tốc, áp suất và các tham số khác được lựa chọn dạng bậc 2. Hình 2 trình bày sơ đồ vùng tính toán. Mô phỏng được thực hiện ở trạng thái ổn định (*steady simulation*) cho dòng khí không nén được. Các điều kiện biên được sử dụng cho mô phỏng được tóm tắt trong Bảng 3.

Bảng 3. Thông số điều kiện biên dòng khí

Mô hình rối	k – epsilon Standard
Điều kiện biên của tường	Không trượt (no slip)
Thuật toán	SIMPLE
Cơ chế đối lưu	Second Order Upwind
Cường độ rối	10%
Điều kiện dòng không khí vào	<i>V</i> = 20 m/s

### 3. Kết quả và thảo luận

### 3.1. Hệ số lực khí động

Hình 5 đưa ra kết quả sự thay đổi của hệ số lực cản, hệ số lực nâng và hệ số lực moment theo góc tấn. Có thể thấy rằng hệ số lực cản và hệ số lực nâng đều tăng khi góc tấn tăng tới góc 12° xảy ra hiện tượng thất tốc, lực nâng giảm còn lực cản tăng đột biến.



Hình 5. Sự thay đổi của các hệ số khí động theo góc tấn

Hình 6a thể hiện vị trí trọng tâm (CG) được xác định từ thông số thiết kế, hệ số mô men được xét với tâm mô men đặt tại trọng tâm. Xu hướng của  $C_M$  (Hình 6b) âm chứng tỏ thiết kế ổn định.



a) Vị trí trọng tâm máy bay



b) Hệ số moment tại CG

Hình 6. Sự thay đổi của các hệ số khí động theo góc tấn

### 3.2. Phân áp suất quanh mô hình khí động

Cấu trúc về các vùng áp suất quanh mô hình trên mặt phẳng đối xứng và trên bề mặt vật thể cho các trường hợp góc tấn khác nhau được thể hiện như Hình 7. Có thể thấy rằng tại các góc tấn lớn xuất hiện vùng áp suất thấp trên tại vùng đuôi ngang điều này tạo ra cấu trúc

xoáy không ổn định ảnh hưởng tới độ bền và tính ổn định của mô hình. Vùng áp suất thấp này cũng phát triển tại mặt trên của cánh chính điều này dẫn đến sự tăng của các hệ số lực. Với các góc tấn lớn hơn 12°, áp suất trên mặt trên của cánh nhỏ đi và có sự phân bố không đồng đều dẫn đến hiện tượng thất tốc.



c) 12°

d) 20°

Hình 7. Trường phân bố áp suất trên và xung quanh mô hình máy bay

### 3.3. Dòng chảy xung quanh UAV

Để hiểu rõ hơn về đặc tính dòng chảy, Hình 8 đưa ra phân bố trường ma sát và đường dòng tạo ra bởi ma sát trên thân. Các kết quả chỉ ra rằng tại góc tấn 12° xuất hiện các vùng tách dòng cục bộ. Vùng tách dòng cục bộ này đầu tiên xuất hiện ở gốc cánh sau đó xuất hiện tại vùng tiếp xúc giữa thân và cánh. Do ảnh hưởng của dòng tới, sự giao thoa giữa thân và cánh cũng là nguyên nhân dẫn tới sự thay đổi dòng chảy trên cánh và thân. Tại góc tấn lớn, vùng xoáy trở nên rõ rệt hơn cùng với sự thay đổi cấu trúc dòng trên thân. Tại mặt trên mép sau của cánh chính quan sát thấy có các dòng xoáy tại các góc tấn lớn, các xoáy này phát triển dần lên mặt trên của mép trước của cánh, tuy nhiên góc tấn lớn dòng xoáy này trở lên hỗn loạn từ đó ảnh hưởng lớn tới sự ổn định và kết cấu của máy bay.



Hình 8. Trường ma sát trên bề mặt mô hình tại các góc tấn khác nhau

Do cánh máy bay là bộ phận tạo lực chính nên trường vận tốc tuyệt đối trên bề mặt cắt ngang của cánh máy bay tại các góc tấn khác nhau được thể hiện trên Hình 9. Có thể thấy rằng cấu trúc dòng chảy trên bề mặt cắt ngang cánh khá tương đồng nhau ở các góc tấn nhỏ hơn 12°, với các góc tấn lớn hơn dòng chảy bị tách sang hai bên phía sau đuôi gây ra sự mất ổn định khi bay. Dải vận tốc thấp xuất hiện sau máy bay, dải vận tốc này có xu hướng tăng lên khi góc tấn

tăng, còn vận tốc phía sau thân bị mất do góc tấn tăng vận tốc thấp có xu hướng kéo lên trên điều này giải thích cho sự tăng lên đột biến của hệ số lực cản khi góc tấn lớn.



Hình 9. Trường vận tốc tuyệt đối trên mặt phẳng đối xứng của cánh máy bay

## 4. Kết luận

Bài báo đưa ra các kết quả tính toán cho mô hình UAV điển hình ở vận tốc thấp dựa trên phương pháp mô phỏng số. Góc tấn được thay đổi từ 0 tới 25° nhằm khảo sát ảnh hưởng của nó lên đặc tính khí động của mô hình. Các kết quả tính toán cho thấy lực nâng tăng khi góc tấn tăng

tới 12°, sau đó xảy ra hiện tượng thất tốc. Cấu trúc dòng chảy trên thân và cánh nâng có sự thay đổi rõ rệt tại góc tấn lớn. Hiện tượng tách dòng diễn ra trên cánh ở góc tấn 12° cùng với sự hình thành các vùng áp suất thấp tại vùng liên kết thân-cánh và mép sau cánh nâng. Các kết quả khuyến cáo máy bay nên bay ở góc tấn từ 0 tới 12° để tránh các bất lợi sinh ra do sự hình thành vùng áp suất thấp. Mặc dù mới chỉ dừng lại ở mô phỏng số, các kết quả nghiên cứu có thể dùng làm cơ sở cho quá trình thiết kế, chế tạo uav sau này. Các nghiên cứu cho mô hình thực phục vụ cho việc chế tạo, thử nghiệm sẽ được thực hiện trong thời gian tiếp theo.

### Lời cảm ơn

Phạm Văn Duy được tài trợ bởi chương trình học bổng đào tạo thạc sĩ, tiến sĩ trong nước của quỹ đổi mới sáng tạo VINGROUP (VINIF), mã số VINIF.2023.THS.026.

### Tài liệu tham khảo

- S.-J. Lu *et al.*, "Investigating the Role of Meteorological Factors in the Vertical Variation in PM2.5 by Unmanned Aerial Vehicle Measurement," *Aerosol Air Qual. Res.*, vol. 19, no. 7, pp. 1493–1507, 2019, doi: 10.4209/aaqr.2018.07.0266.
- P. Panagiotou and K. Yakinthos, "Aerodynamic efficiency and performance enhancement of fixed-wing UAVs," *Aerosp. Sci. Technol.*, vol. 99, p. 105575, 2020, doi: 10.1016/j.ast.2019.105575.
- 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. T. Hung, N. T. Minh, and D. C. Truong, "Xay dung mo hinh nghien cuu anh huong cua duoi hinh con len dong chay va luc can cua vat doi xung," *Tap chi Nghien cuu Khoa hoc va Cong nghe quan su*, vol. 72, pp. 136–142, 2021.
- 5. T. H. Tran, C. T. Dao, D. A. Le, and T. M. Nguyen, "Numerical study for flow behavior and drag of axisymmetric boattail models at different Mach number," in *Regional Conference in Mechanical Manufacturing Engineering*, 2022, pp. 729–741.
- V. M. Do, T. H. Tran, X. S. Bui, and D. A. Le, "Influence of Spike-Nosed Length on Aerodynamic Drag of a Wing-Projectile Model," *Adv. Mil. Technol.*, vol. 17, no. 1, pp. 33–45, 2022.
- A. D. Le, H. Phan Thanh, and H. Tran The, "Assessment of a Homogeneous Model for Simulating a Cavitating Flow in Water Under a Wide Range of Temperatures," *J. Fluids Eng.*, vol. 143, no. 10, p. 101204, 2021, doi: 10.1115/1.4051078.
- 8. A. D. Le and T. H. Tran, "Improvement of Mass Transfer Rate Modeling for Prediction of Cavitating Flow," *J. Appl. Fluid Mech.*, vol. 15, no. 2, pp. 551–561, 2022.
- 9. Zore. K.; Sasanapuri. B.; Parkhi. G.; Varghese. A. Ansys Mosaic Poly–Hexcore Mesh For High–Lift Aircraft Configuration. Proceeding of 21st Annual CFD Symposium, 2019, pp. 1–11.

### Building models and calculating aerodynamic characteristics for the drone model

Abstract: In this research paper, the results of model building and aerodynamic characteristics for unmanned aerial vehicles (Unmanned Aerial Vehicle) are presented. The study simulated the aerodynamic characteristics of the model using the finite volume method (FVM) combined with numerical simulation methods based on the Reynolds average - Averaged Navier-Stockes and the k-epsilon turbulence model. Standard in Ansys Fluent commercial software. The results of the study present the creation of a preliminary design, calculation of the effects of pressure, velocity, and surface friction acting on the UAV when the angle of attack changes and testing the accuracy of the numerical method. The results obtained from this study are the basis for choosing to use the dual-wing UAV configuration in special cases such as reconnaissance and transportation.

# Nghiên cứu đặc tính khí động của tên lửa cấu hình "Con vịt" sử dụng cánh đuôi quay tự do

Lê Đình Hiếu<sup>1\*</sup>, Lê Quốc Định<sup>1</sup>, Phạm Tiến Đạt<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Viện Hàng Không Vũ Trụ Viettel

### Tóm tắt

Trong nghiên cứu này phân tích về đặc tính khí động của tên lửa cấu hình điều khiển dạng "con vịt", lý do dẫn tới việc sử dụng cánh đuôi quay tự do cho tên lửa. Các đặc tính khí động cần đánh giá như tốc độ quay của cánh đuôi, hệ số kênh roll, hệ số damping, góc lock-in... Nghiên cứu được triển khai trên phần mềm Missile Datcom kết hợp các công thức thực nghiệm để tính toán các hệ số khí động, từ đó đánh giá tính chính xác của kết quả thông qua so sánh với giá trị thực nghiệm. Qua đánh giá, lựa chọn được phương pháp tiết kiệm thời gian mô phỏng, song vẫn đảm bảo tính chính xác của kết quả.

Từ khóa: Cấu hình "con vịt"; cánh đuôi quay tự do; Missile Datcom.

### 1. Mở đầu

Hiện nay, khi công nghệ kỹ thuật ngày càng phát triển, các loại tên lửa thế hệ mới dần xuất hiện. Đối với tên lửa tầm ngắn, trung có độ cơ động cao thường sử dụng cấu hình điều khiển dạng "con vịt".



Hình 1. Tên lửa cấu hình điều khiển dạng "con vịt"

Cấu hình điều khiển này có ưu thế ở một số khía cạnh. Về mặt khí động học, góc tấn kết hợp với góc lệch cánh lái giúp gia tăng lực nâng khi cơ động trong điều kiện ổn định, chuyển động quay khởi tạo đúng hướng mong muốn khi ổn định. Về mặt thiết kế hệ thống, tích hợp các thiết bị trên khoang đơn giản, các thiết bị đặt gần nhau giúp việc thiết kế hệ thống dây kết nối các mô đun dễ dàng hơn và không phải đi dây qua phần động cơ. Tuy nhiên, việc sử dụng cấu hình điều khiển dạng "con vịt" cũng có nhược điểm. Trong quá trình hoạt động, cánh lái kiểu "con vịt" gây ra dòng khí bất đối xứng di chuyển về phía đằng sau của tên lửa. Dòng khí này khi đi qua các cụm cánh phía sau có tâm áp nằm sau trọng tâm tên lửa, gây ra mô men quanh trục dọc tên lửa (roll) và trục góc chúc ngóc (pitch). Khi có góc lệch cánh lái, dòng xoáy tạo ra từ cánh lái cản trở cánh đuôi, xảy ra những hiện tượng khí động phức tạp. Đặc biệt, dòng xoáy tạo ra từ cánh lái can thiệp vào cánh đuôi cố định gây ra hiện tượng cuộn dòng khí và có thể lăn theo hướng ngược lại với hướng lái của cánh lái, từ đó gây ra mất điều khiển. Để giải quyết vấn

<sup>\*</sup> Email: ledinhhieu38@gmail.com; Tel: 0389456791

đề này, một phương án được đưa ra là thiết kế tên lửa có cánh đuôi quay tự do quanh trục dọc tên lửa. Bộ cánh đuôi sẽ được lắp trên một ổ bi, ổ bi này có khả năng giúp cánh đuôi quay tự do dựa trên tác động của các lực khí động khi bay [1].

Nghiên cứu tên lửa có cánh đuôi quay tự do được coi là một bài toán khó khăn do các vấn đề về đặc tính khí động học và độ phức tạp của hệ thống. Tương tác giữa cánh lái và các cánh đuôi là tương tác phức tạp cần nghiên cứu. Với mỗi góc lệch của cánh lái nhất định sẽ đi kèm một góc quay cố định của phần đuôi tự do mà mô men theo trục dọc tên lửa bằng 0, gọi là góc lock-in. Tính toán, dự đoán tốc độ góc, thời gian xoay tự do, giao động quanh góc lock-in của tên lửa có đuôi xoay tự do là cần thiết để điều khiển loại tên lửa này.

Trong nghiên cứu này, phần mềm Missile Datcom [2] và công thức thực nghiệm sẽ được sử dụng để tính toán các đặc tính khí động tên lửa, tốc độ quay bộ cánh đuôi.

### 2. Phương pháp

#### 2.1. Tính toán tốc độ quay

Trong trường hợp tên lửa quay tự do, mô men kênh nghiêng (roll) ở trạng thái ổn định [3] là:

$$M = \sum \text{Tổng mô men} = 0 \tag{1}$$

$$\sum \text{Tổng mô men} = M_{AF} + M_{AD} + M_{BF} = 0$$
(2)

$$1 + \frac{M_{AD}}{M_{AF}} + \frac{M_{BF}}{M_{AF}} = 0$$
(3)

Trong đó,  $M_{AF}$  – mô men khí động (Aerodynamic Force),  $M_{AD}$  – giảm chấn khí động (Aerodynamic Damping),  $M_{BF}$  – mô men do ma sát ổ bi (Bearing Friction).

Giả thiết rằng, lực ma sát do ổ bi sinh ra là nhỏ hơn nhiều so với mô men khí động  $(M_{BF} \ll M_{AF})$ , khi đó Phương trình (3) trở thành:

$$1 + \frac{M_{AD}}{M_{AF}} = 0 \tag{4}$$

Biến đổi Phương trình (4) dựa trên [3]:

$$M_{AF} = C_l q S_R L_R \tag{5}$$

$$M_{AD} = C_{lp} \frac{pL_R}{2V} qS_R L_R \tag{6}$$

Thay vào Phương trình (4), biến đổi ra công thức tính toán tốc độ quay của bộ cánh đuôi như sau:

$$p = -\frac{2VC_l}{L_R C_{lp}} \tag{7}$$

Phương trình này thể hiện ảnh hưởng của đặc tính khí động lên tốc độ quay tự do cánh đuôi của tên lửa. Thông qua hệ số  $C_l$  – hệ số mô men kênh roll,  $C_{lp}$  – đạo hàm của hệ số mô men kênh roll theo tốc độ quay góc nghiêng, V – vận tốc tên lửa,  $L_R$  – độ dài tham chiếu, sẽ
tính toán đoạn tốc độ quay tự do của bộ cánh đuôi.

Trong trường hợp cánh đuôi quay tự do, các lực và mô men tác dụng lên cánh đuôi có thể được biểu diễn thông qua phương trình (7)

$$p_{tail} = -\frac{2VC_{l_{tail}}}{L_R C_{l_{p_{tail}}}}$$
(8)

Do mô men kênh nghiêng tác dụng lên cánh đuôi khó đo bằng các thực nghiệm trong buồng gió nên mô men góc nghiêng tác dụng lên cánh đuôi cố định sẽ được tính trong cùng điều kiện khí động học đã được sử dụng để tính tốc độ quay của cánh đuôi quay tự do [3].



Hình 2. Phân tích mô men roll của tên lửa

Phân tích các lực và mô men tác động lên tên lửa có thể dựa trên mô tả như *hình 2*, khi đó mô men góc nghiêng có thể được biểu diễn theo phương trình (9) như sau:

$$M_l = M_{l_{canard}} + (M_l - M_{l_{canard}})$$
<sup>(9)</sup>

Trong đó:  $M_{l}$  – mô men góc nghiêng của tên lửa,  $M_{l_{canard}}$  - mô men góc nghiêng gây ra bởi thân và cánh lái.

Dựa theo phân tích ở trên, mô men tác động lên bộ cánh đuôi có thể được phân tích như sau [3]:



Hình 3. Phân tích mô men roll tác động lên cánh đuôi

Khi đó:

$$M_{l_{tail}} = M_l - M_{l_{canard}} \tag{10}$$

$$C_{l_{tail}} = C_l - C_{l_{comand}} \tag{11}$$

Trong đó:  $M_{l_{tail}}$  – mô men gây ra bởi chỉ riêng bộ cánh đuôi,  $C_{l_{tail}}$  – hệ số mô men gây ra bởi chỉ riêng bộ cánh đuôi,  $C_{l}$  – hệ số mô men gây ra bởi tên lửa,  $C_{l_{canard}}$  – hệ số mô men gây ra bởi thân và cánh lái.

Do bộ cánh đuôi quay tự do nên để chính xác hơn có thể lấy giá trị trung bình của các trường hợp đặt cánh đuôi (dấu  $\times$  và dấu +) [3], khi đó phương trình (11) và (8) lần lượt trở thành:

$$C_{l_{tail_{mean}}} = C_{l_{mean}} - C_{l_{canard}}$$
(12)

$$p_{\text{tail}_{mean}} = -\frac{2VC_{l_{\text{tail}_{mean}}}}{L_R C_{lp_{\text{tail}}}}$$
(13)

Hệ số  $C_{l_{tail_{mean}}}$  có thể được tính thông qua phần mềm tính toán Missile Datcom, còn hệ số  $C_{l_{p_{rail}}}$  có thể tính dựa trên công thức thực nghiệm.

• Công thức thực nghiệm

Hệ số đạo hàm mô men kênh nghiêng theo vận tốc góc nghiêng có thể tính theo công thức [4]:

$$C_{lp_{tail}} = 2\chi \left(\frac{C_{lp}}{C_{z\alpha}}\right) C_{z\alpha_{tail}}$$
(14)

Trong đó  $C_{z\alpha}$  – hệ số đạo hàm lực pháp tuyến theo góc tấn của tên lửa,  $C_{z\alpha_{tail}}$  - hệ số đạo hàm lực pháp tuyến theo góc tấn của 01 cặp cánh đuôi.

Giá trị  $\left(\frac{C_{lp}}{C_{z\alpha}}\right)$  trong phương trình (14) được tra theo đồ thị phụ thuộc tỉ lệ dạng cánh và

vận tốc như sau:



Trong đó  $\eta_k - ti$  lệ độ dài đáy dưới so với độ dài đáy trên của cánh,  $\lambda_k - ti$  lệ dạng 1 cánh (Aspect ratio),  $\chi_{0,5}$  – góc quét tại đường trung bình cánh, M – số Mach.

Với D – bán kính tên lửa, Z – sải cánh đuôi,  $\overline{D} = D/Z$ , khi đó tham số  $\chi = f(\overline{D})$ :



Hình 5. Đồ thị biểu diễn giá trị  $\chi$  phụ thuộc  $\overline{D}$ 

# 2.2. Mô hình mô phỏng

Lựa chọn mô hình tên lửa có mũi dạng Tangent Ogive, các thông số kích thước tên lửa (đơn vị mm) như *hình 4* [3]:



Hình 6. Thông số vật lý của tên lửa

Quy tắc xét dấu của góc lệch cánh lái như sau:



Hình 7. Quy tắc dấu của góc lệch cánh lái (nhìn từ phía sau)

Góc lệch cánh lái dương nếu nhìn từ phía sau, cánh số 2 có mép trước hướng lên, cánh số 4 có mép trước hướng xuống.

Điều kiện mô phỏng khí động [3]:

TT	Vận tốc (số Mach)	Nhiệt độ tuyệt đối (K)	Số Reynolds	Góc lệch cánh lái (°)
1	1,7	339	$6,6  imes 10^{6}$	0,5
2	2,16	339	$6,6  imes 10^{6}$	0,5
3	2,86	339	$6,6  imes 10^{6}$	0,5

Bảng 1. Điều kiện mô phỏng

## 3. Kết quả và thảo luận

Nghiên cứu sử dụng phần mềm Missile Datcom để tính toán giá trị của hệ số khí động với điều kiện mô phỏng như Bảng 1, cánh lái số 2 và số 4 của bộ cánh lái lệch 1 góc 0,5°.

Đồ thị hệ số mô men kênh nghiêng:



Hình 8. Đồ thị hệ số mô men kênh roll gây ra bởi bộ cánh đuôi

⇒ Kết quả tính toán ra tương đồng với kết quả tại [3].

Tính toán các tham số phục vụ tính  ${\cal C}_{lp_{{
m du} \delta i}}$ 

Với kích thước cánh đuôi như hình 6,  $\eta_k = 1,6$ ;  $\lambda_k = 1,17$ ;  $\chi_{0,5} = 11,2^\circ$ ; M = 2,86, khi

đó 
$$\lambda_k \sqrt{M^2 - 1} = 3,135$$
 có được  $\frac{C_{lp}}{C_{z\alpha}} = -6,3$ 

Từ Hình 5, giá trị  $\chi \approx 0,73$ .

Sử dụng phần mềm Missile Datcom tính toán hệ số đạo hàm lực pháp tuyến theo góc tấn của 01 cặp cánh đuôi:



Hình 9. Đồ thị hệ số đạo hàm lực pháp tuyến theo góc tấn của 01 cặp cánh đuôi

Công thức tính tốc độ âm thanh:

$$a = \sqrt{\gamma RT}$$

Trong đó, a – tốc độ âm thanh,  $\gamma = 1,4$ ; R = 287 J/(kg.K) ở điều kiện chuẩn, T – nhiệt độ  $\Rightarrow$  a = 369 m/s

Dựa theo công thức (13) tính toán tốc độ quay bộ cánh đuôi, so sánh với kết quả thực nghiệm trong buồng khí [3]:



Hình 10. Đồ thị tốc độ quay cánh đuôi

⇒ Kết quả tính toán tốc độ quay cánh đuôi được đưa ra tương đối giống với kết quả thử nghiệm buồng khí.

# 4. Kết luận

Bài báo trình bày về việc nghiên cứu thiết kế tên lửa cấu hình điều khiển dạng "con vịt" với bộ cánh đuôi quay tự do quanh thân. Qua việc sử dụng phần mềm tính toán Missile Datcom và công thức thực nghiệm để tính toán tốc độ quay của bộ cánh đuôi thay cho việc sử dụng phần mềm Ansys Fluent, kết quả đưa ra khá giống với dữ liệu thực nghiệm trong buồng gió. Từ đó, phương pháp này có thể tiết kiệm thời gian trong quá trình thiết kế sơ bộ đối với bộ cánh đuôi quay tự do của tên lửa điều khiển dạng "con vịt".

# Lời cảm ơn

Để hoàn thiện nghiên cứu này, nhóm tác giả xin cảm ơn tới Viện Hàng không Vũ trụ Viettel/Tập đoàn Công nghiệp - Viễn thông quân đội và đã tài trợ kinh phí, tạo điều kiện nghiên cứu.

## Tài liệu tham khảo

- 1. Eugene L.Fleeman. (2012). *Missile Design and System Engineering*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2012.
- 2. William B.Blake. (1998). *Missile Datcom User's Manual, 1997 Fortran 90 Revision*. USAF.
- 3. Young Rok Yang, Jin Hee Lee, Mun Seok Kim, Jae Hong Jung, Rho Shin Myong, Tae Hwan Cho. (2008). *Aerodynamic Characteristics of a Canard-Controlled Missile with Freely Spinning Taifins Using a Semi-Empirical Method and a CFD Code*. Journal of the Korean Society for Aeronautical & Space Sciences.
- 4. Lebedev. (1973). Dinamika poleta letatelnux apparatov.

# Investigation of Aerodynamic Characteristics of a Canardcontrolled Missile with Freely Spinning Tailfins

**Abstract:** In this study, the aerodynamic characteristics of a canard-controlled missile are analyzed with the aim of explaining the appearance of freely spinning tailfins. Tailfins roll rate, rolling moment coefficient, damping coefficient and lock-in angle ... would be brought into consideration. The simulation process is conducted in Missile Datcom and based on empirical equations to calculate the aerodynamic coefficient. The accuracy and reliability of calculated results are assessed when compared to the experimental aerodynamic coefficient. Therefore, a suitable simulation method which saves a significant amount of simulation time and maintains the accuracy and reliability of the results is selected.

Keywords: Canard-controlled missile; freely spinning tailfins; Missile Datcom.

# Thực nghiệm giải pháp giám sát và điều khiển từ xa Quadrotor qua Internet sử dụng Modul sim 4G

## Dương Mạnh Hùng<sup>1</sup>, Nguyễn Đình Dũng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật Quân sự

## Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày giải pháp và thực nghiệm việc giám sát và điều khiển Quadrotor dựa trên nền tảng Internet sử dụng module SIM 4G. Thông qua trạm điều khiển dưới mặt đất, người sử dụng Quadrotor có thể lập quỹ đạo bay gửi lên Quadrotor qua đường truyền Internet, điều khiển Quadrotor chấp hành thực hiện một số nhiệm vụ cụ thể. Các sản phẩm thương mại phổ biến hiện nay thường sử dụng một thu phát RF không dây để truyền, nhận dữ liệu và lệnh điều khiển giữa Quadrotor và trạm điều khiển mặt đất, tuy nhiên phạm vi nhỏ do khoảng cách truyền nhận của bộ thu phát RF không dây bị hạn chế và bị ảnh hưởng bởi địa hình. Trong một số ứng dụng đặc thù cần giám sát và điều khiển Quadrotor với khoảng cách xa, không phụ thuộc vào địa hình và đảm bảo tính cơ động thì bộ thu phát RF không đáp ứng được. Nghiên cứu này thực nghiệm giải pháp giám sát và điều khiển Quadrotor với khoảng cách xa dựa trên nền tảng internet sử dụng modulee SIM4G. Thông qua thử nghiệm trên Quadrotor, máy tính Raspery PI và modulee sim 4G để đánh giá tính khả thi trong thực tế.

Từ khóa: Máy bay không người lái; Điều khiển UAV; quản lý máy bay không người lái.

## 1. Mở đầu

Thiết bị bay không người lái (UAV) là máy bay được điều khiển từ xa có vai trò quan trong trong lĩnh vực quốc phòng cũng như thương mai. UAV có thể điều hướng tự đông theo kế hoạch bay. UAV có thể được trang bị một số thiết bị thông minh như các loại cảm biến khác nhau và tải có ích để thực hiện một số nhiệm vụ cụ thể [1]. Gần đây, UAV được sử dụng trong một loạt các ứng dụng như theo dõi [2], giám sát và lập bản đồ [3], vận chuyển hàng hóa [4], các nhiệm vụ cứu hộ cứu nạn và trinh sát trong điều kiện đặc thù. Trong các ứng dụng trên, UAV được coi như một thiết bị chấp hành để thu thập dữ liệu và nhận lệnh điều khiển như một thiết bi truyền đông [5]. Trong đó, UAV được sử dụng làm phương tiên điều khiển từ xa dựa trên lớp điều khiển cấp thấp liên quan trực tiếp đến các chuyển động cơ. Bộ điều khiển từ xa của các UAV thương mai phổ biến hiên nay (drone, flycam, ...) thường được trang bi các nút điều khiển, cần gat và tay điều khiển thông qua sóng radio gửi tín hiệu điều khiển lên UAV, bao gồm hướng bay, tốc đô, đô cao và các chức năng khác. Phần mềm quản lý UAV trên máy tính giám sát và điều khiển từ xa UAV có giao diên để xem dữ liêu trực tiếp từ UAV, thiết lập kế hoach bay, đặt điểm đến và thực hiện các chức năng quản lý khác; phần mềm quản lý kết nối với UAV thông qua bô thu phát từ xa (telemetry RF) hoặc mang wifi cục bô. Sơ đồ kết các kênh điều khiển và giám sát thể hiện trên (Hình 1), trong đó các kênh điều khiển quan sát sử dụng đường truyền vô tuyến và wifi cục bộ với công suất nhỏ do đó có phạm vi hoạt động hạn chế và bị ảnh hưởng bởi địa hình.

Trong nhiều ứng dụng, việc giám sát và điều khiển UAV đòi hỏi phạm vi hoạt động rộng hoặc địa hình phức tạp thì kênh giám sát và điều khiển thông qua đường truyền vô tuyến công suất nhỏ và wifi cục bộ không đáp ứng được, trong khi trang bị các thiết bị thu phát vô tuyến có công suất lớn cho UAV là không phù hợp và không đảm bảo được tính cơ động. Trong kết quả [7] của nhóm nghiên cứu đã trình bày một cách tổng quan về vấn đề quản lý, giám sát UAV dựa trên nền tảng Internet hiện nay. Kế tiếp, nhóm nghiên cứu trình bày giải pháp sử dụng nền tảng internet trong giám sát và điều khiển UAV nhằm cải thiện phạm vi hoạt động trong nhiều ứng dụng sử dụng UAV.



Hình 1. Sơ đồ kết nối các kênh điều khiển và giám sát UAV

2. Hệ thống giám sát và điều khiển UAV dựa trên nền tảng Internet



Hình 2. Sơ đồ kết nối các kênh điều khiển và giám sát UAV trên nền tảng internet

Dựa trên nền tảng Internet và công nghệ UAV, hệ thống quản lý, giám sát và điều khiển UAV đã chứng tỏ hiệu suất hữu ích trong việc xử lý các luồng lưu lượng phức tạp và năng động. Hệ thống này có 3 phần chính (Hình 2), gồm: UAV được kết nối với nền tảng internet; Nền tảng và dịch vụ Internet gồm: Máy chủ (Server) gồm lưu trữ, tính toán và giao diện, dựa trên hệ thống kết nối không dây sử dụng Internet; Điều khiển là một bộ phần mềm được tổ chức phân cấp để điều khiển và giám sát UAV. Trong hệ thống trên, cần sử dụng máy chủ làm Server của nhà cung cấp dịch vụ mạng làm trung tâm kết nối dữ liệu giữa UAV và trạm điều khiển mặt đất. Các phần sau đây sẽ mô tả chi tiết các thành phần của hệ thống này.

# 2.1. UAV

UAV có thể thực hiện các nhiệm vụ: giám sát, cung cấp vùng phủ sóng không dây, giao hàng, trinh sát thu thập dữ liệu và cứu hộ cứu nạn [8]. Các UAV được kết nối trạm điều khiển mặt đất thông qua dịch vụ Internet không dây [9]. UAV nhận tín hiệu điều khiển và truyền dữ liệu giám sát về trạm điều khiển mặt đất trong phần điều khiển.

2.2. Nền tảng và dịch vụ Internet

Phần dịch vụ Internet thường là một Server, phổ biến hiện nay là một máy chủ ảo Cloud Server có địa chỉ IP cố định, thiết bị kết nối internet trên UAV và trạm điều khiển mặt đất sử dụng module sim 4G có địa chỉ IP thay đổi sau mỗi lần kết nối. Sơ đồ kết nối thể hiện trên (Hình 3).





Server khi này được coi là trái tim của hệ thống, là đơn vị quản lý trung tâm của các hoạt động mạng, nhằm mục đích trung chuyển dữ liệu giữa phần UAV và phần điều khiển, xử lý việc quản lý kết nối và phân bổ tài nguyên. Phần điều khiển chỉ định các yêu cầu đến Server sau đó Server chuyển các yêu cầu đó đến UAV. Các thao tác này sẽ được thực hiện dựa trên giao thức Internet: socket TCP, UDP, Web .v.v. Cơ chế quá trình truyền nhận dữ liệu và lệnh điều khiển thể hiện trên (Hình 4, Hình 5, Hình 6)



Hình 4. Cơ chế truyền dữ liệu và lệnh điều khiển từ trạm điều khiển mặt đất đến UAV dựa trên nền tảng internet



Hình 5. Cơ chế truyền dữ liệu và lệnh điều khiển từ UAV đến trạm điều khiển mặt đất dựa trên nền tảng internet

Cơ chế truyền dữ liệu VIDEO từ UAV thể hiện trên Hình 5.



Hình 6. Cơ chế truyền dữ liệu Video từ UAV đến trạm điều khiển mặt đất dựa trên nền tảng internet

# 2.3. Phần điều khiển

Phần điều khiển sử dụng để điều khiển và giám sát UAV, gồm phần mềm ứng dụng có thể được sử dụng để gửi tín hiệu điều khiển đến UAV và nhận dữ liệu từ UAV qua Server. Dựa trên phần mềm này, người dùng có thể giám sát UAV, xác định và sửa đổi các thông số nhiệm vụ, phân tích dữ liệu cần thiết thu thập được.

# 3. Lựa chọn thiết bị thực nghiệm

## 3.1 UAV

UAV là một bộ phận công nghệ phức tạp, kết hợp giữa cơ khí, phần cứng và phần mềm để đảm bảo một chuyến bay an toàn và hiệu quả. Mô hình quadrotor là một mô hình UAV điển hình và phổ biến hiện nay, nhóm nghiên cứu lựa chọn mô hình này để tiến hành thực nghiệm.

# 3.2. Bộ điều khiển bay

Bộ não của UAV là bộ phần mềm điều khiển bay (ĐKB) đảm bảo hoạt động trơn tru của UAV và người dùng, bao gồm nhiều lớp như phần đệm, phần mềm trung gian và hệ điều hành. Các lớp này kết nối người dùng với phần cứng của UAV, còn gọi là bộ điều khiển chuyến bay. Ngày nay, có một số bộ ĐKB được sử dụng rộng rãi với mã nguồn mở như Ardupilot [10], Pixhawk 4 [11], iNav [12], Paparazzi [13] và LibrePilot [14]. Tuy nhiên, hiệu suất của phần mềm còn phụ thuộc vào hệ thống phần cứng. Nhóm nghiên cứu lựa chọn bộ điều khiển Ardupilot được sử dụng rộng rãi và phổ biến hiện nay để tiến hành thực nghiệm cho mô hình quadrotor.

## 3.3. Phần mềm

Để giám sát, điều khiển và thiết lập nhiệm vụ bay cho UAV (quadrotor) trên máy tính, nhóm nghiên cứu sử dụng phần mềm "Mission Planner" tương thích với bộ điều khiển bay Ardupilot đã chọn ở trên.

## 3.4. Phần cứng

Các thành phần của phần cứng được chỉ ra trong Hình 7. Thông qua phần cứng này một UAV có thể được kết nối với Internet. Hai thành phần thiết yếu của UAV là cảm biến và bộ điều khiển tốc độ (hoạt động như một thiết bị truyền động).

Các cảm biến liên tục thu thập dữ liệu để cung cấp cho bộ ĐKB như: cảm biến gia tốc kế, con quay hồi chuyển, từ kế và cảm biến áp suất khí quyển. Bộ ĐKB thực hiện điều hướng và di chuyển UAV dưới sự trợ giúp của hệ thống dẫn đường quán tình (INS) và bộ điều khiển tốc độ điện tử. Trạng thái của UAV và các chuyển động bay được theo dõi thông qua việc trao đổi dữ liệu giữa UAV và trạm điều khiển mặt đất thông qua Server bằng module sim 4G kết nối internet. Trên UAV cũng có thể được trang bị một số tải trọng có ích hoặc thiết bị để thực hiện nhiệm vụ cần thiết khác. Mục đích thực nghiệm của nhóm nghiên cứu là đánh giá khả năng

giám và điều khiển UAV qua mạng internet nên trong các phần cứng ở trên, nhóm nghiên cứu chưa sử dụng tải có ích.



Hình 7. Các thành phần chính của UAV

4. Thực nghiệm và đánh giá giải pháp giám sát và điều khiển từ xa UAV dựa trên nền tảng Internet

4.1. Thử nghiệm giải pháp giám sát và điều khiển từ xa UAV dựa trên nền tảng internet sử dụng module SIM4G



Hình 8. Sự kết nối giữa các thành phần của phần cứng trạm điều khiển mặt đất



Hình 9. Kết nối giữa các thành phần của phần cứng trên UAV

Cần chuẩn bị các thành phần như sau: Bộ ĐKB: Pixhawk PX4; Máy tính nhúng: Raspberry Pi 3B (02 bộ); Thẻ nhớ mini: 16G (02 cái); Camera: Raspberry camera V1; Modul Sim 4G A7670; Khối xử lý nguồn: HobbyKingTM HKU5 5V/3A UBEC; Cáp kết nối trực tiếp giữa máy tính nhúng và bộ ĐKB. Hình 9 thể hiện sự kết nối giữa các phần thành phần với nhau trên UAV, Hình 8 thể hiện kết nối các thành phần của trạm điều khiển mặt đất.

Phần mềm "Mission Planner" là một công cụ phổ biến và mạnh mẽ được sử dụng để lập kế hoạch, giám sát và điều khiển từ xa các UAV như drone hoặc flycam, giao diện cơ bản của phần mềm thể hiện trên Hình 12 được sử dụng để thực nghiệm giải pháp giám sát và điều khiển từ xa UAV dựa trên nền tảng internet sử dụng module SIM4G.

# Phương pháp thực nghiệm và mục tiêu đánh giá phạm vi hoạt động gồm:

• Xác định khoảng cách tối đa mà hệ thống có thể giám sát và điều khiển từ xa sử dụng các bộ thu phát vô tuyến của nhà sản xuất trong các điều kiện khác nhau;

• Các nội dung thực nghiệm gồm: lập kế hoạch bay; thực hiện nhiệm vụ bay; giám sát và thu thập dữ liệu; phân tích và đánh giá: so sánh với kết quả thực nghiệm khi sử dụng các bộ thu phát vô tuyến của nhà sản xuất;

• Đánh giá và phương án cải tiến: Dựa trên kết quả đánh giá, xác định các điểm mạnh và điểm yếu của quá trình điều khiển và giám sát từ xa sử dụng Mission Planner. Đề xuất các cải tiến hoặc điều chỉnh cần thiết để nâng cao hiệu suất, độ tin cậy của giải pháp giám sát và điều khiển từ xa dựa trên nền tảng internet sử dụng module SIM4G.

# Kết quả thực nghiệm:

+) Khi sử dụng bộ thu phát vô tuyến của nhà sản xuất để giám sát và điều khiển UAV: khoảng cách tối đa mà hệ thống có thể làm việc khoảng 1000m trong tầm nhìn thẳng, và khoảng 300m trong điều kiện đô thị (có nhà cao tầng xung quanh); Khi bộ thu phát vô tuyến không có khả năng kết nối thì phần mềm máy tính mất kết nối với UAV, khi này UAV tự động hạ cánh theo lệnh thiết lập ban đầu.

+) Khi thực nghiệm giám sát và điều khiển qua mạng internet sử dụng module SIM4G:

• Vị trí đặt máy tính giám sát và điều khiển UAV thể hiện trên bản đồ *googlemap* như hình dưới đây (Hình 10):



Hình 10. Vị trí đặt máy tính giám sát và điều khiển UAV trên bản đồ

Vị trí thực nghiệm của mô hình quadrotor thể hiện trên bản đồ như hình dưới

đây (Hình 11):



Hình 11. Vị trí thực nghiệm kết nối Drone sử dụng module SIM4G

• Kết quả thực nghiệm điều khiển và giám sát quadrotor thể hiện trên phần mềm "Mission Planner" như sau (Hình 12):



Hình 12. Thiết lập quỹ đạo bay trên phần mềm Mission Planner và quỹ đạo bay của UAV, thực nghiệm bay tại sân bóng HVKTQS.

Kết quả thực nghiệm nhận được, hiệu suất và các chức năng đạt được tương đương với khi sử dụng bộ thu phát RF của nhà sản xuất trong dải hoạt động. Các thử nghiệm với phạm vi rộng đảm bảo giảm sát và điều khiển UAV qua giao diện của phần mềm, các kết quả chứng mình hướng tiếp cận của giải pháp là đúng đắn.

**4.2. Đánh giá và hướng phát triển** Đánh giá kết quả thực nghiệm:

- Khả năng thực thi của phần cứng là hoàn toàn thực tế, bởi các linh kiện, thiết bị được lựa chọn khá phổ biến hiện nay và dễ dàng mua được trên thị trường.

- Khả năng thực thi phần mềm truyền nhận dữ liệu qua internet: phần mềm máy tính nhúng trên UAV và trạm điều khiển mặt đất thường sử dụng hệ điều hành mã nguồn mở hệ điều hành cho phép thực thi phần mềm trên UAV và trạm điều khiển bởi máy tính nhung cho phép đảm bảo tích hợp đủ các giao thức: HDMI, VGA kết nối màn hình giám sát thể hiện giao diện phần mềm điều khiển tương tác với người sử dụng; giao tiếp USB cho phép mở rộng kết nối đến thiết bị ngoại vi; UART, ethernet.

- Các thực nghiệm của giải pháp giám sát và điều khiển từ xa qua mạng internet sử dụng module SIM4G có thể thay thế các bộ thu phát vô tuyến của nhà sản xuất, điều này cho phép phạm vi hoạt động của hệ thống vận hành UAV được mở rộng mà vẫn đảm bảo được hiệu suất làm việc.

## Hướng phát triển:

Thiết bị máy tính nhúng được sử dụng trong các thực nghiệm mới chỉ sử dụng để truyền nhận dữ liệu giám sát và điều khiển, hướng tiếp theo nhóm nghiên cứu định hướng phát triển các module phần mềm cho các ứng dụng khác trên UAV.

## 5. Kết luận

Bài báo này trình bày giải pháp giám sát và điều khiển từ xa UAV dựa trên nền tảng internet sử dụng module SIM4G. Bước đầu thử nghiệm đánh giá hiệu quả của giải pháp đề xuất nhận được kết quả khả quan, trong thời gian tới nhóm nghiên cứu định hướng tối ưu phần mềm server, lựa chọn phần cứng phù hợp và bổ sung thiết bị đo để làm rõ hơn hiệu quả của giải pháp đề xuất.

## Tài liệu tham khảo

- H. P. D. Nguyen and D. D. Nguyen, "Drone Application in Smart Cities: The General Overview of Security Vulnerabilities and Countermeasures for Data Communication," in Development and Future of Internet of Drones (IoD): Insights, Trends and Road Ahead, R. Krishnamurthi, A. Nayyar, and A. E. Hassanien, Eds. Cham: Springer International Publishing, 2021, pp. 185–210.
- N. A. Khan, N. Z. Jhanjhi, S. N. Brohi, R. S. A. Usmani, and A. Nayyar, "Smart traffic monitoring system using Unmanned Aerial Vehicles (UAVs)," Comput. Commun., vol. 157, pp. 434–443, 2020.
- 3. V. Puri, A. Nayyar, and L. Raja, "Agriculture drones: A modern breakthrough in precision agriculture," J. Stat. Manag. Syst., vol. 20, no. 4, pp. 507–518, Jul. 2017.
- 4. J. Koiwanit, "Analysis of environmental impacts of drone delivery on an online shopping system," Adv. Clim. Chang. Res., vol. 9, no. 3, pp. 201–207, 2018.
- A. Bruzzone et al., "Disasters and Emergency Management in Chemical and Industrial Plants: Drones Simulation for Education and Training," in International Workshop on Modelling and Simulation for Autonomous Systems, 2016, pp. 301–308.
- A. A. Pereira, J. P. Espada, R. G. Crespo, and S. R. Aguilar, "Platform for controlling and getting data from network connected drones in indoor environments," Futur. Gener. Comput. Syst., vol. 92, pp. 656–662, 2019.

- N. Đ. Dũng, "Nghiên cứu tổng quan phương pháp quản lý máy bay không người lái trong môi trường đô thị," in Hội nghị nghiên cứu trẻ lần thứ XVII - Học viện KTQS, 2022.
- 8. N. Mohamed, J. Al-Jaroodi, I. Jawhar, A. Idries, and F. Mohammed, "Unmanned aerial vehicles applications in future smart cities," Technol. Forecast. Soc. Change, vol. 153, p. 119293, 2020.
- 9. M. Marchese, A. Moheddine, and F. Patrone, "IoT and UAV Integration in 5G Hybrid Terrestrial-Satellite Networks," Sensors, vol. 19, no. 17, 2019.
- 10. "Ardupilot Documentation," Ardupilot. [Online]. Available: https://ardupilot.org/ardupilot/. [Accessed: 15-Aug-2020].
- 11. "Pixhawk-Standards," Pixhawk. [Online]. Available: https://github.com/pixhawk/Pixhawk-Standards. [Accessed: 15-Aug-2020].
- 12. "iNavFlight/inav," INAV. [Online]. Available: https://github.com/inavFlight/inav/wiki. [Accessed: 15-Aug-2020].
- 13. "Paparazzi The free autopilot," Paparazzi. [Online]. Available: https://wiki.paparazziuav.org/wiki/Main\_Page. [Accessed: 15-Aug-2020].
- 14. "Librepilot Documentation," Librepilot. [Online]. Available: https://www.librepilot.org/site/index.html. [Accessed: 15-Aug-2020].
- D. H. Toàn, "Khởi đầu những dự án IoT bằng Raspberry Pi," Arduino.vn, 2016. [Online]. Available: http://arduino.vn/bai-viet/1049-khoi-dau-nhung-du-iot-bang-raspberry-pi. [Accessed: 12-Aug-2023].

# Solution to improve the performance of monitor and control UAV based Internet platform

Abstract: This study presents a solution to improve the performance of control of UAV motion and posture based on the Internet. Through the control station on the ground, UAV users can set up a flight trajectory to send to the UAV via the Internet, directly control the UAV posture and actuators to perform tasks, and operate in a narrow range. The current popular solution often uses an intermediate Cloud Server to transmit and receive data and control commands between the UAV and the ground control station. Still, the experiment shows that the execution of control commands on the UAV is much more delayed than the action of the ground station control commands. This study proposes a solution to improve performance by reducing the delay of command execution on the UAV compared to the control command at the ground station. The feasibility of the solution is verified through practical testing using a Quadrotor, Raspberry PI computer, and 4G sim modulee.

Keywords: UAV; drones; cloud computing; UAV management; UAV control.

# Xây dựng mô hình và khảo sát ảnh hưởng một số tham số hình học của rãnh dọc tới lực cản của vật thể bay dạng tròn xoay

Nguyễn Đình Quang<sup>1\*</sup>, Phạm Chung<sup>1</sup>, Trần Thế Hùng<sup>1</sup>, Nguyễn Tuấn Hiếu<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hàng không Vũ trụ, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn; <sup>2</sup>Viện Công nghệ, Tổng cục CNQP

## Tóm tắt

Trong nghiên cứu này trình bày kết quả về xây dựng mô hình tính toán khí động và khảo sát ảnh hưởng hình học của rãnh trên bề mặt đuôi vát tới lực cản của mô hình dạng tròn xoay. Nghiên cứu mô phỏng các đặc trưng khí động học của mô hình bằng phương pháp thể tích hữu hạn (FVM) kết hợp với mô phỏng số thông qua phương pháp RANS và mô hình chảy rối k- $\omega$  SST. Trong nghiên cứu này sẽ tập trung khảo sát ảnh hưởng của thông số chiều sâu rãnh xác định bởi tham số khoảng cách đỉnh rãnh A, từ đó chỉ ra được mối liên hệ của tham số này tới các đặc trưng khí động của mô hình cũng như hiệu quả trong việc giảm lực cản. Các đặc trưng của dòng chảy quanh đuôi vát có rãnh của vật thể dạng tròn xoay cũng được mô phỏng trực quan. Với những kết quả của nghiên cứu này sẽ là cơ sở cho việc lựa chọn sử dụng mô hình rãnh cho các các vật thể bay dạng tròn xoay như đạn pháo, tên lửa, UAV...trong bài toán giảm lực cản, tăng tầm.

Từ khóa: Đuôi vát, rãnh; 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. Hình dáng này được thiết kế để chứa các thiết bị trên máy bay, tên lửa hoặc UAV, hoặc để tối ru 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 (Afterbody Pressure Drag) 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]. Sự tách dòng cùng với độ chảy rối cao không những gây ra lực cản lớn mà còn làm tăng mức tiêu hao nhiên liệu cũng như gây ra tiếng ốn, sự rung lắc mất ổn định, thậm chí là phá hủy cấu trúc vật thể. Chính vì điều này mà việc giảm lực cản đuôi cho vật thể đuôi vát trở nên cực kỳ cấp thiết.

Có rất nhiều nghiên cứu đã đưa ra các phương pháp giảm lực cản đuôi, trong đó cải tiến hình dạng đuôi của vật thể bay dạng đuôi vát được coi là phương pháp hiệu quả giúp tiết kiệm chi phí lại đơn giản trong quá trình thiết kế và chế tạo. Phương pháp tạo rãnh trên bề mặt đuôi được xem như phương pháp giúp giảm đáng kể lực cản. 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 [3]. 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 [4, 5]. Sự thay đổi nhỏ này giúp thay đổi dòng chảy trên bề mặt. Điều này giúp giảm sức cản và tăng vận tốc.

<sup>\*</sup> Email: <u>quangnd90@lqdtu.edu.vn</u>; Tel: 0356082717

Phương pháp này đã được áp dụng cho tàu thủy nhằm giảm lực cản giữa tàu và bề mặt nước [5]. Đồng thời, một số nghiên cứu đã được thực hiện cho vật thể bay [3, 6 và 7]. Howard và cộng sự [3] 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 [6, 8], 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.

Bên cạnh đó, phương pháp sử dụng rãnh dọc phân bổ đều trên bề mặt đuôi vát đối xứng hình côn được Ibrahim và Filippone [9] tiến hành nghiên cứu thực nghiệm và mô phỏng cho thấy hiệu quả giảm lực cản tương đối thấp (~ 2% tại M = 1.36). Thông qua các nghiên cứu về rãnh dọc và rãnh ngang bố trí trên bề mặt vát của đuôi ở trên, chúng ta thấy được tính khả thi của phương pháp này trong việc giảm lực cản cho vật thể. Tuy vậy, các nghiên cứu về rãnh còn chưa cụ thể, chưa giải thích rõ ràng nguyên tắc lựa chọn các thông số cho rãnh và khuyến cáo trong lựa chọn số lượng rãnh; ảnh hưởng của rãnh tới dòng chảy sau vật và đặc tính khí động chưa được giải quyết triệt để.

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 LES và DNS lại yêu cầu một hệ thống máy tính mạnh và tốn nhiều thời gian. Trong bài báo này, sự ảnh hưởng của rãnh và chiều dài mép trước rãnh A tới việc giảm lực cản và cấu trúc dòng chảy xung quanh đuôi vát sẽ được nghiên cứu bằng phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS). Mô hình rối (k-ω SST) được sử dụng để thu được kết quả chính xác cao tại lớp biên, đồng thời giảm thiểu thời gian tính toán. Kết quả mô phỏng sẽ được so sánh với một số kết quả thực nghiệm và mô phỏng đã được trình bày trong các công bố trước đây.

## 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. Các mô hình vật thể có đường kính D =30mm và tổng chiều dài L = 251mm. Phần trước của mô hình có dạng elip để tránh dòng chảy phân tách trên bề mặt. Đuôi vát có dạng hình côn với góc  $\beta = 14^{\circ}$ . Chiều dài đuôi thuyền  $L_b$  được cố định ở 0,7D. 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.

Mô hình sử dụng các rãnh dọc với các thông số: đường kính rãnh d; khoảng cách từ đỉnh rãnh đến mép vát A; rãnh đi qua giao tuyến của bề mặt vát và mặt đáy của đuôi. Thông số cụ thể được chỉ ra ở Bảng 1.

Bảng 1. Các thông số của mô hình nghiên cứu

Chiều dài đuôi vát ( <i>l/D</i> )	0,7
Góc vát ( $\beta$ )	14°
Đường kính rãnh ( <i>d/D</i> )	0,2
Khoảng cách đỉnh rãnh (A/D)	0,05 ÷ 0,3
Số lượng rãnh ( <i>n</i> )	12





#### Hình 1. Mô hình nghiên cứu và vùng tính toán

Miền tính toán có kích thước  $125D \times 34D \times 34D$  tương ứng với chiều dài, chiều rộng và chiều cao. Vận tốc đầu vào  $U_{\infty} = 22$ m/s được áp dụng cho mặt phẳng dòng tới, ở khoảng cách 17D trước mũi của mô hình. Vận tốc được chọn giống như các thí nghiệm trong các nghiên cứu trước đây [10], [11]. 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  $Re = 4,34 \times 10^4$ . Biên của miền tính toán sử dụng điều kiện Symmetry.

## 2.2. Mô hình rối

Trong nghiên cứu này, phương trình RANS với mô hình rối k- $\omega$  SST được áp dụng cho mô phỏng số. Đây là mô hình được kết hợp từ mô hình từ mô hinh k- $\omega$  cho dòng gần tường và mô hình k- $\varepsilon$  cho dòng xa tường. Mô hình rối k- $\omega$  SST chứa hai phương trình rối bổ sung k- $\varepsilon$ và k- $\omega$  để mô phỏng các đặc tính rối [12], cho phép thu được kết quả chính xác cao về dòng chảy gần bề mặt vật thể và giảm thời gian tính toán trong mô phỏng số. Để có được các phương trình RANS, các bộ lọc trung bình được áp dụng cho các phương trình Navier-Stokes, bao gồm: Phương trình liên tục, ba phương trình động lượng và phương trình năng lượng. Cụ thể, mô hình RANS có thể được biểu diễn như sau:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \rho u_i \right) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right) + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\rho u_i u_j\right)$$
(2)

trong đó: *i*, *j* = 1, 2, 3; *u<sub>i</sub>* là thành phần vận tốc trung bình theo các phương, *p* là áp suất,  $\rho$  là mật độ không khí và  $\sigma_{ij}$  là thành phần ten-xơ ứng suất;  $-\rho u_i u_j^{'}$  là ứng suất Reynolds.

Các phương trình cho k và  $\omega$  là:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = P + \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \sigma_k \mu_l \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]$$
(3)

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_{j}\omega)}{\partial x_{j}} = \frac{\gamma}{v_{t}}P - \beta\rho\omega^{2} + \frac{\partial}{\partial x_{j}}\left[\left(\mu + \sigma_{k}\mu_{t}\right)\frac{\partial\omega}{\partial x_{j}}\right] + 2(1 - F_{t})\frac{\rho\sigma_{\omega^{2}}}{\partial x_{t}}\frac{\partial k}{\partial x_{t}}\frac{\partial\omega}{\partial x_{t}}$$

$$(4)$$

$$\mathcal{E}(1-F_1) \frac{\partial \mathcal{E}_j}{\partial \omega} \frac{\partial \mathcal{E}_j}{\partial x_j} \frac{\partial \mathcal{E}_j}{\partial x_j}$$

trong đó vt là độ nhớt sinh ra do xoáy (eddy-viscosity) được biểu diễn như sau:

$$V_{t} = \frac{a_{1}k}{\max(a_{1}\omega;\Omega F_{2})}$$
(5)

Trong các phương trình trên,  $\sigma_k, \sigma_{\omega 2}, \beta, \beta^*, k, \gamma$  là các hằng số và được lựa chọn 2 lần cho dòng gần vật và dòng xa vật.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi sử dụng phần mềm thương mại ANSYS Fluent bản quyền để mô phỏng. Thuật toán Couple đã được chọn với điều kiện hội tụ với sai số khép là 10<sup>-6</sup>.

## 2.3. Chia lưới vùng thể tích tính toán

Vùng thể tích tính toán được chia lưới không cấu trúc (unstructured mesh). Hình ảnh lưới trên bề mặt mô hình nghiên cứu được thể hiện trên Hình 2 (a, b, c). Để phù hợp với mô hình rối k- $\omega$  SST, chiều dày lớp lưới đầu tiên từ bề mặt mô hình có độ cao  $8,5 \times 10^{-5}$  m với tỷ lệ tăng cho các lớp tiếp theo là 1,18. Khi đó ta thu được giá trị  $y^+$  trên bề mặt vật thể như trên hình 2d, với giá trị lớn nhất là khoảng gần 6.

Để kiểm tra sự hội tụ của lưới, nhóm nghiên cứu thực hiện kiểm tra lưới thông qua từng bước tăng số lượng ô lưới phần từ 0,64 triệu đến 4,95 triệu. Kết quả cho thấy lưới đạt sự hội tụ tốt với giá trị  $C_D$  gần như không thay đổi khi số lượng ô lưới đạt 3,70 triệu ô (Hình 3). Do đó, mô hình lưới 3,70 triệu ô được lựa chọn cho các tính toán tiếp theo nhằm bảo đảm độ chính xác cũng như tiết kiệm thời gian tính toán.



Hình 2. Lưới trên bề mặt mô hình nghiên cứu và giá trị  $y^+$ 

Để đánh giá độ tin cậy của kết quả, tác giả đã tiến hành so sánh kết quả mô phỏng số với kết quả tính toán của Tran và cộng sự [13]. Trong nghiên cứu của mình bằng cho mô hình góc vát 20° không có rãnh sử dụng lưới cấu trúc, Tran và cộng sự đã cho kết quả  $C_D = 0,25259$ , trong khi ở lưới 3,7 triệu ô thì kết quả của nghiên cứu này là  $C_D = 0,2519$ , tương đương sai số giữa 2 kết quả chỉ khoảng 0,3%. Điều này khẳng định được độ tin cậy của mô hình tính toán mà nghiên cứu đang sử dụng, bảo đảm cho việc áp dụng tính toán cho các mô hình có rãnh tiếp theo.



Hình 3. Ảnh hưởng của số lượng ô lưới tới lực cản

## 3. Kết quả và thảo luận

## 3.1. Ảnh hưởng của khoảng cách A tới hệ số lực cản của mô hình

Đồ thị sự phụ thuộc của hệ số lực cản và khoảng cách A của mô hình vật thể tròn xoay với góc vát bằng 14° được chỉ ra trên hình 4. Ở đây, mô hình không có rãnh tương ứng với giá trị A = 0D, khi có rãnh giá trị khoảng cách A thay đổi từ  $0,05D \div 0,3D$ . Ta nhận thấy rằng, so với trường hợp không có rãnh, giá trị hệ số lực cản có sự thay đổi lớn (5,73%) khi có 12 rãnh với khoảng cách đỉnh rãnh A = 0,05D. Tiếp tục tăng khoảng cách A thì giá trị lực cản tiếp tục giảm, tuy vậy mức độ giảm là khá nhỏ. So sánh 2 trường hợp A = 0,05D và A = 0,3D thì giá trị lực cản chỉ giảm thêm 0,64%. Kết quả này chỉ ra rằng ở góc vát 14° khi tăng giá trị A thì lực cản sẽ giảm xuống, tuy vậy sự phụ thuộc của hệ số lực cản với tham số này là không lớn.



Hình 4. Ảnh hưởng của khoảng cách A tới hệ số lực cản

## 3.2. Trường ma sát bề mặt quanh đuôi vát

Để xác định sự tách dòng diễn ra trên bề mặt đuôi vát và trên bề mặt rãnh ta tiến hành phân tích trường ma sát bề mặt quanh đuôi, dựa theo phương pháp này đã được trình bày trong một nghiên cứu trước đây của Lee và cộng sự [14]. Vị trí tách dòng được xác định tại nơi mà hệ số ma sát thay đổi từ dương sang âm, trong khi vị trí hợp dòng sẽ là nơi hệ số này

thay đổi ngược lại từ âm sang dương. Trong phạm vi nghiên cứu này, hệ số ma sát bề mặt được như sau:

$$C_{fx} = \frac{\mu}{q} \left(\frac{du}{dz}\right)_{z=0}$$
(6)

Trong đó  $C_{fx}$  là hệ số ma sát theo phương x,  $\mu$  là hệ số nhớt và q là áp suất động.

Trên Hình 5 là đồ thị hệ số ma sát  $C_{fx}$  cho các mô hình khi có khoảng cách đỉnh rãnh A khác nhau và so sánh với trường hợp mô hình không có rãnh. Ta nhận thấy, đối với mô hình góc vát 14° không có rãnh, giá trị  $C_{fx}$  lớn hơn 0 trên bề mặt thân mô hình và đạt đỉnh tại vị trí đỉnh vát, sau đó giảm nhanh xuống giá trị âm trên bề mặt đuôi vát trước khi tăng lại lên giá trị dương, chứng tỏ đã xuất hiện vùng dòng chảy trên đuôi vát bị tách dòng. Tuy nhiên, khi có rãnh thì sau khi đạt đỉnh tại vị trí đỉnh vát hệ số này vẫn lớn hơn 0 trên toàn bộ vùng đuôi vát có rãnh, chứng tỏ dòng chảy qua khu vực này đã không còn bị tách dòng. Đối với khu vực đuôi vát nhưng không chứa rãnh thì vùng tách dòng vẫn còn xảy ra tại khu vực sát đỉnh rãnh chính là vùng  $C_{fx} < 0$  trên đồ thị hình 5b.



(a) Tại mặt phẳng đi qua rãnh
 (b) Tại mặt không phẳng đi qua rãnh
 Hình 5. Hệ số ma sát bề mặt xung quanh đuôi vát

## 3.3. Phân bố dòng chảy quanh đuôi vát

Để nghiên cứu rõ hơn sự ảnh hưởng của rãnh dọc với khoảng cách đỉnh rãnh khác nhau tới lực cản đáy ta tiến hành phân tích dòng chảy trên bề mặt và phía sau đuôi được trình bày tại Hình 6. Có thể thấy rằng, tại các mặt phẳng đi qua rãnh cho tất cả các trường hợp dòng chảy trơn đều và không còn hiện tượng tách dòng xảy ra. Tại mặt phẳng không đi qua rãnh dòng hiện tượng tách dòng vẫn còn vùng nhỏ sát đỉnh vát, tuy vậy nó cũng khá nhỏ nên cơ bản dòng chảy ở đây vẫn khá trơn đều. Ngoài ra, ta cũng không thấy sự khác biệt quá lớn của dòng chảy xung quanh đuôi ở các mô hình vật thể khi khoảng cách *A* thay đổi, điều này là tương đồng với việc hệ số lực cản thay đổi khá nhỏ chỉ ra ở Mục 3.2, qua đó khẳng định thêm rằng tham số *A* không ảnh hưởng quá lớn đến lực cản và dòng chảy quanh đuôi vát ở góc vát 14°.



Hình 6. Đặc trưng dòng chảy quanh đuôi vát tại mặt phẳng đi qua rãnh (trái) và mặt phẳng không đi qua rãnh (phải)

Trên Hình 7 là đồ thị vận tốc dòng chảy qua đường tâm, ta thấy rằng khi tăng giá trị *A* thì vận tốc dòng chảy này thay đổi không nhiều. Vị trí điểm hợp dòng tức là tại nơi mà giá trị vận tốc tương đối thay đổi từ âm sang dương gần như là trùng nhau.

744



Hình 7. Vận tốc tại đường tâm khi khoảng cách đỉnh rãnh thay đổi **3.4. Phân bố áp suất bề mặt quanh đuôi vát** 

Trên Hình 8 là đồ thị hệ số lực cản  $C_p$  của mô hình vật thể tròn xoay với đuôi vát 14° tại mặt phẳng đi qua rãnh và không đi qua rãnh khi khoảng cách đỉnh rãnh A thay đổi. Có thể thấy rằng, hệ số áp suất đạt giá trị thấp nhất tại khu vũng đỉnh vát trước khi tăng trở lại. Tại các mặt phẳng có chứa rãnh thì vùng đáy này bị đẩy về phía trước, điều này là dễ hiểu do sự thay đổi của hình học vật thể khi khoảng cách đỉnh vát A tăng lên. Tuy vậy, ta cũng nhận thấy rằng giá trị nhỏ nhất của  $C_p$  có xu hướng tăng lên khi tăng giá trị A. Điều này là do khi tăng khoảng cách A sẽ làm cho góc vát tại khu vực rãnh giảm xuống, từ đó dòng chảy qua vùng đỉnh vát trở nên trơn đều hơn, dẫn tới giá trị  $C_p$  ở đây tăng lên và vùng áp suất thấp cũng thu hẹp hơn.

Xu hướng tương tự cũng xảy ra ở mặt phẳng không qua rãnh khi giá trị  $C_p$  có xu hướng tăng lên khi A tăng. Điều này là do khi A tăng lên độ sâu rãnh tại vị trí vai đuôi vát sẽ sâu hơn, khi đó dòng chảy qua khu vực này sẽ có xu hưởng bị hút vào rãnh nhiều hơn khiến cho sự tách dòng giảm đi.



(a) Mặt phẳng đi qua rãnh
 (b) Mặt phẳng không đi qua rãnh
 Hình 8. Phân bố áp suất trên bề mặt vát

## 4. Kết luận

Bài báo này đã tiến hành nghiên cứu sự ảnh hưởng của tham số khoảng cách đỉnh rãnh *A* của rãnh dọc tới cấu trúc dòng chảy trên bề mặt và lực cản của mô hình vật thể đuôi vát tròn xoay có góc vát 14°. Sử dụng phương pháp mô phỏng số với mô hình rối k- $\omega$  SST, bài báo đã tiến hành phân tích các đặc trưng của dòng chảy như phân bố áp suất, vận tốc, ma sát bề mặt của vật thể tròn xoay khi khoảng cách A thay đổi từ 0,05D÷0,3D, từ đó hiểu được nguyên nhân khiến giảm lực cản khi so sánh với trường hợp không có rãnh. Cụ thể, khi sử dụng rãnh dọc trên bề mặt đuôi vát có thể làm giảm lực cản cho vật thể tròn xoay với góc vát 14° lên đến 6,3 % so với khi không có rãnh. Ngoài ra, khi tạo rãnh trên bề mặt đuôi vát sẽ giúp làm giảm hiện tượng tách dòng, khiến dòng chảy trở nên trơn đều hơn. Tuy vậy, tại góc vát này tham số A không ảnh hưởng quá lớn đến hệ số lực cản, nguyên nhân là do góc vát đáy rãnh không giảm đi quá nhiều khi khoảng cách A tăng lên.

Thông qua nghiên cứu này, chúng ta thấy được rằng sử dụng rãnh dọc là một phương pháp hữu hiệu để giảm lực cản cho vật thể đuôi vát dạng tròn xoay trong khi không làm thay đổi đáng kể hình dáng của chúng. Tuy vậy, các tham số khác của rãnh như đường kính rãnh d, số lượng rãnh n và góc vát của mô hình  $\beta$  cũng cần tiếp tục được nghiên cứu thêm để có thể lựa chọn được kết cấu tối ưu cho rãnh.

## Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được 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. 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.
- 4. 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.
- 5. 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.
- 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.
- 7. P. Ball, "Shark skin and other solutions," *Nature*, vol. 400, no. 6744, 1999, doi: 10.1038/22883.
- 8. A. Mariotti, G. Buresti, and M. V. Salvetti, *Drag reduction of boat-tailed bluff bodies through transverse grooves*, vol. 25. Springer International Publishing, 2019.
- 9. A. Ibrahim and A. Filippone, "Supersonic aerodynamics of a projectile with slot cavities," *Aeronaut. J.*, vol. 114, no. 1151, pp. 15–24, 2010.
- 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.
- 11. 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.
- 12. F. R. Menter, "Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications," *AIAA J.*, vol. 32, no. 8, pp. 1598–1605, 1994.

- T. H. Tran, H. Q. Dinh, H. Q. Chu, V. Q. Duong, C. Pham, and V. M. Do, "Effect of boattail angle on nearwake 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.
- 14. D. Lee *et al.*, "Mechanisms of surface pressure distribution within a laminar separation bubble at different Reynolds numbers," *Phys. Fluids*, vol. 27, no. 2, 2015, doi: 10.1063/1.4913500.

# Building a research model and investigating the influence of geometric parameters of the longitudinal groove on the drag force of axisymmetric boattail bodies

Abstract: This study presents results on constructing computational fluid dynamics models and investigating the geometric influence of grooves on the boattail on the drag coefficient of axisymmetric boattail models. The research simulates the aerodynamic characteristics of the model using the finite volume method (FVM) combined with Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) simulation and the k- $\omega$  Shear Stress Transport (SST) turbulence model. The study focuses on examining the influence of the groove depth parameter determined by the parameter A, thereby indicating the relationship of this parameter to the aerodynamic characteristics as well as the effectiveness in reducing drag force. The flow characteristics around the grooved boattail of axisymmetric bodies are also visually simulated. The results of this study help to select potential grooves for axisymmetric boattail bodies such as projectiles, missiles, UAVs, etc., in drag force reduction and range enhancement problems.

**Keywords:** Boattail; grooves; drag coefficient; axisymmetric boattail bodies; numerical simulation.

## Flutter analysis of bio-inspired laminated composite panel in supersonic flow

#### **Duong Van Quang<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>*Faculty of Aerospace Engineering, Le Quy Don Technical University* 

#### Abstract

In this study, the flutter analysis of bio-inspired laminated composite panel in supersonic flow is conducted. The governing equations of motion for the 2D laminated plate were established using Hamilton's principle. The first order piston theory was employed to model the aerodynamics pressures. The Galerkin method was utilized to solve equations of motions. The present approach is verified by comparison with results of previous publications. Comparison of the critical Mach number value of different material configurations to determine the effectiveness of the bio-inspired laminated composite.

Keywords: Flutter, bio-inspired laminated composite, panel, higher-order shear deformation theory

#### **1. Introduction**

Panel flutter is self-exited oscillation which may occur during high-speed flight. When the flow velocity reaches a critical value, the vibration response of the structure is divergent. Some reported failures can be attributed to panel flutter, such as those of the German V-2 rockets [1], an F-117A stealth fighter [2].

Laminated composite materials are commonly used in many fields, especially the aerospace engineering field. Therefore, studying the flutter phenomenon in this material is a topic of interest to many scientists. Recently, materials with biomimetic (natural) structures have been increasingly researched and applied. This type of material has shown selected advantages through the process of natural evolution [3-7]. In this work, the flutter analysis of a bio-inspired laminated composite panel is studied. Using the higher-order shear deformation theory accounts for the transverse normal stress effect to model the flutter of a laminated panel. The aerodynamic pressures are modeled by the first-order piston theory. Hamilton's principle is employed to derive the equations of motion. The Galerkin method is used to solve the differential equations of motion. Comparison of the critical March number value of different material configurations to determine the effectiveness of the bio-inspired laminated composite.

### 2. Bio-inspired helicoid laminated composite material

Natural structures have gone through a long process of evolution and selection, thus retaining their outstanding advantages. Based on that inspiration, many biomimetic materials and structures have been designed and applied by humans. Honeycomb sandwich structures and layered structures based on the structures of plants and insects have been shown to be effective in increasing structural stiffness. Fig. 1 shows the several biological sources that can be used to create helical structures.

Helicoidal structure, also known as "Bouligand structure", is one of the distinctive and common patterns seen in exoskeletons of many species of the arthropod phylum, including insects (like P. japonica) and crustaceans (like C. sapidus and C. sapidus) [9, 10]. As illustrated in Fig. 2, the structure is typified by parallel chitin-protein layers that stack successively on top of one another. Each uni-directional layer rotates slightly about its normal direction in relation to the adjacent layer.



Figure. 1. Bio-inspired helicoidal structure: (a) Fingerprint and DNA; (b) Snail shell; (c) Helicoidal fiber organization of Odontodactylus scyllarus [19]; (d) The exoskeleton of a beetle; (e) Collagen fibril lamellae from Arapaima gigas scales [20]; (f) The Bouligand helicoidal structure is inspired by (a)-(e) these biological structures and can be used to design (g) composite laminates. The potential applications of these bio-inspired helicoidal composite laminates include anti-low velocity impact or anti-bullet products for (h) fighter aircrafts, (i) tanks, and (j) warships, as well as energy applications such as (k) wind and (l) hydraulic turbine blades. (Figure of Jiang et al. [8] from Elsevier).

There are many different types of hierarchical structures designed, including those with constant angles between layers or variable angles between layers such as helicoidal-recursive (HR), helicoidal exponential (HE), and helicoidal-semicircular (HS).

In this study, four lay-up sequences were designed and manufactured; each with 24 plies (Table 1). The four designs included one baseline structure and three bio-inspired structures:

(1) a "baseline" structure (BL), with mid-plane symmetry commonly used in industry as a quasi-isotropic structure, with stacking sequence  $[0/-45/45/90]_{3s}$ ;

(2) a "single helicoidal" structure (SH), with a stacking sequence directly replicated from the nature designed helicoidal structure described earlier. A representative "180 stack" with 24 plies completes an accumulative rotation of 180 about the normal direction of the unidirectional layers, thus a 7.8 rotation per ply is needed. The stacking sequence is [0/7.8/. . ./180] thus mid-plane symmetry is not satisfied (in fact, the structure is anti-symmetric);



Figure 2. The hierarchical structures of the exoskeletons from Homarus americanus, Callinectes sapidus and Popillia japonica. Helicoidal structural pattern is observed in different regions of all the exoskeletons [9, 10].

(3) a "double helicoidal" laminate (DH), with both the upper and lower halves (12 plies each) completing an entire 180 accumulative rotation individually, and stacked together symmetrically about their mid-plane. It enforces the midplane symmetry design but results in a larger ply rotation across the thickness, compared to Scheme 2. Its stacking sequence is  $[0/16.4/.../180]_s$ ;

(4) a "single helicoidal mid-plane symmetric" laminate (SHMS), with its upper half (12 plies) following the same pattern as that of the single helicoidal laminate, but its lower counterpart is mirrored with respect to the mid-plane of the laminate. Therefore SHMS enforces mid-plane symmetry while retaining the smaller ply rotation as in the SH laminate. Its stacking sequence is  $[0/7.8/.../85.8]_s$ 

Name	Structural type	Number of layer	Stacking sequence
BL	Baseline	24	[0/-45/45/90] <sub>3s</sub>
SH	Single helicoidal	24	[0/7.8//180] <sub>s</sub>
DH	Double helicoidal	24	[0/16.4//180] <sub>s</sub>
SHMS	Single helicoidal mid-plane symmetric	24	[0/7.8//85.8] <sub>s</sub>

Table 1. Structure type

The material used for investigated in this study is unidirectional S2-glass (Zentron High Strength fiber) epoxy prepreg, DA409U/S2-glass. The physical and mechanical

properties of this material are as follows [7]:  $E_1 = 47.7$ GPa;  $E_2 = 4.77$ GPa;  $G_{12} = 7.55$ GPa;  $G_{23} = 5.06$ GPa;  $v_{12} = 0.28$ ;  $v_{23} = 0.45$ GPa;  $\rho = 0.41$ kg/m<sup>2</sup>; thickness per layer is 0.28.

#### **3.** Equations of motion

Consider the 2D laminated panel shown in Fig. 3. The length and thickness are a and h, respectively. The panel width is considered infinite. It is assumed that the air flowing above the plate is in the positive x direction and that the effect of the cavity on the back side of the plate can be neglected.



Figure 3. Model for analyzing the flutter phenomenon of 2D laminated panel

Using the higher-order shear deformation theory, including the effect of transverse normal stress [11], the assumed displacement field of the plate can be described as:

$$u(x,z,t) = U_0(x,t) + zU_1(x,t) + \frac{z^2}{2}U_2(x,t) + \frac{z^3}{6}U_3(x,t)$$

$$w(x,z,t) = W_0(x,t) + zW_1(x,t) + \frac{z^2}{2}W_2(x,t)$$
(1)

where u, w are displacement in the x, z direction.

The strain – displacement relations of the *k*th lamina are expressed as:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}, \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z}$$
 (2)

The stress – strain relations of the *k*th lamina are expressed as

$$\sigma_{xx} = \varepsilon_{xx} Q_{11} + \varepsilon_{zz} Q_{13}, \ \sigma_{zz} = \varepsilon_{xx} Q_{31} + \varepsilon_{zz} Q_{33}, \ \tau_{xz} = \gamma_{xz} Q_{55}$$
(3)

where:  $Q_{ij}^{'}$  is the stiffness coefficients of the composite laminated plate.

The equation of the motion of panel is also formulated by Hamilton's principle:

$$\int_{t_1}^{t_2} \left(\delta K - \delta U + \delta V\right) dt = 0 \tag{6}$$

where the virtual kinetic energy  $\delta K$ , the virtual strain energy  $\delta U$ , virtual work done by aerodynamic forces  $\delta V$  are given by:

$$\delta K = \int_{\Omega_0} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \left( \rho \dot{u} \delta \dot{u} + \rho \dot{w} \delta \dot{w} \right) dz dx \tag{7}$$

$$\delta U = \int_{\Omega_0} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \left( \sigma_{xx} \delta \varepsilon_{xx} + \tau_{xz} \delta \gamma_{xz} + \sigma_{zz} \delta \varepsilon_{zz} \right) dz dx \tag{8}$$

$$\delta V = \int_{\Omega_0} \Delta p(x) \,\delta w(x, h/2) \,dx \tag{9}$$

where  $\Omega_0$  is the plate area,  $\rho$  is the plate density, and dot denotes the derivative with respect to time.

The aerodynamic loading will be assumed to be that of the first order piston [12]:

$$\Delta p(x) = -\frac{2q_{\infty}}{\beta} \left( \frac{M_{\infty}^2 - 2}{M_{\infty}^2 - 1} \frac{1}{U_{\infty}} \frac{\partial w(x, 0)}{\partial t} + \frac{\partial w(x, 0)}{\partial x} \right)$$
(10)

where:  $q_{\infty} = \rho_{\infty} U_{\infty}^2 / 2$  is the dynamic pressure and  $\beta = \sqrt{M_{\infty}^2 - 1}$ 

Substituting Eqs. (8) (9) into Eqs. (7), the equation of motion can be obtained as:

$$\frac{\partial N}{\partial x} = I_0 \ddot{U}_0 + I_1 \ddot{U}_1 + \frac{I_2}{2} \ddot{U}_2 + \frac{I_3}{6} \ddot{U}_3$$

$$\frac{\partial M^{(1)}}{\partial x} - Q = I_1 \ddot{U}_0 + I_2 \ddot{U}_1 + \frac{I_3}{2} \ddot{U}_2 + \frac{I_4}{6} \ddot{U}_3$$

$$\frac{\partial M^{(2)}}{\partial x} - P^{(1)} = \frac{I_2}{2} \ddot{U}_0 + \frac{I_3}{2} \ddot{U}_1 + \frac{I_4}{4} \ddot{U}_2 + \frac{I_5}{12} \ddot{U}_3$$

$$\frac{\partial M^{(3)}}{\partial x} - P^{(2)} = \frac{I_3}{6} \ddot{U}_0 + \frac{I_4}{6} \ddot{U}_1 + \frac{I_5}{12} \ddot{U}_2 + \frac{I_6}{36} \ddot{U}_3$$
(11)
$$\frac{\partial Q}{\partial x} = I_0 \ddot{W}_0 + I_1 \ddot{W}_1 + \frac{I_2}{2} \ddot{W}_2 + \frac{2q_{\infty}}{\beta} \left( \frac{M_{\infty}^2 - 2}{M_{\infty}^2 - 1} \frac{1}{U_{\infty}} \dot{W}_0 + \frac{\partial W_0}{\partial x} \right)$$

$$\frac{\partial P^{(1)}}{\partial x} - R = I_1 \ddot{W}_0 + I_2 \ddot{W}_1 + \frac{I_3}{2} \ddot{W}_2 + \frac{hq_{\infty}}{\beta} \left( \frac{M_{\infty}^2 - 2}{M_{\infty}^2 - 1} \frac{1}{U_{\infty}} \dot{W}_0 + \frac{\partial W_0}{\partial x} \right)$$

$$\frac{\partial P^{(2)}}{\partial x} - S = \frac{I_2}{2} \ddot{W}_0 + \frac{I_3}{2} \ddot{W}_1 + \frac{I_4}{4} \ddot{W}_2 + \frac{h^2 q_{\infty}}{4\beta} \left( \frac{M_{\infty}^2 - 2}{M_{\infty}^2 - 1} \frac{1}{U_{\infty}} \dot{W}_0 + \frac{\partial W_0}{\partial x} \right)$$

The force resultants operator and the mass moments of inertia of Eqs. (11) are calculated by:

$$N = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xx} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\sigma_{xx}\}_{k} dz, \quad Q = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xz} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\tau_{xz}\}_{k} dz$$

$$R = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{zz} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\sigma_{zz}\}_{k} dz, \quad S = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{zz} z dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\sigma_{zz}\}_{k} z dz$$

$$M^{(j)} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xx} \frac{(z)^{j}}{j!} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\sigma_{xx}\}_{k} \frac{(z)^{j}}{j!} dz, \quad (j = 1, 2, 3),$$

$$P^{(m)} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xz} \frac{(z)^{k}}{m!} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\tau_{xz}\}_{k} \frac{(z)^{k}}{m!}, \quad (m = 1, 2).$$
(12)

$$I_{i} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \rho_{0}(z)^{i} dz = \sum_{k=1}^{n} \int_{h_{k-1}}^{h_{k}} \{\rho_{0}\}_{k}(z)^{i} dz , \quad (i = 0, 1, 2, ...6)$$

#### 4. Solution of Motion Equation

Substituting the following non-dimensional variables into Eqs. (11):

$$\zeta = \frac{z}{h}, \xi = \frac{x}{a}, \bar{t} = \frac{t}{\tau}, \lambda = \frac{2q_{\infty}a^3}{\beta D}, \tau = a^2 \sqrt{\frac{\rho h}{D}}, D = \frac{E_1 h^3}{12(1 - \upsilon_{12}\upsilon_{21})}$$

$$\bar{U}_0 = \frac{U_0}{h}, \ \bar{U}_1 = U_1, \ \bar{U}_2 = U_2 h, \ \bar{U}_3 = U_3 h^2, \\ \bar{W}_0 = \frac{W_0}{h}, \ \bar{W}_1 = W_1, \ \bar{W}_2 = W_2 h$$
(13)

Using the Galerkin method to solve Eqs. (11). For 2D simply supported plate, the mode shapes that satisfy the boundary conditions are assumed to be [20]:

$$\overline{U_0} = \sum_{i=1}^m \overline{u_{0i}} \cos\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}, \ \overline{U_1} = \sum_{i=1}^m \overline{u_{1i}} \cos\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}$$

$$\overline{U_2} = \sum_{i=1}^m \overline{u_{2i}} \cos\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}, \ \overline{U_3} = \sum_{i=1}^m \overline{u_{3i}} \cos\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t},$$

$$\overline{W_0} = \sum_{i=1}^m \overline{w_{0i}} \sin\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}, \ \overline{W_1} = \sum_{i=1}^m \overline{w_{1i}} \sin\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}, \ \overline{W_2} = \sum_{i=1}^m \overline{w_{2i}} \sin\left(m\pi\xi\right) e^{\Omega t}$$
(14)

Dowell [13] indicates that at the least four to six modes should be employed for quantitative accuracy in the studying of the panel flutter. Hereafter first four modes are reserved in the following simulation. Using the Galerkin's method, and substituting Eqs. (14) (13) into the equations of motion Eqs. (11) and multiplying the obtained equations by the same mode shape and then integrating over the 2D panel area. The differential equations of motions become the linear equations in time:

$$\left[ \mathbf{K}(\Omega) \right]_{28 \times 28} \left\{ \overline{u_{ij}}, \overline{w_{kj}} \right\}^T e^{\Omega t} = 0, (i = 0..3, k = 0..2, j = 1..4)$$
(15)

To obtain nontrivial solution of Eqs. (15), we must set  $|K(\Omega)| = 0$ . Because  $[K(\Omega)]$ 

is the unsymmetric matrix, the eigenvalues can be express as  $\Omega = \Omega_R \pm i\omega$ , where  $\Omega_R$  is the real part of the eigenvalues and  $\omega$  is the non-dimensional natural frequency. The critical flutter dynamic pressure can be figured out by considering the real part or imaginary part of eigenvalues. According to the real part of the eigenvalue, one can determine the critical point for the occurrence of the flutter when the real part of the eigenvalues changes from negative to positive. Meanwhile, the first two natural frequencies coalesce at the critical dynamic pressure.

#### 3. Numerical results and discussion

#### 3.1. Validation

In order to verify the accuracy of present work, we compare the results with those by Li and Song [14] based on the classical plate theory.

Figure 4 shows the comparison of the non-dimensional natural frequencies between Li's results [14] and those from the present work. Good agreement can be seen for the reported 4 modes. A comparison for the non-dimensional natural frequencies while

considering the imaginary part of the eigenvalues is provided in Figure 5. It is seen the critical flutter aerodynamic pressure is  $\lambda_{cr} = 340,5$ . The error between the value of  $\lambda_{cr}$  from the present study and that from the work by Li and Song [14] is about 0,9%.

Based on these comparisons, the validity of the present methodology is confirmed.



Figure 4. Comparison of non-dimensional natural frequencies

*Figure 5. The first two natural frequencies coalesce at the critical dynamic pressure* 

### 3.2. Flutter analysis of bio-inspired laminated panel

Consider the bio-inspired laminated panel in supersonic flow with simply supported boundary conditions. The examination for the 4 types of stacking described in Section 2 includes BL, DH, SH, and SHMS. The material properties are shown in Section 2. The input parameters are a = 0.6m;  $V_{sound} = 340.3 \text{ m/s}$ ;  $\rho_{kk} = 1.225 \text{ kg/m}^3$ .

The results of non-dimensional natural frequencies of panels in Fig. 6 show that the types of stacking greatly affects the non-dimensional natural frequencies. Notably, the natural oscillation frequencies of the SH and SHMS structures are almost equivalent when ignoring the antisymmetry of the SH structure.

Figure 7 shows the results of comparing the critical Mach number of panels with different types of layered structures. The critical Mach number value is determined according to the frequency pair integration criterion in figure 7a and the positive real part criterion in figure 7b. The results show that the layered structure greatly affects the critical Mach number value. The DH type has a critical Mach number value of 2.7; the traditional BL type has a critical Mach number value of 3.2; and the SH and SHMS types have a critical Mach number value of 3.7.



Figure 7. The critical Mach number

757



Figure 8. The time history and the phase diagram of displacement at the midpoint of SHMS panel in the case M = 2.5



Figure 9. The time history and the phase diagram of displacement at the midpoint of SHMS panel in the case M = 3.7

Figure 8 shows the time response of a panel with a SHMS-type layered structure before the critical Mach number value. From the graph, we see that the fluctuation amplitude gradually decreases. On the phase plane, the graph gradually approaches the origin. The panel is stable.

Figure 9 shows the time response and phase plot at the critical value of the SHMS panel. It can be seen that the oscillation amplitude is constant, and the graph on the phase plane has a circular shape.

Figure 10 shows the response over time and phase plane plot of the SHMS panel at Mach number values greater than the critical value. From the graph, it can be seen that the oscillation amplitude gradually increases, and the graph on the phase plane gradually increases. The panel is unstable.

758



Figure 10. The time history and the phase diagram of displacement at the midpoint of SHMS panel in the case M = 3.9

## 4. Conclusion

This study has investigated the flutter phenomenon of bio-inspired laminated composite panels in supersonic flow. Research results show that using a bio-inspired structure can greatly increase the critical Mach number value. This has shown the advantages of bio-inspired structures.

#### References

- 1. Bisplinghoff, R.L. and H. Ashley, (2013). Principles of aeroelasticity. Courier Corporation, pp.
- 2. Backer, R., (1992). F-117A structures and dynamics design, in Plenary Session 8 AIAA Dynamics Specialists Conference. Dallas, pp.
- Do, N.-T. and Q.-H. Pham, (2023). Dynamic analysis of bio-inspired helicoid laminated composite plates resting on Pasternak foundation excited by explosive loading, *Defence Technology*, pp. <u>https://doi.org/10.1016/j.dt.2023.04.018</u>
- Baakeel, F., M.A. Eltaher, M.A. Basha, A. Melibari, and A.A. Abdelrhman, (2023). Static and modal analysis of bio-inspired laminated composite shells using numerical simulation, *Advances in Aircraft Spacecraft Science* 10, pp. 347. https://doi.org/10.12989/aas.2023.10.4.347
- Melaibari, A., A. Wagih, M. Basha, A. Kabeel, G. Lubineau, and M. Eltaher, (2021). Bioinspired composite laminate design with improved out-of-plane strength and ductility, *Composites Part A: Applied Science Manufacturing* 144, pp. 106362. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2021.106362</u>
- Liu, J., H. Lee, T. Tay, and V. Tan, (2020). Healable bio-inspired helicoidal laminates, *Composites Part A: Applied Science Manufacturing* 137, pp. 106024. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2020.106024</u>
- Cheng, L., A. Thomas, J.L. Glancey, and A.M. Karlsson, (2011). Mechanical behavior of bioinspired laminated composites, *Composites Part A: Applied Science Manufacturing* 42, pp. 211-220. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2010.11.009</u>
- 8. Jiang, H., Y. Ren, Z. Liu, S. Zhang, and Z. Lin, (2019). Low-velocity impact resistance behaviors of bio-inspired helicoidal composite laminates with non-linear rotation angle based
layups, *Composite Structures* 214, pp. 463-475. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.02.034

- Cheng, L., L. Wang, and A.M. Karlsson, (2009). Mechanics-based analysis of selected features of the exoskeletal microstructure of Popillia japonica, *Journal of Materials Research* 24, pp. 3253-3267. https://doi.org/10.1557/jmr.2009.0409
- Cheng, L., L. Wang, and A.M. Karlsson, (2008). Image analyses of two crustacean exoskeletons and implications of the exoskeletal microstructure on the mechanical behavior, *Journal of Materials Research* 23, pp. 2854-2872. <u>https://doi.org/10.1557/JMR.2008.0375</u>
- Jha, D., T. Kant, and R. Singh, (2014). An accurate two-dimensional theory for deformation and stress analyses of functionally graded thick plates, *International Journal of Advanced Structural Engineering* 6, pp. 1-11. <u>https://doi.org/10.1007/s40091-014-0062-5</u>
- Chen, J. and Q. Li, (2016). Analysis of flutter and nonlinear dynamics of a composite laminated plate, *International Journal of Structural Stability Dynamics* 16, pp. 1550019. https://doi.org/10.1142/S0219455415500194
- Dowell, E.H., (1967). Nonlinear oscillations of a fluttering plate. II, AIAA journal 5, pp. 1856-1862. <u>https://doi.org/10.2514/3.4316</u>
- Li, F.-M. and Z.-G. Song, (2014). Aeroelastic flutter analysis for 2D Kirchhoff and Mindlin panels with different boundary conditions in supersonic airflow, *Acta Mechanica* 225, pp. 3339-3351. <u>https://doi.org/10.1007/s00707-014-1141-1</u>
- Moradi-Dastjerdi, R., G. Payganeh, and M. Tajdari, (2016). Thermoelastic analysis of functionally graded cylinders reinforced by wavy CNT using a mesh-free method, *Polymer Composites* 39, pp. https://doi.org/10.1002/pc.24183

# Phân tích hiện tượng flutter của lớp panel composite có cấu trúc phỏng sinh học trong dòng siêu âm

**Tóm tắt:** Trong nghiên cứu này, phân tích hiện tượng flutter của lớp panel composite có cấu trúc phỏng sinh học đã được thực hiện. Hệ phương trình chuyển động của panel đưu cj thiết lập từ nguyên lý Hamilton. Áp suất khí động được mô hình bằng lý thuyết piston bậc nhất. Sử dụng phương pháp Galerkin để giải hệ phương trình chuyển động. Cách tiếp cận trong bài báo đã được kiểm chứng bằng cách so sánh với kết quả đã được công bố. So sánh giá trị số Mach tới hạn của các cấu hình vật liệu khác nhau đã cho thấy sự hiệu quả của cấu trúc phỏng sinh học.

Từ khoá: Flutter, composite lớp cấu trúc phỏng sinh học, panel, lý thuyết biến dạng cắt bậc cao.

# Stress analysis of FG-CNTRC cylinder shell with different boundary conditions in thermal environment

# Duong Van Quang<sup>1\*</sup>, Tran Ngoc Đoan<sup>1</sup>, Đoan Trac Luat<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Faculty of Aerospace Engineering, Le Quy Don Technical University <sup>2</sup> Faculty of Mechanical Engineering, Le Quy Don Technical University

### Abstract

In this study, the stress analysis of the FG-CNTRC cylindrical shell with different boundary conditions in thermal environment is conducted. The governing equations are established by the higher-order shear deformation theory and temperature-dependent properties. An analytic solution using simple trigonometric series and the Laplace transform is employed to solve these equations. The present approach is verified by comparison with results of previous publications. The effect of boundary conditions on stress of shell are investigated.

Keywords: Thermoelastic analysis; FG-CNTRC; cylindrical shell; higher-order shear deformation theory.

### 1. Introduction

FG-CNTRC has many advantages, such as high strength, light weight, outstanding thermal properties, and durability. Therefore, FG-CNTRCs can be widely applied in engineering fields such as aerospace, transport vehicles, shipbuilding, energy, and medical instruments [1, 2].

Structures in thermal environments are a typical issue in the field of aerospace engineering, so the thermoelastic behavior of FG-CNTRC thin-walled structures was being examined by many scientists. In many studies, it has been assumed that the temperature throughout the structure is constant, so the effect of the thermal gradient is ignored [3-6]. There were a few studies that have examined the effect of thermal gradients but consider the material properties to be independent of temperature [7-9]. The material properties in these studies were considered constant and were usually chosen at the reference temperature, typically at 300K. It is clear that the assumption that the material properties were independent of temperature reduces the accuracy of the results because the material properties change significantly as the temperature-dependent material properties simultaneously [10, 11]. In these studies, the temperature distribution was assumed to be a function satisfying the boundary conditions.

Most of research works on mechanical behavior of FG-CNTRC structures used generally three-dimensional (3D) theory of elasticity [8, 12]. The 3D solutions are difficult to obtain in the most general case of geometries and boundary conditions and the use of two-dimensional (2D) models appears more convenient in most structural applications thanks to the low computational effort compared to 3D models. In order to obtain more accurate results for investigating the mechanical behaviors of FG-CNTRC structures, the higher-order shear deformation theories (HSDTs) were employed [6, 13-15]. The HDST, taking into account the normal transverse stress effect were presented to investigate for FG-CNTRC shells [16-18]. Results showed that the stresses in near boundary areas in these studies were much different compared that based on other theories.

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup> Email: <u>duongvanquang@lqdtu.edu.vn;</u> tel: 0979682180

In this paper, the stress investigation of a clamped-clamped FG-CNTRC cylindrical shell with temperature distribution according to thickness is presented. The temperature distribution function is determined from the heat transfer equation and the temperature boundary conditions. Using the HSDT, including normal transverse stress [16, 17], to establish the governing equations for the shell. The material properties are dependent on temperature and are determined by the external rule of mixture. An analytical solution is employed to solve the governing equations for cylindrical shells subjected to periodic radial loads. The present approach is validated by comparing the results with published studies. Then, the stress components of the shell are examined.

## 2. Base formulas and solution

Considering the FG-CNTRC cylinder shell with CNT distribution type FG-V and parameters as shown in Fig. 1. The coordinate  $O\xi\theta z$  is employed. *u*, *v* and *w*, respectively, refer for the displacements of any point on the shell in the  $\xi$ ,  $\theta$  and *z* directions. The temperatures at the inner and outer surfaces are  $T_{in}$  and  $T_{out}$ , respectively. The cylindrical shell is made from the SWCNTs and polymer matrix.

The effective temperature-dependent material properties of FG-CNTRC can be defined based on the external rule of mixture [5], as follows:

$$E_{11}(T,z) = \eta_{1}V_{CNT}E_{11}^{CNT}(T) + V_{m}E_{m}(T); \frac{\eta_{2}}{E_{22}(T,z)} = \frac{V_{CNT}}{E_{22}^{CNT}(T)} + \frac{V_{m}}{E_{m}(T)};$$

$$\frac{\eta_{3}}{G_{12}(T,z)} = \frac{V_{CNT}}{G_{12}^{CNT}(T)} + \frac{V_{m}}{G_{m}(T)}; \ \upsilon_{12} = V_{CNT}^{*}\upsilon_{12}^{CNT} + V_{m}\upsilon_{m};$$

$$\alpha_{11}(T,z) = \frac{V_{CNT}E_{11}^{CNT}(T)\alpha_{11}^{CNT}(T) + V_{m}E_{m}(T)\alpha_{m}(T)}{V_{CNT}E_{11}^{CNT}(T) + V_{m}E_{m}(T)};$$

$$(1)$$

$$\alpha_{22}(T,z) = (1 + \upsilon_{12}^{CNT})V_{CNT}\alpha_{22}^{CNT}(T) + (1 + \upsilon_{m})V_{m}\alpha_{m}(T) - \upsilon_{12}\alpha_{11}(T);$$

$$k_{11} = V_{CNT}k_{11}^{CNT} + V_{m}k_{m}, \frac{1}{k_{22}} = \frac{V_{CNT}}{k_{22}^{CNT}} + \frac{V_{m}}{k_{m}}.$$



Figure 1. The geometry of FG-V cylindrical shell

The CNT volume fraction distribution for FG-V are as follow:

$$V_{CNT} = 2(1/2 + z/h)V_{CNT}^{*}$$
(2)

The other effective elastic constants for mixture of CNTs and polymer matrix are:

$$E_{22} = E_{33}; G_{12} = G_{13} = G_{23}; \upsilon_{12} = \upsilon_{13}; \upsilon_{31} = \upsilon_{21}; \upsilon_{32} = \upsilon_{23} = \upsilon_{21}; \upsilon_{21} = \upsilon_{12}E_{22}/E_{11}; \alpha_{33} = \alpha_{22}; k_{33} = k_{22}.$$
(3)

The displacement field of the shell according to HSDT accounting for normal transverse stress is as follows [16]:

$$u(\xi,\theta,z) = \sum_{i=0}^{3} \frac{u_i(\xi,\theta)z^i}{i!}; v(\xi,\theta,z) = \sum_{i=0}^{3} \frac{v_i(\xi,\theta)z^i}{i!}; w(\xi,\theta,z) = \sum_{j=0}^{2} \frac{w_j(\xi,\theta)z^j}{j!}.$$
 (4)

Relations of stresses and strains with temperature-dependent properties:

$$\left\{\sigma_{\xi}, \sigma_{\theta}, \sigma_{z}, \tau_{z\theta}, \tau_{\xi z}, \tau_{\xi \theta}\right\}^{T} = \left[C_{ij}\left(T, z\right)\right]_{6\times 6} \left\{\varepsilon_{\xi}, \varepsilon_{\theta}, \varepsilon_{z}, \gamma_{z\theta}, \gamma_{\xi z}, \gamma_{\xi \theta}\right\}^{T} - \left\{\beta\right\}_{6\times 1} \Delta T \quad (5)$$

where  $\Delta T = T - 300(K)$ ; and  $C_{ij}(T, z)$  are the temperature-dependent stiffness coefficients, and they can be determined through the elastic moduli [19] as follow:

$$C_{11}(T,z) = \frac{E_{11}(T,z)}{\Delta} (1 - \upsilon_{23}\upsilon_{32}); C_{22}(T,z) = \frac{E_{22}(T,z)}{\Delta} (1 - \upsilon_{31}\upsilon_{13});$$
(6)  

$$C_{33}(T,z) = \frac{E_{33}(T,z)}{\Delta} (1 - \upsilon_{21}\upsilon_{12}); C_{12}(T,z) = \frac{E_{11}(T,z)}{\Delta} (\upsilon_{21} + \upsilon_{23}\upsilon_{31});$$
  

$$C_{13}(T,z) = \frac{E_{11}(T,z)}{\Delta} (\upsilon_{31} + \upsilon_{21}\upsilon_{32}); C_{23}(T,z) = \frac{E_{22}(T,z)}{\Delta} (\upsilon_{32} + \upsilon_{12}\upsilon_{31})$$
  

$$C_{44}(T,z) = G_{23}(T,z); C_{55}(T,z) = G_{13}(T,z), C_{66}(T,z) = G_{12}(T,z);$$
  

$$\Delta = 1 - \upsilon_{12}\upsilon_{21} - \upsilon_{23}\upsilon_{32} - \upsilon_{31}\upsilon_{13} - 2\upsilon_{12}\upsilon_{23}\upsilon_{32}.$$

 $\{\beta\}_{_{6\times 1}}$  are defined as follow [10]:

$$\beta_{1} = C_{11}(T, z)\alpha_{11} + C_{12}(T, z)\alpha_{22} + C_{13}(T, z)\alpha_{33};$$
  

$$\beta_{2} = C_{21}(T, z)\alpha_{11} + C_{22}(T, z)\alpha_{22} + C_{23}(T, z)\alpha_{33};$$
  

$$\beta_{3} = C_{31}(T, z)\alpha_{11} + C_{32}(T, z)\alpha_{22} + C_{33}(T, z)\alpha_{33};$$
  

$$\beta_{4} = 0; \beta_{5} = 0; \beta_{6} = 0.$$
(7)

The governing equations are obtained using the virtual displacements principle:

$$\delta u_{0} : \frac{\partial N_{\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial N_{\theta\xi}}{\partial \theta} = 0; \qquad \delta v_{0} : \frac{\partial N_{\theta}}{\partial \theta} + \frac{\partial N_{\xi\theta}}{\partial \xi} + Q_{\theta} = 0; \\\delta w_{0} : \frac{\partial Q_{\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial Q_{\theta}}{\partial \theta} - N_{\theta} - Rp_{0} = 0; \qquad \delta u_{1} : \frac{\partial M_{\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial M_{\theta\xi}}{\partial \theta} - RQ_{\xi} = 0; \\\delta v_{1} : \frac{\partial M_{\xi\theta}}{\partial \xi} + \frac{\partial M_{\theta}}{\partial \theta} - RQ_{\theta} = 0; \qquad \delta w_{1} : \frac{\partial S_{\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial S_{\theta}}{\partial \theta} - M_{\theta} - RQ_{z} - Rp_{1} = 0; \\\delta u_{2} : \frac{\partial N_{\xi}^{*}}{\partial \xi} + \frac{\partial N_{\theta\xi}^{*}}{\partial \theta} - RS_{\xi} = 0; \qquad \delta v_{2} : \frac{\partial N_{\xi\theta}^{*}}{\partial \xi} + \frac{\partial N_{\theta}^{*}}{\partial \theta} - RS_{\theta} - Q_{\theta}^{*} = 0; \\\delta w_{2} : \frac{\partial Q_{\xi}^{*}}{\partial \xi} + \frac{\partial Q_{\theta}^{*}}{\partial \theta} - N_{\theta}^{*} - RS_{z} - Rp_{2} = 0; \quad \delta u_{3} : \frac{\partial M_{\xi}^{*}}{\partial \xi} + \frac{\partial M_{\theta\xi}^{*}}{\partial \theta} - RQ_{\xi}^{*} = 0; \\\delta v_{3} : \frac{\partial M_{\xi\theta}^{*}}{\partial \xi} + \frac{\partial M_{\theta}^{*}}{\partial \theta} - RQ_{\theta}^{*} - 2S_{\theta}^{*} = 0. \end{cases}$$

$$(8)$$

In case closed shell, the boundary condition of the shell at  $\xi = 0$ ; L/R can be one of the following forms:

- For clamped (C) boundary condition:

$$u_0 = u_1 = u_2 = u_3 = 0; \ v_0 = v_1 = v_2 = v_3 = 0; \ w_0 = w_1 = w_2 = 0.$$
 (9.a)

- For simply supported (S) boundary condition:

$$N_{\xi} = M_{\xi} = N_{\xi}^{*} = M_{\xi}^{*} = 0; \quad v_{0} = v_{1} = v_{2} = v_{3} = 0; \quad w_{0} = w_{1} = w_{2} = 0.$$
 (9.b)

- For free (F) boundary condition:

$$N_{\xi} = M_{\xi} = N_{\xi}^{*} = M_{\xi}^{*} = 0; \ N_{\xi\theta} = M_{\xi\theta} = N_{\xi\theta}^{*} = M_{\xi\theta}^{*} = 0; \ Q_{\xi} = S_{\xi} = Q_{\xi}^{*} = 0.$$
(9.c)

When the temperature T is distributed in the radial direction, the temperature distribution function can be determined from the heat transfer equation as follows [8]:

$$\frac{1}{R+z}\frac{\partial}{\partial z}\left(k_{33}r\frac{\partial T}{\partial z}\right) = 0$$
(10)

Thermal boundary conditions are as follow:

$$T = T_{in} \quad \text{tại} \quad z = -h/2 \quad \text{và} \quad T = T_{out} \quad \text{tại} \quad z = h/2 \tag{11}$$

Solving equation (10) and applying thermal boundary conditions (11), the temperature distribution functions in case FG-V are defined as follows:

$$T(z) = A_5 \cdot G_{1V} \cdot \ln(R+z) + A_5 \cdot G_{2V} \cdot z + A_6$$
(12)

where  $A_i, G_i$  are coefficients and are presented in Appendix.

We employed an analytic method that uses simple trigonometric series and the Laplace transform [16] to solve the governing equations (8).



Figure 2. Compare the results of non-dimensional radial displacement  $\overline{w} = w / (\alpha_m T_o)$  and circumferential stress  $\overline{\sigma}_{\theta} = \sigma_{\theta} / (\alpha_m E_m T_o)$  with results of Pourasghar et al. [11] in the case  $T_{out} = 100K$ 

### 3. Numerical results and discussion

### 3.1. Validation

To validate the present model, consider the FG-CNTRC cylindrical shell under thermal load and compare it with the published results of Pourasghar et al. [11]. The cylindrical shell has parameter as length L = 1m, middle radius R = 0.2m, ratio of radius to thickness R/h = 10. The PMMA is selected for the matrix and the (3,3) SWCNTs are selected as reinforcements. Efficiency parameters of CNT depend on CNT volume fraction as follows:  $V_{CNT}^* = 0.12$ ,  $\eta_1 = 0.6696$ ,  $\eta_2 = 1.0211$ ;  $\eta_3 = \eta_2$ . The temperature at the inner surface and the outer surface are  $T_{in}$  and  $T_o$ , respectively. A good agreement can be seen in Figure 2.

### 3.2. Investigation of stress with different boundary conditions

Consider an FG-V cylindrical shell with different boundary conditions in thermal environment. Four types of boundary conditions are examined, including C-C, C-S, C-F, and S-S. The input parameters are  $T_{in} = 300K$  and  $T_{out} = 500K$ ; R=0.5m; L/R=5; R/h=10. The reinforced material is the (10,10) SWCNTs and the matrix material is PMMA with properties referenced in [19]. The efficient parameters of CNT are as follows:  $V_{CNT}^* = 0.28; \eta_1 = 0.141; \eta_2 = 1.585; \eta_3 = 0.7\eta_2;$ 

The elasticity module and thermal expansion coefficients of of PMMA as:

$$E_{m} = (3.52 - 34 \times 10^{-4} T) GPa; \ \alpha_{m} = 45 \left[ 1 + 5 \times 10^{-4} \left( T - T_{\text{ref}} \right) \right] \cdot 10^{-6} / K$$
(13)

where  $T_{ref} = 300K$ . The Poisson ratio  $\upsilon_m = 0.34$ , the thermal conductivity  $k_m = 5W/mK$ The properties of (10,10) SWCNTs at some temperature is shown in Table 1.

*Table 1. Material properties of (10,10) SWCNT at some temperature* [19]

T $E^{CNT}$ $E^{CNT}$ $G^{CNT}$ $\alpha^{CNT}$ $\alpha^{CNT}$ $k^{CNT}$ $k^{CNT}$	$L_{11}$ $L_{22}$ $O_{12}$ $u_{11}$ $u_{22}$ $u_{11}$ $u_{22}$
---	--

K	GPa	GPa	GPa	$10^{-6}/K$	$10^{-6}/K$	W/mK	W/mK
300	5646.6	7080	1944.5	3.4584	5.1682	3000	100
400	5667.9	6981.4	1970.3	4.1496	5.0905	3000	100
500	5530.8	6934.8	1964.3	4.5361	5.0189	3000	100
700	5474.4	6864.4	1964.4	4.6677	4.8943	3000	100

So by considering of the values of Table 1, the CNT material properties are estimated by separate polynomials of degree three as [19]:

$$P = P_0 + P_1 T + P_2 T^2 + P_3 T^3$$
(14)

where P is used for temperature depended material properties of CNT and  $P_i$  are the constant values and they are determined in Table 2. Table 2. Constant values for material properties of temperature depended CNT

	J		J 1 1	
Р	$P_0$	$P_1$	$P_2$	$P_3$
$E_{11}^{CNT}$	6.3998e12	-4.3384e9	7.4300e6	-4.4583e3
$E_{22}^{CNT}$	8.0216e12	-5.4204e9	9.2750e6	-5.5625e3
$G_{12}^{CNT}$	1.4076e12	3.4762e9	-6.9650e6	4.4792e3
$lpha_{\scriptscriptstyle 11}^{\scriptscriptstyle CNT}$	-1.1252e-6	2.2917e-8	-2.8870e-11	1.1363e-14
$lpha_{\scriptscriptstyle 22}^{\scriptscriptstyle CNT}$	5.43715e-6	-9.84625e-10	2.900e-13	1.2500e-17





b) ) circumferential stress at  $\xi = L/R$ 





Figure 3. Stresses of FG-V cylindrical shell in environment with different boudary conditions and  $V_{CNT}^* = 0.28, L/R = 5, R/h = 10, T_{in} = 300K, T_{out} = 500K$ 

Non-dimensional stress can be defined as follows:

$$\left(\bar{\sigma}_{\xi\xi}, \bar{\sigma}_{\theta\theta}, \bar{\sigma}_{zz}, \bar{\tau}_{\xi\theta}, \bar{\tau}_{\xi z}, \bar{\tau}_{z\theta}\right) = \left(\sigma_{\xi}, \sigma_{\theta}, \sigma_{z}, \tau_{\xi\theta}, \tau_{\xi z}, \tau_{z\theta}\right) / Q_{0}$$

$$(15)$$

where  $Q_0=10^7$  Pa.

The numerical results of the non-dimensional stress components of the FG-V shell at the boundary position are presented in Figure 3. From this figure, it is evident that the boundary condition has a significant effect on the stress of the FG-V cylindrical shell. The maximum stress in the C-C boundary condition is much larger than that in other boundary conditions. Specifically, the axial stress is 88.7 vs. 41.7, the circumferential stress is 4.4 vs. 4.2, the radial stress is 6.2 vs. 5.9, and the transverse shear stress is 4.6 vs. 3.5.



Figure 4. Stresses at the clamped boundary area of C-C FG-V cylindrical shell in environment with  $V_{CNT}^* = 0.28, L/R = 5, R/h = 10, T_{in} = 300K, T_{out} = 500K$ 

To get more details about the stress at the clamped boundary area, survey the variation of stress in the x range from 0 to 5 times the shell thickness from the boundary edge in the case of the FG-V shell with the C-C boundary condition.

The investigation results are shown in Figure 4. From this figure, it can be seen that the stress at the clamped boundary area changes suddenly. The stress value in the area closer to the boundary edge jumps compared to the location farther away from the boundary edge. The area where the sudden increase in stress occurs has a small range, about twice the shell thickness.

#### 4. Conclusion

The article used high-order shear deformation theory that includes normal transverse stress and the depend-temperature material properties to study the stress of the FG-CNTRC cylindrical shell in a thermal environment. The temperature distribution is determined from the heat transfer equation and temperature boundary conditions. Use analytical methods to solve the system of shell equilibrium equations with different boundary conditions. The model and solution method have been verified with published results showing reliability. Investigation results show that boundary conditions greatly affect the stress in the shell, notably there is a sudden increase in stress value in a small range at the boundary edge. When designing with FG-CNTRC structures, this phenomenon should be noticed.

#### Appendix

$$\begin{split} G_{\rm IV} &= \left(1 - 2R/h\right).k_m.V_{\rm CNT}^* + \left[1 - \left(1 - 2R/h\right).V_{\rm CNT}^*\right].k_{33}^{\rm CNT}, G_{2V} = \frac{2}{h}.V_{\rm CNT}^*.\left(k_m - k_{33}^{\rm CNT}\right)\right) \\ A_5 &= \frac{T_{in} - T_{out}}{G_{\rm IV}.\ln\left(\frac{R - h/2}{R + h/2}\right) - G_{2V}.h}, \\ A_6 &= \frac{\left[G_{\rm IV}.\ln\left(R - h/2\right) - G_{2V}.h/2\right].T_{out} - \left[G_{\rm IV}.\ln\left(R + h/2\right) + G_{2V}.h/2\right].T_{in}}{G_{\rm IV}.\ln\left(\frac{R - h/2}{R + h/2}\right) - G_{2V}.h}, \end{split}$$

#### References

- Soni, S.K., B. Thomas, A. Swain, and T. Roy, (2022). Functionally graded carbon nanotubes reinforced composite structures: An extensive review, *Composite Structures*, pp. 116075. <u>https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.116075</u>
- Zhang, H., C. Gao, H. Li, F. Pang, T. Zou, H. Wang, and N. Wang, (2020). Analysis of functionally graded carbon nanotube-reinforced composite structures: a review, *Nanotechnology Reviews* 9, pp. 1408-1426. <u>https://doi.org/10.1515/ntrev-2020-0110</u>
- Shen, H.-S. and Y. Xiang, (2012). Nonlinear vibration of nanotube-reinforced composite cylindrical shells in thermal environments, *Computer Methods in Applied Mechanics Engineering* 213, pp. 196-205. <u>https://doi.org/10.1016/j.cma.2011.11.025</u>
- 4. Ninh, D.G. and D.H. Bich, (2018). Characteristics of nonlinear vibration of nanocomposite cylindrical shells with piezoelectric actuators under thermo-mechanical loads, *Aerospace Science Technology* 77, pp. 595-609. <u>https://doi.org/10.1016/j.ast.2018.04.008</u>
- 5. Long, V.T. and H.V. Tung, (2019). Thermomechanical postbuckling behavior of CNTreinforced composite sandwich plate models resting on elastic foundations with elastically restrained unloaded edges, *Journal of Thermal Stresses* 42, pp. 658-680. https://doi.org/10.1080/01495739.2019.1571972
- 6. Dat, N.D., T.Q. Quan, V. Mahesh, and N.D. Duc, (2020). Analytical solutions for nonlinear magneto-electro-elastic vibration of smart sandwich plate with carbon nanotube reinforced nanocomposite core in hygrothermal environment, *International Journal of Mechanical Sciences* 186, pp. 105906. <u>https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2020.105906</u>
- Alibeigloo, A., (2014). Three-dimensional thermoelasticity solution of functionally graded carbon nanotube reinforced composite plate embedded in piezoelectric sensor and actuator layers, *Composite Structures* 118, pp. 482-495. <u>https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.08.004</u>

- Alibeigloo, A., (2016). Elasticity solution of functionally graded carbon nanotube-reinforced composite cylindrical panel subjected to thermo mechanical load, *Composites Part B: Engineering* 87, pp. 214-226. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.09.060</u>
- Hieu, P.T. and H. Van Tung, (2020). Thermomechanical postbuckling of pressure-loaded CNTreinforced composite cylindrical shells under tangential edge constraints and various temperature conditions, *Polymer Composites* 41, pp. 244-257. <u>https://doi.org/10.1002/pc.25365</u>
- 10. Pourasghar, A. and Z. Chen, (2016). Thermoelastic response of CNT reinforced cylindrical panel resting on elastic foundation using theory of elasticity, *Composites Part B: Engineering* 99, pp. 436-444. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.06.028</u>
- Pourasghar, A., R. Moradi-Dastjerdi, M. Yas, A. Ghorbanpour Arani, and S. Kamarian, (2018). Three-dimensional analysis of carbon nanotube-reinforced cylindrical shells with temperaturedependent properties under thermal environment, *Polymer Composites* 39, pp. 1161-1171. <u>https://doi.org/10.1002/pc.24046</u>
- Alibeigloo, A. and H. Jafarian, (2016). Three-dimensional static and free vibration analysis of carbon nano tube reinforced composite cylindrical shell using differential quadrature method, *International Journal of Applied Mechanics* 8, pp. 1650033. https://doi.org/10.1142/S1758825116500332
- 13. Shen, H.-S., (2012). Thermal buckling and postbuckling behavior of functionally graded carbon nanotube-reinforced composite cylindrical shells, *Composites Part B: Engineering* 43, pp. 1030-1038. <u>https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.10.004</u>
- 14. Van Quyen, N., N. Van Thanh, T.Q. Quan, and N.D. Duc, (2021). Nonlinear forced vibration of sandwich cylindrical panel with negative Poisson's ratio auxetic honeycombs core and CNTRC face sheets, *Thin-Walled Structures* 162, pp. 107571. https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263823121001099
- 15. Quoc, T., V. Vu, and T. Minh Tu, (2021). Active vibration control of a piezoelectric functionally graded carbon nanotube-reinforced spherical shell panel, *Acta Mechanica* 232, pp. <u>https://doi.org/10.1007/s00707-020-02899-x</u>
- Duong, V.Q., N.D. Tran, D.T. Luat, and D.V. Thom, (2022). Static analysis and boundary effect of FG-CNTRC cylindrical shells with various boundary conditions using quasi-3D shear and normal deformations theory, *Structures* 44, pp. 828-850. <u>https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.08.039</u>
- Duong, V.Q., L.H. Nguyen, N.D. Tran, T.L. Doan, and T.H. Tran, (Year) of Conference. Bending Analysis of Functionally Graded Carbon Nanotubes Reinforced Composite Cylindrical Shell Using Higher-Order Shear Deformation Theory. in *Proceedings of the International Conference on Advanced Mechanical Engineering, Automation, and Sustainable Development* 2021 (AMAS2021). Springer International Publishing Springer International Publishing.pp. 621-628 https://doi.org/10.1007/978-3-030-99666-6\_90
- [Duong, V.Q., N.D. Tran, and T.L. Doan, (2022). Static investigation of a functionally graded carbon nanotubes reinforced composite cylindrical shell, double-ended clamped subjected to external pressure loads, *Journal of Science and Technique* 17, pp. <u>https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v17.n05.528</u>
- Moradi-Dastjerdi, R., G. Payganeh, and M. Tajdari, (2016). Thermoelastic analysis of functionally graded cylinders reinforced by wavy CNT using a mesh-free method, *Polymer Composites* 39, pp. <u>https://doi.org/10.1002/pc.24183</u>

# Phân tích ứng suất của vỏ trụ FG-CNTRC có điều kiện biên khác nhau trong môi trường nhiệt

**Tóm tắt:** Bài báo đã sử dụng lý thuyết biến dạng cắt bậc cao có kể đến ứng suất pháp tuyến ngang và thông số vật liệu có xét đến sự ảnh hưởng của nhiệt độ để nghiên cứu ứng suất của vỏ trụ FG-CNTRC trong môi trường nhiệt. Phân bố nhiệt độ được xác định từ phương trình truyền nhiệt và điều kiện biên nhiệt. Sử dụng phương pháp giải tích để giải hệ phương trình cân bằng của vỏ với các điều kiện biên khác nhau. Mô hình và phương pháp giải được kiểm chứng với các kết quả đã được công bố cho thấy đảm bảo độ tin cậy. Kết quả khảo sát cho thấy điều kiện biên ảnh hưởng lớn đến ứng suất trong vỏ, đáng chú ý có hiện tượng gia tăng đột ngột giá trị của ứng suất trong phạm vi nhỏ ở cạnh biên ngàm. Khi thực hiện thiết kế với kết cấu FG-CNTRC cần chú ý đến hiện tượng này.

Từ khoá: FG-CNTRC; đàn hồi nhiệt, lý thuyết biến dạng cắt bậc cao;vỏ trụ.

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup> Email: <u>duongvanquang@lqdtu.edu.vn;</u> tel: 0979682180

# Xây dựng phương pháp tính toán khí động không dừng cho tên lửa

Nguyễn Văn Thắng<sup>1\*</sup>, Nguyễn Anh Tuấn<sup>1</sup>, Vũ Quốc Trụ<sup>1</sup> <sup>1</sup>Khoa Hàng không vũ tru, Hoc viên Kỹ thuật quân sự

# Tóm tắt

Tính toán khí động không dừng là một vấn đề phức tạp đối với thiết bị bay nói chung và tên lửa nói riêng. Nghiên cứu này trình bày ứng dụng của việc kết hợp một số phương pháp trong khảo sát và đánh giá ảnh hưởng của thành phần khí động không dừng đối với tên lửa và thiết bị bay. Cách tiếp cận trong nghiên cứu có ưu điểm đơn giản, thời gian tính toán ngắn, trong khi độ chính xác được đảm bảo. Độ tin cậy của phương pháp được kiểm chứng thông qua việc so sánh kết quả tính toán các hệ số khí động với dữ liệu lý thuyết và thực nghiệm. Với việc vận dụng mô hình tính toán như trên, các tác giả đã khảo sát các đặc trưng khí động lực học không dừng cho mẫu tên lửa thăm dò trong dải số Mach từ 0 đến 4. Kết quả nhận được sẽ giúp chính xác hóa các nghiên cứu về khí động và động lực học tên lửa và thiết bị bay.

Từ khoá: Khí động không dừng; đặc trưng khí động; phương pháp panel; số Mach.

# 1. Mở đầu

Tính toán các đặc tính khí động đóng vai trò quan trọng trong nghiên cứu và thiết kế thiết bị bay nói chung và tên lửa nói riêng [1]. Để giảm bớt độ phức tạp trong tính toán, nhiều nghiên cứu thường được giới hạn với giả thiết dòng dừng [2, 3], trong đó các đặc tính khí động chỉ phụ thuộc vào trạng thái tức thời của thiết bị bay như góc tấn, góc trượt, vận tốc góc, ... Đối với bài toán khí động không dừng, để xác định được các đặc tính khí động, ngoài các tham số về trạng thái tức thời của thiết bị bay, cần tính đến sự ảnh hưởng của các thành phần gia tốc và vết sau vật [4].

Trên thực tế, bài toán khí động không dừng có liên quan mật thiết đến các vấn đề đàn hồi khí động sinh ra do tương tác giữa dao động của kết cấu thiết bị bay và dòng chảy bao xung quanh [5]. Bên cạnh đó để có thể giải quyết bài toán động lực học bay một cách đầy đủ, thành phần khí động không dừng cũng cần được tính đến [6].

Trong tài liệu [4], các tác giả đã giới thiệu các bài toán chính của khí động không dừng đối với thiết bị bay bao gồm: bài toán về góc tấn thay đổi đột ngột, bài toán kết hợp chuyển động lên xuống và dao động tuần hoàn của góc chúc ngóc với tần số cố định, bài toán thiết bị bay đi vào vùng gió cố định và bài toán thiết bị bay đi vào vùng gió tuần hoàn. Với các bài toán trên, các tác giả đã đưa ra các hàm tương ứng bao gồm: hàm Wagner, Theodorsen, Kussner và Sears để mô tả đặc tính không dừng của các hệ số lực và mô-men khí động.

Đối với bài toán động lực học máy bay, ảnh hưởng của tính không dừng chủ yếu liên quan tới sự lệch pha về góc tấn giữa cánh đuôi và cánh nâng sinh ra do sự dịch chuyển của các xoáy sau cánh nâng [6]. Các lý thuyết về khối lượng gia tăng [7] và lý thuyết cho vật tròn xoay của Munk [8] đề cập đến ảnh hưởng của thành phần gia tốc của vật thể đối với các lực khí động. Thành phần này liên quan tới sự thay đổi lưu tốc, cũng như sự dịch chuyển của các xoáy không dừng trên bề mặt vật. Tuy nhiên, các lý thuyết này không đánh giá được sự ảnh

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> \*Email: victoriousvn226@gmail.com

hưởng của các vết xoáy ở phía sau vật.

Để có thể đưa ra được kết quả xác định chính xác cho các hệ số khí động không dừng, cần sử dụng tích phân Duhamel theo thời gian [9]. Tuy nhiên, cách tiếp cận này yêu cầu thời gian tính toán lớn, không thực sự phù hợp với đa số bài toán mô phỏng trong thực tế.

Trong nghiên cứu này, các tác giả trình bày phương pháp tính toán khí động không dừng cho mô hình tên lửa dựa trên việc bổ sung thành phần khối lượng gia tăng (đối với cánh) và sử dụng lý thuyết Munk cho vật tròn xoay (đối với thân). Cách tiếp cận này tương đối đơn giản, phù hợp với việc áp dụng cho bài toán mô phỏng động lực học tên lửa trên thực tế.

## 2. Phương pháp tính toán khí động không dừng

## 2.1. Phương pháp panel

Phương pháp dựa trên việc rời rạc hóa bề mặt của thiết bị bay thành các phần tử kỳ dị để giải phương trình Prandtl-Glauert [10]. Phương trình Prandtl-Glauert được trình bày như sau:

$$(1 - M^{2})\varphi_{xx} + \varphi_{yy} + \varphi_{zz} = 0.$$
 (1)

trong đó M là số Mach,  $\varphi$  là thế vận tốc nhiễu động.



Hình 1. Panel trên thân và cánh thiết bị bay

Các panel trên thân và cánh có dạng hình thang (Hình 1); trên mỗi panel ta đặt các điểm kiểm tra, tại điểm đó điều kiện biên không thấm được áp dụng để đảm bảo không có dòng chảy xuyên qua bề mặt vật [10]. Các phần tử kỳ dị được áp dụng trong phương pháp panel bao gồm các phần tử dạng dây và các phần tử dạng panel.

Đối với phần tử kỳ dị dạng dây, thế vận tốc nhiễu động được xác định theo công thức:

$$\varphi_{n} = \int \frac{f_{n}(\xi) d\xi}{\left[ \left( x - \xi \right)^{2} + \left( 1 - M^{2} \right) r^{2} \right]^{1/2}}, \ n = 1, 2.$$
(2)

trong đó:  $f_1 = -\xi$  - cho dây nguồn;  $f_2 = \sin\theta \times \xi(x-\xi)/r$  - cho dây lưỡng cực.

Ở đây, phần tử kỳ dị dạng dây được đặt trùng với trục đối xứng của thiết bị bay; x là tọa độ điểm kiểm tra theo phương dọc trục;  $\xi$  là biến tọa độ của phần tử kỳ dị dạng dây; r là khoảng cách từ điểm kiểm tra tới trục đối xứng;  $\theta$  là biến tọa độ góc.

Đối với phần tử kỳ dị dạng panel, thế vận tốc nhiễu động được xác định theo công thức:

$$\varphi_{n} = \frac{K}{n} \iint \frac{f_{n}(\xi,\eta) d\xi d\eta}{\left\{ \left(x-\xi\right)^{2} + \left(1-M^{2}\right) \left[ \left(y-\eta\right)^{2} + z^{2} \right] \right\}^{1/2}} + \frac{1-K}{\pi} \iint \frac{z d\xi d\eta}{\left(y-\eta\right)^{2} + z^{2}}, n = 3, 4. (3)$$

trong đó:

K = 0.5 đối với M < 1 và K = 1 đối với M > 1;  $f_3 = -1$  - cho nguồn phân bố đều;

$$f_4 = z(x-\xi)/[(y-\eta)^2 + z^2]$$
 - cho xoáy phân bố đều.

Ở đây, x, y, z là tọa độ của điểm kiểm tra trong hệ quy chiếu của panel (Hình 2);  $\xi$ ,  $\eta$  là các biến tọa độ tích phân tương ứng với phần tử kỳ dị dạng panel.



Hình 2. Tọa độ trong hệ quy chiếu gắn với panel

Phương pháp Panel được áp dụng cho hai bài toán độc lập bao gồm: bài toán tính toán lực cản áp suất chính diện và bài toán tính toán các hệ số lực khí động còn lại. Đối với bài toán tính toán lực cản áp suất chính diện, phương pháp panel được áp dụng với đầy đủ các phần tử kỳ dị nêu ở trên bao gồm phần tử dây nguồn, dây lưỡng cực; phần tử panel nguồn, panel xoáy. Thân thiết bị bay được giả sử có dạng tròn xoay, đối xứng trục nên được mô hình hóa bằng các phần tử dạng dây. Cánh thiết bị bay được mô hình hóa bằng các phần tử dạng dây. Cánh thiết bị bay được mô hình hóa bằng các phần tử dạng dây. Cánh thiết bị bay được mô hình hóa bằng các phần tử panel nguồn và xoáy. Đối với bài toán này, điều kiện biên không thấm được áp dụng có tính đến độ dốc (góc tấn cục bộ) trên thân, cánh và bề dày của thân và cánh. Về cơ bản, có thể hiểu các phần tử nguồn chủ yếu liên quan tới bề dày của vật, trong khi đó các phần tử lưỡng cực và xoáy chủ yếu liên quan tới góc tấn của vật (độ dốc cục bộ).

Vận tốc nhiễu động của dòng chảy được xác định từ gradient của thế vận tốc:

$$V = \nabla \varphi \tag{4}$$

Hệ số áp suất  $C_p$  được xác định theo công thức sau:

$$C_{p} = \frac{2}{\gamma M_{\infty}^{2}} \left\{ \left[ 1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_{\infty}^{2} \left( 1 - \left( 1 + u \right)^{2} + v^{2} + w^{2} \right) \right]^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} - 1 \right\}$$
(5)

trong đó  $\gamma$  là chỉ số đoạn nhiệt; *u*, *v* và *w* là các thành phần vận tốc nhiễu động không thứ nguyên theo các phương *x*, *y*, *z*.

Lực cản áp suất chính diện được xác định trong trường hợp góc tấn bằng 0 thông qua việc tích phân phân bố áp suất trên bề mặt thiết bị bay.

Đối với bài toán xác định các hệ số lực khí động còn lại, phương pháp panel phần tử xoáy được áp dụng. Ở đây, các xoáy phân bố đều với cường độ không đổi trên từng panel để đảm bảo chênh áp trên panel là hằng số. Cánh thiết bị bay được coi là các tấm mỏng, trong khi đó thân được mô hình hóa về dạng 2 tấm chữ thập (Hình 3). Cần lưu ý rằng phương pháp panel kết hợp sử dụng các phần tử dạng dây để mô hình hóa thân ở trên không thể xác định chính xác được lực nâng của thân. Do đó, để xác định được đầy đủ các hệ số khí động cần sử

dụng phương pháp panel xoáy với thân dạng chữ thập. Hệ số chênh áp (hiệu của hệ số áp suất mặt dưới và mặt trên của panel) được xác định theo công thức sau [10]:

$$\Delta C_p = -2\Delta u \tag{6}$$

trong đó  $\Delta u$  là hiệu của vận tốc dòng nhiễu động không thứ nguyên theo phương x giữa mặt dưới và mặt trên panel.



Hình 3. Mô hình hóa tên lửa theo phương pháp panel xoáy.

# 2.2. Phương pháp xác định các thành phần khí động không dừng

Các hệ số lực pháp tuyến và mô men được tính theo công thức:

$$\begin{cases} C_{N} = C_{N_{\alpha}} \alpha + C_{N_{\dot{\alpha}}} \dot{\alpha} \frac{l_{ref}}{2V}; \\ C_{m} = C_{m_{\alpha}} \alpha + C_{m_{\dot{\alpha}}} \dot{\alpha} \frac{l_{ref}}{2V}. \end{cases}$$
(7)

Ở đây,  $C_{N_{\alpha}}\alpha$  và  $C_{m_{\alpha}}\alpha$  là các thành phần dừng với các hệ số xác định theo phương pháp panel; các thành phần tiếp theo được bổ sung để thể hiện tính không dừng của kết quả.

Các hệ số đạo hàm lực pháp tuyến và đạo hàm mô-men chúc ngóc  $C_m$  theo vận tốc thay đổi của góc tấn  $C_{N_{a}}$  và  $C_{m_{a}}$  được tính toán độc lập đối với thân và cánh như sau:

$$\begin{cases} C_{N_{\dot{\alpha}}} = C_{N_{\dot{\alpha}}(body)} + C_{N_{\dot{\alpha}}(fin)}; \\ C_{m_{\dot{\alpha}}} = C_{m_{\dot{\alpha}}(body)} + C_{m_{\dot{\alpha}}(fin)}. \end{cases}$$
(8)

trong đó, lý thuyết Munk được áp dụng cho thân [8]:

$$\begin{cases} C_{Nbody}^{\dot{\alpha}} = \frac{4}{S_{ref}l_{ref}} \int_{0}^{l} S(x) dx \\ C_{mbody}^{\dot{\alpha}} = \frac{4}{S_{ref}l_{ref}} \int_{0}^{l} (x - x_{0}) dx \end{cases}$$
(9)

Công thức tính khối lượng bổ sung được áp dụng cho cánh [7]:

$$\begin{cases} C_{N_{fin}}^{\dot{\alpha}} = \frac{n\pi c^2 b}{S_{ref} l_{ref}}; \\ C_{m_{fin}}^{\dot{\alpha}} = \frac{n\pi c^2 b}{S_{ref} l_{ref}^2} (x_f - x_0). \end{cases}$$
(10)

Ở đây, l là chiều dài tên lửa, c là dây cung khí động trung bình của cánh, b là chiều dài cánh, n là số lượng cánh sử dụng trong tính toán,  $S_{ref}$  và  $l_{ref}$  lần lượt là diện tích và chiều dài

đặc trưng,  $x_f$  và  $x_0$  lần lượt là tọa độ vị trí của cánh và tọa độ điểm xác định mô-men.

## 3. Kết quả tính toán

## 3.1. Tính toán cho biên dạng cánh 2 chiều.

Nghiên cứu bài toán một mẫu biên dạng cánh đối xứng với chiều dài dây cung *c* chuyển động lên xuống với tần số  $\omega$ . Tần số rút gọn không thứ nguyên *k* được xác định theo công thức:  $k = \frac{\omega c}{V}$ .

cong thuc.  $\kappa = \frac{1}{V}$ .

Tiến hành khảo sát với các tần số rút gọn k khác nhau ta thu được các kết quả như trong hình 4. Kết quả tính toán cho thấy khi hệ số k rất nhỏ (tính không dừng thấp), cả 3 phương pháp cho kết quả gần như trùng khớp với nhau. Khi hệ số k lớn, kết quả theo các phương pháp khác nhau đã có sự khác biệt. Trong đó, khi k = 1 hệ số lực nâng tính theo phương pháp hiện tại mặc dù chưa thực sự chính xác về mặt biên độ nhưng thể hiện được sự thay đổi về pha. Khi k = 2, phương pháp hiện tại cho kết quả gần với lý thuyết của Theodorsen [4]. Trong cả 2 trường hợp k = 1 và k = 2, phương pháp dựa trên lý thuyết khí động dừng cho kết quả sai lệch lớn. Kết quả nghiên cứu cho thấy với giá trị tần số rút gọn lớn, ảnh hưởng của tính không dừng là đáng kể. Mô hình khí động dừng đưa ra kết quả với sai số lớn khi k tăng. Bằng cách bổ sung thành phần không dừng, sử dụng mô hình hiện tại có thể làm giảm đáng kể sai số so với kết quả của mô hình khí động dừng.



Hình 4. So sánh hệ số lực nâng tính theo các phương pháp khác nhau theo sự thay đổi của tần số rút gọn k.

# 3.2. Tính toán kiểm chứng cho mô hình tên lửa

Mô hình tính toán kiểm chứng được đưa ra trong Hình 4 cho mẫu tên lửa dạng đơn

giản Finner [11] (Hình 5). Các giá trị hệ số lực và mô-men khí động bao gồm thành phần không dừng được thể hiện trong Hình 6.



Hình 5. Hình dáng khí động của mẫu tên lửa Finner

Cần lưu ý rằng các góc được tính theo đơn vị rad và các thành phần đạo hàm quay được đưa về dạng không thứ nguyên thông qua đại lượng  $\frac{l_{ref}}{2V_{\infty}}$ , trong đó  $l_{ref}$  là độ dài đặc trưng bằng kích thước dây cung cánh (30 mm). Các kết quả nhận được nhìn chung bám sát các kết quả thực nghiệm trong các tài liệu [12, 13]; mô hình tính toán khí động có thể xác định được các hệ số khí đông cần thiết với đô tin cây đảm bảo.



Hình 6. Kết quả tính toán và so sánh, kiểm chứng hệ số đạo hàm quay của lực (a) và mô men (b) với số liệu trong [12]

## 3.3. Tính toán khí động không dừng cho mô hình tên lửa thăm dò

Mô hình tên lửa thăm dò được sử dụng trong nghiên cứu này dựa trên mẫu rút gọn (1 tầng) của tên lửa TV-02 thuộc đề tài cấp Nhà nước thực hiện trong giai đoạn 2018-2021. Hình dạng tên lửa được thể hiện trong Hình 7. Tên lửa có chiều dài 2,02 m; đường kính 0,12 m; 4 cánh ổn định được lắp đối xứng.



Hình 7. Hình ảnh mẫu tên lửa thăm dò.

Xét bài toán khí động không dừng trong trường hợp tên lửa chuyển động theo phương pháp tuyến với giá trị chuyển vị thay đổi theo quy luật:

$$h = h_0 \sin\left(2\pi ft\right).$$

Tần số rút gọn được tính theo công thức:

$$k = \frac{2\pi fl}{V_{\infty}}.$$
(7)

Ở đây l là chiều dài của tên lửa và được lựa chọn là chiều dài đặc trưng;  $V_{\infty}$  là vận tốc dòng tới. Xét 2 trường hợp với vận tốc dòng tới bằng 100 và 1000m/s. Các hệ số khí động cho lực pháp tuyến và mô-men chúc ngóc xác định theo mục 2 được đưa ra trong Bảng 1.

Với các tần số dao động 10, 30 và 50 Hz, tần số rút gọn sẽ thay đổi tương ứng trong khoảng từ 0,19 tới 0,94 (đối với vận tốc dòng tới bằng 100 m/s) và từ 0,019 tới 0,094 (đối với vận tốc dòng tới bằng 1000 m/s).

$V_{_{\infty}}~({ m m/s})$	$C_{_{N_{lpha}}}$	$C_{_{N_{\dotlpha}}}$	$C_{m_{lpha}}$	$C_{m_{\dotlpha}}$
100	13,45	40,90	-31,97	47,00
1000	7,68	40,90	-10,76	47,00

Bảng 1. Các hệ số lực và mô-men theo các vận tốc dòng tới khác nhau.

Kết quả tính toán được thể hiện trên hình 8 và 9 cho các trường hợp nêu trên. Ở đây, giá trị  $h_0$  được lựa chọn để đảm bảo biên độ góc tấn luôn bằng 0,1 rad trong tất cả các trường hợp. Đối với trường hợp vận tốc dòng tới bằng 100 m/s (Hình 8), tần số rút gọn có sự thay đổi lớn, do đó ảnh hưởng của tính không dừng được thể hiện rõ rệt. Ta có thể nhận thấy sự thay đổi về biên độ và pha của các hệ số khí động tương ứng với các tần số dao động khác nhau. Với vận tốc 1000 m/s, tần số rút gọn thay đổi không nhiều và đều duy trì ở giá trị nhỏ, do đó ảnh hưởng của tính không dừng là không đáng kể. Điều này được thể hiện rõ trong Hình 9.



Hình 8. Hệ số lực và mô men khi  $V_{\infty}=100$  m/s với tần số f=10; 30; 50 Hz; a) Hệ số lực pháp tuyến; b) Hệ số mô-men; c) Chuyển vị theo phương thẳng đứng.



Hình 9. Hệ số lực và mô men khi  $V_{\infty}$ =1000 m/s với tần số f =10 ; 30 ; 50 Hz; a) Hệ số lựcpháp tuyến; b) Hệ số mô-men; c) Chuyển vị theo phương thẳng đứng.

# 4. Kết luận

Bài báo trình bày phương pháp tính toán khí động không dừng cho thiết bị bay nói chung và tên lửa nói riêng dựa trên việc kết hợp phương pháp panel (tính toán cho thành phần dừng) và các phương pháp tính toán bổ sung thành phần không dừng theo lý thuyết khối lượng bổ sung và lý thuyết Munk dành cho vật tròn xoay. Cách tính toán theo phương pháp hiện tại đảm bảo đơn giản, thể hiện được ảnh hưởng của tính không dừng đối với các hệ số khí động. Trong nghiên cứu này, các tác giả đã áp dụng cho bài toán không dừng của biên dạng cánh 2 chiều và so sánh kết quả với lý thuyết của Theodorsen. Kết quả so sánh đã cho thấy rằng phương pháp hiện tại thể hiện được sự ảnh hưởng của tính không dừng. Mặc dù tại một số trường hợp chưa thực sự trùng khóp với lý thuyết, nhưng kết quả tính toán hiện tại cho thấy sự cải thiện đáng kể so với kết quả từ lý thuyết dừng. Bài báo cũng đã áp dụng phương pháp hiện tại cho mô hình tên lửa Finner để so sánh, kiểm chứng hệ số khí động không dừng với kết quả thí nghiệm ống thổi. Khi áp dụng cho mô hình tên lửa thăm dò, kết quả tính toán đã chỉ ra được ảnh hưởng đáng kể của tính không dừng khi tên lửa bay ở tốc độ thấp (tương ứng với giá trị tần số rút gon lớn).

## Tài liệu tham khảo

- 1. A. DANILOV, V. KOSHEVOI, N. KRASNOV, and V. ZAKHARCHENKO, Rocket Aerodynamics(Soviet book on rocket aerodynamics covering configurations, lifting, stabilizing and control surfaces, friction and heat transfer characteristics), (1968).
- R. Hajian and J. W. Jaworski, The steady aerodynamics of aerofoils with porosity gradients, *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical Engineering Sciences,* 473, (2205), (2017), p. 0266.
- 3. S. C. Elmacı, Steady and unsteady aerodynamic analysis of the airfoil profiles by using vortex singularity elements, Izmir Institute of Technology (Turkey), 2018.
- 4. J. R. Wright and J. E. Cooper, *Introduction to aircraft aeroelasticity and loads*: John Wiley & Sons, (2008),
- 5. L. Wright and M. Schobeiri, The effect of periodic unsteady flow on aerodynamics and heat transfer on a curved surface, (1999).
- 6. R. C. Nelson, Flight stability and automatic control: WCB/McGraw Hill New York, (1998),
- 7. J. Katz and A. Plotkin, *Low-speed aerodynamics*: Cambridge university press, (2001),
- 8. Ü. Gülçat, Fundamentals of modern unsteady aerodynamics: Springer, (2010),
- 9. R. L. Bisplinghoff and H. Ashley, *Principles of aeroelasticity*: Courier Corporation, (2013),
- 10. F. A. Woodward, Analysis and design of wing-body combinations at subsonic and supersonic speeds, *Journal of Aircraft*, **5**, (6), (1968), pp. 528-534. doi: 10.2514/3.43979
- 11. A. Dupuis, Aeroballistic range and wind tunnel tests of the Basic Finner reference projectile from subsonic to high supersonic velocities, *Defense R&D Canada TM*, **136**, (2002).
- 12. J. Allen and M. Ghoreyshi, Forced motions design for aerodynamic identification and modeling of a generic missile configuration, *Aerospace Science Technology*, **77**, (2018), pp. 742-754.
- 13. F. G. Moore and R. C. Swanson Jr, Dynamic derivatives for missile configurations to Mach number three, *Journal of Spacecraft Rockets*, **15**, (2), (1978), pp. 65-66.

# Developing a method to study unsteady aerodynamics of rockets

**Abstract:** Studying unsteady aerodynamics is a complex problem for aircraft in general and rockets in particular. This study presents the application of combining several methods in studying the effect of the unsteady aerodynamic component on rockets and aircraft. The research approach has advantages of simplicity, and short calculation time, while the accuracy is acceptable. The method's reliability was verified in comparisons with the results from high-order methods and experiments. By applying the above calculation model, the authors have investigated the unsteady aerodynamic characteristics for a sounding rocket in a Mach number range from 0 to 4. The results may help to accurately research on aerodynamics and dynamics of rockets and flight vehicles.

Keywords: unsteady aerodynamics; aerodynamic coefficients; panel method; Mach number.

# Thiết bị bay không người lái có độ cao lớn-thời gian bay dài (HALE UAV): Lịch sử phát triển, ứng dụng và các vấn đề công nghệ

Lê Vũ Đan Thanh<sup>1\*</sup>, Nguyễn Anh Tuấn<sup>1</sup>, Trần Thế Hùng<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Khoa Hàng không Vũ trụ

## Tóm tắt

Những tiến bộ vượt bậc trong hai thập kỷ qua về khoa học vật liệu, điện tử hàng không và năng lượng đã khai sinh ra một loại phương tiện bay mới: thiết bị bay không người lái có độ cao lớn – thời gian bay dài (High altitude - long endurance Unmanned aerial vehicle – HALE UAV). Các UAV này hoạt động ở độ cao khoảng 20 km trong tầng bình lưu với thời gian liên tục vài ngày hoặc vài tuần, vài tháng. Bài báo trình bày lịch sử phát triển của các UAV dạng này cùng các ứng dụng của chúng trong nhiều lĩnh vực khác nhau. Ngoài ra, một số vấn đề kỹ thuật chính hiện đang cản trở sự phát triển của HALE UAV này cũng được bàn luận.

Từ khóa: HALE UAV; tầng bình lưu.

# 1. Lịch sử phát triển của thiết bị bay không người lái có độ cao lớn-thời gian bay dài (HALE UAV)

Tầng bình lưu là lớp khí quyển trái đất nằm ở độ cao từ 15km tới 50km, với các đặc điểm chung là mật độ không khí nhỏ, nhiệt độ giảm dần theo độ cao và dòng chảy tương đối ồn định. Trong những năm gần đây, TBB tầng bình lưu có vai trò quan trọng trong nghiên cứu thăm dò khí quyển và ứng dụng trong phân tích, đánh giá bề mặt trái đất. Trần bay cao hơn so với TBB tầng đối lưu, nên phạm vi quan sát của chúng rộng hơn. Đồng thời, ảnh hưởng của yếu tố thời tiết nhỏ, nên chúng có thể hoạt động lâu dài và ổn định. So sánh với vệ tinh, TBB tầng bình lưu có giá thành sản xuất rẻ, độ trễ truyền dẫn thấp và dễ tùy chỉnh thiết bị. Ngoài ra, chúng có khả năng duy trì liên tục trên một khu vực với khả năng chụp ảnh độ phân giải tốt. Với khả năng bay liên tục trong thời gian dài, các TBB này có thể thay thế vệ tinh trở thành các trạm thu, phát tín hiệu, cảnh báo, cứu hộ, cứu nạn, hệ thống giám sát nông nghiệp và hỗ trợ ra quyết định, nghiên cứu khí quyển hữu hiệu.

Thiết bị bay hoạt động trong tầng bình lưu bao gồm bóng thám không, khinh khí cầu và TBB không người lái có trần bay lớn (trên 15km), thời gian bay dài (HALE UAV). Bóng thám không và khinh khí cầu có đặc điểm nhẹ, hoạt động ổn định, tốc độ di chuyển thấp. Tuy nhiên, các thiết bị này có đặc điểm chung là khá cồng kềnh, khó điều khiển, chịu nhiều ảnh hưởng của gió, khó sửa chữa và thu hồi sau quá trình sử dụng. So với khinh khí cầu, sử dụng HALE UAV cho phép khắc phục được các nhược điểm nói trên. HALE UAV thông thường có cơ cấu, hệ thống điều khiển riêng, hoạt động bằng động cơ nên có tính năng kháng gió, dễ dàng cất, hạ cánh và sửa chữa các cụm chi tiết khi cần thiết.

Các HALE UAV hoàn thiện đầu tiên được phát triển bởi NASA và AeroVironment, với mẫu Pathfinder đạt trần bay tối đa 21,48km năm 1997 sau đó cải tiến lên mẫu Helios đạt trần bay tối đa 29,52km năm 2001. Tuy nhiên, năm 2003 UAV Helios gặp tai nạn dẫn đến dự án bị đóng cửa vào năm 2004 [1]. AeroVironment sau đó hợp tác với công ty viễn thông SoftBank của Nhật bản để phát triển mẫu HALE UAV Hawk30, là thế hệ tiếp theo của mẫu

<sup>\*</sup> Email: dthanhtkht@gmail.com

Helios. Hệ thống này có thể cung cấp dịch vụ 4G LTE và 5G trực tiếp đến các thiết bị trong một khu vực có đường kính đến 20km. Chỉ cần khoảng 40 TBB này có thể phủ sóng toàn bộ lãnh thổ Nhật bản. Vào tháng 9 năm 2020, Hawk30 đã bay thử nghiệm ở độ cao 19,1km trong 20 giờ, dự kiến chính thức hoạt động trong năm 2023.



Hình 1. HALE UAV Helios của NASA

Song song với đó, tập đoàn Airbus phát triển dòng HALE UAV Zephyr với mục đích viễn thông, quan trắc môi trường và do thám quân sự. Dòng sản phẩm này đã trải qua 4 phiên bản thử nghiệm: Zephyr 3, Zephyr 6, Zephyr 7 và Zephyr 8/S [2]. Bộ quốc phòng Anh đã mua 3 UAV Zephyr 8/S và Airbus đã lên kế hoạch sản xuất khoảng 18 chiếc vào năm 2024. Zephyr 8/S nặng dưới 75kg, sải cánh 25 m, thời gian bay liên tục lên đến 26 ngày. Tập đoàn BAE Systems (Mỹ) hiện đang phát triển mẫu UAV siêu nhẹ PHASA-35 sử dụng năng lượng mặt trời với sải cánh 35m và nặng chỉ 150kg. UAV này được thiết kế để có thể bay liên tục trong 12 tháng. Từ năm 2001, Quân đội Mỹ đã sử dụng HALE UAV RQ-4 Global Hawk do tập đoàn Northrop Grumman phát triển cho các nhiệm vụ do thám trên khắp thế giới. UAV này nặng 1360kg và sải cánh gần 40m, có trần bay 18 km và thời gian bay trên 34 giờ.



Hình 2. HALE UAV RQ-4 Global Hawk

Trung Quốc mặc dù đi sau các nước phương tây trong lĩnh vực này nhưng hiện nay đang có những bước tiến nhảy vọt. Năm 2017 Viện Hàng không vũ trụ Trung Quốc (CAAA) đã tiến hành bay thử nghiệm mẫu UAV Caihong với 8 động cơ cánh quạt và sải cánh 45m ở trần bay 20 km. Năm 2021 tại Triển lãm hàng không Trung Quốc, Tập đoàn Công nghiệp hàng không Trung Hoa (AVIC) đã trưng bày mẫu HALE UAV CH-6 phục vụ mục đích quân sự với trọng lượng cất cánh lên tới 7,8 tấn. Nó có thể mang theo tải có ích trọng lượng đến 450kg gồm các tổ hợp quang điện tử, radar, hệ thống trinh sát điện tử, tên lửa và bom, thời gian bay từ 18 - 21 giờ.



Hình 3. HALE UAV Zephyr 8 của Airbus

Các tập đoàn công nghệ lớn như Facebook và Google cũng không đứng ngoài cuộc đua về HALE UAV. Facebook phát triển UAV Aquila từ năm 2014 để cung cấp internet cho các vùng xa xôi [3]. UAV này có chuyến bay thử thành công năm 2016, tuy nhiên đến năm 2019 việc phát triển bị dừng lại do Facebook quyết định hợp tác với Airbus để phát triển mẫu Zephyra. Cũng trong năm 2014, Google mua lại công ty Titan Aerospace của Hoa kỳ để tiếp tục phát triển mẫu HALE UAV Solara 50. Mẫu UAV này được thiết kế với sải cánh 50m, khối lượng 159kg, có khả năng mang payload 39kg, và thời gian bay lên tới 5 năm. Tuy nhiên, năm 2015 mẫu thử Solara 50 gặp tai nạn khi bay thử nghiệm và hiện nay không có thêm thông tin về dự án. Bảng 1 tổng hợp một số dự án HALE UAV đã và đang được phát triển trên thế giới.

Đơn vị phát triển	Tên dự án Thời gian		Payload/Tổng	Sải cánh
		thực hiện	khối lượng (kg)	( <b>m</b> )
NASA/	Helios	1999 - 2003	329/1000	75
AeroVironment				
AeroVironment	HAWK30	2018 - nay		78
Airbus Defence	Zephyr	2003 - nay	S - 5/75	S - 25
and Space			T - /140	T - 33
BAE Systems/	PHASA-35	2017 - nay	15/150	35
Prismatic				
CAAA	Caihong CH4	_	-/400	45
Lavochkin	LA-252	_	-/116	25
Laboratory				
Ascenta/Facebook	Aquila	2014 - 2018	-/400	42
Titan	Solara 50	2014 - 2017	32/160	50
Aerospace/Google				
Northrop Grumman	RQ-4 Global	1998 - nay	910	40
	Hawk			

Bảng 1. Tổng hợp một số dự án HALE UAV tiêu biểu trên thế giới

# 2. Các vấn đề công nghệ của HALE UAV

Dù có nhiều ứng dụng hứa hẹn, nhận được rất nhiều đầu tư từ các chính phủ và các tập đoàn lớn nhưng việc phát triển các dự án HALE UAV trong những năm qua đang gặp rất nhiều khó khăn. Nhiều dự án đã phải đóng cửa sau khi gặp tai nạn trong quá trình thử nghiệm hoặc không đạt được chỉ tiêu kỹ thuật đã đề ra. Khó khăn lớn nhất chính là các vấn đề công nghệ khi thiết kế TBB để hoạt động ở điều kiện tầng bình lưu.

# 2.1. Kết cấu

Ở độ cao 20 km, mật độ không khí chỉ bằng 7% so với ở mực nước biển. Do đó, diện tích cánh của HALE UAV phải lớn hơn gấp 14 lần so với TBB được thiết kế để bay ở điều kiện mực nước biển. Với kích thước lớn như vậy dẫn đến các yêu cầu tối ưu rất nghiêm ngặt về khối lượng kết cấu của HALE UAV. Vật liệu làm HALE UAV phải nhẹ, bền, khả năng chịu lực lớn, giữ được tính đàn hồi ở nhiệt độ thấp và thoái hóa chậm dưới ảnh hưởng của tia UAV và khí ozone. Kết cấu cánh đặc trưng của HALE UAV, như trên UAV Helios của hãng AeroVironment, gồm xà và các sườn bằng vật liệu composite (sợi các bon), mép trước làm bằng foam cứng, vỏ bọc bằng nhựa. Các bộ phận khác nhau của HALE UAV được phân bố dọc theo sải cánh để giảm ứng suất kết cấu lên cánh. Ví dụ, trên UAV Zephyr, pin được lắp trên xà cánh.



Hình 4. Kết cấu cánh của UAV Helios, AeroVironment

Môt trong những yêu cầu quan trong khi thiết kế các UAV với cánh có đô dãn dài lớn và rất đàn hồi như trên HALE UAV là phải tiến hành phân tích các hiện tượng đàn hồi khí đông như flutter và ảnh hưởng của chúng lên ổn đinh và điều khiển của TBB. Tuy vây, các nguyên mẫu máy bay HALE kích thước đầy đủ đầu tiên (NASA/AeroVironment, QinetiQ/Airbus, Google và Facebook) đều đã gặp sư cố dẫn đến hư hỏng cấu trúc do tải trong nhiễu loạn bất ngờ. Ngày 26/6/2003, mẫu thử Helios của NASA gặp tai nạn rơi xuống biển Thái Bình Dương. Nguyên nhân được xác định là UAV gặp một vùng khí nhiễu động và dẫn đến tăng góc vềnh của cánh ở trạng thái cân bằng. Điều này làm thay đổi các đạo hàm ổn định của UAV, dẫn đến UAV gặp chuyển động phugoid với biên độ tăng dần. Khi vận tốc vượt quá vận tốc tới hạn đã dẫn đến phá hủy kết cấu. Ngày 1/5/2015, UAV Solara 50 của Google gặp tai nạn trong quá trình bay thử nghiệm. Nguyên nhân được cho là do một vùng nhiệt động gần mặt đất khiến UAV bị tăng tốc đột ngột vượt quá giá trị vận tốc tới hạn, cánh bị biến dạng lớn dẫn đến phá hủy. Ngày 28/6/2016, UAV Aquila của Facebook cũng gặp một tại nan tương tự. Trong quá trình hạ cánh, UAV gặp một vùng khí nhiễu động lên đến hơn 5 m/s, khiến vận tốc vươt quá vân tốc tới han và phá hủy kết cấu cánh. Ngày 28/9/2019, UAV Airbus Zephyr 8 bị phá hủy kết cấu trên không khi đi vào vùng khí nhiễu động. Trong kết luận về tai nạn của NASA đã chỉ ra một trong các bài học quan trọng rút ra từ đây là phải sử dụng các mô hình

thiết kế và mô phỏng trong miền thời gian để phân tích ảnh hưởng của nhiễu động lên đặc tính phi tuyến của HALE UAV.

Có thể thấy, cần phải có một mô hình đơn giản nhưng chính xác để phân tích và tính toán đàn hồi khí đông của TBB có biến dang lớn như HALE UAV. Mô hình này cần xét được đầy đủ sự tương tác qua lại giữa động lực học bay, phi tuyến kết cấu và khí động lực học không dừng, vốn đóng vai trò quan trong trong các đặc tính đông học và tĩnh học của TBB. Patil và Hodges [4] phát triển chương trình tính toán gồm mô hình dầm phi tuyến và mô hình khí đông dưa trên phương pháp xoáy rời rac. Tang và Dowel [5] cũng phát triển một phương pháp tương tư dựa trên dầm phi tuyến, nhưng sử dụng lý thuyết dải cánh hai chiều 2-D để tính khí đông. Sau đó, Cesnik và công sư phát triển chương trình UM/NAST (Nonlinear Aeroelastic Simulation Toolbox) [6] dựa trên mô hình dầm và khí động lực học tựa-tĩnh. Wang là người đầu tiên kết hợp bộ giải xoáy không dừng UVLM với mô hình kết cấu phi tuyến [7], cho phép mô phỏng màn xoáy tư do và một vài hiệu ứng nhớt, vốn rất quan trong khi tính toán cho TBB đàn hồi có nhiều đuôi, do xoáy có thể tương tác với các bề mặt phía sau. Gần đây, Đai học Imperial College London phát triển chương trình tính toán SHARPy [8] để nghiên cứu đặc tính đông học của TBB siêu đàn hồi bị biến dang lớn. Các công thức đông học phi tuyến dựa trên chuyển vi được kết hợp với mô hình khí đông UVLM để mô phỏng biến dang lớn và phản ứng phi tuyến của TBB đàn hồi. Chương trình này có thể được dùng để phân tích ổn đinh, mô phỏng phản ứng đông, flutter và ảnh hưởng của tải trong do gió. Ngoài các mô hình bậc thấp và bậc trung kể trên, một số tác giả sử dụng các chương trình tính toán CFD bâc cao cho mô hình khí đông. Smith, Patil và Hodges [9] kết hợp bô giải khí đông bậc cao với mô hình dầm phi tuyến hình học để nghiên cứu ảnh hưởng của phi tuyến trong phân tích đàn hồi khí đông. Palacios và Cesnik [10] sử dung bô giải kết cấu quasi-3D và mô hình khí động Navier-Stokes. Sau đó, Hallisy (67) phát triển bộ giải CFD ba chiều không cấu trúc cho mô hình quasi 3D của Palacios [11].

# 2.2. Năng lượng

HALE UAV được thiết kế để hoạt động ở tầm xa lớn trong thời gian vài tháng hoặc vài năm, do đó việc sử dụng các nguồn năng lượng truyền thống như xăng dầu hàng không là không khả thi. Sử dụng năng lượng hạt nhân là khả thi về mặt kỹ thuật, nhưng không được chấp nhận do các lo ngại về tính an toàn. Những cách truyền năng lượng cho TBB từ mặt đất thông qua vi sóng hoặc laser đã được nghiên cứu nhưng vẫn chưa thể hiện thực hóa. Hiện nay, nguồn năng lượng chính của HALE UAV là năng lượng mặt trời. Ban ngày, năng lượng mặt trời được chuyển hóa thành điện năng bằng các tấm pin mặt trời, một phần năng lượng sẽ được lưu trữ ở các ắc quy để sau đó dùng vào ban đêm.

# 2.3. Hoạt động ở độ cao nhỏ

HALE UAV được tối ưu để hoạt động ở điều kiện tầng bình lưu với độ cao khoảng 20 km, không khí loãng, ít nhiễu động và vận tốc gió thấp. Do đó, HALE UAV có hệ thống động lực với công suất thấp, kết cấu nhẹ so với các TBB hoạt động ở độ cao nhỏ hơn. Gió và nhiễu động mạnh ở tầng đối lưu có thể dẫn đến tai nạn cho HALE UAV, như tai nạn của UAV Helios năm 2003 và UAV Solara 50 năm 2015. Do đó, khi HALE UAV hoạt động ở độ cao thấp, đặc biệt trong giai đoạn phóng và thu hồi, cần phải đặc biệt chú ý đến việc chọn điều

kiện thời tiết thích hợp. Ví dụ, UAV Zephyr chỉ được cho phép hoạt động trong điều kiện thời tiết tốt tại các vùng sa mạc.

# 2.4. Độ tin cậy

HALE UAV hoạt động trong thời gian dài, từ vài tháng đến vài năm, nên cần các thiết bị có độ tin cậy cao. Cần chú ý rằng, môi trường tầng bình lưu có nhiều nét giống với vũ trụ, như nhiệt độ thấp, chênh lệch nhiệt độ ngày – đêm lớn, bức xạ mặt trời và UV cao. Ngoài ra, áp suất thấp ở độ cao lớn có thể gây ra hiện tượng hồ quang trong các thiết bị điện tử. Độ tin cậy cao không chỉ áp dụng cho TBB, mà cần phải áp dụng cho cả hệ thống HALE UAV, bao gồm cả các trạm mặt đất và data link.

# 3. Kết luận

HALE UAV có nhiều ưu điểm để ứng dụng trong lĩnh vực viễn thông, quan trắc. Tuy vậy, một số vấn đề công nghệ về kết cấu, năng lượng, độ tin cậy, điều kiện hoạt động vẫn cản trở sự phát triển của loại TBB này. Hiện nay, nhiều nghiên cứu trên thế giới vẫn tiếp tục được thực hiện để khắc phục những vấn đề trên.

Tại Việt Nam, ứng dụng công nghệ viễn thám trong nghiên cứu tài nguyên thiên nhiên, biến đổi khí hậu, giám sát môi trường, rừng, biển đảo, tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn, có vai trò cấp thiết và là một nhiệm vụ quan trọng. Hiện tại, Việt Nam có 02 vệ tinh đang hoạt động trên quỹ đạo. Đồng thời, nhiều đề tài dự án về UAV phục vụ các nhiệm vụ quan trắc, trinh sát, thông tin liên lạc đã được thực hiện. Tuy nhiên, các UAV được nghiên cứu thiết kế, chế tạo và sử dụng mới chỉ hoạt động ở độ cao thấp (dưới 5 km), thời gian bay ngắn (dưới 10 giờ). Nghiên cứu về HALE UAV còn rất mới mẻ ở Việt Nam, và trước tiên cần những nghiên cứu cơ bản để tạo tiền đề, từng bước tiếp cận lĩnh vực thiết kế, chế tạo loại thiết bị bay tiềm năng này.

# Tài liệu tham khảo

- 1. J. Levine. "The promise of ERAST." <u>http://nasa.gov/centers/dryden/news/X-Press/stories/102904\_people\_erast.html</u> (accessed 2004).
- S. B. "Twin-tailed Airbus Zephyr completes maiden flight. Flight Global." <u>https://www.flightglobal.com/news/articles/twin-tailed-airbus-zephyr-completes-</u> <u>maiden-flight-424873/</u> (accessed 2016).
- 3. S. T. "Meet Facebook's stratospheric Internet drone. MIT Technology Review." <u>https://www.technologyreview.com/s/539756/meet-facebooks-stratospheric-internet-</u> <u>drone/</u> (accessed 2015).
- 4. M. J. Patil and D. H. Hodges, "On the importance of aerodynamic and structural geometrical nonlinearities in aeroelastic behavior of high-aspect-ratio wings," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 19, no. 7, pp. 905-915, 2004, doi: 10.1016/j.jfluidstructs.2004.04.012.
- D. Tang and E. H. Dowell, "Experimental and Theoretical Study on Aeroelastic Response of High-Aspect-Ratio Wings," *AIAA Journal*, vol. 39, no. 8, pp. 1430-1441, 2001, doi: 10.2514/2.1484.
- 6. C. Cesnik and E. Brown, "Modeling of High Aspect Ratio Active Flexible Wings for Roll Control," presented at the 43rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures,

Structural Dynamics, and Materials Conference, 2002.

- Z. Wang, P. C. Chen, D. D. Liu, and D. T. Mook, "Nonlinear-Aerodynamics/Nonlinear-Structure Interaction Methodology for a High-Altitude Long-Endurance Wing," *Journal* of Aircraft, vol. 47, no. 2, pp. 556-566, 2010, doi: 10.2514/1.45694.
- 8. A. del Carre, A. Muñoz-Simón, N. Goizueta, and R. Palacios, "SHARPy: A dynamic aeroelastic simulation toolbox for very flexible aircraft and wind turbines," *Journal of Open Source Software*, vol. 4, no. 44, 2019, doi: 10.21105/joss.01885.
- 9. M. Smith, M. Patil, and D. Hodges, "CFD-based analysis of nonlinear aeroelastic behavior of high-aspect ratio wings," presented at the 19th AIAA Applied Aerodynamics Conference, 2001.
- R. Palacios and C. Cesnik, "Static Nonlinear Aeroelasticity of Flexible Slender Wings in Compressible Flow," presented at the 46th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, 2005.
- 11. B. Hallissy and C. Cesnik, "High-fidelity Aeroelastic Analysis of Very Flexible Aircraft," presented at the 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, 2011.

# High-altitude long-endurance unmanned aerial vehicle (HALE UAV): History, applications, and technological challenges

**Abstract:** Tremendous advances over the past two decades in materials science, avionics, and energy have given birth to a new type of vehicle: the high-altitude long-endurance unmanned aerial vehicle (HALE UAV). These UAVs operate at an altitude of about 20 km in the stratosphere for continuous periods of several days, weeks, or months. The article presents the development history of these UAVs and their applications in many different fields. In addition, some main technological challenges currently hindering the development of this type of UAV are also discussed, and promising future research directions are presented..

Keywords: HALE UAV; stratosphere.

# Nghiên cứu thuật toán xây dựng quỹ đạo cho UAV tìm kiếm và cứu hộ, cứu nạn

Nguyễn Anh Tuấn<sup>1\*</sup>, Nguyễn Đình Dũng<sup>1</sup>, Nguyễn Ngọc Hòa<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

## Tóm tắt

UAV có vai trò quan trọng đối với công tác tìm kiếm và cứu hộ, cứu nạn; trong đó, mỗi UAV phải thực hiện nhiệm vụ bay bao phủ trên một khoảng diện tích rộng. Do từng UAV chỉ có thời gian bay giới hạn và việc tìm kiếm cần được thực hiện trong thời gian sớm nhất nên để công tác tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn được thực hiện một cách hiệu quả, vấn đề phân chia nhiệm vụ và xây dựng quỹ đạo bay cho các UAV là cần thiết. Bài báo trình bày thuật toán và kết quả xây dựng quỹ đạo cho UAV dựa trên bản đồ phân bố xác suất tìm kiếm. Trong nghiên cứu này, thuật toán tham lam được cải tiến và áp dụng phù hợp với điều kiện bay tìm kiếm của UAV. Kết quả nghiên cứu là tiền đề cho việc phát triển các hệ thống UAV phục vụ công tác tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn.

Từ khóa: UAV, tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn, thuật toán tham lam.

## 1. Mở đầu

Thiết bi bay không người lái (UAV) đã được phát triển và sử dung rông rãi trong nhiều lĩnh vực của đời sống, xã hôi và an ninh - quốc phòng. Các dang UAV hiên nay đa dang về chủng loại, tính năng như UAV dang cánh bằng có khả năng hoạt đông trong pham vi rông, tốc đô cao; UAV dang nhiều cánh quat (multirotor) có ưu thế với khả năng bay treo, quan sát, theo dõi mục tiêu; UAV dạng lai (VTOL) có thể kết hợp các ưu điểm của UAV cánh bằng và khả năng cất ha cánh thẳng đứng của UAV dang nhiều cánh quat. Một trong những ứng dụng thiết thực và quan trọng của UAV là phục vụ công tác tìm kiếm, cứu hộ cứu nạn, giảm thiểu ảnh hưởng của tai nạn, thiên tai, sự cố. Đối với nhiệm vụ này, việc xây dựng quỹ đao bay cho UAV phải đảm bảo bao phủ một khoảng không gian đủ rộng, đồng thời phải tối ưu hóa quỹ đao với mục tiêu tăng xác suất phát hiên đối tương tìm kiếm trong thời gian ngắn nhất có thể. Các nghiên cứu về tối ưu hóa quỹ đạo UAV đã được quan tâm trong khoảng hơn 20 năm gần đây song song với việc ứng dụng và phát triển một số thuật toán như tối ưu bầy đàn PSO (particle swarm optimization) [1]; lớp các thuật toán tìm kiếm đồ thị như Dijkstra, A\*, Theta\*,... [2-3]; giải thuật di truyền [4]; thuật toán trường thế [5];... Tuy nhiên, các thuật toán trên chủ yếu hướng tới quỹ đạo tối ưu toàn cục khi đã biết trước được điểm đến. Đối với các UAV tìm kiếm cứu hộ cứu nạn – SAR (Search and rescue) UAV, yêu cầu thời gian bay lớn và quỹ đạo phức tạp do không xác định được chính xác vị trí điểm cuối nên các thuật toán tối ưu cục bộ như thuật toán tìm đường tham lam (Greedy algorithm) thường được ưu tiên sử dụng, kết hợp với một số kỹ thuật, thuật toán khác để hiệu chỉnh phù hợp hơn với đối tượng sử dụng [6].

Đối với các nghiên cứu trong nước về UAV, các nhà khoa học tập trung nhiều hơn vào việc tích hợp các hệ thống phần cứng, công nghệ ứng dụng cho UAV thay vì đi vào phát triển thuật toán [7-9]. Các thuật toán tối ưu quỹ đạo/đường đi thường áp dụng cho robot [10-11] thay vì cho UAV. Một trong những nguyên nhân là do UAV cùng với các đối tượng khác thuộc lĩnh vực hàng không vũ trụ còn khá mới mẻ đối với nước ta. Một số tác giả đã nghiên

<sup>\*</sup> Email: atnguyen@lqdtu.edu.vn

cứu các thuật toán tối ưu quỹ đạo toàn cục UAV trong các điều kiện bay khác nhau dựa trên các phương pháp tìm kiếm đồ thị [12]. Tuy nhiên, các thuật toán này không áp dụng cho SAR UAV với yêu cầu tìm kiếm bao phủ trong khoảng không gian rộng.

Bài báo này tập trung vào việc nghiên cứu thuật toán xác định quỹ đạo cho SAR UAV dựa trên việc cải tiến thuật toán tham lam. Thuật toán có thể áp dụng đồng thời cho hệ thống với nhiều UAV được triển khai song song dựa trên đặc điểm vùng tìm kiếm và tính năng của từng UAV.

## 2. Mô hình hóa bài toán và giới thiệu thuật toán

### 2.1. Mô hình hóa bài toán

Vùng không gian tìm kiếm dạng chữ nhật được mô hình hóa dưới dạng phân bố xác suất tìm thấy đối tượng. Trong nghiên cứu này, vùng không gian trên được chia lưới Đề-các, xác suất tìm thấy tại nút lưới ij (thứ i theo phương x và thứ j theo phương y) được giả sử phân bố theo quy luật sau:

$$p_{ij} = \sum_{k=1}^{N_s} w_k \frac{e^{\frac{-(r_k^s - r_{ij})^2}{2\sigma_k^2}}}{2\pi\sigma_k^2}$$
(1)

Trong đó  $N_s$  là số lượng nguồn tạo phân bố xác suất tìm thấy trong vùng tìm kiếm;  $r_{ij}$  và  $r_k^s$  lần lượt là véc-tơ vị trí tại nút lưới ij và của nguồn thứ k;  $\sigma_k$  là độ lệch chuẩn trong phân bố xác suất của nguồn thứ k với giả thiết các phân bố này tuân theo hàm Gauss đẳng hướng theo các phương x và y;  $w_k$  là trọng số của nguồn thứ k. Các trọng số này thể hiện mức độ ảnh hưởng của nguồn và được chuẩn hóa để đảm bảo tổng xác suất của tất cả các nút lưới trong vùng tìm kiếm bằng 1. Hình 1 biểu diễn sự phân bố xác suất trong vùng tìm kiếm với 5 nguồn giả định được đưa ra theo công thức trong phương trình 1.



Hình 1. Phân bố xác suất tìm thấy trong vùng tìm kiếm với các nguồn giả định

## 2.2. Thuật toán xây dựng quỹ đạo

Trong nghiên cứu này, thuật toán tham lam (Greedy algorithm) [6] được sử dụng để xác định quỹ đạo cho UAV. Tại mỗi thời điểm, chương trình kiểm tra các nút lưới lân cận với nút lưới hiện tại (Hình 2); UAV sẽ đi tới nút lưới lân cận có xác suất tìm thấy cao nhất. Các nút lưới mà UAV đi tới sẽ được đánh dấu trên bản đồ. Để có thể đưa ra được quỹ đạo phù hợp, một số cải tiến trong thuật toán được đưa ra. Cụ thể, trường hợp tất cả các nút lưới lân cận đều đã được đánh dấu, chương trình sẽ xác định vị trí nút lưới gần nhất chưa được đánh dấu trong toàn vùng tìm kiếm để hướng tới đó. Chương trình sẽ kết thúc khi UAV đã đi qua

tất cả các nút lưới trong vùng tìm kiếm hoặc tổng quãng đường bay (tính cả quãng đường đã bay và quãng đường dự kiến bay trở lại vị trí xuất phát) lớn hơn giá trị cho phép. Ngoài ra, vùng tìm kiếm có thể được định nghĩa không phải toàn bộ vùng không gian chữ nhật được chia lưới mà chỉ bao gồm những nút lưới nằm trong dải xác suất cho trước. Do vậy, một hệ thống có thể bao gồm nhiều UAV, các UAV sẽ đảm nhận tìm kiếm trong các dải xác suất khác nhau. Trong đó, dải xác suất cao sẽ được ưu tiên tìm kiếm với độ phân giải cao và các UAV được sử dụng cũng phải có các đặc tính phù hợp tương ứng.



Hình 2. Nút lưới hiện tại và các nút lưới lân cận

Trong nghiên cứu này, đặc điểm của yếu tố địa hình chưa được tính đến khi xây dựng quỹ đạo. Ngoài ra, thuật toán có thể tự động cập nhật quỹ đạo theo dữ liệu tìm kiếm được chỉnh sửa. Các dữ liệu tìm kiếm có thể được các UAV trao đổi trong suốt quá trình bay.

# 3. Kết quả mô phỏng

Thuật toán được thử nghiệm chạy mô phỏng để tìm kiếm trong vùng không gian có kích thước 3km×4,5km. Phân bố xác suất tìm thấy được thể hiện trong Hình 3.



Hình 3. Phân bố xác suất tìm thấy

Hệ thống được giả định có 2 UAV, trong đó UAV1 tìm kiếm tại các nút có giá trị xác suất tìm thấy nằm trong khoảng 60% lớn nhất; UAV2 tìm kiếm tại các nút còn lại. Độ phân giải trong bản đồ tìm kiếm của UAV1 và UAV2 lần lượt là 50m và 200m. Kết quả xây dựng quỹ đạo của 2 UAV được thể hiện trong Hình 4. Độ dài quãng đường bay của UAV1 và UAV2 lần lượt là 37km và 88km. Khi di chuyển tới các nút lưới mới các UAV đều tính toán tổng quãng đường đã bay và quãng đường bay dự kiến về điểm xuất phát. Nếu tổng chiều dài lớn hơn giá trị cho phép, UAV sẽ ngừng nhiệm vụ và quay trở về vị trí ban đầu. Trong Hình

4, điểm đánh dấu tròn thể hiện vị trị xuất phát, điểm đánh dấu tam giác thể hiện vị trí kết thúc tìm kiếm.



Hình 4. Quỹ đạo tìm kiếm của UAV1 và UAV2

# 4. Kết luận

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu và ứng dụng thuật toán tham lam vào xây dựng quỹ đạo UAV phục vụ công tác tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn. Thuật toán có thể tiếp tục được cải tiến khi tính đến ảnh hưởng của các yếu tố địa hình và các yếu tố khác trong quá trình tìm kiếm. Thuật toán có thể tích hợp cùng các phần mềm điều khiển bay, nâng cao hiệu quả tìm kiếm của các hệ thống UAV trong thực tế. Ngoài ra, để có thể đưa ra được bản đồ phân bố xác suất tìm thấy một cách chính xác, các mô hình toán học và trí tuệ nhân tạo có thể được sử dụng dựa trên các dữ liệu chuyên gia và dự liệu thực địa đã được công bố.

# Tài liệu tham khảo

- 1. Kok, K. Y., Rajendran, P., "Enhanced particle swarm optimization for path planning of unmanned aerial vehicles", ECTI Transactions on Computer and Information Technology (ECTI-CIT), 14(1), 67-78, 2020.
- 2. De Filippis, L., Guglieri, G., Quagliotti, F., Path planning strategies for UAVS in 3D environments. Journal of Intelligent & Robotic Systems, 65, 247-264, 2012.
- 3. Zhan, W., Wang, W., Chen, N., Wang, C., Efficient UAV path planning with multiconstraints in a 3D large battlefield environment. Mathematical Problems in Engineering, 2014.
- 4. Tanil, Ç., "Improved heuristic and evolutionary methods for tactical missile mission planning", In 2012 IEEE Aerospace Conference (pp. 1-8). IEEE, 2012
- 5. Wang, H., Lyu, W., Yao, P., Liang, X., Liu, C., "Three-dimensional path planning for unmanned aerial vehicle based on interfered fluid dynamical system", Chinese Journal of Aeronautics, 28(1), 229-239, 2015.

- Lin, L., Goodrich, M. A, "UAV intelligent path planning for wilderness search and rescue", In 2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (pp. 709-714). IEEE, 2009
- 7. Nguyễn Trường Xuân, Nguyễn Thị Mai Dung, Trần Thị Hải Vân, Đào Khánh Hoài, Vũ Văn Trường, Nguyễn Tuấn Anh, "Nghiên cứu giải pháp xử lý ảnh UAV dựa trên công nghệ CUDA hỗ trợ tìm kiếm và cứu hộ cứu nạn", Tạp chí Khoa học kỹ thuật Mỏ - Địa chất, Tập 58, Số 5, trang 68-75, 2017.
- 8. Lê Vũ Hồng Hải, Đỗ Thị Hoài, Vũ Kỳ Long, "Nghiên cứu phương pháp phân loại hướng đối tượng trên tư liệu ảnh máy bay không người lái", Tạp chí Khoa học đo đạc và bản đồ, Tập 35, Số 3, trag 38-43, 2018.
- 9. Ngô Thanh Bình, "Nghiên cứu, thiết kế chế tạo thiết bị không người lái sức nâng 5 kg phục vụ công tác tìm kiếm cứu hộ tai nạn giao thông", Đề tài mã số DT194065, Bộ Giao thông vận tải.
- Lưu Thị Huế, Nguyễn Phạm Thục Anh, "Thiết kế quỹ đạo tối ưu cho robot sử dụng thuật toán di truyền", Tạp chí Khoa học và công nghệ - Đại học Đà Nẵng, Tập 20, Số 4, 2022.
- 11. Nguyễn Anh Tú, Nguyễn Hồng Sơn, Bùi Huy Anh, Trần Quốc Hoàn, "Nghiên cứu tối ưu bài toán định vị bản đồ cho robot di động trong môi trường không xác định sử dụng phương pháp học tăng cường", Tạp chí Khoa học và Công nghệ, Tập 59, Số 2B, 2023.
- 12. Nguyễn Anh Tuấn, "Nghiên cứu so sánh một số phương pháp tìm kiếm đồ thị ba chiều xác định quỹ đạo bay ngắn nhất cho thiết bị bay không người lái", Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XV năm 2020, trang 381-387, 2020.

# Study a path-planning algorithm for search and rescue UAVs

Abstract: UAVs play an important role in search and rescue missions, which require large area coverage. Due to the limitation in UAV flight time and the requirement of finishing searching missions in a short time, the problems of dividing a mission into several tasks and determining the trajectory of the UAV in each task are necessary to improve the overall efficiency. This paper presents an algorithm and the results of building UAV trajectories based on a probability score map. In the present research, a greedy algorithm is modified and applied to UAV flight. The result can be used to develop UAV systems for search and rescue missions.

Keywords: UAV; search and rescue; greedy algorithm.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của tỷ lệ nhiên liệu và áp suất ban đầu tới thông số nổ Chapman - Jouget của hỗn hợp nhiên liệu metan - không khí

Dương Minh Đức<sup>1\*</sup>, Nguyễn Thế Dũng<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Kỹ thuật quân sự

## Tóm tắt

Trong phạm vi bài báo, tác giả xây dựng mô hình tính toán cho phép xác định trạng thái nhiệt động học sau mặt sóng nổ của hỗn hợp nhiên liệu metan - không khí theo giả thuyết Chapman - Jouget. Nghiên cứu quy luật biến đổi các đặc trưng nổ của hỗn hợp nhiên liệu khi thay đổi điều kiện ban đầu, bao gồm tỷ lệ nhiên liệu và áp suất trước mặt sóng nổ. Xây dựng đường đặc trưng đoạn nhiệt nổ tương ứng với giá trị tỷ lệ nhiên liệu tối ưu.

## Từ khóa: đoạn nhiệt nổ, động cơ nổ, mô phỏng nhiệt động học.

## 1. Mở đầu

Động cơ tên lửa dựa trên nguyên lý tổ chức cháy đẳng áp đã đạt tới giới hạn công nghệ, hiệu suất nhiệt đã tới gần giá trị lý thuyết. Thực tiễn đặt ra yêu cầu cần đạt được bước đột phá công nghệ trong phát triển hệ thống động lực, hiệu quả hơn để đáp ứng yêu cầu ngày càng tăng của công nghiệp hàng không vũ trụ, nâng cao hiệu suất và giảm thiểu tác động tiêu cực tới môi trường. Có một số hướng để giải quyết vấn đề này như sử dụng nhiên liệu có năng lượng cao, tăng áp suất buồng đốt, tăng lượng tiêu hao nhiên liệu... Tăng áp suất buồng đốt và lượng tiêu hao nhiên liệu có thể giúp tăng lực đẩy, tuy nhiên cũng đặt ra yêu cầu tăng bề dày thành động cơ và hệ thống bơm, dẫn đến tăng khối lượng và giảm hiệu quả cải thiện thông số năng lượng.

Phát triển động cơ nổ xoay (RDE – rotation detonation engine / вращающийся детонационный двигатель) đang được Mỹ, Nga, Đức, Trung Quốc, Nhật Bản... theo đuổi như một giải pháp hứa hẹn nhất [1]. RDE sử dụng chu trình nổ gần với chu trình Humphrey, nhiên liệu trong đó được kích nổ tạo nên một hoặc một vài sóng nổ lan truyền liên tục trong buồng nổ hình vành khăn. Sản phẩm cháy nổ trong RDE được lan truyền với tốc độ vượt âm, giúp đạt hiệu suất nhiệt vượt trội, rút ngắn thời gian cháy, cho phép tăng tốc độ bay vượt âm, tăng tỷ số nén [2]... Tính toán lý thuyết chỉ ra rằng cháy nổ hiệu quả hơn 25% so với cháy đẳng áp trong động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng.

Sử dụng hiệu tượng cháy nổ cho nhiên liệu được đề xuất bởi viện sỹ Xô-viết Yakov Zeldovich từ những năm 40 của thế kỷ trước [9], song chỉ 15 năm gần đây mới chứng kiến sự gia tăng đáng kể các nghiên cứu trong phòng thí nghiệm về các dạng nhiên liệu, kỹ thuật phun, điều kiện làm việc, kích thước hình học và kết cấu động cơ [3-7]. Để hiểu được nguyên lý hoạt động của RDE cần xây dựng mô hình nhiệt động phù hợp. Mô hình nhiệt động giúp xác định lý thuyết thông số làm việc của động cơ, làm cơ sở cho việc thiết kế và xây dựng các giải pháp kỹ thuật. Trong phạm vi bài báo, tác giả xây dựng mô hình toán lý xác định thông số nhiệt động học đặc trưng cho quá trình nổ trong RDE – thông số Chapman – Jouget (CJ). Từ đó nghiên cứu ảnh hưởng của một số thông số ban đầu tới đặc trưng nhiệt động học sản

<sup>&</sup>lt;sup>1\*</sup> Email: dmd.lqd@gmail.com

phẩm nổ nhiên liệu metan - không khí.

## 2. Xây dựng mô hình tính toán

Trong sóng nổ tồn tại khu vực có kích thước xác định, tại đó xảy ra phản ứng hóa học giải phóng năng lượng, chuyển hóa nhiên liệu ban đầu thành sản phẩm nổ. Chiều dài của vùng phản ứng có kích thước rất nhỏ so với đường kính của vùng nổ. Để giải quyết hàng loạt bài toán lý thuyết nổ, vùng phản ứng được thay thế bởi mặt ngăn cách khí động (còn gọi là mặt sóng nổ) mà qua đó xảy ra bước nhảy về thông số khí nhiệt động và thành phần hóa học [8]. Khi xây dựng mô hình tính toán thông số nổ, tác giả sử dụng các giả thiết sau:

- Quá trình nổ là quá trình dừng;

ſ

- Sản phẩm nổ đạt trạng thái cân bằng pha và cân bằng hóa học;

- Hỗn hợp sản phẩm nổ được coi là hệ khí cô lập, không có sự trao đổi nhiệt và chất với môi trường bên ngoài.

Mối liên hệ giữa trạng thái khí trước và sau mặt ngăn cách được mô tả bằng hệ phương trình Rankine - Hugoniot [10,11]:

$$\begin{cases} \rho(u-D) = \rho_0 D \\ p(\rho,T, \gamma_i) - p_0 = \rho_0 u D \\ p(\rho,T, \gamma_i) u = \rho_0 D(U + \frac{u^2}{2} - U_0) \end{cases}$$
(1)

Trong đó,  $u, D, \rho, p, U, T$  lần lượt là vận tốc thành phần sản phẩm nổ, tốc độ lan truyền mặt sóng nổ, mật độ, áp suất, nội năng và nhiệt độ. Thành phần sản phẩm nổ được thể hiện thông qua hàm lượng mol  $\gamma_i$  (i=1,2,..,N) tương ứng với mỗi chất i trong N chất có mặt trong hỗn hợp sản phẩm. Chỉ số "0" ký hiệu cho các thông số khí ban đầu trước biến đổi hóa học qua mặt sóng nổ, các giá trị không chỉ số tương ứng với dòng chảy sau mặt sóng nổ.

Từ hệ phương trình (1) ta có thể rút ra các phương trình đặc trưng sau:

- Phương trình đoạn nhiệt Hugoniot:

$$U - U_0 + \frac{1}{2} (p + p_0) (v - v_0) = 0 \text{ hoặc } H - H_0 - \frac{1}{2} (p - p_0) (v + v_0) = 0$$
(2)

Trong đó, *H* - entanpy hệ sản phẩm nổ.

- Phương trình vận tốc sản phẩm nổ sau mặt sóng nổ:  $u^2 = (p p_0)(v_0 v)$
- Phương trình vận tốc mặt sóng nổ:

$$D^2 = v_0^2 \, \frac{p - p_0}{v_0 - v}$$

Trên mặt phẳng (p,v), đồ thị thoả mãn phương trình đoạn nhiệt Hugoniot (1) là tập hợp các điểm mô tả thông số tất cả các trạng thái có thể của hỗn hợp khí sau mặt sóng nổ. Trên đó,

điểm có nghĩa quan trọng nhất trong nghiên cứu quá trình làm việc của RDE là điểm Chapman – Jouget, tại đó quá trình nổ diễn ra ổn định, vận tốc lan truyền mặt sóng nổ bằng vận tốc lan truyền âm thanh trong sản phẩm nổ D = u+a. Điểm CJ thỏa mãn điều kiện [13]:

$$\frac{p - p_0}{v_0 - v} = -\frac{C_p}{C_v} \frac{\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)_v}{\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p}$$
(3)

Lời giải của mô hình tính toán phải thỏa mãn các điều kiện bảo toàn như sau: Định luật bảo toàn hàm lượng các nguyên tố hóa học:

$$\sum_{i=1}^{N} A_{k}^{i} \gamma_{i} = \gamma_{k}^{o}, \, k = 1, ..., K, \quad \gamma_{i} > 0, \, i = 1, ..., N$$
(4)

Trong đó,  $A_k^i$  - ma trận thành phần nguyên tố hóa học trong các phân tử, là số lượng nguyên tử thứ *k* trong sản phẩm *i*;  $\gamma_i$  - số mol sản phẩm nổ *i* trong sản phẩm cháy;  $\gamma_k^0$  - hàm lượng mol của nguyên tố thứ *k* trong nhiên liệu, N – số lượng sản phẩm nổ.

Điều kiện bảo toàn điện tích: 
$$\sum_{i=1}^{N} A_{e}^{i} \gamma_{i} = 0$$
(5)

Trong đó,  $A_e^i$  - điện tích hóa chất thứ *i*.

Phương trình trạng thái khí: 
$$p = f(v, T, \vec{\gamma})$$
, (6)  
Đối với khí lý tưởng  $pv = RT \sum_{i=1}^{N} \gamma_i$ 

Đối với khí thực

$$\frac{pv}{R_0 T\gamma} = 1 + \frac{B\gamma}{v} + \frac{0.625b_0^2\gamma^2}{v^2} + \frac{0.2869b_0^2\gamma^3}{v^3} + \frac{0.1928b_0^2\gamma^4}{v^4}, \text{ mô tả ý nghĩa vật lý}$$

các hệ số được đề cập trong tài liệu [10].

Để mô tả trạng thái cân bằng nhiệt động học của sản phẩm nổ tác giả sử dụng phương trình được rút ra từ nguyên lý cực trị hàm nhiệt động [13]:

$$-\ln\gamma_{i} + \ln\left(\frac{p_{0}\nu}{RT}\right) + \frac{TS_{i}^{0} - H_{i}^{0}}{RT} + \frac{\sum_{k=1}^{N_{e}} A_{k}^{i}\lambda_{j}}{R} = 0, i = 1...N$$
(7)

Hệ phương trình (1)-(7) được giải bằng phương pháp xấp xỉ Lagrange giúp xác định thông số nhiệt động học học sản phẩm nổ. Phương pháp giải được trình bày trong công trình của tác giả [14].

## 3. Kết quả tính toán và thảo luận

Sử dụng công cụ tính toán được xây dựng dựa trên mô hình toán nêu trong mục 2, tác giả tiến hành nghiên cứu, xác định các đặc trưng nhiệt động học tại điểm nổ CJ đối với hỗn hợp nhiên liệu metan ( $CH_4$ ) và không khí (thành phần khối lượng 23,15% O<sub>2</sub>; 75,5% N<sub>2</sub>;
1,292% Ar; 0,058% CO<sub>2</sub>) khi thay đổi giá trị áp suất ban đầu của hỗn hợp  $p_0 = 1 \div 50 atm$  và tỷ lệ dư chất oxi hóa (không khí)  $\alpha = 0,4 \div 5$ . Thành phần hỗn hợp sản phẩm nổ bao gồm khoảng 150 hợp chất từ 05 nguyên tố *C*, *H*, *O*, *N*, *Ar*. Thông tin về các hàm nhiệt động học của các chất được nêu trong tài liệu [15].



Hình 1. Quy luật thay đổi tốc độ nổ CJ và nhiệt độ theo hệ số dư chất oxi hóa

Từ đồ thị Hình 1 ta nhận thấy rằng, ở điều kiện tiêu chuẩn  $p_0 = 1 atm$ ,  $T_0 = 298, 15K$  đối với nhiên liệu đầu vào, tốc độ nổ CJ và nhiệt độ sản phẩm nổ đạt giá trị cực đại D = 1806m / s, T = 2758K tại tỷ lệ nhiên liệu lý thuyết  $\alpha \approx 0, 9$ .



Hình 2. Đường đoạn nhiệt nổ của hỗn hợp nhiên liệu meta – không khí  $\alpha = 0,9; p_0 = 1 atm; T_0 = 298, 15K$ 

a) Quy luật thay đổi tốc độ lan truyền sóng nổ D và entropy theo thể thích riêng;
 b) Tỷ lệ mol sản phẩm nổ CJ

Trong mô tả lý thuyết, đường đặc trưng đoạn nhiệt nổ được thể hiện trên mặt phẳng *p-v*, song để thuận tiện trong quan sát các đặc điểm và tính đúng đắn trong xây dựng đường đặc trưng, ta có thể thể hiện chúng trên mặt phẳng (*v;D-S*). Hình 2a thể hiện đường đặc trưng đoạn nhiệt nổ đối với nhiên liệu tại giá trị  $\alpha = 0,9$ ;  $p_0 = 1$ *atm*; $T_0 = 298,15K$  trên mặt phẳng tọa độ (*v*, *D-S*). Đường đoạn nhiệt gồm hai nhánh riêng biệt, nhánh phía trên tương ứng với hiện tượng nổ, nhánh phía dưới thể hiện thông số cháy lan. Các điểm đánh dấu đậm tương ứng với điểm nổ CJ và điểm cháy lan CJ, tại đây vận tốc lan truyền sóng nổ và entropy của hệ sản phẩm nổ đồng thời đạt giá trị cực trị. Việc đạt được cực trị entropy tại hai điểm kiểm tra CJ là điều kiện cần, khẳng định tính đúng đắn của đường đặc trưng nhận được từ kết quả tính toán.

Trong hệ phương trình toán lý có đưa vào hơn 150 sản phẩm nổ, tuy nhiên sản phẩm nổ chủ yếu là  $N_2$ ,  $H_2O$ ,  $CO_2$ , CO,  $H_2$ , Ar, OH. Thành phần mol của chúng được thể hiện trên Hình 2b.

Khi thay đổi áp suất ban đầu  $p_0$  từ 1 lên 50atm ta nhận thấy, giá trị điểm CJ với mô hình khí thực đạt giá trị lớn hơn khi sử dụng mô hình khí lý tưởng (Hình 3). Tại  $p_0 = 50$ atm áp suất trên mặt sóng nổ đạt 96,7MPa đối với mô hình khí thực và 90,8MPa đối với mô hình khí lý tưởng. Sai khác khi sử dụng các mô hình khí khác nhau cũng xảy ra đối với giá trị tốc độ lan truyền sóng nổ và vận tốc âm thanh; tại  $p_0 = 50$ atm giá trị sai khác có thể đạt tới 13%.



Hình 3. Thay đổi áp suất nổ và vận tốc lan truyền mặt sóng nổ theo áp suất ban đầu

Tính toán thông số nổ CJ khi thay đổi áp suất nhiên liệu thể hiện rõ ưu việt của động cơ RDE. Để tạo ra áp suất dòng sản phẩm cháy trong RDE khoảng 25MPa ta chỉ cần tăng áp nhiên liệu đầu vào động cơ vào tới  $p_0 = 13,9atm$ , nhiệt độ khí bằng nhiệt độ tiêu chuẩn  $T_0 = 298,15$ K. Cũng để đạt được giá trị áp suất buồng đốt 25MPa, động cơ tên lửa RD-170 (động cơ truyền thống) cần duy trì hoạt động của 02 thiết bị sinh khí ở áp suất 535atm; khối lượng động cơ 9750kg, trong đó hệ thống máy bơm tua-bin kèm thiết bị sinh khí chiếm phần lớn khối lượng.

#### 4. Kết luận

Trong bài báo, nhóm tác giả đã xây dựng mô hình toán xác định thông số nổ Chapman – Jouget dựa trên nguyên lý cân bằng nhiệt động học và hệ phương trình Rankine – Hugoniot. Ứng dụng công cụ tính toán đã được xây dựng trong nghiên cứu quy luật thay đổi đặc trưng nhiệt động học của thông số sản phẩm nổ metan – không khí khi thay đổi áp suất ban đầu và tỷ lệ nhiên liệu. Kết quả tính toán chỉ ra rằng tốc độ và nhiệt độ nổ đạt cực đại tại khu vực tỷ lệ nhiên liệu lý thuyết  $\alpha \approx 0.9$ . Xây dựng đường đặc trưng đoạn nhiệt nổ của nhiên liệu ứng với tỷ lệ nhiên liệu lý thuyết và điều kiện áp suất, nhiệt độ tiêu chuẩn. Ứng dụng hai mô hình khí lý tưởng và khí thực trong xác định của thông số nổ khi thay đổi áp suất ban đầu. Nghiên cứu khẳng định tính cần thiết phải áp dụng mô hình khí thực khi tăng áp suất ban đầu của nhiên liệu đầu vào.

#### Tài liệu tham khảo

- 1. Булат П.В., В Д.П., Волков К.Н (2016). Тенденции разработки детонационных двигателей для высокоскоростных воздушно-космических летательных аппаратов и проблема тройных конфигураций ударных волн // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики, Т. 16. URL: http://ntv.ifmo.ru/
- Le Naour B, Davidenko D, Gaillard T and Vidal P (2023), Rotating detonation combustors for propulsion: Some fundamental, numerical and experimental aspects. Front. Aerosp. Eng. 2:1152429. doi: 10.3389/fpace.2023.1152429.
- 3. Frank Lu, Eric Braun, Luca Massa and Donald Wilson (2011). Rotating Detonation Wave Propulsion: Experimental Challenges, Modeling, and Engine Concepts. 47th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. https://doi.org/10.2514/6.2011-6043.
- Mengmeng Zhao, Linqing Zhang, Weiye Huo, Hongyu Yang, Yixiang Yuan (2022). Performance analysis of a rotating detonation model for future thermal power system using hydrogen as fuel. Energy Reports, Volume 8, Supplement 2, Pages 66-74, ISSN 2352-4847. https://doi.org/10.1016/j.egyr.2021.11.036.
- Craig Nordeen, Douglas Schwer, Fredrick Schauer, John Hoke, Baki Cetegen and Thomas Barber (2012). Thermodynamic Modeling of a Rotating Detonation Engine. 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. <u>https://arc.aiaa.org/doi/10.2514/6.2011-803</u>.
- Moosavi, S.M., Ahmadzadeh, I., Mollaei, A. et al. Comparison between the shock wave and chemical initiation in detonation of acetylene—oxygen mixtures. Combust Explos Shock Waves 46, 666–671 (2010). <u>https://doi.org/10.1007/s10573-010-0087-4</u>.
- Bykovskii, F. A., Zhdan, S. A., and Vedernikov, E. F., "Reactive Thrust Generated by Continuous Detonation in the Air Ejection Mode," Combustion, Explosion, and Shock Waves, Vol. 49, No. 3, DOI:10.1134/S0010508213020093, 2013, pp. 188-195.
- 8. Гидаспов В.Ю. Численное моделирование одномерного стационарного равновесного течения в детонационном двигателе // Труды МАИ, No. 83, 2015. URL: http://trudymai.ru/published.php?ID=61826.
- 9. Зельдович Я.Б., Компанеец А.С. Теория детонации. Москва. 1955.
- 10. Гиршфельдер Д., Кертисс Ч., Берд Р (1961). Молекулярная теория газов и жидкости. Москва: Издательство иностранной литературы, 1961.

- 11. Charles L. Mader (1979). Numerical modeling of detonations. University of California Press, Berkeley Los Angeles.
- Гидаспов В.Ю., Северина Н.С. (2014) Элементарные модели и вычислительные алгоритмы физической газовой динамики. Термодинамика и химическая кинетика. М.: Факториал.
- 13. Белов Г.В., Трусов Б.Г.(2013) Термодинамическое моделирование химически реагирующих систем. Москва: МГТУ им. Н. Э. Баумана.
- Зыонг Минь Дык (2021). Особенность численного моделирования при построении равновесной адиабаты продуктов сгорания с использованием уравнения реального газа. Труды МАИ, No. 120. URL: http://trudymai.ru/published.php?ID=161415.
- 15. Гурвич Л.В., Вейц И.В., Медведев В.А., и др. Термодинамические свойства индивидуальных веществ: Справочное издание в 4-х т. М.: Наука, 1982.

# Studying the effect of fuel ratio and initial pressure on Chapman-Jouget detonation parameters of methane-air fuel mixture

Abstract: In this article, the author constructed a computational model that allows for the determination of the thermodynamic state after the detonation font of a methane-air fuel mixture under the Chapman-Jouget hypothesis. The study investigated the laws governing the variation of the explosion characteristics of the fuel mixture when the initial conditions are changed, including the fuel ratio and the pressure before the detonation. A characteristic curve of the explosion heat segment corresponding to the optimal fuel ratio value was constructed.

Keywords: Rankine–Hugoniot conditions; rotaion detonation engine; thermodynamic modeling.

## Tổng quan về thiết kế vi mạch: xu hướng, cơ hội và thách thức

#### Trịnh Quang Kiên, Nguyễn Hải Dương, Vũ Hoàng Gia

#### Khoa Vô tuyến điện tử/Học viện KTQS

Abstract/Tóm tắt: Bài báo cáo tập trung giới thiệu về một số điểm nhấn và góc nhìn tổng thể trong sự phát triển của công nghệ bán dẫn với nội dung chính tập trung vào xu hướng phát triển của công nghệ này trong tầm nhìn tới năm 2030-2045 tại Việt Nam và trên thế giới. Bài báo cáo cũng điểm qua một số kết quả chính về hoạt động đào tạo, nghiên cứu khoa học và hợp tác quốc tế trong lĩnh vực thiết kế vi mạch tại Học viện. Cuối cùng, chúng tôi cũng sẽ thảo luận về cơ hội cũng như thách thức từ phía cộng đồng nghiên cứu, học viện, nhà trường cũng như công ty công nghệ cần nắm bắt và vượt qua.

**Keywords/từ khóa**: Công nghệ bán dẫn, thiết kế vi mạch, công nghệ CMOS, kỹ thuật vi điện tử, EDA.

#### **Overview of IC design: trends, opportunities and challenges**

**Abstract**: The report gives key insights and a summary of advancements in semiconductor technology, where the main contents are focused on the development trend of this technology in the period 2030-2045, both globally and within Vietnam. In addition, the report outlines some main results of training activities, scientific research, and international cooperation in IC design at our university. Finally, we also discuss the opportunities and challenges currently encountered by the research community, universities, institutions as well as technology companies that need to be grasped and overcome.

Keywords: Semiconductor technology, circuit design, CMOS technology, microelectronics engineering, EDA

### Nghiên cứu, khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chuyển động và góc lắp lá cánh đến đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng

Lê Quang Quyền<sup>1\*</sup>, Phạm Thành Đồng<sup>1</sup>, Vũ Quốc Trụ<sup>1</sup>, Lê Hải<sup>1</sup> <sup>1</sup>Hoc viên Kỹ thuật quân sự

#### Tóm tắt

Trên cơ sở sử dụng công cụ tính toán đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng đã được xây dựng và kiểm chứng, bài báo tập trung nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của vận tốc chuyển động và góc lắp lá cánh đến đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng. Các kết quả đạt được là sự thay đổi của hệ số giá trị lực kéo cánh quay và các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng. Kết quả tính toán cho thấy, ở chế độ bay bằng, mức độ tiếng ồn do cánh quay trực thăng tạo ra tỉ lệ thuận với tốc độ chuyển động của trực thăng. Khi tốc độ chuyển động của trực thăng tăng lên thì tín hiệu âm thanh thu được tại vị trí đo cũng tăng và ngược lại. Ở dài tần số từ khoảng 400Hz đến 500Hz thì độ chênh lệch mức áp âm là lớn nhất. Ở chế độ bay treo, khi tăng góc lắp lá cánh quay thì mức độ tiếng ồn do cánh quay trực thăng tạo ra tại các vị trí đo cũng tăng lên.

Từ khóa: góc lắp lá cánh quay; đặc trưng tiếng ồn khí động; mức áp âm.

#### 1. Mở đầu

Các máy bay trực thăng thường tạo ra tiếng ồn lớn trong quá trình bay ngang và cơ động hạ cánh, tạo ra sự ô nhiễm tiếng ồn nghiêm trọng, nhất là ở vùng dân cư lân cận sân đỗ trực thăng. Cánh quay là bộ phận chủ yếu tạo ra lực nâng và lực kéo giúp trực thăng chuyển động, cũng là đối tượng gây ra tiếng ồn khí động lớn nhất. Việc nghiên cứu làm giảm tác hại của tiếng ồn khí động đến cuộc sống đời thường ngày càng trở nên cấp thiết. Ngày nay, trên thế giới đã có nhiều các nghiên cứu về tiếng ồn khí động cánh quay trực thăng, đa số các công trình nghiên cứu này sử dụng phương trình Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) [1-3] để mô tả sự nình thành tiếng ồn do sự chuyển động của bề mặt cánh quay trong dòng chảy rối. Nhiều công trình nghiên cứu sử dụng phương pháp mô phỏng CFD để ước tính tiếng ồn của cánh quay trong trừng không gian gần trên cơ sở giải phương trình Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) [4], [5]. Một số công trình nghiên cứu khác sử dụng phương pháp mô phỏng CFD để uớc tính tiếng ồn của cánh quay trong ống khí động cánh quay trực thăng ngày càng được quan tâm và phát triển. Tuy nhiên, các nghiên cứu về vấn đề tiếng ồn khí động vẫn còn khá mới, chưa có nhiều công bố, đặc biệt là tiếng ồn khí động do các thiết bị bay tạo ra.

Trong bài báo này, nhóm tác giả tập trung tính toán xác định các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng bằng phương pháp xoáy (panel method/unsteady vortex lattice method) khi thay đổi tốc độ chuyển động của trực thăng trong trường hợp bay bằng và khi thay đổi góc lắp lá cánh quay trong trường hợp bay treo. Từ đó đánh giá sự ảnh hưởng của các yếu tố này đến đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay.

#### 2. Phương pháp tính toán

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> le.quang-quyen @lqdtu.edu.vn

Để xác định đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay, cần giải quyết hai bài toán thành phần là bài toán về khí động lực học và bài toán về tiếng ồn khí động. Bài toán về khí động lực học xác định đặc trưng khí động của cánh quay, phân bố áp suất trên bề mặt cánh quay. Với bài toán này, nhóm tác giả sử dụng phương pháp xoáy panel để xây dựng mô hình và tính toán các đặc trưng khí động của cánh quay, xác định phân bố áp suất trên bề mặt cánh quay, xác định vận tốc cảm ứng và mô phỏng màn xoáy sinh ra sau cánh quay. Các nội dung xây dựng mô hình, thiết lập điều kiện biên, tính toán và kiểm chứng kết quả bài toán khí động được nhóm tác giả trình bày cụ thể trong các công trình [7  $\div$  8]. Bài toán về tiếng ồn xác định đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trên cơ sở phương trình Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H). Trong đó phân bố áp suất tính toán được từ bài toán khí động lực học đóng vai trò là các thông số đầu vào, là nguồn phát tiếng ồn khí động trong bài toán về tiếng ồn khí động.

Ffowcs Williams-Hawkings nghiên cứu sự hình thành tiếng ồn khí động bởi dòng chảy rối và bề mặt nâng chuyển động trong dòng nhiễu động, xây dựng nên phương trình FW-H xác định áp suất âm và sự lan truyền của nó trong không gian [1]. Trong đó, áp suất âm thanh có thể được xác định bằng việc sử dụng công thức 1C của Najafi và cộng sự [3], là một trong các lời giải của phương trình FW-H. Công thức 1C của Najafi là công thức tích phân bề mặt dựa trên phương trình sóng đối lưu, có tính đến sự hiện diện của dòng chảy trung bình. Công thức này là sự phát triển của Công thức 1A của Farassat [2] dựa trên dạng đối lưu của phương trình FW-H.

Công thức 1C của Najafi [3] được viết dưới dạng:

$$p'(x,t) = p'_{T}(x,t) + p'_{L}(x,t)$$
(1)

trong đó p'(x,t) là áp suất âm thanh tổng tại điểm thu;  $p'_T(x,t)$  và  $p'_L(x,t)$  tương ứng là áp suất gây ra bởi Thickness noise (tiếng ồn do độ dày) và Loading noise (tiếng ồn do tải). Trong đó:

$$p_{T}'(x,t) = \frac{1}{4\pi} \int_{f=0}^{f=0} \left[ \frac{Q_{j}n_{j}}{R^{*}(1-M_{R})} \right]_{ret} dS - \frac{1}{4\pi} M_{0} \int_{f=0}^{f=0} \left[ \frac{\tilde{R}_{1}Q_{j}n_{j}}{R^{*}(1-M_{R})} \right]_{ret} dS - \frac{1}{4\pi} U_{0} \int_{f=0}^{f=0} \left[ \frac{\tilde{R}_{1}^{*}Q_{j}n_{j}}{R^{*2}(1-M_{R})} \right]_{ret} dS$$

$$(2)$$

$$p_{L}'(x,t) = \frac{1}{4\pi c} \int_{f=0} \left[ \frac{L_{ij}n_{j}\tilde{R}_{i}}{R^{*}(1-M_{R})} \right]_{ret} dS + \frac{1}{4\pi} \int_{f=0} \left[ \frac{L_{ij}n_{j}\tilde{R}_{i}^{*}}{R^{*2}(1-M_{R})} \right]_{ret} dS$$
(3)

$$\dot{O} \, day \, \tau = t - \frac{R}{c} = t - \frac{|\mathbf{x} - \mathbf{y}|}{c} ; \quad M_R = \frac{1}{c} v_i \tilde{R}_i ;$$

$$Q_j = \rho \left( u_j + U_{0j} - v_j \right) + \rho_0 (v_j - U_{0j}) ;$$

$$L_{ij} = \rho u_j \left( u_j + U_{0j} - v_j \right) + P_{ij} ; \quad P_{ij} = (p - p_0) \delta_{ij} - \sigma_{ij}$$

Với *p* là áp suất tại điểm nguồn; *c* là vận tốc âm thanh;  $\rho_0$  là mật độ dòng khí; *t* là thời gian tại điểm thu (micro);  $\tau$  là thời gian trễ (retarded time) khi tiếng ồn phát xạ từ nguồn phát đến điểm thu;  $R = |\mathbf{x} - \mathbf{y}|$  là khoảng cách giữa vị trí thu tín hiệu và nguồn,  $\mathbf{x}$  là vecto vị trí thu tín hiệu,  $\mathbf{y}$  là vecto vị trí nguồn. f = 0 là hàm mô tả bề mặt cánh quay (bề mặt nguồn).

Trên cơ sở Công thức 1C của Najafi, nhóm tác giả đã xây dựng công cụ tính toán tiếng ồn khí động của cánh quay và tính toán, kiểm chứng với kết quả của một số công trình đã công bố trên thế giới. Chi tiết về cách xây dựng và kiểm chứng công cụ tính toán được nhóm tác giả trình bày cụ thể trong công trình [8], [9]. Các kết quả tính toán kiểm chứng cho thấy công cụ tính toán về khí động lực học và tiếng ồn khí động của cánh quay được nhóm tác giả xây dựng cho kết quả tương đối chính xác và tin cậy.

#### 3. Kết quả tính toán và thảo luận

Sử dụng công cụ tính toán đã kiểm chứng ở các công trình trước, nhóm tác giả tiến hành tính toán, khảo sát các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng trong các trường hợp trực thăng bay bằng với vận tốc  $V_1 = 51,631 \text{ m/s}$ ,  $V_2 = 41,413 \text{ m/s}$ ,  $V_3 = 30,9 \text{ m/s}$ và trực thăng bay treo với các góc lắp lá cánh  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\varphi_2 = 12^\circ$ ,  $\varphi_3 = 15^\circ$ . Vận tốc góc của cánh quay trong các trường hợp này là  $\omega = 1296 \text{ vòng/p}$ . Mô hình cánh quay tính toán được xây dựng trên cơ sở mô hình cánh quay trực thăng UH-1H theo tỷ lệ ¼. Các tham số cụ thể của mô hình cánh quay được thể hiện trong Bảng 1.

STT	Tham số hình học	Lá cánh hình chữ nhật (Rectan.)
1	Số lá cánh quay $n_{blade}$	2
2	Bán kính cánh quay <i>R</i> , m	1,829
3	Bán kính trục quay R <sub>root</sub> , m	0,1554
4	Dây cung lá cánh, c	0,1334
6	Vận tốc góc $\omega$ , vòng/p	1296
7	Hình dạng profile lá cánh	NACA0012
8	Độ vặn lá cánh	10.9°

Bảng 1. Các tham số hình học của các mô hình cánh quay

#### 3.1. Trường hợp bay bằng

Tiến hành khảo sát đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng trong trường hợp bay bằng với vận tốc  $V_1 = 51,631 \text{ m/s}$ ,  $V_2 = 41,413 \text{ m/s}$  và  $V_3 = 30,9 \text{ m/s}$ . Sau 500 bước tính toán, tương ứng với 5 vòng quay với bước thời gian dt = 0.00046296s, thu được kết quả biến thiên hệ số lực kéo của cánh quay như thể hiện trên Hình 1.



Hình 1. So sánh biến thiên hệ số lực kéo của cánh quay trong trường hợp bay bằng với vận tốc  $V_1 = 51,631 \text{ m/s}, V_2 = 41,413 \text{ m/s}, V_3 = 30,9 \text{ m/s}$ 

Kết quả so sánh biến thiên hệ số lực kéo của cánh quay trên Hình 1 cho thấy giá trị lực kéo trung bình trong 3 trường hợp lần lượt là  $C_{T1} = 3,14 \times 10^{-3}$ ,  $C_{T2} = 3,09 \times 10^{-3}$  và  $C_{T3} = 2,95 \times 10^{-3}$ .

Tiến hành tính toán đặc trưng tiếng ồn khí động do cánh quay tạo ra tại các vị trí Microphone 1 có tọa độ (-3*R*; 0; 0)m và Microphone 2 (-3*R*; 0; -2*R*)m (Hình 2) trong cả 3 trường hợp  $V_1 = 51,631 \text{ m/s}, V_2 = 41,413 \text{ m/s}, V_3 = 30,9 \text{ m/s}.$  Kết quả thu được đồ thị so sánh đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay như thể hiện trên Hình 3, 4.



Hình 2. Vị trí đo đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay



Hình 3. So sánh đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay tại vị trí Microphone 1 trong trường hợp bay bằng



Hình 4. So sánh đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay tại vị trí Microphone 2 trong trường hợp bay bằng

Kết quả so sánh đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay tại vị trí Microphone 1 và Microphone 2 cho thấy mức độ tiếng ồn do cánh quay trực thăng tạo ra tỉ lệ thuận với tốc độ chuyển động của trực thăng. Khi tốc độ bay của trực thăng tăng thì áp suất âm của các thành phần tiếng ồn do cánh quay tạo ra cũng tăng lên, dẫn đến áp suất âm tổng thu được tại các vị trí đo cũng tăng lên và ngược lại. Đồ thị phổ âm theo tần số trên Hình 3-d, 4-d cũng cho thấy khi tốc độ chuyển động của trực thăng tăng thì tiếng ồn do cánh quay tạo ra cũng tăng lên. Ở dài tần số từ khoảng 400 Hz đến 500 Hz thì độ chênh lệch tiếng ồn là lớn nhất.

Từ biểu đồ phổ âm thu được trên Hình 3-d, 4-d có thể tính được mức áp âm tổng (OASPL - Overall sound pressure level) thu được tại 1 vị trí đo. OASPL là giá trị số duy nhất mô tả nguồn tiếng ồn. Mức áp âm tổng (OASPL) là mức trung bình của tất cả các mức áp âm riêng lẻ tại các tần số do nguồn tiếng ồn phát ra. OASPL có thể được xác định theo biểu thức (4) như sau:

$$OASPL = 10 \times \log_{10} \left[ \sum_{i=1}^{n} 10^{\frac{SPL_i}{10}} \right] = 10 \times \log_{10} \left[ 10^{\frac{SPL_1}{10}} + 10^{\frac{SPL_2}{10}} + \dots + 10^{\frac{SPL_n}{10}} \right]$$
(4)

trong đó: SPL1, SPL2... SPLn là các mức áp âm tại các tần số khác nhau, dB

OASPL là mức áp âm tổng (tiếng ồn tổng), dB

813



*Hình 5. So sánh mức áp âm tổng tại các vị trí đo với vận tốc*  $V_1 = 51,631 \text{ m/s}, V_2 = 41,413 \text{ m/s}, V_3 = 30,9 \text{ m/s}$ 

Kết quả trên Hình 5 cho thấy, tại các vị trí đo, khi tốc độ chuyển động của trực thăng tăng lên thì mức áp âm tổng do cánh quay tạo ra cũng tăng lên và ngược lại.

#### 3.2. Trường hợp bay treo

Tiến hành tính toán các đặc trưng tiếng ồn khí động của các cánh quay ở chế độ bay treo với góc lắp lá cánh  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\varphi_2 = 12^\circ$  và  $\varphi_3 = 15^\circ$ . Sau 600 bước tính toán, tương ứng với 6 vòng quay với bước thời giai dt = 0.00046296 s, thu được kết quả biến thiên hệ số lực nâng của cánh quay như thể hiện trên hình 6.



Hình 6. So sánh biến thiên hệ số lực nâng của cánh quay ở chế độ bay treo

Kết quả so sánh biến thiên hệ số lực nâng của cánh quay trên hình 6 cho thấy giá trị hệ số lực nâng trung bình trong 3 trường hợp  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\varphi_2 = 12^\circ$  và  $\varphi_3 = 15^\circ$  lần lượt là  $C_{L1} = 0,72 \times 10^{-3}, C_{L2} = 1,54 \times 10^{-3}$  và  $C_{L3} = 2,87 \times 10^{-3}$ .

Từ kết quả tính toán khí động ở trên, tiến hành tính toán đặc trưng tiếng ồn khí động do cánh quay tạo ra ở các vị trí khác nhau từ vị trí Micro. 3, Micro. 4 và Micro. 5 tương ứng với các góc lệch  $\beta = 0^{\circ};30^{\circ};60^{\circ}$ , với  $\beta$  là góc lệch của micro so với mặt phẳng cánh quay (như thể hiện trên hình 7) trong cả 3 trường hợp thay đổi góc lắp lá cánh  $\varphi_1 = 10^{\circ}$ ,  $\varphi_2 = 12^{\circ}$  và  $\varphi_3 = 15^{\circ}$ .







Hình 8. Đặc trưng tiếng ồn khí động của các cánh quay tại vị trí Mic. 3 (với  $\beta = 0^{\circ}$ )

#### ở chế độ bay treo

Kết quả so sánh các thành phần áp suất âm và mức áp âm tại vị trí Mic. 1 (Hình 8) cho thấy, khi thay đổi góc lắp lá cánh quay thì áp suất âm của thành phần tiếng ồn do độ dày hầu như không thay đổi. Điều này có thể giải thích là do thành phần tiếng ồn do độ dày chỉ phụ thuộc vào độ dày, hình dạng lá cánh và được lan truyền chủ yếu theo phương mặt phẳng cánh quay. Tuy nhiên khi tăng góc lắp lá cánh quay thì áp suất âm của thành phần tiếng ồn do tải tăng lên, dẫn đến áp sất âm tổng tại vị trí đo cũng tăng lên. Do đó mức áp âm (mức độ tiếng ồn) tại vị trí đo cũng tăng khi tăng góc lắp lá cánh quay.

Tại các vị trí Mic. 4 và Mic. 5 cũng thu được kết quả tương tự như trên (Hình 9). Thấy rằng, khi tăng góc lắp lá cánh quay thì áp sất âm tổng và mức áp âm (mức độ tiếng ồn) tại các vị trí đo cũng tăng lên.



Hình 10 thể hiện biểu đồ so sánh mức áp âm tổng (OASPL) tại các vị trí đo với các góc lắp lá cánh khác nhau  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\varphi_2 = 12^\circ$  và  $\varphi_3 = 15^\circ$ . Các vị trí đo này nằm phía dưới mặt phẳng cánh quay và cách đều tâm cánh quay 1 khoảng  $r = 3 \times R$ .

Hình 9. Đặc trưng tiếng ồn khí động của các cánh quay tại vị trí Mic. 4 (với  $\beta = 30^{\circ}$ ) và Mic. 5 (với  $\beta = 60^{\circ}$ ) ở chế độ bay treo

40

30

0

200

400

600

Tần số (Hz)

Phổ âm theo tần số

800

1000

1200

1500

b) Vį trí Mic. 5 (với  $\beta = 60^{\circ}$ )

-15 -20

0

500

1000

Góc phương vị (độ)

Tiếng ồn tổng



Hình 10. So sánh mức áp âm tổng tại các vị trí đo với góc lắp lá cánh  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\varphi_2 = 12^\circ$  và  $\varphi_3 = 15^\circ$ 

Kết quả trên Hình 10 cho thấy, khi tăng góc lắp lá cánh quay thì tiếng ồn do cánh quay tạo ra cũng tăng lên. Khi tăng góc lắp lên 15 độ thì mức độ tiếng ồn do cánh quay tạo ra tăng

lên rõ rệt. Mức độ tiếng ồn thay đổi nhiều nhất ở khu vực hình nón trong phạm vi góc lệch  $\beta = 30^{\circ} \div 75^{\circ}$  - đây cũng là khu vực mà thành phần tiếng ồn do tải chiếm ưu thế nhất.

#### 4. Kết luận

Trong bài báo này, nhóm tác giả đã sử dụng công cụ tính toán đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng đã được xây dựng và kiểm chứng ở các công trình trước để tính toán các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quay trực thăng trong trường hợp bay bằng với vận tốc khác nhau và bay treo với góc lắp lá cánh khác nhau.

Kết quả tính toán chỉ ra rằng, ở chế độ bay bằng, mức độ tiếng ồn do cánh quay trực thăng tạo ra tỉ lệ thuận với tốc độ chuyển động của trực thăng. Khi tốc độ chuyển động của trực thăng tăng lên thì tín hiệu âm thanh thu được tại vị trí đo cũng tăng và ngược lại. Ở dài tần số từ khoảng 400 Hz đến 500 Hz thì độ chênh lệch mức áp âm là lớn nhất. Ở chế độ bay treo, khi tăng góc lắp lá cánh quay thì mức độ tiếng ồn do cánh quay trực thăng tạo ra tại các vị trí đo cũng tăng lên.

#### Tài liệu tham khảo

- Ffowcs Williams J. and Hawkings D (1969). Sound Generation by Turbulence and Surfaces in Arbitrary Motion, Mathematical and Physical Sciences (1934-1990), Vol. 264 (1151), pp.321-342.
- 2. F. Farassat (2007), Derivation of Formulations 1 and 1A of Farassat, NASA/TM-2007-214853.
- Alireza Najafi-Yazdi and Luc Mongeau (2010), An Acoustic Analogy Formulation for Uniformly Moving Media: Formulation 1C, 16th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. DOI: 10.1098/rspa.2010.0172
- 4. Takashi AOYAMA, Choongmo YANG, Natsuki KONDO and Shigeru SAITO. *Fundamental CFD Analysis on Main-Rotor/Tail-Rotor interaction noise of helicopter*. Japan Aerospace Exploration Agency, Chofu, Tokyo.
- 5. Stepanov R., Pakhov V., Bozhenko A., Batrakov A. (2017). *Experimental and numerical study* of rotor aeroacoustics, International Journal of Aeroacoustics, 16(6), pp. 460-475.
- 6. A N Kusyumov, S A Mikhailov, S A Kusyumov, K V Fayzullin, G N Barakos (2018). *Numerical Simulation of Aeroacoustics of Hovering Helicopter Rotor*, Materials Science and Engineering 449, doi:10.1088/1757-899X/449/1/012017.
- 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.
- 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). <u>https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v17.n05.530</u>
- 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). <u>https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v18.n03.613</u>

### Studying and investigating the influence of speed and blade collective pitch angle on aerodynamic noise characteristics of helicopter rotors

Abstract: By using the tool for calculating aerodynamic noise characteristics of rotors, which has been built and verified, this paper focuses on investigating the influence of speed and blade collective pitch angle on aerodynamic noise characteristics of helicopter rotors. The obtained results are the lift coefficient variation of rotors and aerodynamic noise characteristics of the helicopter rotor. Obtained results show that, in forward flight, when the speed of the helicopter increased, the noise signal received at observers also increased. At frequencies from about 400 Hz to 500 Hz, the sound pressure level difference is the largest. In hover, when the blade collective pitch angle is increased, the noise level generated by the helicopter rotor at observers also increased.

Keywords: blade collective pitch angle; aerodynamic noise characteristics; sound pressure level.



