

WOJSKOWA AKADEMIA TECHNICZNA

im. Jarosława Dąbrowskiego

SZKOŁA DOKTORSKA



ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Damian SZUPIEŃKO

(imiona i nazwisko doktoranta)

**TEORETYCZNE I DOŚWIADCZALNE BADANIA AUTOMATYCZNEJ
BRONI PALNEJ DZIAŁAJĄCEJ NA ZASADZIE ODRZUTU LUFY**

(tytuł rozprawy doktorskiej)

nauki inżynieryjno-techniczne, inżynieria mechaniczna

(dziedzina nauki, dyscyplina naukowa)

dr hab. inż. Ryszard WOŹNIAK, prof. WAT

(stopień wojskowy, tytuł/stopień naukowy, imię i nazwisko promotora)

płk dr inż. Mirosław ZAHOR

(stopień wojskowy, tytuł/stopień naukowy, imię i nazwisko promotora pomocniczego)

Warszawa – 2023 r.

Strona celowo zostawiona pusta

SPIS TREŚCI

WYKAZ OZNACZEŃ I SKRÓTÓW	5
WSTĘP	11
ROZDZIAŁ I	
ANALIZA STANU TECHNIKI W DZIEDZINIE AUTOMATYCZNEJ BRONI PALNEJ Z ODRZUTEM LUFY	15
1.1. Analiza stanu wiedzy w dziedzinie modelowania pracy broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy	15
1.2. Analiza stanu wiedzy w dziedzinie współczesnej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy	18
ROZDZIAŁ II	
MODEL FIZYCZNY I MATEMATYCZNY DZIAŁANIA UKŁADU AUTOMATYKI Z ODRZUTEM LUFY	37
ROZDZIAŁ III	
MODEL BALISTYKI WEWNĘTRZNEJ BADANEGO UKŁADU MIOTAJĄCEGO	49
ROZDZIAŁ IV	
EKSPERYMENTALNE OKREŚLENIE CHARAKTERYSTYK ENERGETYCZNO- BALISTYCZNYCH MATERIAŁU MIOTAJĄCEGO	57
4.1. Badania pirostatyczne prochu	57
4.2. Wartości parametrów energetycznych	64
4.3. Żywość dynamiczna według porozumienia STANAG 4115	65
4.4. Eksperymentalna funkcja kształtu	68
4.5. Prędkość spalania	70
ROZDZIAŁ V	
BADANIA EKSPERYMENTALNE PARAMETRÓW ENERGETYCZNO- BALISTYCZNYCH MATERIAŁU INICJUJĄCEGO	73
ROZDZIAŁ VI	
BADANIA BALISTYCZNE AMUNICJI	79
ROZDZIAŁ VII	
EKSPERYMENTALNE OKREŚLENIE CHARAKTERYSTYK KINEMATYCZNYCH I BALISTYCZNYCH UKŁADU AUTOMATYKI BRONI DZIAŁAJACEJ NA ZASADZIE KRÓTKIEGO ODRZUTU LUFY.....	85
ROZDZIAŁ VIII	
WALIDACJA MODELU TEORETYCZNEGO DZIAŁANIA UKŁADU AUTOMATYKI BRONI Z ODRZUTEM LUFY Z PRZYSPIESZACZEM O ZMIENNYM PRZEŁOŻENIU	93
8.1. Walidacja modelu balistyki wewnętrznej	93

8.2. Walidacja modelu działania układu automatyki z wykorzystaniem wyników badań eksperymentalnych	105
8.3. Weryfikacja modelu działania układu automatyki z wykorzystaniem metody układów wieloczłonowych	112
PODSUMOWANIE	119
LITERATURA	129
ZAŁĄCZNIK	
Podstawowe parametry aparatury wykorzystanej w badaniach	135

WYKAZ OZNACZEŃ I SKRÓTÓW

A	–	pole powierzchni dennej części pocisku
A_B	–	pole powierzchni części prowadzącej przewodu lufy
A_w	–	pole powierzchni wymiany ciepła
a, b	–	ramiona sił oddziaływania zamka i lufy zrzucone na oś przyspieszacza
a_1, a_2, a_3	–	współczynniki zależne od kształtu ziaren prochowych
a_f, b_f	–	ramiona sił oddziaływania zamka i lufy zrzucone na oś przyspieszacza z uwzględnionym współczynnikiem tarcia
b_1, b_2	–	współczynniki funkcji opisującej proces zapłonu prochu w komorze manometrycznej
b_r	–	ciśnienie oporów wcinania i tarcia pocisku
c_0, c_1, c_2, c_3	–	współczynniki wielomianu aproksymującego opadający fragment krzywej $\varphi(z)$
C	–	początkowa masa ładunku prochowego
C_{pw}	–	ciepło właściwe materiału ścianek lufy
C_T	–	całkowita masa prochu i masy zapłonowej
C_z	–	początkowa masa ładunku zapłonowego
c_a	–	prędkość dźwięku w powietrzu
c_p	–	ciepło właściwe prochu
c_{pav}	–	średnie ciepło właściwe w przestrzeni zapociskowej
D_b	–	grubość ścianki lufy
DG	–	średnica lufy mierzona między przeciwległymi bruzdami
DL	–	średnica lufy mierzona między przeciwległymi polami
D_w	–	efektywna średnica lufy
E_{br}	–	praca przeciw siłom oporu wcinania pocisku w bruzdy lufy i tarcia w lufie
E_d	–	praca przeciwko oporowi powietrza w lufie
E_h	–	straty ciepłne do ścianek komory naboowej i lufy
E_p	–	energia kinetyczna mieszaniny gazowo-prochowej
E_{pr}	–	energia kinetyczna pocisku w ruchu obrotowym

E_{pt}	– energia kinetyczna pocisku w ruchu postępowym
E_r	– energia kinetyczna zespołu odrzucanego
F_B	– siła oddziaływania zamka na lufę przez przyspieszacz
F_{BF}	– siła oporu tarcia zespołu zamka o zespół lufy
F_{BR}	– siła oporu związana z wcinaniem pocisku w bruzdy i ruchem pocisku w lufie
F_{Brl}	– siła oddziaływania lufy na zamek przez przyspieszacz
F_{BrlF}	– siła oporu tarcia zespołu lufy o komorę zamkową
F_{BrlS}	– siła oporu sprężyny powrotnej zespołu lufy
F_{BS}	– siła oporu sprężyny powrotnej zespołu zamka
F_C	– siła mechanizmu napinacza działająca na zespół zamka
F_{max}	– maksymalna siła rozcalania
F_p	– siła powstała w wyniku działania ciśnienia gazów prochowych na dno łuski
F_{RF}	– siła oporu tarcia zespołu odrzucanego o komorę zamkową
f	– siła prochu
f_{br}	– funkcja ciśnienia oporu wcinania pocisku w bruzdy
f_R	– współczynnik tarcia pocisku o przewód lufy
f_z	– siła masy zapłonowej
G	– żywość dynamiczna prochu
G_z	– przyspieszenie ziemskie
GLR	– stosunek szerokości bruzd do pól
h	– współczynnik wymiany ciepła
h_w	– współczynnik uwzględniający straty ciepłne
i_p	– przełożenie przyspieszacza
i'_p	– pochodna przełożenia przyspieszacza
i_{pf}	– przełożenie przyspieszacza z uwzględnionym tarciem
k	– wykładnik izentropy dla prochu
k_a	– wykładnik izentropy dla powietrza
k_{xB}	– sztywność sprężyny powrotnej zespołu zamka
k_{xBrl}	– sztywność sprężyny powrotnej zespołu lufy
k_z	– wykładnik izentropy gazów ładunku zapłonowego

L	– żywość dynamiczna prochu wg. STANAG 4115
M	– liczba Macha dla ruchu pocisku względem otaczającego powietrza
m_R	– masa zespołu odrzucanego (lufy o masie m_{Brl} z zamkiem o masie m_B)
m_p	– masa pocisku
n	– wykładnik w prawie spalania
p	– ciśnienie
p_0	– ciśnienie odniesienia w prawie spalania
p_a	– ciśnienie atmosferyczne (wartość początkowa ciśnienia powietrza w lufie)
p_{av}	– ciśnienie średnie w mieszaninie gazowo-prochowej
p_b	– ciśnienie mieszaniny gazowo-prochowej na dnie pocisku
p_{corr}	– ciśnienie skorygowane na straty ciepłne
p_f	– ciśnienie rozczalania
p_g	– ciśnienie powietrza przed pociskiem
p_{ign}	– ciśnienie zapłonu
p_{max}	– ciśnienie maksymalne
p_o	– ciśnienie mieszaniny gazowo-prochowej na dnie komory spalania
p_r	– ciśnienie oporu ruchu pocisku
p_{rm}	– maksymalne ciśnienie wcinania się pocisku w bruzdy lufy
R	– stała gazowa
r	– prędkość spalania prochu
r_b	– promień bezwładności pocisku
r_p	– promień pocisku
S_0	– początkowe pole powierzchni ziarna prochowego
T	– temperatura gazów prochowych
T_0	– adiabatyczna temperatura płomienia ładunku prochowego
T_{0z}	– adiabatyczna temperatura płomienia ładunku zapłonowego
T_c	– temperatura ścianek lufy
T_{c0}	– temperatura początkowa ścianek lufy
t	– czas
t_I	– czas zakończenia I okresu pracy układu automatyki
t_{II}	– czas zakończenia II okresu pracy układu automatyki
t_{III}	– czas zakończenia III okresu pracy układu automatyki

t_{IV}	– czas zakończenia IV okresu pracy układu automatyki
t_V	– czas zakończenia V okresu pracy układu automatyki
t_{VI}	– czas zakończenia VI okresu pracy układu automatyki
t_h	– stała czasowa określająca średnią szybkość strat ciepłych
t_n	– czas narastania ciśnienia do wartości maksymalnej
t_q	– stała czasowa określająca szybkość spadku wskazania czujnika ciśnienia na skutek odpływu ładunku elektrycznego
U_{ACC}	– współczynnik transmisji energii przyspieszacza
V_o	– objętość początkowa komory spalania (objętość wewnętrzna łuski naboju)
V_0	– początkowa objętość ziarna prochowego
V_c	– objętość składnika stałego mieszaniny gazowo-prochowej
v	– prędkość
v_5	– prędkość pocisku wyznaczana w odległości 5 m od wylotu lufy
v_{av}	– średnia prędkość mieszaniny gazowo-prochowej
v_B	– prędkość ruchu zespołu zamka
v_{Brl}	– prędkość ruchu zespołu lufy
v_m	– prędkość wylotowa pocisku
v_p	– prędkość pocisku
v_R	– prędkość ruchu zespołu odrzucanego
x_{0B}	– ugięcie wstępne sprężyny powrotnej zespołu zamka
x_{0Brl}	– ugięcie wstępne sprężyny powrotnej zespołu lufy
x	– przemieszczenie
x_B	– przemieszczenie zespołu zamka
x_{Brl}	– przemieszczenie zespołu lufy
x_{max}	– przemieszczenie pocisku przy maksymalnej wartości siły rozcalania
x_R	– przemieszczenie zespołu odrzucanego
z	– względna masa spalonego prochu
z_0	– wartość z w chwili zakończenia spalania ładunku zapłonowego
α_l	– kąt pochylenia bruzd
γ	– względna część mieszaniny gazowo-prochowej która wypłynęła do otoczenia

β	– współczynnik w prawie prędkości spalania
Δ	– gęstość ładowania
η	– kowolumen prochu
η_z	– kowolumen masy zapłonowej
θ	– współczynnik w zależności opisującej eksperymentalną funkcję kształtu
μ	– współczynnik tarcia
ξ_w	– współczynnik strat przy wypływie gazów
ξ	– stosunek ciśnienia do ciśnienia odniesienia w prawie spalania
ρ	– gęstość prochu
ρ_{av}	– średnia gęstość składnika gazowego mieszaniny gazowo-prochowej
τ	– czas mierzony od chwili osiągnięcia ciśnienia $p = 0,1$ MPa
φ	– funkcja kształtu
φ_a	– funkcja aproksymująca efektywną funkcję kształtu
φ_d	– funkcja aproksymuje opadający fragment krzywej $\varphi(z)$
φ_t	– teoretyczna funkcja kształtu
ψ_0	– wartość funkcji ψ w okresie spalania ładunku zapłonowego
ψ_{ACC}	– sprawność przyspieszacza
BWP	– Bojowy Wóz Piechoty
FB	– Fabryka Broni
ITU	– Instytut Techniki Uzbrojenia
MES	– Metoda Elementów Skończonych
MSBS	– Modułowy System Broni Strzeleckiej
MUW	– Metoda Układów Wieloczłonowych
PGBW	– Problem Główny Balistyki Wewnętrznej
UGB	– Uczelniany Grant Badawczy
ukm	– uniwersalny karabin maszynowy
WAT	– Wojskowa Akademia Techniczna
wkm	– wielkokalibrowy karabin maszynowy
wkw	– wielkokalibrowy karabin wyborowy
WML	– Wydział Mechatroniki, Uzbrojenia i Lotnictwa

Strona celowo zostawiona pusta

WSTĘP

Opracowywanie nowych wzorów automatycznej broni strzeleckiej i artyleryjskiej już na etapie projektowania i konstruowania wymaga przewidywania wielu jej charakterystyk taktyczno-technicznych, w tym m.in. szybkostrzelności, a co za tym idzie prędkości ruchu jej elementów w trakcie pracy. Instytut Techniki Uzbrojenia (ITU) Wydziału Mechatroniki, Uzbrojenia i Lotnictwa (WML) Wojskowej Akademii Technicznej (WAT) od wielu lat jest wiodącym krajowym ośrodkiem naukowo-badawczym, prowadzącym badania teoretyczne i doświadczalne w dziedzinie automatycznej broni palnej, służące opracowywaniu nowoczesnego uzbrojenia przeznaczonego głównie dla Sił Zbrojnych Rzeczypospolitej Polskiej. Badania te są realizowane zarówno w ramach badań własnych, uczelnianych grantów badawczych, jak i projektów rozwojowych, finansowanych lub współfinansowanych przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju lub Ministerstwo Obrony Narodowej [1-31].

Jednym z efektów praktycznego wykorzystania wyników tych badań jest nowoczesna w skali światowej broń, wchodząca w skład Modułowego Systemu Broni Strzeleckiej (MSBS), opracowana przez ITU we współpracy z Fabryką Broni „Łucznik”-Radom Sp. z o.o. (FB Radom). Broń ta, znana powszechnie pod nazwą MSBS-GROT¹, jest w użytkowaniu polskiej armii od 2017 r. Opracowane przez ITU – w ramach prac nad systemem MSBS – modele fizyczne, matematyczne i numeryczne funkcjonowania automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odprowadzania części gazów prochowych przez boczny otwór w lufie, pozwoliły na analizę i weryfikację szeregu parametrów opracowywanej broni, bez konieczności wykonywania wielu kosztownych i pracochłonnych modeli badawczych karabinków.

Z uwagi na potrzebę pozyskiwania nowej wiedzy na temat innych zasad działania automatycznej broni palnej – niż zastosowana w karabinkach systemu MSBS – w Instytucie Techniki Uzbrojenia podjęto prace, dotyczące badania specyfiki funkcjonowania automatyki broni działającej na zasadzie odrzutu zamka² [20, 21] oraz

¹ Oficjalna nazwa MSBS GROT to 5,56 mm karabinek standardowy GROT C16 FB M1/M2

² Odrzut zamka – zasada działania automatycznej broni palnej, w której czynności związane z przeładowaniem broni w trakcie strzału realizowane są przez podparty sprężyną powrotną zamek, na który przez dno łuski oddziałuje siła od ciśnienia gazów prochowych

odrzutu lufy³. Właśnie tej ostatniej zasadzie funkcjonowania broni, która jest preferowana do zastosowania w niektórych rodzajach nowoczesnej broni automatycznej, poświęcona jest niniejsza rozprawa doktorska zatytułowana „**Teoretyczne i doświadczalne badania automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy**”. Była ona realizowana w Szkole Doktorskiej Wojskowej Akademii Technicznej w latach akademickich 2019/2020-2023/2024.

Podstawowym celem naukowym dysertacji jest przeprowadzenie teoretycznych i doświadczalnych badań automatycznej broni palnej działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem⁴ krzywkowo-dźwigniowym, pod kątem opracowania i zwalidowania modelu matematycznego pracy automatyki broni działającej na tej zasadzie, umożliwiającego optymalizację procesu projektowania i konstruowania nowych wzorów uzbrojenia wykorzystującego tę zasadę, szczególnie na etapie jego wstępnego projektowania.

Aby osiągnąć zamierzony cel, sformułowano osiem głównych zadań badawczych ujętych w ośmiu rozdziałach pracy doktorskiej. W pierwszym rozdziale przedstawiono analizę stanu techniki światowej w dziedzinie automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy, zwracając szczególną uwagę na obecny stan wiedzy w obszarze modelowania pracy automatycznej broni palnej z odrzutem lufy oraz specyfikę budowy, działania i charakterystyki taktyczno-techniczne najszerzej obecnie wykorzystywanych wzorów broni działającej na tej zasadzie.

W drugim rozdziale zaprezentowano układ automatyki z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem krzywkowo-dźwigniowym, który wytypowano do badań doświadczalnych oraz opisano – sformułowane na podstawie jego budowy – modele teoretyczne: matematyczny i fizyczny.

W rozdziale trzecim zawarto model balistyki wewnętrznej analizowanego układu miotającego, służący do rozwiązania Problemu Głównego Balistyki Wewnętrznej (PGBW), tj. do teoretycznego wyznaczenia prędkości miotanego przez układ pocisku

³ Odrzut lufy – zasada działania automatycznej broni palnej, w której czynności związane z przeładowaniem broni w trakcie strzału realizowane są przez lufę połączoną mechanicznie z zamkiem (zaryglowaną), na który przez dno łuski oddziałuje siła od ciśnienia gazów prochowych.

⁴ Przyspieszacz – mechanizm występujący w automatycznej broni palnej z odrzutem lufy, służący do zwiększenia prędkości ruchu elementu napędzanego (z reguły zamka) poprzez przekazanie mu energii elementu napędzającego (z reguły lufy).

$v=f(t)$ oraz krzywych ciśnienia mieszaniny gazowo-prochowej w przestrzeni zapociskowej $p=f(t)$.

W rozdziale czwartym wyznaczono eksperymentalnie parametry energetyczno-balistyczne prochu stosowanego w amunicji wielkokalibrowej 12,7x99 mm Browning, przeznaczonej do badań doświadczalnych oraz poddano je analizie. Parametry te są niezbędne do rozwiązania PGBW.

W rozdziale piątym zaprezentowano wyniki badań parametrów energetyczno-balistycznych materiału inicjującego spłonek amunicji wielkokalibrowej 12,7x99 mm, przeprowadzonych z użyciem autorskiej komory manometrycznej. Badania spłonek wykonano w celu doświadczalnego określenia wartości ciśnienia zapłonu p_z występującego w amunicji strzeleckiej dużego kalibru.

Rozdział szósty zawiera wyniki badań balistycznych amunicji zasilającej układ miotający kalibru 12,7 mm, będący obiektem badań, w ramach których wyznaczono m.in. prędkości pocisków v_5 oraz eksperymentalne krzywe ciśnienia gazów prochowych w lufie $p=f(t)$.

W rozdziale siódmym zawarto wyniki badań eksperymentalnych układu automatyki badanej broni w postaci przebiegów przemieszczenia $x=f(t)$ oraz prędkości $v=f(t)$ ruchu zasadniczych elementów układu.

Z kolei w rozdziale ósmym opisano wyniki walidacji opracowanych modeli teoretycznych, dodatkowo rozszerzonej o numeryczną weryfikację poprawności działania opracowanego modelu matematycznego układu.

Problematyka rozprawy doktorskiej jest bardzo ważna z punktu widzenia bezpieczeństwa i obronności państwa, bowiem wpisuje się w dokumenty Ministerstwa Obrony Narodowej pod tytułami: „Priorytetowe kierunki badań w resorcie obrony narodowej na lata 2017-2026”⁵ („Obszar techniki i technologii obronnych”, „Broń precyzyjna i uzbrojenie”) [32] oraz „Priorytetowe kierunki badań naukowych w resorcie obrony narodowej na lata 2021-2035”⁶, w którym w obszarze technologicznym pt. „Technologie materiałowe i wytwarzania”, wskazano priorytetową technologię

⁵ Decyzja nr 235/DNiSzW Ministra Obrony Narodowej z dnia 26.06.2019 r., Departament Nauki i Szkolnictwa Wojskowego MON, Warszawa 2019.

⁶ Decyzja Nr 2/DIn Ministra Obrony Narodowej z dnia 10 stycznia 2023 r., Departament Innowacji MON, Warszawa 2023.

pn. „Technologia produkcji broni szybkostrzelnej o dużej intensywności ognia” [33]. Właśnie realizacji tej priorytetowej technologii dotyczy niniejsza dysertacja, która ma dostarczyć niezbędnej wiedzy, umożliwiającej projektowanie w Polsce nowoczesnego, szybkostrzelnego uzbrojenia, w tym strzeleckiego i małokalibrowego artyleryjskiego.

Niniejsza rozprawa była realizowana przez jej autora m.in. w ramach Uczelnianych Grantów Badawczych (UGB) WAT pt.:

- „Teoretyczne i doświadczalne badania broni działającej na zasadzie odrzutu – część I” – UGB nr 22-890/2021 (grant wykonywany w 2021 r.),
- „Teoretyczne i doświadczalne badania broni działającej na zasadzie odrzutu – część II” – nr UGB 22-772/2022 (grant wykonywany w 2022 r.),
- „Rozwijanie metod eksperymentalnych i narzędzi symulacyjnych do wspomaganie projektowania uzbrojenia strzeleckiego, część I” – nr UGB 22-829/2023 (grant wykonywany w 2023 r.).

ROZDZIAŁ I

ANALIZA STANU TECHNIKI W DZIEDZINIE AUTOMATYCZNEJ BRONI PALNEJ Z ODRZUTEM LUFY

1.1. Analiza stanu wiedzy w dziedzinie modelowania pracy broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy

W celu potwierdzenia zasadności realizacji pracy doktorskiej w przedmiotowym obszarze dokonano analizy dostępnej literatury, dotyczącej modelowania pracy automatycznej broni palnej [1-31, 34-40].

Rozprawa doktorska [1] dotyczy opracowania i doświadczalnej walidacji modelu matematycznego i fizycznego działania broni z odprowadzaniem części gazów prochowych przez boczny otwór w lufie. Modele oraz wyniki przedstawione w tej pracy oraz w [2-9] są oparte na termodynamicznym modelu balistyki wewnętrznej. Działanie modeli zostało zwalidowane z wykorzystaniem autorskiego stanowiska badawczego [10]. Autorzy zbadali wpływ zmiany poszczególnych parametrów na działanie układu, takich jak średnica otworu gazowego, średnica tłoka gazowego czy początkowa objętość komory gazowej.

W pracy [11] przedstawiono model fizyczny i matematyczny odrzutu i podrzutu karabinka automatycznego MSBS-5,56. Walidacja modeli została przeprowadzona z wykorzystaniem autorskiego stanowiska badawczego [12]. Zagadnienia opisane w pracy zawarto także w opracowaniach [13-19].

Praca [20] zawiera model balistyki wewnętrznej oraz model matematyczny i fizyczny działania broni z zamkiem swobodnym, tj. 9 mm pistoletu maszynowego wz. 1998 (PM-98) GLAUBERYT. W rozprawie przedstawiono wyniki: badań doświadczalnych działania broni, badań balistycznych amunicji oraz badań eksperymentalnych charakterystyk balistycznych materiału wybuchowego miotającego i inicjującego. Opracowany model działania broni zwalidowano doświadczalnie oraz z wykorzystaniem symulacji wykonanych metodą układów wieloczłonowych (MUW).

W artykule [21] przedstawiono model matematyczny i fizyczny działania automatycznej broni palnej z odrzutem zamka półswobodnego hamowanego

gazodynamicznie. Ponadto, autorzy pracy przeprowadzili analizę wpływu poszczególnych parametrów układu na hamowanie ruchu zamka z wykorzystaniem metod projektowania eksperymentu, w celu określenia parametrów charakterystycznych projektowanego przez autorów stanowiska badawczego.

Praca [22] oraz artykuły [23-31] dotyczą wykorzystania numerycznych metod obliczeniowych (Metody Elementów Skończonych (MES) i Metody Układów Wielocłonowych (MUW)) do wyznaczania charakterystyk kinematycznych układu automatyki karabinka MSBS-5,56 [23]. W artykułach [24, 25] autorzy przedstawili badania numeryczne (MES) układu automatyki karabinka przy strzelaniu ogniem pojedynczym i seryjnym, a w pracy [26] opisali symulacje pracy układu automatyki karabinka z wykorzystaniem MUW. Z kolei artykuły [27-31] zawierają kolejno: analizę pracy układu tłoka gazowego i suwadła MUW [27], analizę wpływu zmian parametrów sprężyny powrotnej i masy suwadła na działanie broni [28, 29], badania MES układu automatyki karabinka przy uwzględnieniu różnych właściwości materiału zderzaka [30] oraz wstępną analizę dynamicznego oddziaływania tłoka gazowego z suwadłem [31].

Rozprawa doktorska [34] dotyczy analizy numeryczno-eksperymentalnej 9 mm pistoletu PW INKA, działającego na zasadzie krótkiego odrzutu lufy. Otrzymane doświadczalnie charakterystyki kinematyczne elementów badanej broni są porównane z charakterystykami uzyskanymi z symulacji przeprowadzonych z wykorzystaniem metody układów wielocłonowych oraz metody elementów skończonych. Autor pracy skupił się na badaniach eksperymentalnych oraz symulacyjnych, stosując – jako wymuszenie w symulacjach – otrzymane eksperymentalnie przebiegi ciśnienia generowanego przez amunicję pistoletową 9x19 mm. Wykorzystując opracowane modele numeryczne, autor przeprowadził także analizę parametryczną wpływu wybranych charakterystyk konstrukcyjnych broni na jej charakterystyki kinematyczne.

Artykuł [35] zawiera model matematyczny działania układu automatyki broni z zamkiem półswobodnym opóźnianym gazodynamicznie, który zbudowano na bazie termodynamicznego modelu balistyki wewnętrznej. Modelowany układ bazuje bezpośrednio na konstrukcji układu automatyki 9 mm pistoletu HK P7. W artykule zaprezentowano wykonaną z wykorzystaniem modelu analizę wpływu parametrów charakterystycznych układu (średnicy i położenia otworu gazowego) na jego pracę, lecz nie przedstawiono doświadczalnej walidacji modelu.

W opracowaniu [36] przedstawiono symulacje pracy wybranych elementów układu automatyki 30 mm armaty lotniczej NR-30 wykonane z wykorzystaniem MUW. Autorzy przedstawili wyniki symulacji w postaci prędkości ruchu zespołu zamka przyspieszanego przez zespół lufy poprzez przyspieszacz o niezmienionej i zmodyfikowanej geometrii, w celu oceny wpływu zużycia przyspieszacza na pracę układu. Artykuł nie zawiera modelu matematycznego i fizycznego działania takiej broni.

W pracy [37] przedstawiono metodę badania 30 mm armaty lotniczej NR-30 rozszerzoną względem pracy [36] o zastosowanie MES. Zaprezentowano przykładowe wyniki obliczeń wytrzymałościowych oraz przykładowe wielkości kinematyczne i dynamiczne dla wybranych elementów układu.

Artykuł [38] zawiera opis koncepcji przyspieszacza dźwigniowo-krzywkowego zbudowanego na bazie mechanizmu 23 mm armaty lotniczej NS-23. Autor zaproponował mechanizm o konstrukcji niwelującej uderzenia występujące w niezmodyfikowanym mechanizmie armaty i przedstawił przykładowe, teoretyczne wyniki obliczeń pracy układu ze zmodyfikowanym przyspieszaczem. W pracy nie przedstawiono modelu matematycznego i fizycznego działania układu automatyki armaty.

W artykule [39] opisano koncepcję układu automatyki broni strzeleckiej, działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem, posiadającym przekładnię i przeciwmasę poruszającą się w kierunku przeciwnym do ruchu zamka, mającą na celu zmniejszenie odrzutu odczuwanego przez strzelca. W pracy przedstawiono wyłącznie wyniki symulacji MUW w środowisku MSC Adams.

Praca [40] prezentuje model matematyczny działania 37 mm przeciwlotniczej armaty automatycznej z zamkiem klinowym, działającej na zasadzie odrzutu lufy, bez przyspieszacza. Autorzy uzupełnili model o podstawowe równania balistyki wewnętrznej, o tarcie w ruchomych elementach armaty oraz o siłę oporu wywieraną przez opornik hydrauliczny. Wyniki obliczeń teoretycznych, w postaci przebiegów prędkości ruchu lufy, porównali z wynikami uzyskanymi eksperymentalnie.

Reasumując, na podstawie analizy dostępnej literatury dotyczącej modelowania pracy automatycznej broni palnej można stwierdzić, że obecnie wykonuje się szeroko pojęte badania teoretyczne i doświadczalne broni działającej na zasadzie odrzutu lufy. W literaturze przedmiotu można spotkać głównie prace na temat broni działającej na

zasadzie krótkiego odrzutu lufy wyposażonej w przyspieszacz odrzutu zamka, przy czym badania teoretyczne bazują z reguły na obliczeniach numerycznych przeprowadzonych z wykorzystaniem MUW lub MES. Natomiast typowe modele fizyczne oraz matematyczne są spotykane w przypadku prac dotyczących innych zasad działania automatycznej broni palnej, tj. odprowadzania części gazów prochowych przez boczny otwór w lufie oraz odrzutu zamka swobodnego. Konsekwencją braku w dostępnej literaturze modeli matematycznych działania broni z odrzutem lufy jest brak zwalidowanego doświadczalnie matematycznego opisu pracy układu z przyspieszaczem odrzutu zamka, będącego jednym z głównych mechanizmów wchodzących w skład układów automatyki broni z odrzutem lufy, w szczególności strzelającej amunicją wielkokalibrową, np. 12,7 mm, lub amunicją do broni większego kalibru. W pracach dotyczących broni działającej na zasadzie odrzutu lufy zwykle nie jest uwzględniany także model balistyki wewnętrznej analizowanych układów, a jako wymuszenie wykorzystuje się ciśnienie określone eksperymentalnie w wyniku przeprowadzanych badań balistycznych amunicji.

1.2. Analiza stanu techniki w dziedzinie współczesnej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy

Obecnie na świecie eksploatowanych jest co najmniej kilkadziesiąt konstrukcji broni automatycznej działającej na zasadzie odrzutu lufy, przy czym pod względem ilościowym dominują pistolety samopowtarzalne, działające na zasadzie krótkiego odrzutu lufy. Ze względu na zalety broni, wykorzystującej tę zasadę działania, w tym zwłaszcza: dużą szybkostrzelność i skuteczność pocisku, akceptowalną masę broni i energię odrzutu, oddziaływującą na strzelca lub stanowisko strzeleckie (przy zastosowaniu „silnego” naboju) oraz stosunkowo prostą budowę broni, konstrukcje z odrzutem lufy są nadal rozwijane i produkowane przez czołowe firmy uzbrojeniowe na świecie.

1.2.1. Krótka historia

Pierwszym seryjnie produkowanym wzorem broni wykorzystującej odrzut lufy (a dokładnie krótki odrzut lufy) oraz zamek suwliwy (poruszający się równolegle do osi lufy) był 7,92 mm ciężki karabin maszynowy Maxima, którego prototyp powstał

w 1884 r. Broń, która wykorzystywała rzadko stosowany dzisiaj rygiel kolankowo-dźwigniowy, cechowała się skomplikowaną budową, ale konstrukcja zespołu zamka pozwoliła na osiągnięcie stosunkowo niskiej masy, płynnej pracy mechanizmów oraz efektywne powiązanie wzajemnego położenia zamka oraz lufy.

W końcu XIX wieku na bazie broni Maxima powstała 37 mm armata automatyczna QF1, natomiast w 1915 r. – 40 mm armata QF2 (zwana potocznie „pom-pom”), która stanowiła podstawowe orężę lufowe obrony przeciwlotniczej brytyjskiej marynarki wojennej w okresie II wojny światowej. Rozwiązania analogiczne do systemu Maxima, lecz w znacznym stopniu uproszczone pod względem liczby części, znalazły się m.in. w rozwiązaniach szwajcarskiego konstruktora Adolfa Furrera, w tym w 7,5 mm karabinie maszynowym LMG-25.

W 1900 r. John Browning zgłosił patent na karabin maszynowy wykorzystujący tę samą zasadę działania (co broń Maxima), ale o znacznie prostszej konstrukcji, z zamkiem suwliwym i rygłem klinowym. Karabin ten cechował się brakiem zależności położenia zamka oraz lufy, tak charakterystycznym dla systemu Maxima. Konstrukcja broni Browninga stopniowo ewoluowała, czego skutkiem były 7,62 mm karabiny maszynowe M1917 i późniejszy M1919 oraz 12,7 mm wielkokalibrowy karabin maszynowy M2, będący protoplastą współczesnego M2HB używanego przez wiele armii.

W latach 1898-1902 opracowano pierwszy na świecie ręczny (lekki) karabin maszynowy Madsen, eksportowany z Danii do kilkudziesięciu krajów i produkowany do 1955 r. Karabiny systemu Madsen, które charakteryzowały się nietypowym układem konstrukcyjnym z zamkiem wahliwym (analogicznym do występującego w jednostrzałowym karabinie Peabody-Martini), były produkowane w wersjach dostosowanych do praktycznie wszystkich najbardziej popularnych ówczesnych naboju karabinowych.

W końcu XIX wieku powstały pierwsze udane, ale dość jeszcze skomplikowane pistolety samopowtarzalne działające na zasadzie krótkiego odrzutu lufy: 7,63 mm Mauser C96 (1896 r.) i 7,63 mm Borchardt C93 (1893 r.). Na bazie ostatniego Georg Luger opracował serię pistoletów Parabellum, z których pierwszy model w 1900 r. został przyjęty do uzbrojenia armii szwajcarskiej (pod nazwą Ordonnanzpistole 1900). Tym samym stał się pierwszym pistoletem samopowtarzalnym na świecie, wprowadzonym do sił zbrojnych.

Jednak to nie Parabellum, ale pistolet Colt M1911 opracowany przez Johna Browninga jest protoplastą współczesnego pistoletu służbowego. Charakteryzuje się on, z jednej strony – stosunkowo prostą budową, a z drugiej – dobrą ergonomią i wysokim poziomem bezpieczeństwa. Z tego względu broń ta jest ciągle produkowana w niezliczonej liczbie wariantów. Co ciekawe, w jej konstrukcji po raz pierwszy zastosowano – typowe dla współczesnej broni krótkiej – rygłowanie przez przekoszenie lufy.

Pierwszym udanym wzorem uzbrojenia, wykorzystującym długi odrzut lufy i zamek suwliwy, była strzelba automatyczna (samopowtarzalna) Browning Auto-5 (A-5), produkowana w latach 1905-1998 przez belgijskie zakłady Fabrique Nationale oraz amerykańskie – Remington Arms i Savage Arms. Broń ta została zaprojektowana i opatentowana w 1900 r. przez Johna Browninga. Identyczną zasadę działania co strzelba wykorzystywał karabin samopowtarzalny Remington Model 8 (również opracowany przez Johna Browninga i opatentowany w 1900 r.) oraz węgierski pistolet samopowtarzalny Frommer Stop M1912.

Podczas I wojny światowej do uzbrojenia armii francuskiej wprowadzono 8 mm ręczny karabin maszynowy Chauchat Mle15, który mimo niskiej szybkostrzelności teoretycznej (około 250 strz./min), był produkowany w bardzo dużych ilościach. Równolegle w Wielkiej Brytanii do uzbrojenia sił powietrznych przyjęto 37 mm armatę automatyczną COW (*Coventry Ordnance Works*) QF 1½, o szybkostrzelności teoretycznej około 90 strz./min., zasilaną z łożek mieszczących 5 naboju. Armata ta stanowiła bazę konstrukcyjną dla 40 mm armaty automatycznej Vickers S, używanej na samolotach Hawker Hurricane do zwalczania celów naziemnych.

W latach 30-tych XX wieku w szwedzkich zakładach AB Bofors opracowano 40 mm armatę przeciwlotniczą Bofors M/34, znaną obecnie pod oznaczeniem Bofors 40 mm L/60 (60 – długość lufy w kalibrach). Ma ona zamek klinowy (otwierany w końcowej fazie odrzutu zespołu lufy) oraz zasilanie łożkowe (z łożek o pojemności 4 naboju), umożliwiające szybkostrzelność teoretyczną 120-140 strz./min. Armata okazała się wielkim sukcesem eksportowym firmy Bofors, a Polska była zarówno wśród pierwszych kupujących dział, jak i licencję, uruchamiając w kraju jego produkcję pod oznaczeniem 40 mm armata przeciwlotnicza wz. 36 Bofors. Podczas II wojny światowej uruchomiono wielkoseryjną produkcję licencyjną tej armaty w Wielkiej Brytanii i Stanach Zjednoczonych. Aż do 2020 r. armata ta stanowiła

uzbrojenie różnych wersji samolotu Lockheed AC-130 Gunship. Mimo opracowania nowej wersji armaty, o oznaczeniu Bofors 40 mm L/70, jej pierwowzór nadal pozostaje w uzbrojeniu wielu krajów świata.

W 1932 r. rozpoczęto produkcję 25 mm armaty Bofors M/32 (w wersji L/60 o mniejszym kalibrze), która mimo że była używana głównie przez armię szwedzką, została wykorzystana jako baza radzieckich armat automatycznych kalibru 37 mm wz. 1939 i 25 mm wz. 1940.

1.2.2. Broń działająca na zasadzie długiego odrzutu lufy⁷

Ze względu na stosunkowo niską szybkostrzelność teoretyczną broni strzeleckiej działającej na zasadzie długiego odrzutu lufy, obecnie nie projektuje się zarówno wielkokalibrowych karabinów maszynowych, jak i karabinów maszynowych funkcjonujących na tej zasadzie. Ale zasada ta nadal jest stosowana w wyspecjalizowanych konstrukcjach broni strzeleckiej, takich jak: wielkokalibrowe karabiny wyborowe i granatniki maszynowe [41]. Przykładem nowoczesnej broni działającej na zasadzie długiego odrzutu lufy jest 12,7 mm wielkokalibrowy karabin wyborowy GM6 Lynx (fot. 1), konstrukcji i produkcji węgierskiej. Dzięki zastosowanej zasadzie działania, niskiej masie własnej (około 11,3 kg) oraz wykorzystaniu bezkolbowego układu konstrukcyjnego, możliwe jest przenoszenie broni przez jedną osobę, a nawet (pomimo naboju o bardzo dużej energii kinetycznej pocisku) strzelanie z broni w postawie stojącej [42]. Inne przykłady to 40 mm granatniki automatyczne: hiszpański SB LAG 40 [43] (fot. 2) (rys. 1) oraz południowoafrykański Denel Y3 AGL [44] (fot. 2).

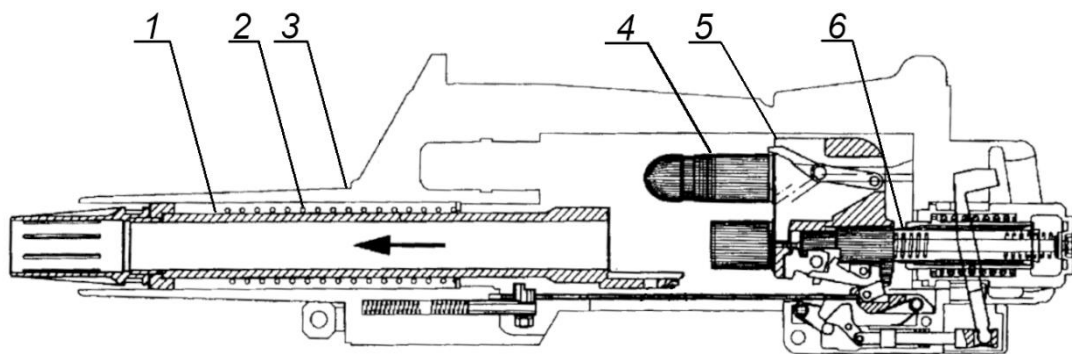


Fot. 1. 12,7 mm wielkokalibrowy karabin wyborowy GM6 Lynx (fot. [42])

⁷ Broń z długim odrzutem lufy – broń palna z odrzutem lufy, w której zamek połączony z lufą przemieszcza się na odległość zbliżoną lub większą niż długość naboju, po pokonaniu której następuje rozłączenie lufy z zamkiem



Fot. 2. 40 mm granatniki automatyczne: SB LAG 40 (z lewej) i Denel Y3 AGL (z prawej) (fot. [45, 46])



Rys. 1. Schemat układu automatyki broni z długim odrzutem lufy w połowie cyklu pracy (zamek w tylnym położeniu, utrzymywany na zaczepie zamka, lufa w trakcie powrotu), na przykładzie 40 mm granatnika automatycznego SB LAG 40: 1 – lufa, 2 – urządzenie powrotne lufy, 3 – komora zamkowa, 4 – nabój na pozycji dosyłania, 5 – zespół zamka, 6 – urządzenie powrotne zamka (opracowanie własne na podstawie [47])

Długi odrzut lufy jest stosowany dość często w automatycznej broni artyleryjskiej. W latach 40. XX wieku szwedzka firma AB Bofors opracowała – na bazie armaty Bofors 40 mm L/60 – armatę Bofors 40 mm L/70, która jest produkowana od 1947 r. do chwili obecnej, w tym również na licencji. Od 1953 r. armata ta była podstawową bronią artyleryjską obrony przeciwlotniczej państw NATO, a także jest szeroko wykorzystywana jako broń pokładowa okrętów. Specjalizowany, lekki wariant L/70B jest używany jako uzbrojenie wozów bojowych: szwedzkich – CV90 (Strf 9040, Szwecja) oraz południowokoreańskich – K21. W odróżnieniu od armaty L/60, w L/70 zastosowano nową, „mocniejszą” amunicję 40×365 mm R (zamiast 40×311 mm R), skrócono drogę lufy podczas odrzutu oraz zmodyfikowano mechanizm zasilania w amunicję i wyrzucania łusek. W wyniku tego zwiększono szybkostrzelność teoretyczną armaty do około 240 strz./min., a kolejne jej warianty uzyskiwały

szybkostrzelność teoretyczną wynoszącą odpowiednio 300 i 330 strz./min. Zwiększenie szybkostrzelności L/70 było możliwe dzięki zastosowaniu układu konstrukcyjnego z zamkiem klinowym, co pozwoliło „nakładać na siebie” niektóre czynności cyklu pracy automatyki broni.

Bazując na konstrukcji armaty 40 mm L/70, w latach 60. XX wieku opracowano i wdrożono do produkcji armatę Bofors 57 mm L/70, która jest również popularnym uzbrojeniem okrętowym.

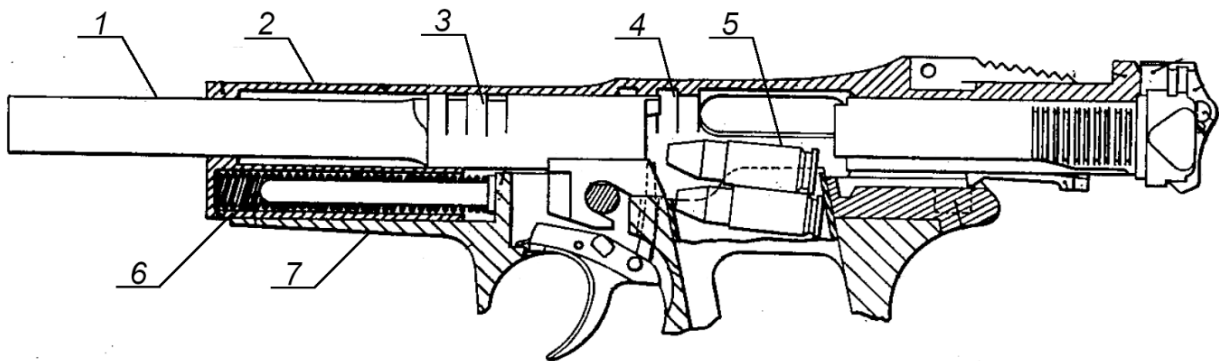
W latach 60. XX wieku w Wielkiej Brytanii opracowano 30 mm armatę L21A1 RARDEN, która stanowiła i stanowi uzbrojenie różnych typów brytyjskich wozów bojowych, w tym BWP FV510 Warrior. W celu zmniejszenia jej gabarytów zastosowano zamek klinowy oraz zasilanie z łódek o pojemności 3 nabojów. Mechanizm zasilania broni mieści zaledwie 6 nabojów, a jej szybkostrzelność teoretyczna wynosi około 90 strz./min.

Zbliżony do L21A1 RARDEN układ konstrukcyjny z zamkiem klinowym ma 35 mm armata automatyczna KDE, opracowana w latach 80. XX wieku przez firmę Oerlikon-Contraves, jako broń pokładowa BWP. Broń jest zasilana dwudroźnie (obustronnie) z dwóch beztaśmowych magazynów mieszczących po 17 nabojów. Znaczna masa broni (510 kg) bardzo ograniczyła jej zastosowanie, a jedyną znaną aplikacją jest uzbrojenie japońskiego BWP Type 89.

W latach 80. XX wieku w byłym Związku Radzieckim opracowano 30 mm armatę automatyczną 2A72, będącą obecnie uzbrojeniem rosyjskich bojowych wozów piechoty BTR-80A i BMP-3 [48]. Wybór armaty 2A72 o masie 85 kg, jako uzbrojenia dodatkowego BMP-3 (podstawowym jest 100 mm niskociśnieniowa armata 2A70), jest związane bezpośrednio z zasadą działania jej układu automatyki – długim odrzutem lufy. Wylot lufy armaty 2A72 prowadzony jest bowiem w tulei przymocowanej do lufy armaty 100 mm. W przypadku BMP-3 poszukiwano lżejszej, bardziej kompaktowej broni, niż stanowiąca uzbrojenie główne BMP-2 armata 2A42 kalibru 30 mm (o masie 115 kg) działająca na zasadzie odprowadzania gazów prochowych. Szybkostrzelność maksymalna armaty 2A72 wynosi 330 strz./min i jest zupełnie wystarczająca do zwalczania celów naziemnych. Z kolei 2A42 ma zmienną szybkostrzelność teoretyczną wynoszącą od 200 do 300 strz./min (do celów naziemnych) oraz od 500 do 800 strz./min – do celów powietrznych [48].

1.2.3. Broń działająca na zasadzie krótkiego odrzutu lufy⁸

Układ z krótkim odrzutem lufy obecnie znajduje zastosowanie najczęściej w samopowtarzalnych pistoletach wojskowych (służbowych), strzelających stosunkowo „mocną” amunicją pistoletową (o początkowej energii kinetycznej pocisku większej niż 350 J) [49]. Sporadycznie występują pistolety maszynowe z krótkim odrzutem lufy, a takim przykładem jest małogabarytowy 9 mm pistolet maszynowy MP9 szwajcarskiej firmy B&T AG. Większość współczesnych pistoletów samopowtarzalnych działających na tej zasadzie ma zamek ryglowany przez przekoszenie lufy w płaszczyźnie pionowej broni (rys. 2), natomiast rzadko jest stosowane ryglowanie przez obrót lufy. Do typowych konstrukcji współczesnych pistoletów służbowych, dostosowanych do amunicji 9x19 mm Parabellum, przeznaczonych dla różnych służb i formacji należą: Beretta APX; Česká Zbrojovka CZ P-10C; FN Herstal FN 509; Glock 17,19, 26 i 45; Heckler and Koch HK VP9 (SFP-9); HS Produkt HS-9; IŻMECH PJa; Norinco QSZ92-9; Ruger American; SIG SAUER P320; Smith&Wesson M&P; Steyr L9A; Taurus PT 111 G2/G3; Walther PDP oraz polskie: WIST-94 i VIS100 (fot. 3), będące na wyposażeniu Sił Zbrojnych RP.



Rys. 2. Przekrój pistoletu działającego na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z ryglowaniem zamka przez przekoszenie lufy w trakcie połowy cyklu pracy (zamek i lufa w swoich tylnych położeniach): 1 – lufa, 2 – zamek, 3 – występy ryglowe lufy, 4 – występy ryglowe zamka, 5 – nabój na pozycji dosyłania, 6 – urządzenie powrotne, 7 – szkielet (opracowanie własne na podstawie [50])

W przypadku pistoletów zwykle nie stosuje się mechanizmu przyspieszacza, ale są wyjątki od tej zasady, np. w 9 mm pistolecie Lahti P-35. Brak potrzeby

⁸ Broń z krótkim odrzutem lufy – broń palna z odrzutem lufy, w której zamek połączony z lufą przemieszcza się na odległość mniejszą niż długość naboju, po pokonaniu której następuje rozłączenie lufy z zamkiem

stosowania przyspieszacza wynika z krótkiej drogi wspólnej elementów zespołu odrzucanego, tj. lufy i zamka oraz stosunku mas tych elementów (w pistoletach samopowtarzalnych z krótkim odrzutem lufy masa zamka jest 2-3 krotnie większa od masy lufy [51]).



Fot. 3. 9 mm pistolet VIS 100 (fot. [52])

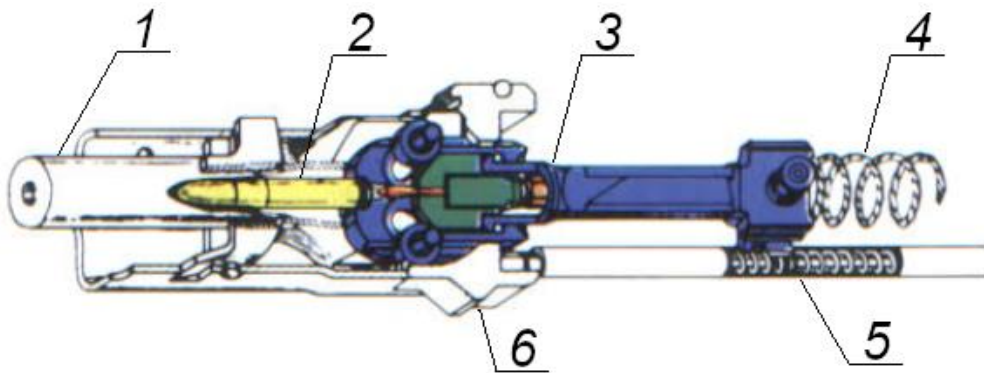
Krótki odrzut lufy sporadycznie stosowano w karabinach i strzelbach samopowtarzalnych, ale był on bardzo popularny w karabinach maszynowych, czego przykładem są niemieckie rozwiązania z okresu międzywojennego i II wojny światowej: MG 13, MG 30, MG 34, MG 42 oraz lotnicze MG 15/17 i MG 81. W karabinach tych zachodzi konieczność stosowania przyspieszacza z uwagi na stosunkowo długą drogę zamka i dużą masę lufy w odniesieniu do masy zamka.

W okresie powojennym jedynym szeroko używanym uniwersalnym karabinem maszynowym (ukm) z odrzutem lufy jest niemiecki MG 3 kalibru 7,62 mm (fot. 4), powstały w wyniku modernizacji karabinu maszynowego MG 42 z okresu II wojny światowej. MG 3 ma zamek ryglowany rolkami rozchylnymi, które są elementami mechanizmu przyspieszacza (rys. 3), oraz mechanizm wzmacniacza odrzutu (rys. 4). Na bazie MG 42 w Szwajcarii powstał 7,5 mm ukm MG 51, różniący się od pierwowzoru technologią produkcji oraz konstrukcją mechanizmu ryglowego i przyspieszacza.

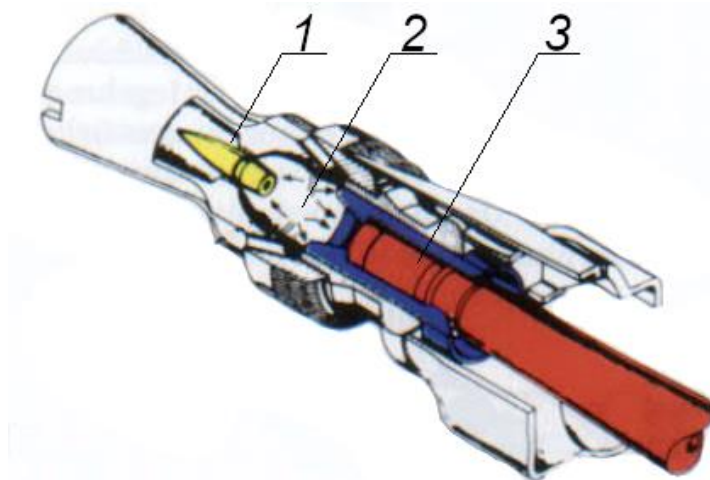


Fot. 4. 7,62 mm ukm MG 3 (fot. [53])

Krótki odrzut lufy był również popularny wśród wielkokalibrowych karabinów maszynowych (wkm), ale z dość wielu konstrukcji do dzisiaj pozostały w powszechnym użyciu jedynie amerykański 12,7 mm wkm M2HB (powstały na bazie 7,62 mm karabinu maszynowego Browning M1919) i radziecki 14,5 mm wkm KPWT.



Rys. 3. Schemat mechanizmu ryglowego 7,62 mm ukm MG 3: 1 – lufa, 2 – nabój, 3 – zespół zamka, 4 – urządzenie powrotne zamka, 5 – urządzenie powrotne lufy, 6 – komora zamkowa (opracowanie własne na podstawie [54])



Rys. 4. Schemat wzmacniacza odrzutu stosowanego w 7,62 mm ukm MG 3: 1 – pocisk, 2 – komora wzmacniacza odrzutu, 3 – zespół lufy (opracowanie własne na podstawie [54])

Wkm M2HB (fot. 5) jest dostosowany do naboju 12,7x99 mm Browning, ma zamek suwliwy ryglowany rygłem klinowym, przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy oraz ciężką, wymienną lufę. Charakteryzuje się umiarkowaną szybkostrzelnością teoretyczną wynoszącą 450-600 strz./min. Jest produkowany w niemal nie zmienionej formie od 1933 r. i wykorzystywany przez armie wielu państw na całym świecie [55].

Powstały równolegle z M2HB lotniczy karabin maszynowy AN/M2 (wcześniej M2 AC) miał podwyższoną szybkostrzelność teoretyczną (750-850 strz./min.) w wyniku obniżenia masy lufy i dodania wzmacniacza odrzutu. W związku z tym, że w okresie II wojny światowej poszukiwano broni o jeszcze większej szybkostrzelności, opracowano na bazie wkm M2 lotniczy karabin maszynowy AN/M3 o szybkostrzelności teoretycznej około 1 200 strz./min. Obecnie belgijska firma FN produkuje zmodyfikowane wersje tej broni, oznaczone M3M i M3P.

W 1949 r. do uzbrojenia Związku Radzieckiego przyjęto 14,5 mm wkm KPW, dostosowany do „bardzo silnego” naboju wielkokalibrowego 14,5x114 mm, opracowanego w okresie II wojny światowej do rusznic przeciwpancernych. KPW wykorzystywano w zestawach przeciwlotniczych, a powstały na jego bazie wariant pokładowy – KPWT – jest nadal produkowany i stanowi do dziś podstawowe uzbrojenie rosyjskich transporterów opancerzonych. Broń ma zamek suwliwy ryglowany przez obrót, przyspieszacz krzywkowo-kopiałowy, ciężką, wymienną lufę oraz wzmacniacz odrzutu. Podobnie jak w przypadku karabinów maszynowych, nowsze konstrukcje wielkokalibrowych karabinów maszynowych mają najczęściej automatykę, działającą na zasadzie odprowadzania części gazów prochowych przez boczny otwór w lufie.

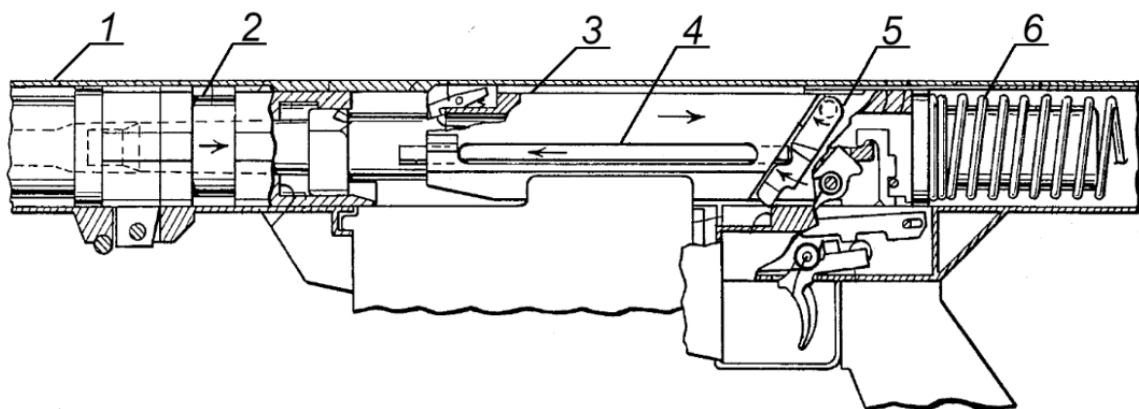
Obecnie, krótki odrzut lufy – podobnie jak długi odrzut lufy – jest wykorzystywany w wyspecjalizowanych konstrukcjach broni strzeleckiej, tj. w wielkokalibrowych karabinach wyborowych (wkw) i granatnikach maszynowych. Przykładem takiego wkw jest Barrett M82A1 kalibru 12,7 mm (fot. 6), z zamkiem ryglowanym przez obrót i przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym (rys. 5). Broń ta jest produkowana w niemal niezmienionej formie od 1989 roku i obecnie używana przez ponad jednostki ponad 50 krajów z całego świata.



Fot. 5. 12,7 mm wielkokalibrowy karabin maszynowy M2HB (fot. [56])



Fot. 6. 12,7 mm wielkokalibrowy karabin wyborowy Barrett M82A1 (fot. [57])



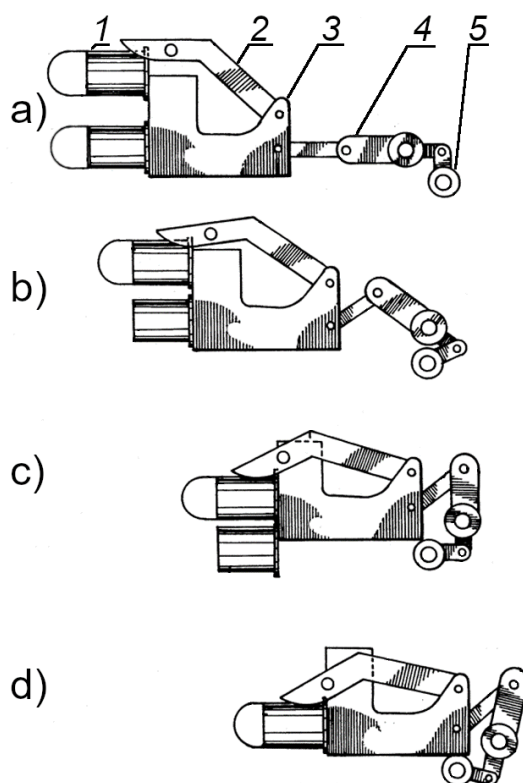
Rys. 5. Działanie mechanizmu przyspieszacza 12,7 mm wkw Barrett M82A1 (lufa i zamek w trakcie odrzutu): 1 – komora zamkowa, 2 – zespół lufy, 3 – zespół suwadła z zamkiem, 4 – popychacz przyspieszacza, 5 – dźwignia przyspieszacza, 6 – urządzenie powrotne zamka (opracowanie własne na podstawie [58])

Na uwagę zasługuje także granatnik automatyczny MK47 Striker (fot. 7) używany obecnie przez jednostki armii USA, Izraela i Australii [59]. Ma on nietypowy układ konstrukcyjny z zamkiem ryglowanym rygłem kolankowo-dźwigniowym [60], wywodzącym się bezpośrednio z karabinu maszynowego Maxim (rys. 6). Dzięki takiej konstrukcji granatnik cechuje się niemal dwukrotnie mniejszą masą (18 kg bez podstawy i systemu celowniczego) oraz mniejszym odrzutem niż inny

szeroko wykorzystywany obecnie granatnik automatyczny MK19 (o masie bez podstawy – 35,2 kg), działający na zasadzie odrzutu zamka swobodnego [59].



Fot. 7. 40 mm granatnik automatyczny MK47 Striker (fot. [61])



Rys. 6. Mechanizm zamka 40 mm granatnika automatycznego MK47 Striker w poszczególnych etapach cyklu przeładowania: 1 – nabój na pozycji podawania, 2 – przycisk naboju, 3 – zamek, 4 – element łączący zespół zamka z lufą, 5 – element łączący zespół zamka z komorą zamkową (opracowanie własne na podstawie [60])

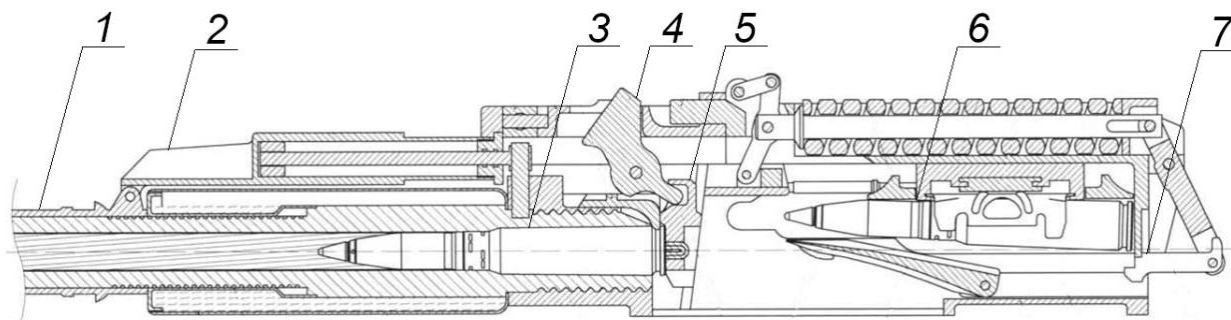
Zasada krótkiego odrzutu lufy była i jest szeroko wykorzystywana w wielu wzorach automatycznej broni artyleryjskiej o przeznaczeniu przeciwlotniczym, lotniczym lub okrętowym. Wprowadzona do uzbrojenia ZSRR w 1950 r. armata przeciwlotnicza S-60 kalibru 57 mm jest typowym tego typu przykładem, będącym w uzbrojeniu wielu armii, w tym również Wojska Polskiego. Z kolei przykładowymi konstrukcjami armat lotniczych są radzieckie: NS-23 i NR-23 kalibru 23 mm, N-37 kalibru 37 mm oraz NR-30 kalibru 30 mm [48]. Radziecka 25 mm armata 110-PM (zestaw 2M-3) jest natomiast przykładem broni okrętowej, w której zastosowano nietypowy układ konstrukcyjny z zamkiem sprzężonym kinematycznie z lufą za pomocą przekładni zębatej.

Za najbardziej zaawansowaną konstrukcyjnie broń z krótkim odrzutem lufy, zaprojektowaną w klasycznym układzie konstrukcyjnym z zamkiem suwliwym, można uznać 30 mm armatę lotniczą NR-30, wprowadzoną do uzbrojenia w 1954 r. Dostosowana do stosunkowo „mocnego” naboju 30x155 mm broń miała masę zaledwie 66 kg, osiągając szybkostrzelność teoretyczną 850-1000 strz./min., co zostało jednak okupione zarówno skomplikowaną jej budową, jak i ograniczoną jej trwałością (żywością). Dlatego dalszy rozwój broni szybkostrzelnej odbywał się w wyniku zastąpienia układu klasycznego (z jedną lufą i jednym zamkiem) nietypowymi układami konstrukcyjnymi: rewolwerowym (np. Oerlikon KCA), dwulufowym (np. 23 mm GSz-23) oraz wielolufowym (np. M61A1 Vulcan), pozwalając uzyskać znacznie większe szybkostrzelności teoretyczne.

Ciekawym przykładem obecnie wykorzystywanej automatycznej broni artyleryjskiej z krótkim odrzutem lufy jest 30 mm armata automatyczna GSz-30-1 (fot. 8 i rys. 7) zaprojektowana w układzie konstrukcyjnym z zamkiem klinowym, podobnie jak w 40 mm armatach szwedzkiej firmy Bofors. Wczesne otwarcie zamka oraz konstrukcja mechanizmu zasilania i wyrzucania łusek umożliwia uzyskanie bardzo wysokiej szybkostrzelności teoretycznej w zakresie 1 500-1 800 strz./min. GSz-30-1 stanowi od początku lat 80. XX wieku uzbrojenie rosyjskich samolotów wojskowych, a nieznacznie zmodyfikowana jej wersja o oznaczeniu 9A1-4071K miała być na wyposażeniu myśliwców piątej generacji SU-57. Dzięki zastosowanej zasadzie działania oraz układowi konstrukcyjnemu, broń ta jest jedną z najmniejszych gabarytowo i najlżejszych na świecie w kalibrze 30 mm (masa własna armaty to tylko około 50 kg) [48].



Fot. 8. 30 mm armata lotnicza GSh-30-1 (fot. [62])



Rys. 7. Przekrój 30 mm armaty lotniczej Gsh-30-1: 1 – lufa, 2 – komora zamkowa, 3 – nabój w komorze naboju, 4 – dźwignia odryglowująca, 5 – zamek, 6 – nabój na pozycji dosyłania, 7 – dosyłacz (opracowanie własne na podstawie [48])

1.2.4. Konstrukcje hybrydowe

Obok broni działającej wyłącznie na zasadzie długiego lub krótkiego odrzutu lufy, spotykane są rozwiązania, które wykorzystują do napędu automatyki broni równolegle zarówno zjawisko odrzutu lufy, jak i inne zasady działania automatyki. Jednakże ich skutkiem ubocznym jest istotne zwiększenie komplikacji mechanizmów broni. Najczęściej w konstrukcjach tego rodzaju napęd zespołu zamka wykorzystuje układ z odprowadzaniem gazów prochowych przez boczny otwór w lufie, natomiast odrzut lufy jest wykorzystywany do tłumienia energii odrzutu całej broni oraz napędu pozostałych mechanizmów (w tym mechanizmu donośnika). Obecnie do najbardziej znanych przykładów broni stosującej to rozwiązanie należą pierwsze wersje 12,7 mm wielkokalibrowego karabinu maszynowego XM312 (fot. 9), będącego pochodną 25 mm granatnika automatycznego XM307 opracowanego w latach 2004-2007 przez amerykańską firmę General Dynamics. Rozwój XM307 i XM312 został jednak wstrzymany w 2007 r. z uwagi na ich zbyt niską szybkostrzelność teoretyczną, wynoszącą około 250 strz./min.) [63].



Fot. 9. 12,7 mm wkm XM312 (fot. [64])

Ponadto istnieją konstrukcje, w których odrzut lufy i części połączonych z lufą jest wykorzystywany wyłącznie do tłumienia odrzutu, natomiast samo przeładowanie broni jest realizowane z wykorzystaniem innej zasady działania, np. odprowadzania części gazów prochowych przez boczny otwór w lufie. Najbardziej znanym przykładem takiego rozwiązania jest opracowywany w latach 1987-1993 karabinek AN-94 Abakan kalibru 5,45 mm (fot. 10). Połączenie ruchomej lufy i części z nią związanych (w tym przypadku komory zamkowej) z zasadą „odprowadzania gazów prochowych” w karabinku AN-94 umożliwiło zmniejszenie rozrzutu pocisków podczas strzelania serią 2-strzałową. Z uwagi na zbyt wysoki poziom skomplikowania konstrukcyjnego, karabinek nie znalazł szerszego zastosowania, a jego produkcję przerwano w 2006 r. [65].



Fot. 10. 5,45 mm karabinek AN-94 Abakan częściowo rozłożony: 1 – pokrywa komory zamkowej, 2 – dosyłacz, 3 – koło przekładni dosyłacza, 4 – komora zamkowa z lufą i suwadłem, 5 – urządzenie wylotowe, 6 – korpus broni z kolbą, 7 – magazynek, 8 – komora spustowa, 9 – wycior, 10 – sprężyna powrotna (fot. [66])

Wybrane cechy niektórych wzorów automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy, która obecnie znajduje się w uzbrojeniu przedstawiono w tab. 1. Na podstawie jej analizy można zauważyć, że omawiana zasada działania znajduje zastosowanie w wielu różnych typach broni, a w szczególności w broni strzeleckiej dużego kalibru (podstawowej i wyspecjalizowanej) oraz w małokalibrowej broni artyleryjskiej. W przypadku broni strzelającej „silną” amunicją w jej konstrukcji występują także dodatkowe mechanizmy wspomagające pracę układu automatyki.

Tab. 1. Wybrane cechy niektórych wzorów automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy (opracowanie własne)

Lp.	Nazwa broni	Typ naboju	Zasada działania	Mechanizmy dodatkowe
1.	9 mm pistolet VIS100	9x19 mm	długi odrzut lufy	brak
2.	7,62 mm ukm MG3	7,62x51 mm	krótki odrzut lufy	wzmacniacz odrzutu, przyspieszacz
3.	12,7 mm wkw GM6 Lynx	12,7x99 mm	długi odrzut lufy	brak
4.	12,7 mm wkw Barrett M82A1	12,7x99 mm	krótki odrzut lufy	przyspieszacz
5.	12,7 mm wkm M2HB	12,7x99 mm	krótki odrzut lufy	przyspieszacz
6.	12,7 mm wkm M3	12,7x99 mm	krótki odrzut lufy	wzmacniacz odrzutu, przyśpieszacz
7.	14,5 mm wkm KPWT	14,5x114 mm	krótki odrzut lufy	wzmacniacz odrzutu, przyśpieszacz
8.	30 mm armata NR-30	30x155 mm	Krótki odrzut lufy	przyśpieszacz odrzutu, przyśpieszacz powrotu, hamulec hydrauliczny lufy, pneumatyczny mechanizm przeładowania
9.	30 mm armata 2A72	30x165 mm	długi odrzut lufy	brak
10.	30 mm armata RARDEN	30x170 mm	długi odrzut lufy	brak
11.	30 mm armata GSz-30-1	30x165 mm	krótki odrzut lufy	brak

Tab. 1. c.d. Wybrane cechy niektórych wzorów automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy (opracowanie własne)

Lp.	Nazwa broni	Typ naboju	Zasada działania	Mechanizmy dodatkowe
12.	35 mm armata Oerlikon KDE	35x228 mm	długi odrzut lufy	brak
13.	40 mm granatnik SB LAG 40	40x53 mm	długi odrzut lufy	brak
14.	40 mm granatnik Denel Y3 AGL	40x53 mm	długi odrzut lufy	brak
15.	40 mm granatnik MK47 Striker	40x53 mm	krótki odrzut lufy	brak
16.	40 mm armata Bofors L/70	40x365 mm R	długi odrzut lufy	opornik hydrauliczny
17.	57 mm armata S-60	57x347 SR mm	krótki odrzut lufy	przyspieszacz, opornik hydrauliczny, zderzak hydrauliczny

1.2.5. Wnioski z rozdziału I

Analiza stanu techniki w dziedzinie współczesnej, automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy pozwoliła sformułować dwa fundamentalne wnioski, że:

1. opracowanie, a następnie przeprowadzenie doświadczalnej walidacji modelu matematycznego i fizycznego działania automatycznej broni palnej działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy, posiadającej przyspieszacz krzywkwodźwigniowy jest celowe, gdyż w dostępnej literaturze przedmiotu nie stwierdzono rozwiązania przedmiotowego problemu. Układ z przyspieszaczem o zmiennym przełożeniu wybrano z uwagi na jego niezawodność, mimo że ma dość skomplikowaną budowę w odniesieniu do innych obecnie wykorzystywanych typów automatycznej broni palnej z odrzutem lufy. Natomiast pominięto mechanizm wzmacniacza odrzutu z uwagi na jego rzadkie wykorzystanie we współczesnych konstrukcjach. Co ciekawe, z punktu widzenia specyfiki działania układów z odrzutem lufy, dostosowanie opracowanych modeli do broni działającej na zasadzie klasycznego krótkiego odrzutu lufy (bez przyspieszacza) oraz długiego odrzutu lufy byłoby stosunkowo proste, gdyż wymagałoby

pominięcia etapu działania przyspieszacza (krótki odrzut lufy) oraz wydłużenia drogi odrzutu lufy połączonej z zamkiem (w przypadku długiego odrzutu lufy),

2. spośród obecnie eksploatowanych wzorów uzbrojenia działających na tej zasadzie najbardziej perspektywiczny jest układ automatyki z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem o zmiennym przełożeniu, podobnym do występującego w 12,7 mm wielkokalibrowym karabinie maszynowym M2HB. Ze względu na wysoką niezawodność działania tej broni, potwierdzoną w wielu konfliktach zbrojnych, została ona przyjęta na uzbrojenie przez armie wielu państw z całego świata. Dlatego układ automatyki tej broni powinien być bazą badań w ramach niniejszej pracy doktorskiej, tym bardziej, że Instytut Techniki Uzbrojenia WML WAT taką broń posiada w swoich zasobach sprzętowych.

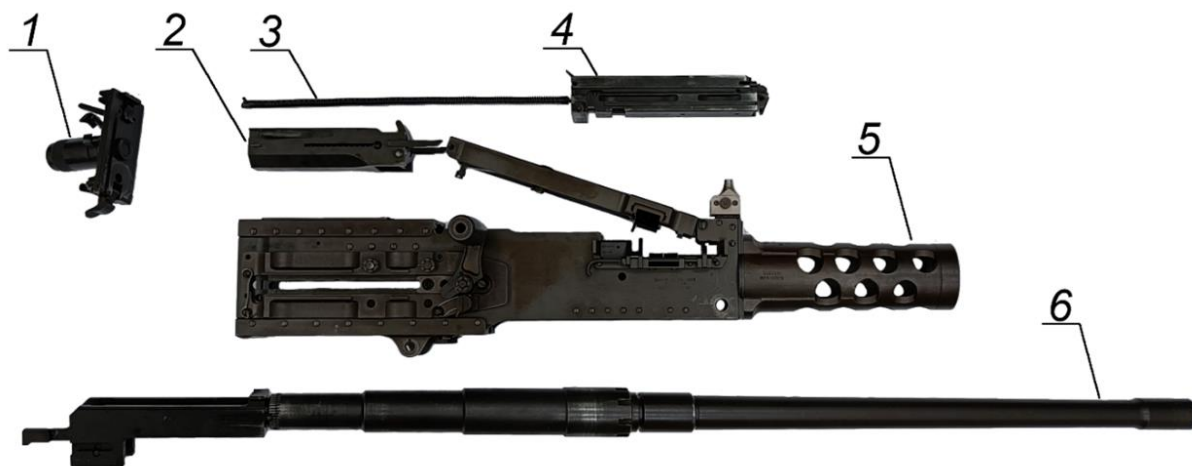
Strona celowo zostawiona pusta

ROZDZIAŁ II

MODEL FIZYCZNY I MATEMATYCZNY DZIAŁANIA UKŁADU AUTOMATYKI Z ODRZUTEM LUFY

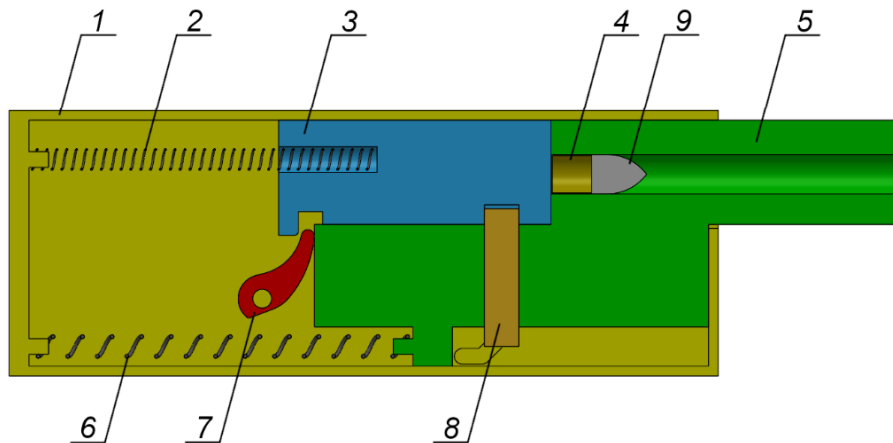
Przeznaczony do badań układ automatyki 12,7 mm wkm M2HB, będący podstawą do opracowania modelu fizycznego i matematycznego broni, działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym, składa się z sześciu podstawowych zespołów (fot. 11):

1. tylca komory zamkowej (zawierającego spust oraz zderzak zespołu zamka);
2. zespołu urządzenia powrotnego lufy (zawierającego przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy);
3. urządzenia powrotnego zespołu zamka;
4. zespołu zamka (wyposażonego w igliczny mechanizm uderzeniowy oraz dźwigniowy napinacz mechanizmu uderzeniowego);
5. zespołu komory zamkowej z mechanizmem donośnika taśmowego;
6. zespołu lufy (składającego się z lufy i obsady lufy).



Fot. 11. Podstawowe zespoły badanego układu automatyki 12,7 mm wkm M2HB z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym: 1 – tylec komory zamkowej, 2 – zespół urządzenia powrotnego lufy, 3 – urządzenie powrotne zespołu zamka, 4 – zespół zamka, 5 – zespół komory zamkowej z mechanizmem donośnika taśmowego, 6 – zespół lufy (fot. opracowanie własne)

Na podstawie konstrukcji układu automatyki M2HB opracowano schemat jego budowy, który przedstawiono rys. 8.



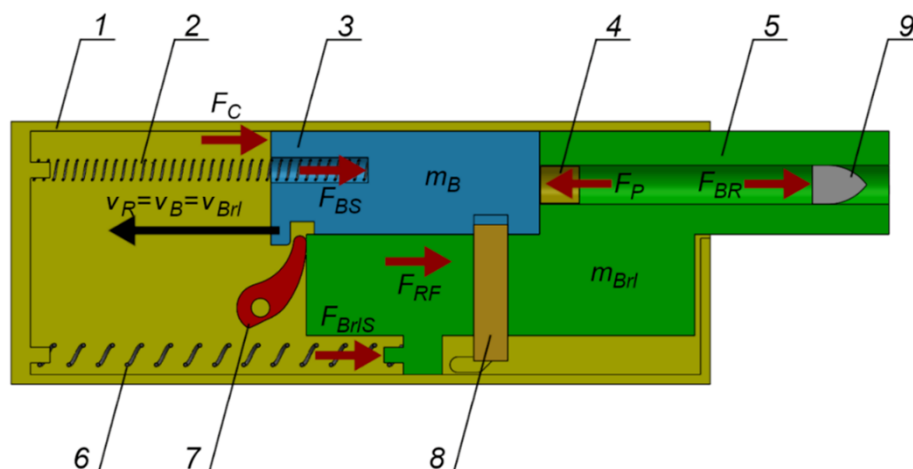
Rys. 8. Schemat prezentujący budowę badanego układu automatyki M2HB (lufa w przednim położeniu, zamek zaryglowany): 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – łuska, 5 – lufa, 6 – sprężyna powrotna lufy, 7 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 8 – rygiel, 9 – pocisk (opracowanie własne)

Mając na uwadze specyfikę działania badanego układu opracowano jego model fizyczny. Pełny cykl pojedynczego strzału podzielono na 6 zasadniczych etapów:

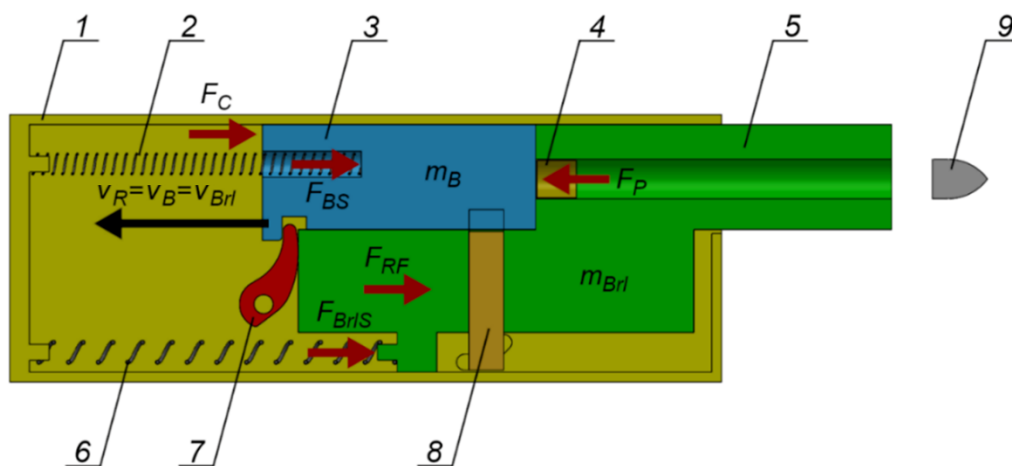
1. odrzut zespołu lufy połączonego z zespołem zamka;
2. przyspieszanie zespołu zamka przez zespół lufy poprzez wykorzystanie przyspieszacza krzywkowo-dźwigniowego o zmiennym przełożeniu;
3. odrzut zespołu zamka do skrajnego tylnego położenia;
4. powrót zespołu zamka do chwili uruchomienia przyspieszacza;
5. przyspieszanie zespołu lufy poprzez wykorzystanie przyspieszacza krzywkowo-dźwigniowego o zmiennym przełożeniu;
6. zderzenie zespołu zamka i lufy oraz powrót obu zespołów do położenia początkowego.

W pierwszym etapie działania układu – w trakcie ruchu pocisku w lufie (rys. 9) i po wylocie pocisku z lufy (rys. 10) – zaryglowany z zespołem lufy zespół zamka przemieszcza się pod wpływem siły ciśnienia gazów prochowych, oddziałującej na czoło zamka poprzez dno łuski. Na połączone elementy działają zwrócone przeciwnie siły reakcji sprężyn powrotnych lufy i zamka, siła oporu wywierana przez mechanizm napinacza mechanizmu uderzeniowego, siła tarcia oraz (do chwili wylotu pocisku z lufy) siła oporu wynikająca z wcinania pocisku w bruzdy lufy

i przemieszczania pocisku w lufie. W końcowej części etapu pierwszego następuje odryglowanie zamka od lufy poprzez obniżenie rygla klinowego.



Rys. 9. Model fizyczny badanego układu automatyki w pierwszym etapie pracy (w trakcie ruchu pocisku w lufie): 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – łuska, 5 – lufa, 6 – sprężyna powrotna lufy, 7 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 8 – rygiel, 9 – pocisk, F_C – siła reakcji mechanizmu napinacza iglicy, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BrIS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu lufy, F_{RF} – siła tarcia zespołu odrzucanego o komorę zamkową, F_P – siła ciśnienia gazów prochowych działających na dno łuski, m_{Brl} – masa zespołu lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_R – prędkość ruchu zespołu odrzucanego, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka, v_{Brl} – prędkość ruchu zespołu lufy) (opracowanie własne)



Rys. 10. Model fizyczny badanego układu automatyki w pierwszym etapie pracy (po wylocie pocisku z lufy): 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – łuska, 5 – lufa, 6 – sprężyna powrotna lufy, 7 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 8 – rygiel, 9 – pocisk, F_C – siła reakcji mechanizmu napinacza iglicy, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BrIS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu lufy, F_{RF} – siła tarcia zespołu odrzucanego o komorę zamkową, F_P – siła ciśnienia gazów prochowych działających na dno łuski, m_{Brl} – masa zespołu lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_R – prędkość ruchu zespołu odrzucanego, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka, v_{Brl} – prędkość ruchu zespołu lufy) (opracowanie własne)

Równania ruchu elementów układu w pierwszym etapie przedstawiają się następująco:

- równanie ruchu zespołu lufy i zamka w trakcie ruchu pocisku w lufie (1):

$$m_R \frac{dv_R}{dt} = F_P - F_{BS} - F_{BrLS} - F_C - F_{RF} - F_{BR}, \quad (1)$$

gdzie:

m_R – masa zespołu odrzucanego (lufy o masie m_{BrL} z zamkiem o masie m_B),

v_R – prędkość ruchu zespołu odrzucanego,

t – czas,

F_P – siła powstała w wyniku działania ciśnienia gazów prochowych na dno łuski,

F_{BS} – siła oporu sprężyny powrotnej zespołu zamka,

F_{BrLS} – siła oporu sprężyny powrotnej zespołu lufy,

F_C – siła mechanizmu napinacza działająca na zespół zamka,

F_{RF} – siła oporu tarcia zespołu odrzucanego o komorę zamkową,

F_{BR} – siła oporu związana z wcinaniem pocisku w bruzdy i ruchem pocisku w lufie;

- równanie ruchu zespołu lufy i zamka po wylocie pocisku z lufy (2):

$$m_R \frac{dv_R}{dt} = F_P - F_{BS} - F_{BrLS} - F_C - F_{RF}. \quad (2)$$

Przy uwzględnieniu że:

$$m_R = m_B + m_{BrL},$$

$$F_P = p_o \cdot A_B,$$

$$F_{BS} = k_{xB} \cdot (x_{oB} + x_R),$$

$$F_{BrLS} = k_{xBrl} \cdot (x_{oBrl} + x_R),$$

$$F_{RF} = \mu \cdot (m_{BrL} + m_B) \cdot G_z,$$

gdzie:

p_o – ciśnienie mieszaniny gazowo-prochowej działające na dno komory spalania,

A_B – pole powierzchni części prowadzącej przewodu lufy,

k_{xB} – sztywność sprężyny powrotnej zespołu zamka,

k_{xBrl} – sztywność sprężyny powrotnej zespołu lufy,

x_{oB} – ugięcie wstępne sprężyny powrotnej zespołu zamka,

x_{oBrl} – ugięcie wstępne sprężyny powrotnej zespołu lufy,

x_R – przemieszczenie zespołu odrzucanego,

μ – współczynnik tarcia,

G_z – przyspieszenie ziemskie,

równania ruchu elementów (1) i (2) przyjmują postać (3 i 4):

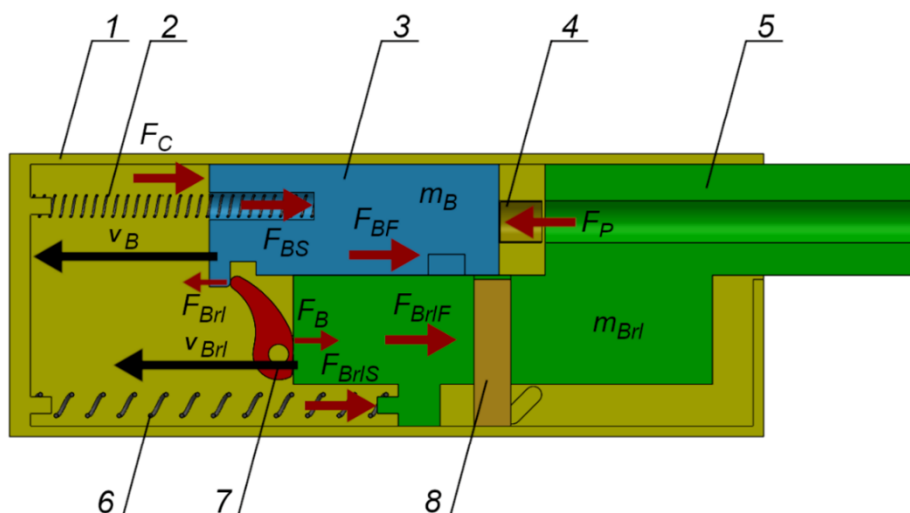
- w trakcie ruchu pocisku w lufie (3):

$$\frac{dv_R}{dt} = \frac{1}{(m_B + m_{BrI})} [p_o \cdot A_B - k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_R) - k_{xBrl} \cdot (x_{0BrI} + x_R) + -F_C - \mu \cdot (m_{BrI} + m_B) \cdot G_Z - F_{BR}], \quad (3)$$

- po wylocie pocisku z lufy (4):

$$\frac{dv_R}{dt} = \frac{1}{(m_B + m_{BrI})} [p_o \cdot A_B - k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_R) - k_{xBrl} \cdot (x_{0BrI} + x_R) + -F_C - \mu \cdot (m_{BrI} + m_B) \cdot G_Z]. \quad (4)$$

W drugim etapie działania układu następuje rozdzielenie lufy i zamka oraz przekazywanie energii zespołu lufy na zespół zamka poprzez przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy. Na poruszający się zespół lufy działa siła tarcia, siła oporu sprężyny powrotnej zespołu lufy oraz siła oddziaływania zespołu lufy na zespół zamka przez przyspieszacz (rys. 11).



Rys. 11. Model fizyczny badanego układu automatyki w drugim etapie pracy: 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – łuska, 5 – lufa, 6 – sprężyna powrotna lufy, 7 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 8 – rygiel, F_C – siła reakcji mechanizmu napinacza iglicy, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BrlS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu lufy, F_{BrlF} – siła tarcia zespołu lufy o komorę zamkową, F_P – siła ciśnienia gazów prochowych działających na dno łuski, F_{Brl} – siła oddziaływania zespołu lufy na zespół zamka przez przyspieszacz, F_B – siła oddziaływania zespołu zamka na zespół lufy przez przyspieszacz m_{BrI} – masa zespołu lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka, v_{BrI} – prędkość ruchu zespołu lufy (opracowanie własne)

Na zespół zamka działa siła tarcia, siła oporu sprężyny powrotnej zamka, siła oporu mechanizmu napinacza oraz skierowana przeciwnie siła oddziaływania lufy na zamek poprzez dźwignię przyspieszacza. Ponadto, w drugim etapie cyklu pracy układu uwzględniono także możliwość oddziaływania ciśnienia gazów prochowych w powylotowym okresie strzału. Równania ruchu zespołu zamka i zespołu lufy w postaci ogólnej w drugim etapie pracy przyjmują następującą postać:

- równanie ruchu zespołu lufy (5):

$$m_{Brl} \frac{dv_{Brl}}{dt} = -F_{BrlS} - F_{BrlF} - F_B + F_{BF}. \quad (5)$$

gdzie:

v_{Brl} – prędkość ruchu zespołu lufy,

F_{BrlF} – siła oporu tarcia zespołu lufy o komorę zamkową,

F_{BF} – siła oporu tarcia zespołu zamka o zespół lufy,

F_B – siła oddziaływania zamka na lufę przez przyspieszacza.

- równanie ruchu zespołu zamka (6):

$$m_B \frac{dv_B}{dt} = F_P - F_{BS} - F_{BF} - F_C + F_{Brl}. \quad (6)$$

gdzie:

v_B – prędkość ruchu zespołu zamka;

F_{Brl} – siła oddziaływania lufy na zamek przez przyspieszacza.

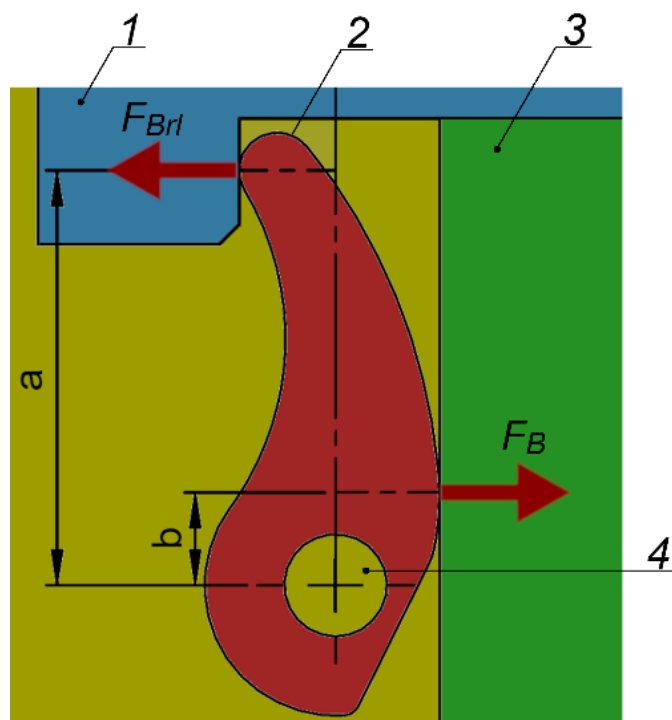
W opracowanym modelu przełożenie przyspieszacza i_p jest określone jako stosunek zrzutowanych na oś przyspieszacza ramion sił oddziaływania zespołu zamka (ogniwa napędzanego) oraz zespołu lufy (ogniwa napędzającego) (przełożenie siłowe) (rys. 12) (7) [67]:

$$i_p = \frac{a}{b}, \quad (7)$$

gdzie:

a, b – ramiona sił oddziaływania zamka i lufy zrzutowane na oś przyspieszacza.

Wartość przełożenia (wyrażona w funkcji przemieszczenia ogniwa napędzającego – w przypadku odrzutu jest to lufa) jest wyznaczana na podstawie wymiarów przyspieszacza.



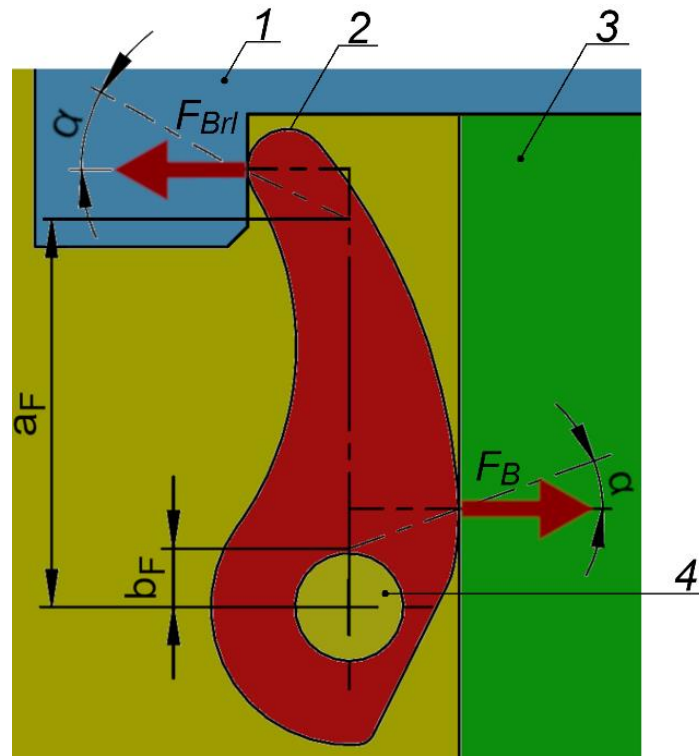
Rys. 12. Schemat mechanizmu przyspieszacza z ramionami sił oddziaływania zamka F_B i lufy F_{Brl} zrzutowanymi na oś przyspieszacza: 1 – zamek, 2 – przyspieszacz, 3 – obsada lufy, 4 – oś przyspieszacza, a , b – ramiona sił oddziaływania zamka i lufy zrzutowane na oś przyspieszacza (opracowanie własne)

Z uwagi na charakter działania mechanizmu, w modelu uwzględniono także tarcie w przyspieszaczu. Umożliwia to wyznaczenie przełożenia przyspieszacza i_{PF} z uwzględnieniem tarcia (przełożenie prędkościowe). W tym celu, na oś przyspieszacza zrzutowano odpowiednio ramiona sił oddziaływania zamka i lufy powiększone o siły tarcia (rys. 13) (8) [67]. Współczynnik tarcia μ między elementami mechanizmu jest uwzględniany jako tangens kąta α odchylenia normalnej styku przyspieszacza z zamkiem i lufą (rys. 13).

$$i_{PF} = \frac{a_F}{b_F}. \quad (8)$$

gdzie:

a_F , b_F – ramiona sił oddziaływania zamka i lufy zrzutowane na oś przyspieszacza z uwzględnieniem współczynnika tarcia.



Rys. 13. Schemat mechanizmu przyspieszacza z uwzględnionym tarcie: 1 – zamek, 2 – przyspieszacz, 3 – obsada lufy, 4 – oś przyspieszacza, a_F , b_F – ramiona sił oddziaływania zamka F_B i lufy F_{Brl} zrutowane na oś przyspieszacza, α – kąt odchylenia normalnej styku elementów mechanizmu (opracowanie własne)

Mając wyznaczone przełożenie siłowe oraz prędkościowe, współczynnik transmisji energii przyspieszacza U_{Acc} jest określony wzorem (9) [67]:

$$U_{Acc} = \frac{1}{\psi_{Acc}}, \quad \psi_{Acc} = \frac{i_{PF}}{i_P}. \quad (9)$$

gdzie:

ψ_{Acc} – sprawność przyspieszacza.

Mając na uwadze, że siła oddziaływania zamka na lufę przez przyspieszacz F_B wyraża się wzorem (10) [67]:

$$F_B = \frac{i_P}{U_{Acc}} \cdot F_{Brl} \quad (10)$$

oraz uwzględniając zależność między ruchem ogniwa napędzanego (zespół zamka) i napędzającego (zespół lufy) otrzymuje się zależność (11) [67]:

$$\frac{dv_B}{dt} = i_P \cdot \frac{dv_{Brl}}{dt} + i_P' \cdot \left(\frac{dx_{Brl}}{dt} \right)^2, \quad (11)$$

gdzie:

i'_p – pochodna przełożenia przyspieszacza,

x_{Brl} – przemieszczenie zespołu lufy.

Po odpowiednich przekształceniach równanie prędkości ruchu ogniwa napędzanego (zespołu zamka) (6) przyjmuje postać (12):

$$\frac{dv_B}{dt} = \frac{1}{m_B + \frac{U_{Acc} \cdot m_{Brl}}{i_p^2}} \left\{ \frac{U_{Acc}}{i_p} \left[i'_p \cdot \frac{m_{Brl}}{i_p} \cdot \left(\frac{dx_{Brl}}{dt} \right)^2 - k_{xBrl} \cdot (x_{0Brl} + x_{Brl}) - \mu \cdot (m_{Brl} + m_B) \cdot G_z + \mu \cdot m_B \cdot G_z \right] - F_C - k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) + p_o \cdot A_B - \mu \cdot m_B \cdot G_z \right\}, \quad (12)$$

gdzie:

x_B – przemieszczenie zespołu zamka.

Wyznaczając z równania (10) siłę oddziaływania zespołu lufy na zespół zamka oraz przyspieszenie zespołu lufy z równania (11) i podstawiając je do (12), otrzymuje się przyspieszenie zespołu lufy zgodnie z wzorem (13):

$$\frac{dv_{Brl}}{dt} = \frac{1}{m_{Brl} + \frac{i_p^2}{U_{Acc}} \cdot m_B} \left\{ \frac{i_p}{U_{Acc}} \left[-i'_p \cdot m_B \cdot \left(\frac{dx_{Brl}}{dt} \right)^2 - k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) + F_C - p_o \cdot A_B + \mu \cdot m_B \cdot G_z \right] - \mu \cdot (m_{Brl} + m_B) \cdot G_z - k_{xBrl} \cdot (x_{0Brl} + x_{Brl}) + \mu \cdot m_B \cdot G_z \right\}. \quad (13)$$

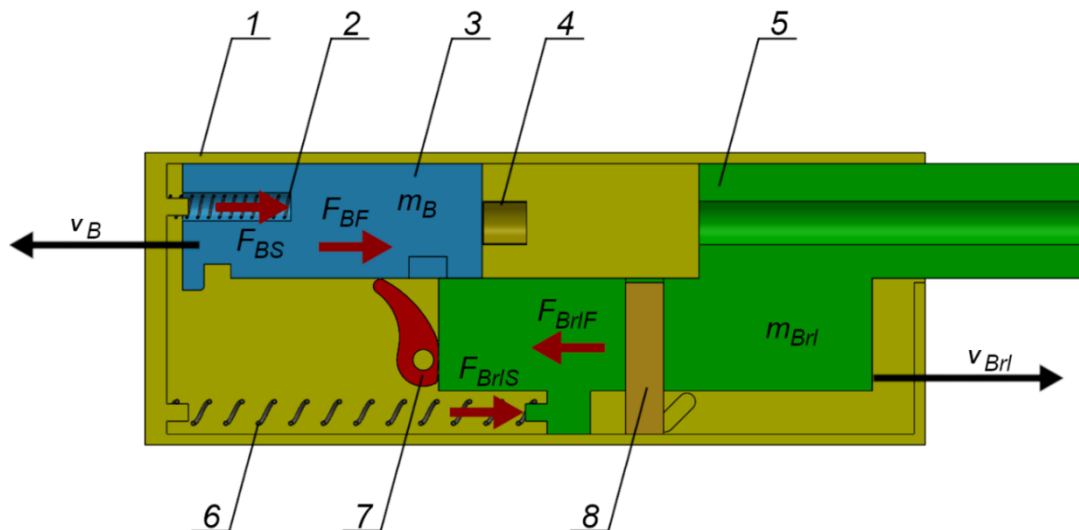
W trzecim etapie działania układu automatyki następuje ruch zamka do skrajnego tylnego położenia oraz zderzenie zespołu lufy z obsadą mechanizmu powrotnego lufy (rys. 14). Po zderzeniu, zespół lufy pod wpływem działania swojego urządzenia powrotnego rozpoczyna ruch w przeciwnym kierunku na niewielką odległość, po pokonaniu której, w wyniku kontaktu występów umieszczonych na tylnej części przyspieszacza oraz tylnej części obsady lufy, następuje zablokowanie ruchu lufy oraz wychylonej dźwigni przyspieszacza.

Równanie ruchu zespołu lufy w trzecim etapie ma postać (14):

$$\frac{dv_{Brl}}{dt} = -\frac{1}{m_{Brl}} [k_{xBrl} \cdot (x_{0Brl} + x_{Brl}) + \mu \cdot (m_{Brl} + m_B) \cdot G_z - \mu \cdot m_B \cdot G_z]. \quad (14)$$

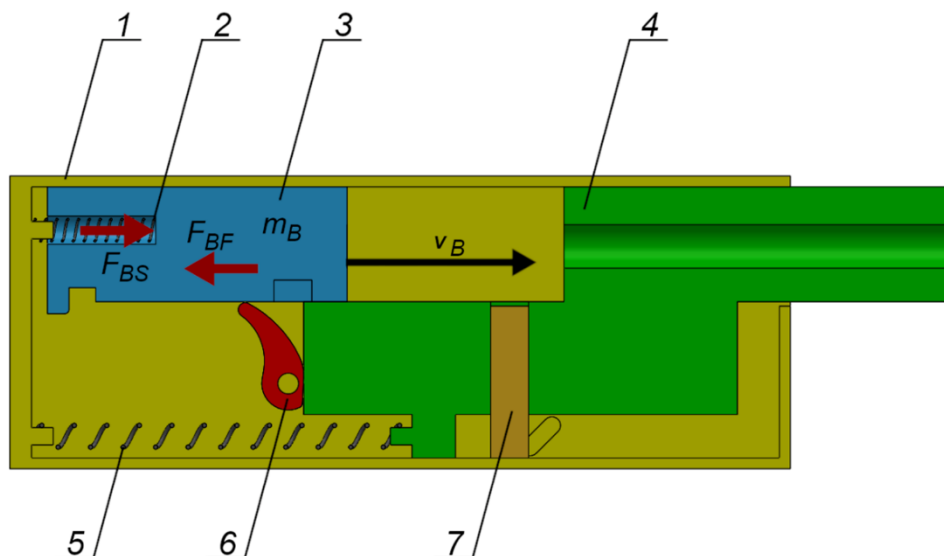
Równanie ruchu zespołu zamka w trzecim etapie (15):

$$\frac{dv_B}{dt} = \frac{1}{m_B} [-k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) - \mu \cdot m_B \cdot G_z]. \quad (15)$$



Rys. 14. Model fizyczny badanego układu automatyki w trzecim etapie pracy: 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – łuska, 5 – lufa, 6 – sprężyna powrotna lufy, 7 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 8 – rygiel, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BrlS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu lufy, F_{BF} – siła tarcia zespołu zamka o zespół lufy, F_{BrlF} – siła tarcia zespołu lufy o komorę zamkową, m_{Brl} – masa zespołu lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka, v_{Brl} – prędkość ruchu zespołu lufy (opracowanie własne)

W czwartym etapie działania układu, po kontakcie zespołu zamka ze zderzakiem następuje jego odbicie i powrót do chwili kontaktu z przyspieszaczem (rys. 15).

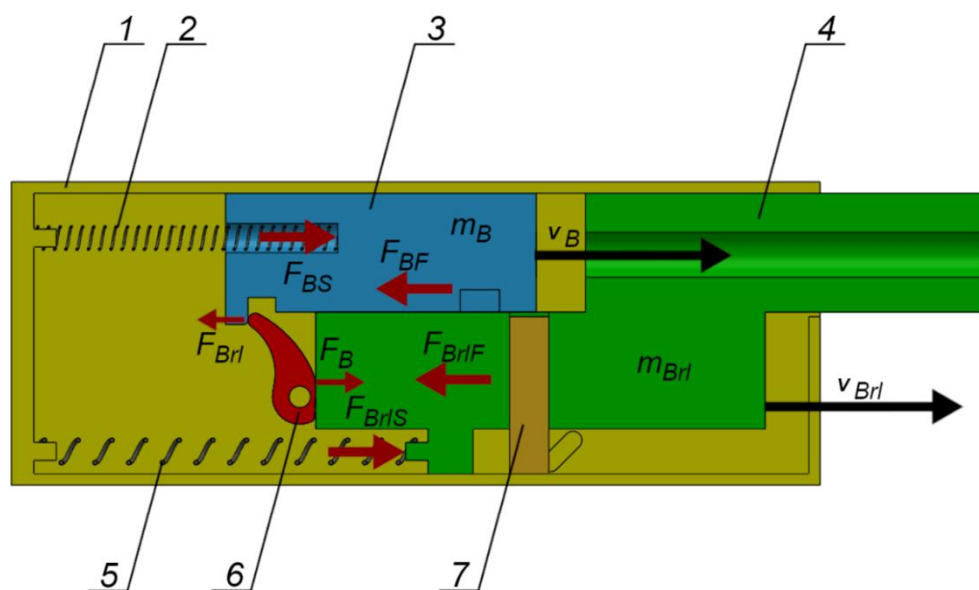


Rys. 15. Model fizyczny badanego układu automatyki w czwartym etapie pracy: 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – lufa, 5 – sprężyna powrotna lufy, 6 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 7 – rygiel, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BF} – siła tarcia zespołu zamka o zespół lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka (opracowanie własne)

Równanie ruchu zespołu zamka w czwartym etapie pracy układu (16):

$$\frac{dv_B}{dt} = -\frac{1}{m_B} [k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) + \mu \cdot m_B \cdot G_Z]. \quad (16)$$

W piątym etapie działania układu ma miejsce sytuacja analogiczna do etapu drugiego. Zespół zamka – w wyniku kontaktu z przyspieszaczem – odblokowuje ruch lufy i przekazuje swoją energię kinetyczną do zespołu lufy, powodując zwiększenie prędkości jej ruchu oraz zmniejszenie własnej prędkości (w przeciwieństwie do etapu drugiego, w etapie piątym zespół zamka jest ogniwem napędzającym a zespół lufy ogniwem napędzanym) (rys. 16). Równania ruchu elementów układu w etapie piątym zostały wyprowadzone analogicznie jak w etapie drugim, z uwzględnieniem zmiany roli ogniw oraz zmiany zwrotu siły tarcia.



Rys. 16. Model fizyczny badanego układu automatyki w czwartym etapie pracy: 1 – komora zamkowa, 2 – sprężyna powrotna zamka, 3 – zamek, 4 – lufa, 5 – sprężyna powrotna lufy, 6 – przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy, 7 – rygiel, F_C – siła reakcji mechanizmu napinacza iglicy, F_{BS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu zamka, F_{BrlS} – siła reakcji sprężyny powrotnej zespołu lufy, F_{BF} – siła tarcia zespołu zamka o zespół lufy, F_{BrlF} – siła tarcia zespołu lufy o komorę zamkową, F_{Brl} – siła oddziaływania zespołu lufy na zespół zamka przez przyspieszacz, F_B – siła oddziaływania zespołu zamka na zespół lufy przez przyspieszacz m_{Brl} – masa zespołu lufy, m_B – masa zespołu zamka, v_B – prędkość ruchu zespołu zamka, v_{Brl} – prędkość ruchu zespołu lufy (opracowanie własne)

Równanie ruchu zespołu lufy w piątym etapie ma postać (17):

$$\frac{dv_{Br1}}{dt} = -\frac{1}{m_{Br1} + \frac{U_{ACC} \cdot m_B}{i_p^2}} \left\{ \frac{U_{ACC}}{i_p} \left[i_p' \cdot m_B \cdot \left(\frac{dx_{Br1}}{dt} \right)^2 + k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) - \mu \cdot m_B \cdot G_Z \right] + \right. \\ \left. -\mu \cdot (m_{Br1} + m_B) \cdot G_Z + \mu \cdot m_B \cdot G_Z - k_{xBr1} \cdot (x_{0Br1} + x_{Br1}) \right\}. \quad (17)$$

Równanie ruchu zespołu zamka w piątym etapie (18):

$$\frac{dv_B}{dt} = -\frac{1}{m_B + \frac{U_{ACC}}{i_p^2} \cdot m_{Br1}} \left\{ \frac{i_p}{U_{ACC}} \left[i_p' \cdot m_{Br1} \cdot \left(\frac{dx_B}{dt} \right)^2 + k_{xBr1} \cdot (x_{0Br1} + x_{Br1}) + \right. \right. \\ \left. \left. -\mu \cdot (m_{Br1} + m_B) \cdot G_Z + \mu \cdot m_B \cdot G_Z \right] + k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_B) - \mu \cdot m_B \cdot G_Z \right\}. \quad (18)$$

W szóstym (ostatnim) etapie działania układu, po zakończeniu działania przyspieszacza zespół zamka zderza się z zespołem lufy. Następuje wyrównanie prędkości ruchu obu zespołów, ich wzajemne zaryglowanie oraz przemieszczanie się do przedniego skrajnego położenia. Równanie ruchu zespołu lufy i zamka ma postać (19):

$$\frac{dv_R}{dt} = \frac{1}{(m_B + m_{Br1})} [-k_{xB} \cdot (x_{0B} + x_R) - k_{xBr1} \cdot (x_{0Br1} + x_R) - \mu \cdot (m_{Br1} + m_B) \cdot G_Z]. \quad (19)$$

Zawarty w równaniach (1)-(19) model matematyczny, opisujący pracę działania badanego układu automatyki w trakcie pełnego cyklu pojedynczego strzału, zostanie uzupełniony o opisany w rozdziale trzecim model balistyki wewnętrznej układu miotającego. Umożliwi to wykonanie symulacji pracy układu automatyki i wyznaczenie zasadniczych charakterystyk pracy układu, istotnych z punktu widzenia projektowania nowych wzorów broni wykorzystujących odrzut lufy do wykonania podstawowych czynności związanych z przeładowaniem broni.

Ponadto, w trakcie opracowywania modelu matematycznego uwzględniono przyspieszacz dźwigniowo-krzywkowy. Tego typu mechanizm o zbliżonej konstrukcji występuje również w układach automatyki broni działającej na zasadzie odrzutu zamka półswobodnego, z opóźnionym otwarciem zamka. W związku z tym, zwalidowany model matematyczny działania badanego układu może być wykorzystany – w części dotyczącej działania przyspieszacza – w budowie modeli matematycznych działania broni z zamkiem półswobodnym.

ROZDZIAŁ III

MODEL BALISTYKI WEWNĘTRZNEJ BADANEGO UKŁADU MIOTAJĄCEGO

Teoretyczne wyznaczenie przebiegów ciśnienia gazów prochowych w przewodzie lufy badanego układu w czasie strzału wymaga rozwiązania PGBW. W tym celu, w niniejszej pracy wykorzystano model termodynamiczny balistyki wewnętrznej wg STANAG 4367 [68], zmodyfikowany w pracy [69]. Model wg STANAG 4367 należy do grupy modeli o parametrach skupionych, tj. traktuje on cały ładunek prochowy jako jeden element. Wykorzystany model cechuje się wieloma, następującymi uproszczeniami [69]:

1. ładunek prochowy ulega jednoczesnemu zapłonowi w całej swojej objętości i do chwili osiągnięcia ciśnienia forsowania (rozpoczęcia ruchu pocisku) spala się w stałej objętości; do tej chwili ładunek inicjujący spłonki ulega całkowitemu spalaniu;
2. niespalone ziarna prochowe poruszają się z prędkością równą prędkości gazów prochowych;
3. uśrednia się rozkłady parametrów ruchu i stanu w kierunku poprzecznym do osi układu miotającego; rozkład ciśnienia i prędkości w kierunku osi układu miotającego uwzględnia się w sposób przybliżony;
4. ścianki lufy są nieodkształcalne;
5. efekty związane z przewodnictwem cieplnym i tarciem wewnętrznym w mieszaninie gazowo-prochowej pominięto z uwagi na ich stosunkowo długi czas trwania w porównaniu z procesem gazodynamicznym;
6. uwzględnia się wymianę ciepła między wewnętrzną powierzchnią lufy a mieszaniną gazowo-prochową;
7. palenie się prochu w danej objętości materialnej odbywa się jak w stałej objętości; pomija się efekty spalania erozyjnego;
8. do opisu procesu powstawania gazów prochowych wykorzystuje się fizyczne prawo spalania;

9. gazy prochowe są w każdej chwili czasu w stanie chwilowej równowagi termodynamicznej; zmiany stanu gazów prochowych podlegają równaniu stanu Abela-Nobla;
10. pomija się energię deformacji sprężystej ziaren prochu;
11. opór powietrza sprężanego w lufie uwzględnia się, przyjmując zależność pomiędzy prędkością pocisku i przeciwcieniem na podstawie związku pomiędzy prędkością i ciśnieniem w fali uderzeniowej;
12. opór wcinania się pocisku w bruzdy lufy uwzględniany jest poprzez wprowadzenie siły oporu zależnej od położenia pocisku; uwzględnia się tarcie pocisku o część prowadzącą przewodu lufy.

Podstawowe równania modelu balistyki wewnętrznej wg [69]:

- **równanie ruchu pocisku (20):**

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{A(p_b - b_r - p_g)}{m_p}, \quad (20)$$

gdzie:

v_p – prędkość pocisku,

A – pole powierzchni dennej części pocisku,

p_b – ciśnienie mieszaniny gazowo-prochowej na dnie pocisku,

p_g – ciśnienie powietrza przed pociskiem,

b_r – przeciwcienie wynikające z siły oporu wcinania się pocisku w bruzdy.

- **pole powierzchni dennej części pocisku (21):**

$$A = \frac{\pi}{4} D_b^2, \quad D_b^2 = \frac{GLR \cdot DG^2 + DL^2}{GLR + 1}, \quad (21)$$

gdzie:

GLR – stosunek szerokości bruzd do pól,

DG – średnica lufy mierzona na bruzdach,

DL – średnica lufy mierzona na polach.

- **ciśnienie na dnie pocisku przy przybliżonym uwzględnieniu gradientu ciśnienia (22):**

$$p_b = \left[p_{av} + \frac{c_T(p_g + b_r)}{3m_p} \right] / \left(1 + \frac{c_T}{3m_p} \right), \quad (22)$$

gdzie:

p_{av} – ciśnienie średnie w mieszaninie gazowo-prochowej,

C_T – całkowita masa prochu i masy zapłonowej.

- **ciśnienie powietrza przed pociskiem (23):**

$$p_g = p_a \left[1 + k_a M^2 \left(\frac{1+k_a}{4} + \sqrt{\left(\frac{1+k_a}{4} \right)^2 + M^{-2}} \right) \right], M = \frac{v_p}{c_a}, \quad (23)$$

gdzie:

p_a – ciśnienie atmosferyczne (wartość początkowa ciśnienia powietrza w lufie, $p_a = 0,1$ MPa),

k_a – wykładnik izentropy dla powietrza,

M – liczba Macha dla ruchu pocisku względem otaczającego powietrza,

c_a – prędkość dźwięku w powietrzu.

- **ciśnienie działające na dno komory spalania (24):**

$$p_o = p_b + \frac{C_T}{2m_p} (p_b - b_r - p_g). \quad (24)$$

- **przemieszczenie pocisku (25):**

$$x = \int_0^t (v_p - v_R) dt. \quad (25)$$

Uwzględniona w równaniu (25) prędkość ruchu zespołu odrzucanego v_R jest wyznaczana z równania (1), uwzględnionego w modelu matematycznym działania układu automatyki.

- **względna masowa szybkość spalania prochu (26):**

$$\frac{dz}{dt} = G(z) \left(\frac{p_{av}}{p_0} \right)^n, \quad (26)$$

gdzie:

z – względna masa spalonego prochu,

G – dynamiczna żywość prochu,

p_0 – ciśnienie odniesienia w prawie spalania ($p_0 = 0,1$ MPa).

- **średnie ciśnienie mieszaniny gazowo-prochowej (27):**

$$p_{av} = \frac{T}{V_c} \left[\frac{f C_z}{T_0} + \frac{f_z C_z}{T_{0z}} \right], \quad (27)$$

gdzie:

T – temperatura gazów prochowych,

V_c – objętość składnika gazowego mieszaniny gazowo-prochowej,

f – siła prochu,

f_z – siła masy zapłonowej,

C – początkowa masa ładunku prochowego,

C_z – początkowa masa ładunku zapłonowego,

T_0 – adiabatyczna temperatura płomienia ładunku prochowego,

T_{0z} – adiabatyczna temperatura płomienia ładunku zapłonowego.

- **objętość składnika gazowego mieszaniny gazowo-prochowej (28):**

$$V_c = V_o + Ax - \frac{C}{\rho}(1 - z) - C\eta z - C_z\eta_z, \quad (28)$$

gdzie:

V_o – objętość początkowa komory spalania (objętość wewnętrzna łuski naboju),

ρ – gęstość prochu,

η – kowolumen prochu,

η_z – kowolumen masy zapłonowej.

- **temperatura gazów prochowych (29):**

$$T = \frac{\frac{fCz}{k-1} + \frac{f_z C_z}{k_z-1} - E_{pt} - E_{pr} - E_p - E_{br} - E_r - E_d - E_h}{\frac{fCz}{(k-1)T_0} + \frac{f_z C_z}{(k_z-1)T_{0z}}}, \quad (29)$$

gdzie:

k – wykładnik izentropy dla prochu,

k_z – wykładnik izentropy gazów ładunku zapłonowego,

E_{pt} – energia kinetyczna pocisku w ruchu postępowym,

E_{pr} – energia kinetyczna pocisku w ruchu obrotowym,

E_p – energia kinetyczna mieszaniny gazowo-prochowej,

E_{br} – praca przeciw siłom oporu wcinania pocisku w bruzdy lufy i tarcia w lufie,

E_r – energia kinetyczna zespołu odrzucanego,

E_d – praca przeciwko oporowi powietrza w lufie,

E_h – straty ciepłe do ścianek komory naboju i lufy.

- **energia kinetyczna pocisku w ruchu postępowym (30):**

$$E_{pt} = \frac{m_p v_p^2}{2}, \quad (30)$$

- **energia kinetyczna pocisku w ruchu obrotowym (31):**

$$E_{pr} = \left(\frac{r_b}{r_p}\right)^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_l \frac{m_p v_p^2}{2}, \quad (31)$$

gdzie:

r_b – promień bezwładności pocisku,

r_p – promień pocisku,

α_l – kąt pochylenia bruzd.

- **energia kinetyczna mieszaniny gazowo-prochowej (32):**

$$E_p = \frac{C_T v_p^2}{6}, \quad (32)$$

- **praca przeciw siłom oporu przy wcinaniu się pocisku w bruzdy lufy i tarcia pocisku w lufie (33):**

$$E_{br} = A \int_0^x b_r dx, \quad (33)$$

- **ciśnienie oporów wcinania i tarcia pocisku (34, 35, 36):**

$$b_r = f_R p_{av} + p_r, \quad (34)$$

$$p_r = \begin{cases} p_f \left(1 - \frac{x}{x_{r1}}\right) & \text{dla } x < x_{r1} \\ p_{rm} f_{br}(x) & \text{dla } x \geq x_{r1} \end{cases}, \quad (35)$$

$$f_{br}(x) = \begin{cases} 0 & \text{dla } x \leq x_2 \text{ i } x \geq x_5 \\ (x - x_2)/(x_3 - x_2) & \text{dla } x \in (x_2, x_3) \\ 1 & \text{dla } x \in [x_3, x_4] \\ 1 - (x - x_4)/(x_5 - x_4) & \text{dla } x \in (x_4, x_5) \end{cases}, \quad (36)$$

gdzie:

f_R – współczynnik tarcia pocisku o przewód lufy,

p_r – ciśnienie oporu ruchu pocisku,

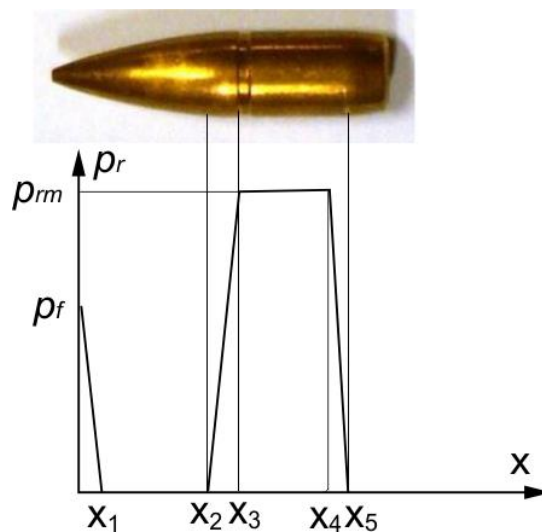
p_f – ciśnienie rozczalania,

p_{rm} – maksymalne ciśnienie wcinania się pocisku w bruzdy lufy,

f_{br} – funkcja ciśnienia oporu wcinania pocisku w bruzdy.

Ciśnienie oporu na odcinku od 0 do x_1 (rys. 17) uwzględnia opory rozczalania naboju. Położenie x_2 odpowiada dotarciu do bruzd walcowej części pocisku, x_3 – chwili zakończenia narastania wartości siły oporu wcinania, x_4 – początkowi spadku ciśnienia oporu, a położenie x_5 – końcowi wcinania się pocisku w bruzdy.

Położenia x_3 i x_4 są określane na podstawie znajomości geometrii pocisku i lufy. Jako wartość ciśnienia rozcalania p_f przyjmuje się siłę maksymalną wymaganą do rozcalenia naboju. W przypadku maksymalnego ciśnienia wcinania p_{rm} przyjmuje się wartość orientacyjną, mając na uwadze wartości ciśnienia uzyskane w wyniku badań amunicji z wykorzystaniem lufy w standardzie EPVAT (zarejestrowane przez czujnik od chwili minięcia przez pocisk otworu doprowadzającego gazy do czujnika).



Rys. 17. Przyjęty w modelu balistyki wewnętrznej charakter zmian ciśnienia oporu w trakcie rozcalania naboju i wcinania pocisku w bruzdy lufy, wyrażony w funkcji przemieszczenia pocisku. Ciśnienie oporu na odcinku od 0 do x_1 uwzględnia opory rozcalania naboju. Położenie x_2 odpowiada dotarciu do bruzd walcowej części pocisku, x_3 – chwili zakończenia narastania wartości siły oporu wcinania, x_4 – początkowi spadku ciśnienia oporu, a położenie x_5 – końcowi wcinania się pocisku w bruzdy [69]

- **energia kinetyczna części ulegających odrzutowi (w okresie ruchu pocisku w lufie jest to zamek z lufą) (37):**

$$E_r = \frac{m_R v_R^2}{2}. \quad (37)$$

- **praca przeciw ciśnieniu powietrza znajdującego się przed pociskiem (38):**

$$E_d = A \int_0^t v_p p_g dt. \quad (38)$$

- **straty ciepłne (39):**

$$E_h = \int_0^t A_w h (T - T_c) dt, \quad (39)$$

gdzie:

A_w – pole powierzchni wymiany ciepła,

h – współczynnik wymiany ciepła,

T_c – temperatura ścianek lufy.

- **pole powierzchni wymiany ciepła (40):**

$$A_w = \left(\frac{V_0}{A} + x\right) \pi D_b + 2A. \quad (40)$$

- **współczynnik wymiany ciepła (41):**

$$h = h_w \left(\frac{D}{D_b}\right)^{0,2} (\rho_{av} v_{av})^{0,8}; \quad D = \frac{378}{T+105} \left(\frac{T}{273}\right)^{1,5}, \quad (41)$$

gdzie:

h_w – współczynnik uwzględniający straty ciepłone,

D_b – grubość ścianki lufy,

ρ_{av} – średnia gęstość składnika gazowego mieszaniny gazowo-prochowej,

v_{av} – średnia prędkość mieszaniny gazowo-prochowej.

- **średnia prędkość mieszaniny gazowo-prochowej (42):**

$$v_{av} = \frac{1}{2}(v_p + v_R). \quad (42)$$

- **średnia gęstość składnika gazowego mieszaniny gazowo prochowej (43):**

$$\rho_{av} = (C_z + C_z)/V_c. \quad (43)$$

- **ciepło właściwe gazów prochowych (44):**

$$c_p = \frac{fk}{(k-1)T_0}. \quad (44)$$

- **średnie ciepło właściwe gazów w przestrzeni zapociskowej (45):**

$$c_{pav} = \frac{c_p C_z + c_z C_z}{C_z + C_z}. \quad (45)$$

- **temperatura wewnętrznej powierzchni lufy (46):**

$$T_c = \frac{E_h + f E_{br}}{c_{pw} \rho_w A_w D_w} + T_{c0}, \quad (46)$$

gdzie:

T_{c0} – temperatura początkowa wewnętrznej powierzchni lufy,

c_{pw} – ciepło właściwe materiału ścianek lufy,

ρ_w – gęstość materiału ścianek lufy,

D_w – efektywna średnica lufy.

Model balistyki wewnętrznej zawarty w STANAG 4367 nie uwzględnia opisu zjawisk zachodzących w układzie miotającym w okresie po wylocie pocisku z lufy, tj. w okresie powylotowym. Z uwagi na istotny wpływ przebiegu ciśnienia w tym okresie na pracę układu z odrzutem lufy, model balistyki wewnętrznej uzupełniono o równanie (47) opisujące:

- **wpływ gazów z przewodu lufy do otoczenia (47) [70]:**

$$\frac{d\gamma}{dt} = \frac{\xi_w}{c} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k-1}} \sqrt{\frac{2k}{k+1}} \cdot \frac{p_{av}}{\sqrt{RT}}, \quad (47)$$

gdzie:

γ – względna część mieszaniny gazowo-prochowej która wypłynęła do otoczenia,

ξ_w – współczynnik strat przy wypływie gazów,

R – stała gazowa.

Na podstawie równań (1)–(19) modelu matematycznego działania układu automatyki broni z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym oraz równań (20)–(47) termodynamicznego modelu balistyki wewnętrznej, opracowano w środowisku MATLAB program obliczeniowy, który służy do rozwiązywania PGBW i wyznaczania charakterystyk kinematycznych zasadniczych elementów układu automatyki broni. Program ten pozwala na wyznaczenie m.in. następujących charakterystyk: ciśnienia średniego mieszaniny gazowo-prochowej w przestrzeni zapociskowej, ciśnienia mieszaniny gazowo-prochowej w komorze nabojoyej, ciśnienia mieszaniny gazowo-prochowej przy dnie pocisku, prędkości i przemieszczenia pocisku w lufie oraz prędkości ruchu zespołu lufy i zamka. Równania różniczkowe występujące w przedstawionych modelach są rozwiązywane przy użyciu metody Rungego-Kutty czwartego rzędu.

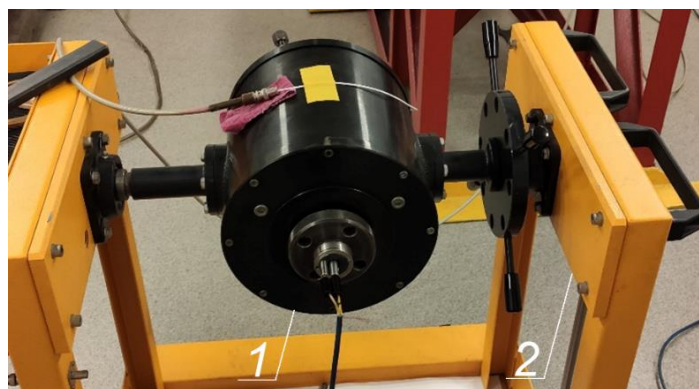
ROZDZIAŁ IV

EKSPERYMENTALNE OKREŚLENIE CHARAKTERYSTYK ENERGETYCZNO-BALISTYCZNYCH MATERIAŁU MIOTAJĄCEGO

4.1. Badania pirostatyczne prochu

Przeprowadzenie obliczeń termodynamicznym modelem balistyki wewnętrznej wymaga znajomości wartości parametrów energetyczno-balistycznych materiału miotającego, takich jak: siły prochu f , kowolumenu gazów prochowych η i wykładnika w prawie spalania n . W tym celu przeprowadzono badania materiału miotającego, wykorzystując konwencjonalną komorę manometryczną HPI o pojemności 200 cm³ (fot. 12), którą wyposażono w piezoelektryczny przetwornik ciśnienia 5QP6000M. Do badań zastosowano wzmacniacz ładunku TA-3/D firmy Vibro-Meter oraz 12-bitowy przetwornik analogowo-cyfrowy Keithley DAS-50 12-bit, pracujący z częstotliwością 1 MHz. Charakterystykę aparatury badawczej przedstawiono w załączniku do niniejszej pracy doktorskiej.

Tak zestawiony układ pomiarowy jest od wielu lat z powodzeniem wykorzystywany w pracach badawczych prowadzonych w Laboratorium Balistyki ITU WML, gwarantując uzyskiwanie wysokiej powtarzalności wyników badań pirostatycznych.



Fot. 12. Stanowisko do badań pirostatycznych materiałów miotających, zawierające komorę manometryczną HPI o pojemności 200 cm³: 1 – komora manometryczna, 2 – statyw komory manometrycznej (fot. opracowanie własne)

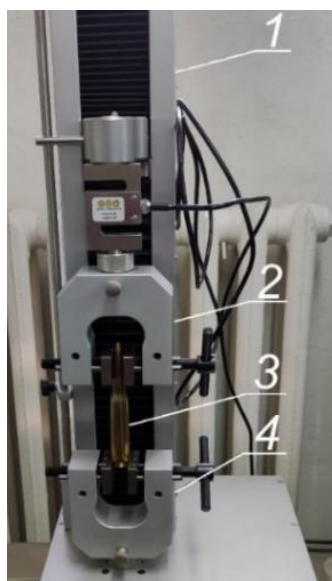
Badaniom doświadczalnym poddano proch z dwóch partii amunicji 12,7x99 mm Browning z pociskiem M33, które wyprodukowano w roku 2009 (partia 01-09-21,

świadectwo jakości nr 14/2020) oraz 2021 (partia 01-21-21, świadectwo jakości nr 5/2021). Według danych producenta tej amunicji, w obu partiach zastosowano ten sam proch o oznaczeniu NC1214 (fot. 13).



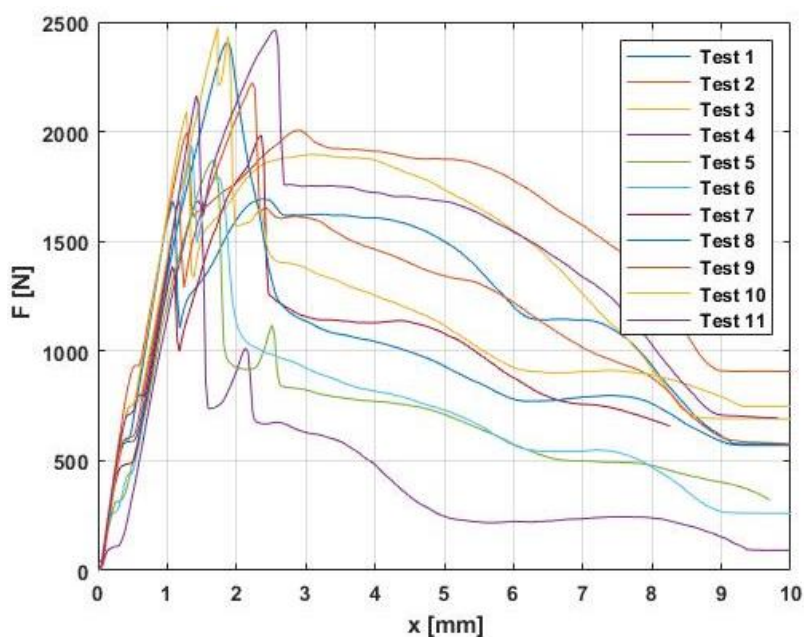
Fot. 13. Ziarna prochu NC1214 (fot. J. Sienkiewicz)

W pierwszym etapie badań, w celu pozyskania prochu z amunicji, dokonano rozcalenia naboju z obu partii z wykorzystaniem uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej Thümler Z3 (fot. 14). Proces ten realizowano poprzez umieszczenie naboju w szczękach maszyny wytrzymałościowej: w górnych szczękach mocowano pocisk, natomiast w dolnych – dno łuski. Pocisk wysuwano z łuski za pomocą maszyny, jednocześnie dokonując pomiaru siły potrzebnej do rozcalenia naboju. Znajomość wartości tej siły jest wymagana do rozwiązania PGBW.

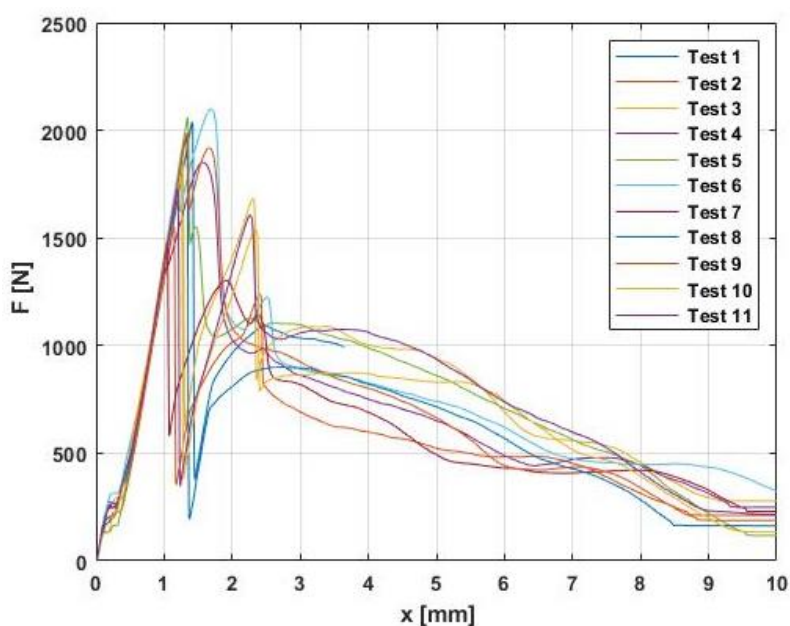


Fot. 14. Proces rozcalania amunicji z wykorzystaniem uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej Thümler Z3: 1 – uniwersalna maszyna wytrzymałościowa Thümler Z3, 2 – górne szczęki maszyny, 3 – rozcalany nabój 12,7x99 mm Browning NATO, 4 – dolne szczęki maszyny (fot. opracowanie własne)

Pomiary przeprowadzono dla 11 nabojów z każdej partii. Wyniki pomiaru siły rozcalania F w funkcji przemieszczenia pocisku x amunicji z partii z 2009 r. przedstawiono na rys. 18, natomiast amunicji z partii z 2021 r. – na rys. 19. Z kolei wartości maksymalne siły rozcalania i odpowiadające im przemieszczenia pocisku dla partii amunicji z roku 2009 i 2021 przedstawiono w tab. 2.



Rys. 18. Przebiegi siły rozcalania F w funkcji przemieszczenia pocisku x dla amunicji z partii z 2009 r. (opracowanie własne)



Rys. 19. Przebiegi siły rozcalania F w funkcji przemieszczenia pocisku x dla amunicji z partii z 2021 r. (opracowanie własne)

Tab. 2. Wartości maksymalnej siły rozcalenia F_{max} i odpowiadające im przemieszczenia pocisku x_{max} dla partii amunicji z roku 2009 i 2021 (opracowanie własne)

L.p.	Partia z 2009 r.		Partia z 2021 r.	
	F_{max} [N]	x_{max} [mm]	F_{max} [N]	x_{max} [mm]
1.	1693	2,36	2038	1,41
2.	2006	2,9	1552	1,14
3.	2092	1,28	1863	1,27
4.	1685	1,45	1851	1,57
5.	1869	1,67	2063	1,35
6.	1936	1,36	2098	1,68
7.	1983	2,36	1482	1,04
8.	2407	1,89	1980	1,33
9.	2223	2,23	1986	1,34
10.	2474	1,73	1784	1,25
11.	2462	2,57	1732	1,21
Wartość średnia	2076	1,98	1857	1,33
Odchylenie standardowe	285	0,54	205	0,18

Na podstawie analizy rys. 18-19 oraz danych zawartych w tab. 2 można zauważyć zróżnicowanie pomiędzy wartościami siły potrzebnej do rozcalenia naboju zarówno w przypadku wartości maksymalnych dla poszczególnych prób, jak i ilościowej powtarzalności przebiegów. Widoczne są także różnice w F_{max} i x_{max} między partią amunicji z roku 2009 ($F_{max} = 2076 \pm 285$ N, $x_{max} = 1,98 \pm 0,54$ mm), a partią z roku 2021 ($F_{max} = 1857 \pm 205$ N, $x_{max} = 1,33 \pm 0,18$ mm).

Ponadto, pomiary masy prochu (naważek prochowych) w obu partiach amunicji, wykonane na wadze RADWAG AS 310.R2, wykazały znaczne różnice pomiędzy nimi. Naważki prochowe oraz masy pocisków wykorzystanych w badanych partiach amunicji przedstawiono w tab. 3.

Tab. 3. Masy naważek prochowych oraz masy pocisków wykorzystanych w partiach amunicji z roku 2009 i 2021 (opracowanie własne)

L.p.	Partia amunicji z 2009 r.		Partia amunicji z 2021 r.	
	masa prochu C [g]	masa pocisku m_p [g]	masa prochu C [g]	masa pocisku m_p [g]
1.	16,193	43,061	14,650	41,731
2.	16,143	42,600	14,600	41,786
3.	15,549	42,200	14,674	41,490
4.	16,146	42,570	14,605	41,473
5.	16,134	42,920	14,680	41,741
6.	16,255	42,700	14,652	41,839
7.	16,267	43,051	14,642	41,515
8.	15,971	42,842	14,600	41,428
9.	16,190	42,791	14,626	41,748
10.	15,945	41,320	14,595	41,830
11.	16,150	42,770	14,667	41,743
Wartość średnia	16,120	42,620	14,640	41,670
Odchylenie standardowe	0,120	0,490	0,030	0,160

Na podstawie analizy tab. 3 można stwierdzić, że naboje z partii z 2009 r. zawierają więcej prochu ($C = 16,12 \pm 0,12$ g) niż naboje z partii z 2021 r. ($C = 14,64 \pm 0,03$ g). Analogiczne różnice występują także w masach pocisków stosowanych w nabojach $m_p = 42,62 \pm 0,49$ g (pociski partii z 2009 r.) w stosunku do $m_p = 41,67 \pm 0,16$ g (pociski partii z 2021 r.).

Ze względu na znaczne różnice w naważkach prochu mającego te same oznaczenie – NC1214, badania pirostatyczne przeprowadzono dla obu partii prochów, dla dwóch gęstości ładowania $\Delta = 100$ kg/m³ i 200 kg/m³, po 3 próby dla każdej gęstości. Każdą próbę przeprowadzono w temperaturze komory manometrycznej, prochu i otoczenia równej 20°C. Zapłon realizowano z wykorzystaniem czarnoprochowych zapłonników dobranych w taki sposób, aby generowały ciśnienie zapłonu równe 3 MPa. Badania pirostatyczne prochów przeprowadzono zgodnie z procedurami obowiązującymi w Zakładzie Artylerii i Balistyki ITU WML WAT. Z uwagi na możliwy wpływ procesów przekazywania ciepła do ścianek komory

manometrycznej na przebiegi ciśnienia uzyskane bezpośrednio z eksperymentu, w celu ich skorygowania zastosowano metodę korekcji krzywych ciśnienia na straty ciepłne [71]. Metoda ta bazuje na wartości współczynnika wymiany ciepła wyznaczonego na podstawie opadającej części krzywej ciśnienia od czasu, aproksymowanej funkcją wykładniczą. Wartości skorygowanego ciśnienia w użytej metodzie oblicza się z zależności (48) [71]:

$$p_{corr}(t) = p(t) + \frac{1}{t_q} \int_0^t p(\tau) d\tau + \frac{p_{max} - p_{ign}}{t_h} t, \quad (48)$$

gdzie:

p_{corr} – ciśnienie skorygowane na straty ciepłne,

p – ciśnienie,

t_q – stała czasowa określająca szybkość spadku wskazania czujnika ciśnienia na skutek odpływu ładunku elektrycznego [71],

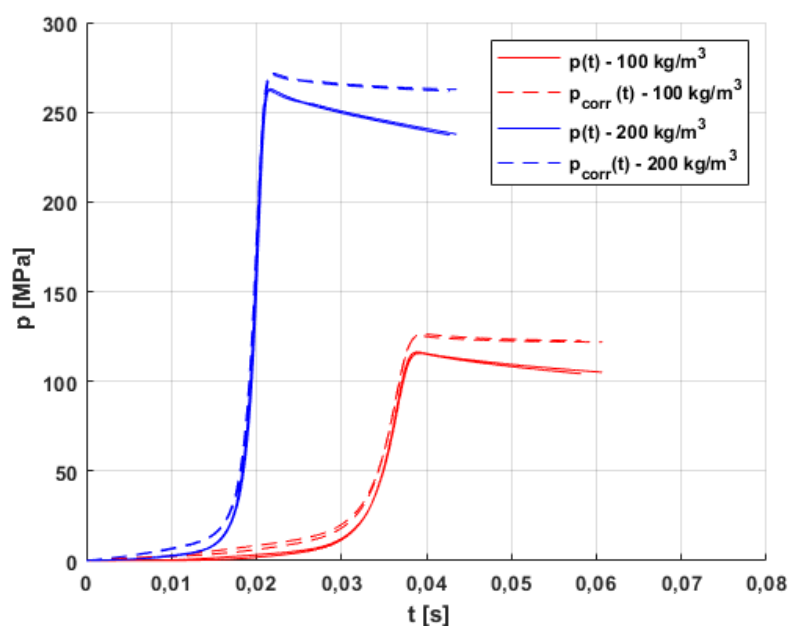
τ – czas mierzony od chwili osiągnięcia ciśnienia $p = 0,1$ MPa,

p_{max} – ciśnienie maksymalne,

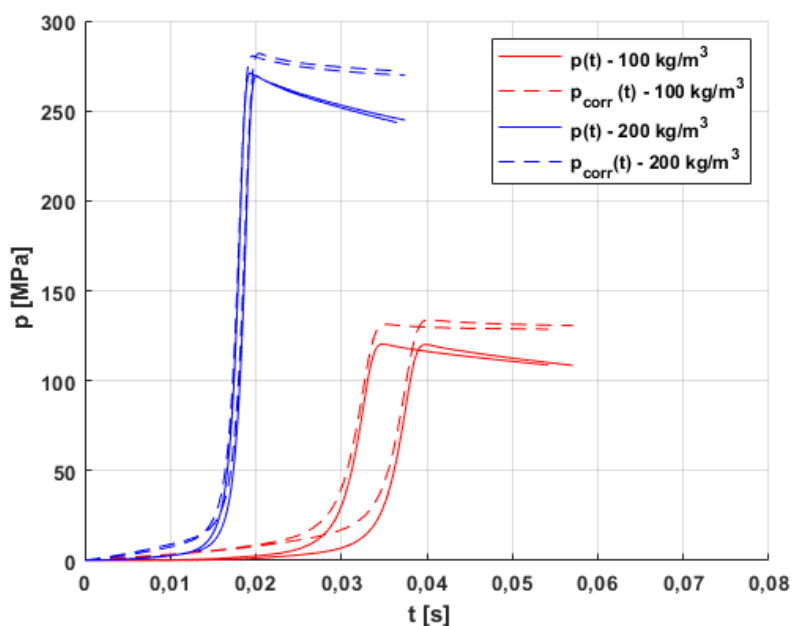
p_{ign} – ciśnienie zapłonu,

t_h – stała czasowa określająca średnią szybkość strat ciepłnych.

Przebiegi $p(t)$ i $p_{corr}(t)$ prochu NC1214 z partii z 2009 r. i z 2021 r. przedstawiono odpowiednio na rys. 20 i 21. Natomiast zestawienie parametrów charakterystycznych dla każdej z przeprowadzonych prób przedstawiono w tab. 4.



Rys. 20. Przebiegi $p(t)$ i $p_{corr}(t)$ dla prochu NC1214 z partii z 2009 r. (opracowanie własne)



Rys. 21. Przebiegi $p(t)$ i $p_{corr}(t)$ dla prochu NC1214 z partii z 2021 r. (opracowanie własne)

Tab. 4. Charakterystyczne parametry uzyskane z badań pirostatycznych prochu NC1214 z roku 2009 i 2021 (opracowanie własne)

Rok partii badanego prochu	Nr próby	Gęstość ładowania Δ [kg/m ³]	Ciśnienie maksymalne p_{max} [MPa]	Czas narastania ciśnienia do wartości maksymalnej t_n [ms]
2009	1.	100	115,39	32,10
2009	2.	100	115,86	39,10
2009	3.	100	116,72	38,80
2009	Wartość średnia	100	115,99	36,67
2021	1.	100	121,13	29,20
2021	2.	100	120,70	34,80
2021	3.	100	120,51	39,80
2021	Wartość średnia	100	120,78	34,60
2009	1.	200	263,59	22,50
2009	2.	200	263,59	21,60
2009	3.	200	264,22	21,70
2009	Wartość średnia	200	263,80	21,93

Tab. 4. c.d. Charakterystyczne parametry uzyskane z badań pirostatycznych prochu NC1214 z roku 2009 i 2021 (opracowanie własne)

Rok partii badanego prochu	Nr próby	Gęstość ładowania Δ [kg/m ³]	Ciśnienie maksymalne p_{max} [MPa]	Czas narastania ciśnienia do wartości maksymalnej t_n [ms]
2021	1.	200	271,88	22,10
2021	2.	200	270,55	20,20
2021	3.	200	272,03	19,50
2021	Wartość średnia	200	271,49	20,60

Na podstawie analizy rys. 20 i 21 oraz tab. 4. można stwierdzić, że – mimo identycznych warunków każdej z przeprowadzonych prób, takiego samego kształtu i wymiarów ziaren prochowych oraz takiego samego oznaczenia prochu (NC1214) – proch z partii z roku 2021 uzyskał w badaniach dla obu gęstości ładowania wyższe wartości ciśnienia maksymalnego przy jednocześnie krótszym czasie narastania (średnio dla $\Delta = 100$ kg/m³, $p_{max} = 120,78$ MPa w czasie $t_n = 34,60$ ms, natomiast dla $\Delta = 200$ kg/m³, $p_{max} = 271,49$ MPa w czasie $t_n = 20,60$ ms) w porównaniu do prochu z partii z roku 2009 (średnio dla $\Delta = 100$ kg/m³, $p_{max} = 115,99$ MPa w czasie $t_n = 36,67$ ms, natomiast dla $\Delta = 200$ kg/m³, $p_{max} = 263,80$ MPa w czasie $t_n = 21,93$ ms). Różnice między parametrami prochów z partii z 2009 r. i 2021 r. w połączeniu z różnymi naważkami mogą wskazywać na wprowadzone przez producenta zmiany w składzie chemicznym prochu. Z uwagi na występujące różnice w wartościach podstawowych parametrów uzyskanych eksperymentalnie, w dalszych rozważaniach obie partie amunicji były traktowane oddzielnie.

4.2. Wartości parametrów energetycznych

Wartości siły prochu f oraz kowolumenu gazów prochowych η , wyznaczone z zależności (49) metodą regresji liniowej [71], z uwzględnieniem oraz bez uwzględnienia strat cieplnych przedstawiono w tab. 5.

$$\frac{\Delta}{p_{max} - p_{ign}} = \frac{1}{f} - \frac{\eta}{f} \Delta, \quad (49)$$

Tab. 5. Wartości siły prochu i kowolumenu gazów prochowych prochu NC1214 z partii z 2009 i 2021 roku (opracowanie własne)

Parametr	Proch NC1214 z 2009 r. (+ straty cieplne)	Proch NC1214 z 2009 r.	Proch NC1214 z 2021 r. (+ straty cieplne)	Proch NC1214 z 2021 r.
Siła prochu f [MJ/kg]	1120	994	1192	1047
Kowolumen gazów prochowych η [dm ³ /kg]	0,81	1,18	0,70	1,09

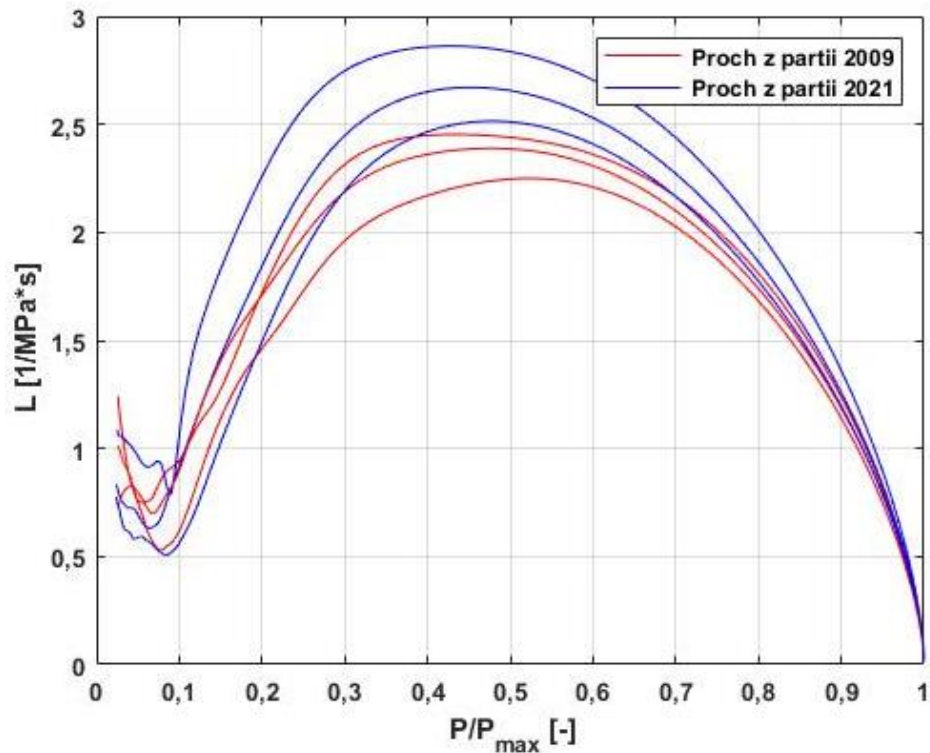
Na podstawie analizy tab. 5 można potwierdzić, że proch amunicji z partii wyprodukowanej w roku 2021 uwalnia więcej energii niż proch z partii amunicji wyprodukowanej w roku 2009. Różnica wartości siły prochu f jest uzasadnieniem różnic widocznych między naważkami prochu stosowanymi w amunicji – proch uwalniający więcej energii pozwala osiągnąć podobne ciśnienie maksymalne i prędkość wylotową pocisku przy użyciu mniejszej naważki prochu. Porównując wartości kowolumenu gazów prochowych także można zauważyć różnice między partiami prochu, jednak wartość kowolumenu η ma niewielki wpływ na wartość uzyskiwanego ciśnienia maksymalnego oraz prędkość wylotową pocisku.

4.3. Żywość dynamiczna według porozumienia STANAG 4115

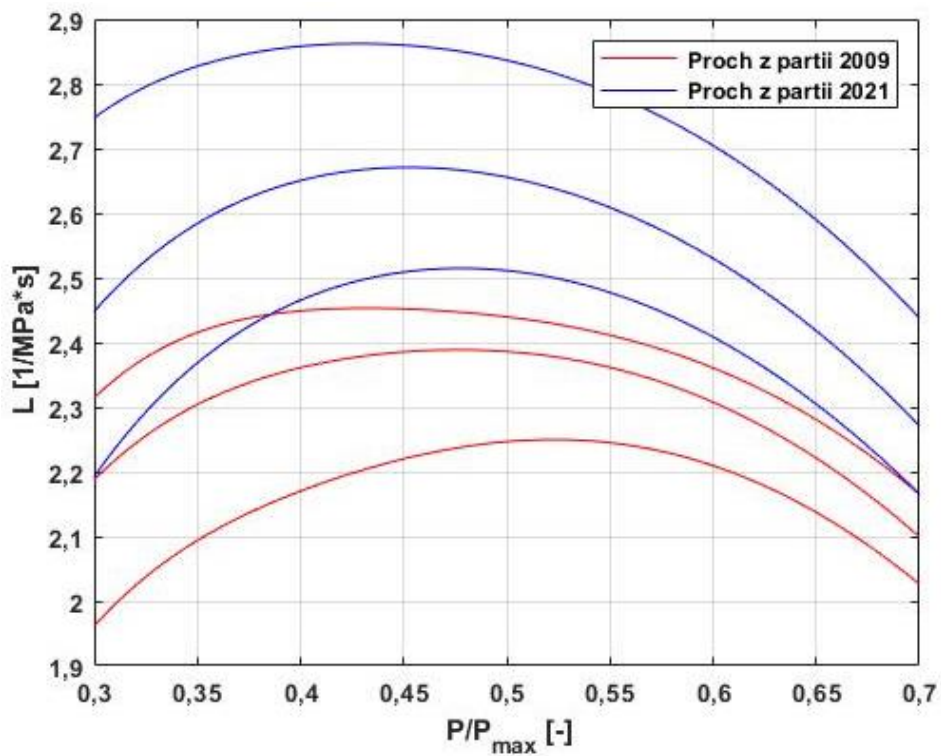
Żywość dynamiczna prochu L wyraża intensywność wypływu gazów w trakcie spalania prochu. Dla prochu NC1214 obliczono ją ze wzoru (50) przedstawionego w dokumencie STANAG 4115 [72].

$$L\left(\frac{p}{p_{max}}\right) = \frac{\frac{dp}{dt}}{p \cdot p_{max}}. \quad (50)$$

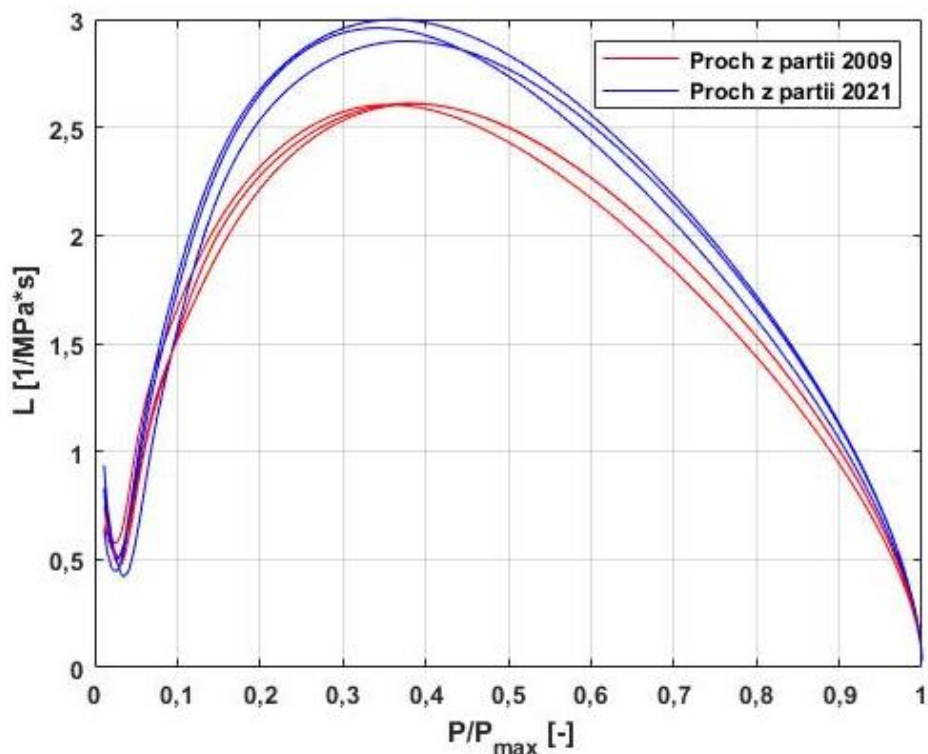
Zależność (50) wymaga obliczenia wartości pochodnej ciśnienia po czasie. Dlatego przebiegi ciśnienia uzyskane eksperymentalnie powinny zostać wygładzone. W tym celu wykorzystano zmodyfikowany algorytm Loess, który opisano w [73]. Algorytm obejmuje także wyznaczanie pochodnej wygładzanego przebiegu. Uzyskane przebiegi żywości i żywości względnej prochu przedstawiono na rys. 22-25.



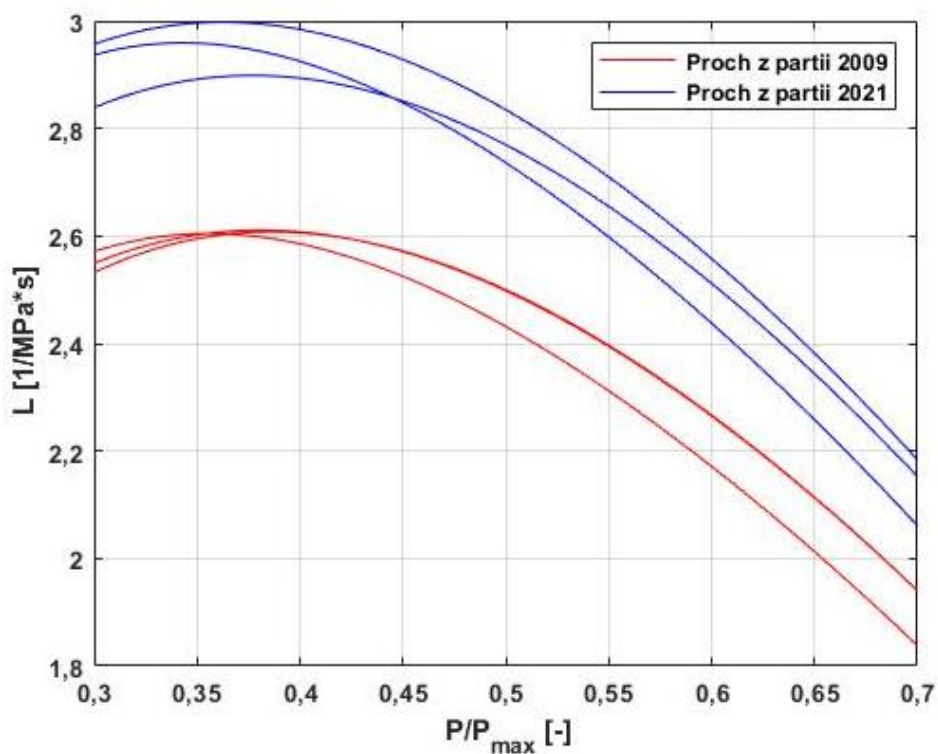
Rys. 22. Przebiegi żywości dynamicznej $L(p/p_{\text{max}})$ prochu NC1214 dla dwóch partii produkcyjnych z roku 2009 i 2021 dla gęstości ładowania $\Delta = 100 \text{ kg/m}^3$ (opracowanie własne)



Rys. 23. Przebiegi względnej żywości dynamicznej $L(p/p_{\text{max}})$ prochu NC1214 dla dwóch partii produkcyjnych z roku 2009 i 2021 dla gęstości ładowania $\Delta = 100 \text{ kg/m}^3$ (opracowanie własne)



Rys. 24. Przebiegi żywości dynamicznej $L(p/p_{max})$ prochu NC1214 dla dwóch partii produkcyjnych z roku 2009 i 2021 dla gęstości ładowania $\Delta = 200 \text{ kg/m}^3$ (opracowanie własne)



Rys. 25. Przebiegi względnej żywości dynamicznej $L(p/p_{max})$ prochu NC1214 dla dwóch partii produkcyjnych z roku 2009 i 2021 dla gęstości ładowania $\Delta = 200 \text{ kg/m}^3$ (opracowanie własne)

Analizując przebiegi żywości dynamicznej (rys. 22 i 24) oraz względnej żywości dynamicznej (rys. 23 i 25) obu prochów dla gęstości ładowania 100 kg/m^3 i 200 kg/m^3 można stwierdzić, że proch z partii amunicji wyprodukowanej w roku 2021 ma wyższe wartości żywości niemal w całym zakresie przebiegów dla obu gęstości ładowania. To dowodzi, że proch z roku 2021 ma wyższą energetyczność niż proch z roku 2009.

4.4. Eksperymentalna funkcja kształtu

Funkcja kształtu $\varphi(z)$ opisuje stosunek pola aktualnie palącej się powierzchni ziaren prochowych do pola powierzchni wyjściowej. Eksperymentalna funkcja kształtu prochu spalającego się w komorze manometrycznej, określana na podstawie związku (51), została wyznaczona z wykorzystaniem metody opisanej w pracy [73].

$$\varphi(z) = \theta^{-1}G(z), \quad (51)$$

gdzie:

θ – współczynnik w zależności opisującej eksperymentalną funkcję kształtu,
 G – żywość dynamiczna prochu.

Z kolei wartość współczynnika θ jest wyznaczana przy założeniu, że teoretyczna wartość powierzchni spalania nie jest przekroczona (52) [73]:

$$\theta = \max_{z \in [z_0, 1]} [G(z)/\varphi_t(z)], \quad (52)$$

gdzie:

z_0 – wartość z w chwili zakończenia spalania ładunku zapłonowego,
 φ_t – teoretyczna funkcja kształtu.

Zmienna $G(z)$ oznacza żywość prochu wyznaczoną na podstawie zależności (53) z pracy [73]:

$$G(z) = \left(\frac{dz}{dt}\right) / \xi^n, \quad \xi = p/p_0, \quad (53)$$

gdzie:

n – wykładnik w prawie spalania.

Wartość wykładnika n w równaniu (53) określono na podstawie przyjęcia liniowej zależności między $\log_{10}(dz/dt)$ oraz $\log_{10} \xi$ dla różnych gęstości ładowania. W związku z tym, w celu określenia wartości wykładnika n , wyznaczono wartości n

z równania (54) dla wartości parametru $z = 0,3, 0,4, 0,5, 0,6, \text{ i } 0,7$ oraz obliczono wartość średnią [73].

$$\log_{10}(dz/dt) = \log_{10}[G(z)] + n \log_{10} \xi. \quad (54)$$

Występującą w równaniu (54) pochodną względnej części spalonego ładunku po czasie wyznaczono ze wzoru (55) [73]:

$$\frac{dz}{dt} = \frac{dz}{dp} \frac{dp}{dt} = \frac{b_1 f}{(f + b_2 p_s)^2} \frac{dp}{dt}, \quad b_1 = \frac{1}{\Delta} - \frac{1}{\rho}, \quad b_2 = \eta - \frac{1}{\rho}, \quad p_s = p - p_{ign}. \quad (55)$$

gdzie:

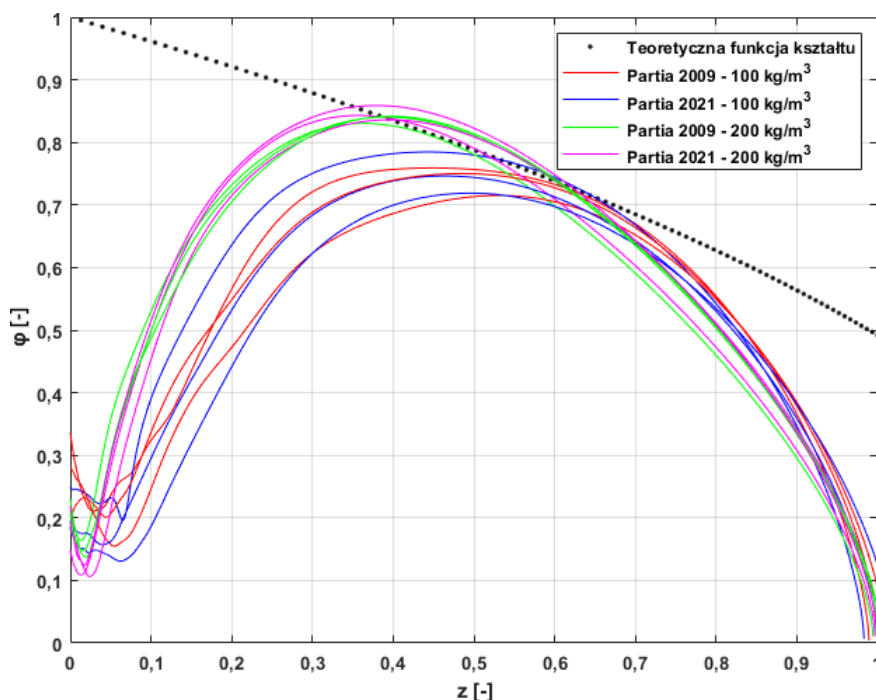
b_1, b_2 – współczynniki funkcji opisującej proces zapłonu w komorze manometrycznej.

Teoretyczna funkcja kształtu, zależna od kształtu ziaren prochowych jest aproksymowana wielomianem 3-go stopnia (56) [73]. Przebieg teoretycznej funkcji kształtu oraz wyznaczone przebiegi eksperymentalnej funkcji kształtu dla obu prochów i obu gęstości ładowania przedstawiono na rys. 26.

$$\varphi_t(z) = 1 + a_1 z + a_2 z^2 + a_3 z^3, \quad (56)$$

gdzie:

a_1, a_2, a_3 – współczynniki zależne od kształtu ziaren prochowych.



Rys. 26. Przebiegi eksperymentalnej funkcji kształtu $\varphi(z)$ dla dwóch partii prochu NC1214 z roku 2009 i 2021 przy gęstościach ładowania $\Delta = 100 \text{ kg/m}^3$ i $\Delta = 200 \text{ kg/m}^3$, w porównaniu z teoretyczną funkcją kształtu (opracowane własne)

Na podstawie analizy eksperymentalnych funkcji kształtu, przedstawionych na rys. 26, można stwierdzić, że obie partie prochu (z 2009 i 2021 r) cechują się zbliżonym przebiegiem procesu zapłonu i spalania. Spadek wartości funkcji kształtu zauważalny w pierwszej części wykresów jest spowodowany jednoczesnym spalaniem prochu czarnego z zapłonika oraz badanego prochu; spalanie wyłącznie badanego prochu następuje po osiągnięciu minimum wartości φ .

Różnice między wykresami eksperymentalnych i teoretycznej funkcji kształtu oraz wartości wykładnika n różne od jednośc (przy uwzględnieniu strat cieplnych $n = 0,9471$ dla partii z 2009 r. oraz $n = 0,9372$ dla partii z 2021 r., bez uwzględniania strat cieplnych $n = 0,9211$ dla partii z 2009 r. oraz $n = 0,9118$ dla partii z 2021 r.) wskazują na konieczność wykorzystania fizycznego prawa spalania w obliczeniach balistyki wewnętrznej badanego układu. Fizyczne prawo spalania pozwala na uwzględnienie niedoskonałości geometrii ziaren prochu, częściowo będącej powodem rozbieżności między kształtem funkcji $\varphi_t(z)$ i $\varphi(z)$.

4.5. Prędkość spalania

Kolejnym istotnym parametrem określającym właściwości energetyczno-balistyczne prochu jest prędkość spalania prochu r w zależności od ciśnienia gazów prochowych p , którą dla badanych prochów wyznaczono z prawa Vielle'a (57) [74]:

$$r = \beta p^n, \quad \beta = \theta p_0^n \frac{V_0}{S_0}, \quad (57)$$

gdzie:

r – prędkość spalania prochu,

V_0 – początkowa objętość ziarna prochowego,

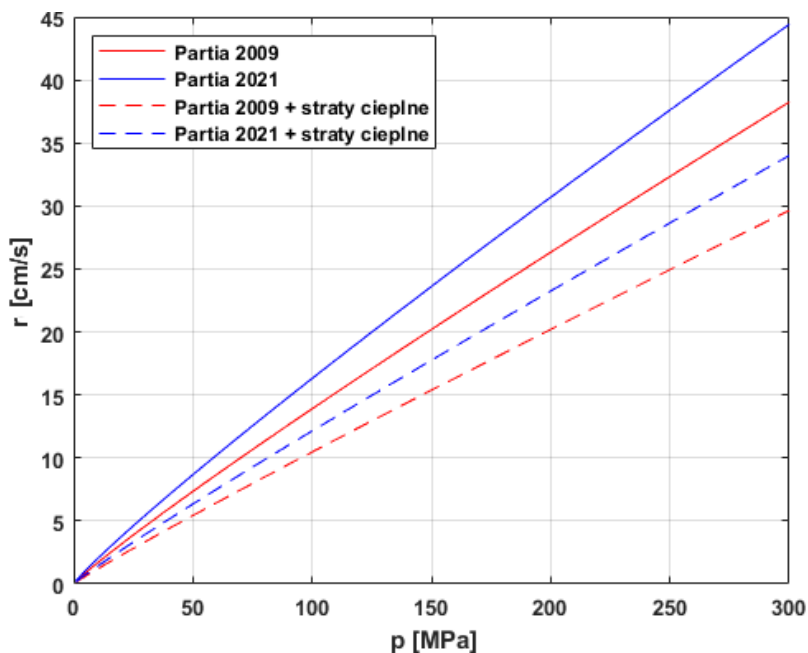
S_0 – początkowe pole powierzchni ziarna prochowego,

β – współczynnik w prawie prędkości spalania.

Obliczone wg (57) wartości współczynnika β i wykładnika n przedstawiono w tab. 6. Z kolei przebiegi zależności prędkości spalania prochu r od ciśnienia gazów prochowych p (uwzględniające obliczone wartości β i n) zamieszczono na rys. 27.

Tab. 6. Wartości parametru β oraz wykładnika n w prawie spalania dla prochu NC1214 z partii z roku 2009 i 2021 (opracowanie własne)

Parametr	Proch NC1214 z 2009 r. (+ straty cieplne)	Proch NC1214 z 2009 r.	Proch NC1214 z 2021 r. (+ straty cieplne)	Proch NC1214 z 2021 r.
β [cm/s]	0,0105	0,0143	0,0123	0,0171
n [-]	0,9471	0,9211	0,9372	0,9118



Rys. 27. Wykresy prędkości spalania prochu NC1214 $r(p)$ dla partii amunicji z 2009 r. i 2021 r. (opracowanie własne)

Na podstawie analizy wykresów z rys. 27 można zauważyć różnice między uzyskiwanymi wartościami prędkości spalania dla obu prochów. Mianowicie, w zakresie ciśnienia od 0 do 300 MPa, proch amunicji partii z 2021 r. cechuje się wyższą prędkością spalania niż proch amunicji partii z 2009 r. Widoczne na rys. 27 różnice w prędkościach spalania poszczególnych prochów uzasadniają analogiczne różnice widoczne z porównania przebiegów żywości dynamicznej badanych prochów, przedstawione w podrozdziale 4.3 (rys. 22-25). Żywość dynamiczna⁹ prochu jest powiązana bowiem z prędkością spalania.

⁹ Według STANAG 4115 żywość dynamiczna opisuje intensywność dopływu gazów prochowych (dp/dt) podczas spalania prochu, która jest zależna od prędkości spalania (przy wyższej prędkości spalania w tym samym czasie następuje spalenie większej objętości prochu niż przy niższej prędkości, co skutkuje szybszą zmianą ciśnienia).

Strona celowo zostawiona pusta

ROZDZIAŁ V

BADANIA EKSPERYMENTALNE PARAMETRÓW ENERGETYCZNO-BALISTYCZNYCH MATERIAŁU INICJUJĄCEGO

W celu uwzględnienia w obliczeniach teoretycznych wartości ciśnienia zapłonu adekwatnej do rzeczywistego ciśnienia generowanego przez spłonki amunicji 12,7x99 mm Browning, przeprowadzono badania eksperymentalne ciśnienia generowanego przez spłonki stosowane w tej amunicji (wyniki podobnych badań dotyczących spłonek stosowanych w amunicji 9x19 mm przedstawiono w pracy [20]). Na potrzeby tych badań zaprojektowano i wykonano mikrokomorę manometryczną o objętości wewnętrznej równej pojemności łuski naboju 12,7x99 mm, z uwzględnieniem tylnej części pocisku umieszczonej w łusce. Układ do badań przedstawiono schematycznie na rys. 28.

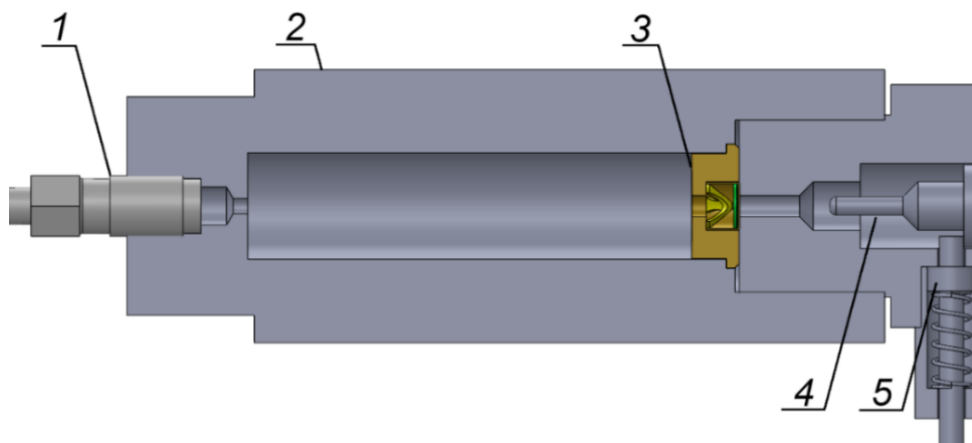
W badaniach użyto zmodyfikowanych (skróconych) łusek naboju 12,7x99 mm ze spłonkami, które wyprodukowano w MESKO S.A. (fot. 15). Do pomiaru ciśnienia generowanego przez spłonki zastosowano przetwornik ciśnienia wykorzystany w badaniach pirostatycznych prochu, przedstawiony w rozdziale IV oraz rejestrator Kistler 2519A (charakterystykę aparatury pomiarowej przedstawiono w załączniku do niniejszej pracy).



Fot. 15. Zmodyfikowane łuski amunicji 12,7x99 mm (fot. opracowanie własne)

Z uwagi na stosunkowo dużą objętość wewnętrzną łusek naboju 12,7x99 mm równą $17,5 \text{ cm}^3$, w celu imitacji obecności ładunku prochowego, wewnątrz komory wypełniano tuleją (o objętości równej objętości zajmowanej przez ziarna prochowe) lub materiałem inercyjnym w postaci szklanych kulek o średnicy 2 i 4 mm (fot. 16). Z uwagi na ograniczoną liczbę dostępnych do badań łusek ze spłonkami, dla każdego

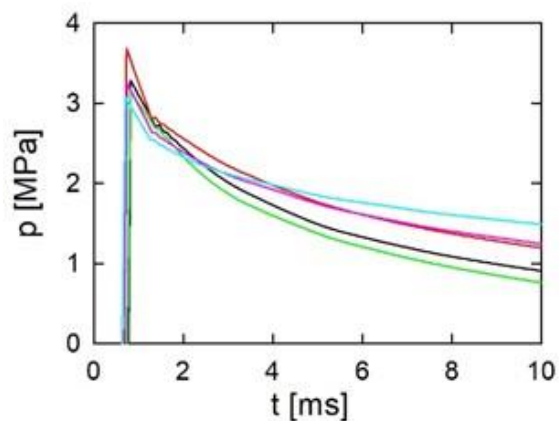
z wypełnień przeprowadzono po 3 próby, a każdą z prób wykonano w temperaturze otoczenia równej 20°C. Badania spłonek przeprowadzono zgodnie z procedurami obowiązującymi w Zakładzie Artylerii i Balistyki ITU WML WAT. Przebiegi ciśnienia gazów powstałych w wyniku spalania materiału inicjującego spłonki w funkcji czasu uzyskane z badań, zostały opublikowane w pracy [75] (której współautorem jest autor niniejszej rozprawy doktorskiej) i przedstawione na rys. 29-34.



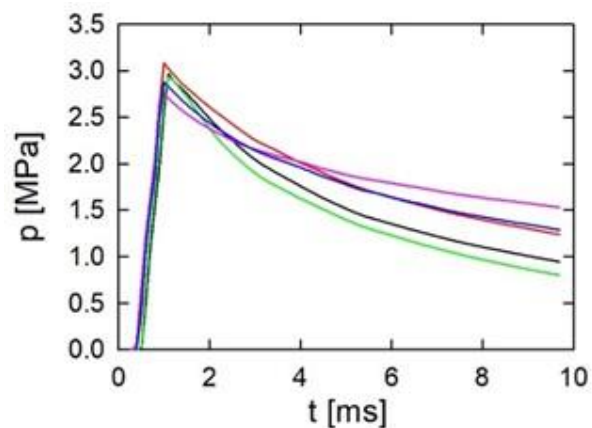
Rys. 28. Schemat układu do badań spłonek: 1 – piezoelektryczny czujnik ciśnienia, 2 – mikrokomora manometryczna, 3 – zmodyfikowana łuska naboju 12,7x99 mm ze spłonką, 4 – iglica, 5 – zaczep iglicy (opracowanie własne)



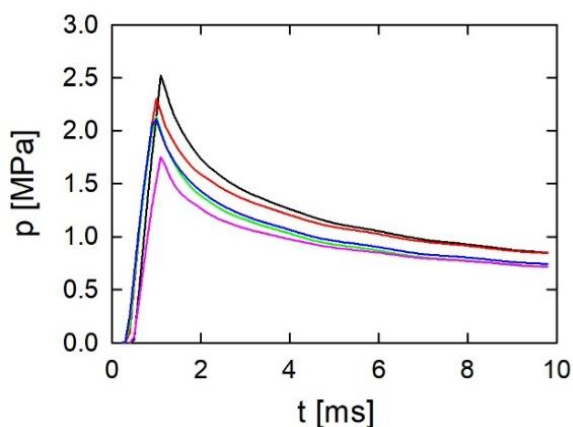
Fot. 16. Wypełnienia komory manometrycznej w porównaniu z ziarnami prochu NC1214: 1 – kulki szklane o średnicy 4 mm, 2 – ziarna prochu NC1214, 3 – tuleja, 4 – kulki szklane o średnicy 2 mm (fot. [75])



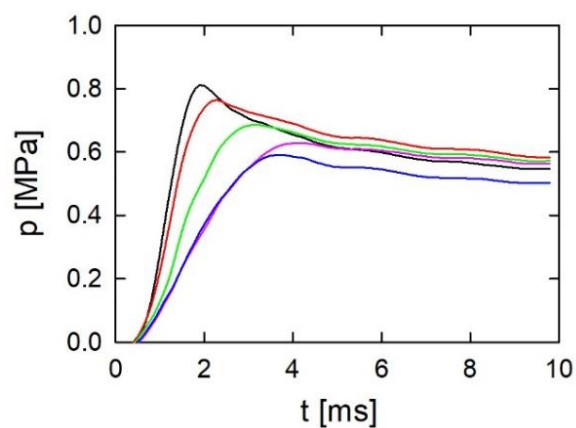
Rys. 29. Przebiegi $p(t)$ uzyskane w nie wypełnionej komorze [75]



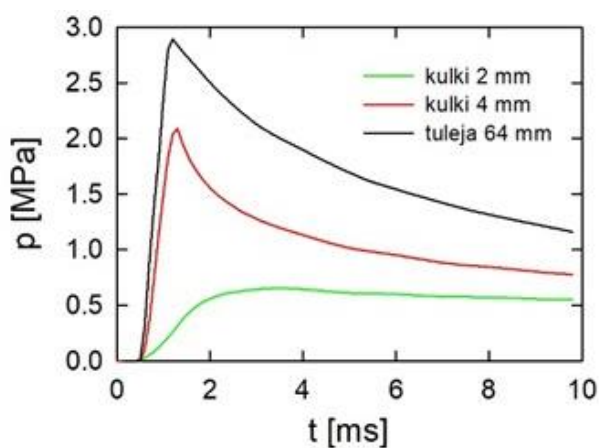
Rys. 30. Przebiegi $p(t)$ uzyskane w komorze wypełnionej tuleją [75]



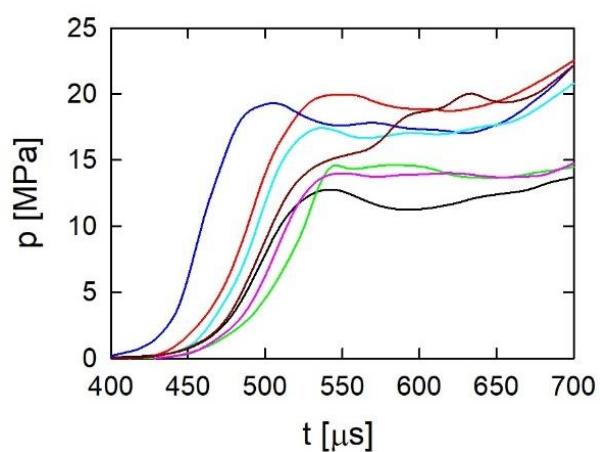
Rys. 31. Przebiegi $p(t)$ uzyskane w komorze wypełnionej kulkami szklanymi o średnicy 4 mm [75]



Rys. 32. Przebiegi $p(t)$ uzyskane w komorze wypełnionej kulkami szklanymi o średnicy 2 mm [75]



Rys. 33. Zestawienie uśrednionych przebiegów $p(t)$ uzyskanych z wykorzystaniem różnych wypełnień komory manometrycznej [75]

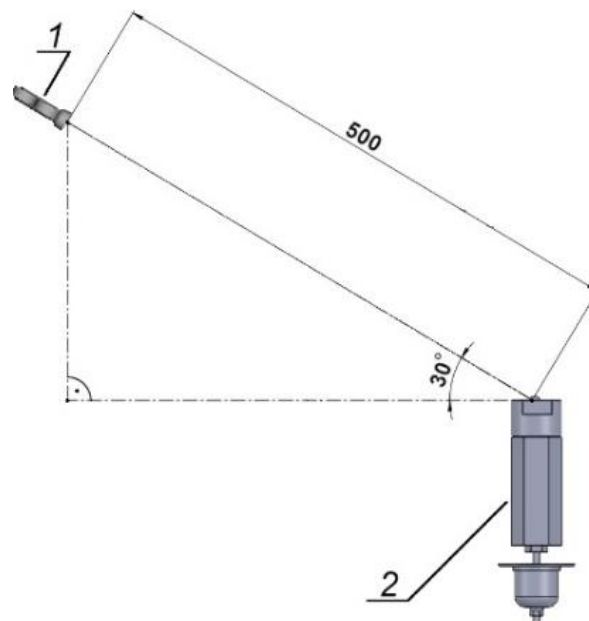


Rys. 34. Początkowe fragmenty uzyskanych eksperymentalnie przebiegów $p(t)$ na dnie komory spalania w układzie miotającym 12,7x99 mm [75]

Analiza przebiegów ciśnień otrzymanych w wyniku przeprowadzonych badań i zobrazowanych na rys. 29-33 wykazała, że ciśnienia wytwarzane przez spłonki w komorze wypełnionej materiałem inercyjnym osiągały wartości od 1 do 3 MPa i są zbieżne z ciśnieniami dla spłonek stosowanych w amunicji pośredniej 5,56x45 mm, przedstawionymi w literaturze przedmiotu [76]. Na podstawie uzyskanych wyników przyjęto w obliczeniach balistycznych orientacyjną wartość ciśnienia zapłonu równą 2,5 MPa.

Na podstawie porównania uzyskanych w opisanych powyżej badaniach spłonek przebiegów $p(t)$ z przebiegami ciśnienia uzyskanymi w łusce podczas wystrzału (rys. 34) można stwierdzić, że przebieg zapłonu ładunku prochowego przebiega inaczej niż zakłada model termodynamiczny. Konsekwencje tego zostaną omówione w rozdziale 8.

W trakcie badań spłonek obserwowano także świecenie produktów spalania masy zapłonowej wypływających ze spłonki. Badania te przeprowadzono na zmodyfikowanym stanowisku do badania ciśnienia generowanego przez spłonki (rys. 35). Jego modyfikacja polegała na usunięciu przedniej części komory i odsłonięciu kanału ogniowego spłonki, umożliwiając rejestrację – za pomocą kamery do zdjęć szybkich Phantom v1612 – wydobywających się z kanału produktów spalania materiału inicjującego.



Rys. 35. Schemat stanowiska do rejestracji wypływu produktów spalania spłonki: 1 – kamera do zdjęć szybkich Phantom v1612, 2 – mechanizm odpalający [77]

Na fot. 17 przedstawiono zarejestrowane kadry, na których zobrazowano świecenie produktów spalania masy zapłonowej spłonki, kolejno w czasie: 0,2 ms, 0,4 ms, 1 ms i 2 ms od chwili uderzenia iglicy w spłonkę. Na podstawie ich analizy dostrzeżono, że dla czasu 0,4 ms widoczne są cząstki stałe wyprzedzające obłok produktów gazowych. Zjawisko może być wytłumaczone silniejszym hamowaniem fazy gazowej niż fazy stałej w fali Macha. Wraz z upływem czasu wypływające cząstki mają coraz większy rozmiar, a dla czasu 2 ms widoczny jest wypływ praktycznie tylko cząstek stałych. Obserwacje te są zgodne z informacjami przedstawionymi w raporcie [76].



Fot. 17. Zarejestrowane kadry, na których zobrazowano wypływ produktów spalania masy zapłonowej spłonki w czasie: a) 0,2 ms od chwili uderzenia iglicy w spłonkę, b) 0,4 ms od chwili uderzenia iglicy w spłonkę, c) 1 ms od chwili uderzenia iglicy w spłonkę, d) 2 ms od chwili uderzenia iglicy w spłonkę [77]

Na podstawie pięciu pomiarów masy materiału inicjującego spłonek można stwierdzić, że wyznaczona masa materiału inicjującego była równa 122 ± 10 mg. Natomiast z wykonanych pomiarów mas spłonek przed i po badaniu (19 pomiarów) wynika, że różnica mas spłonek przed i po badaniu wynosiła 88 ± 5 mg. Oznacza to, że około 28% masy zapłonowej nie opuściło spłonki. Stąd nasuwa się wniosek, że – z uwagi na inne warunki eksperymentu w odniesieniu do warunków wystrzału (swobodny wypływ produktów spalania do otwartej przestrzeni w stosunku do niewielkiej objętości łuski) – duże cząstki widoczne na kadrach c) i d) fot. 17

podczas strzału pozostają w spłonce i nie biorą udziału w procesie zapłonu ładunku prochowego, który z kolei jest realizowany przez drobne cząstki fazy stałej oraz fazę gazową produktów spalania masy zapłonowej. Uzyskane wyniki badań, przedstawione w pracy [77] (której współautorem jest autor niniejszej rozprawy doktorskiej) mogą być przydatne w prowadzeniu dalszych badań procesu zapłonu ładunku miotającego.

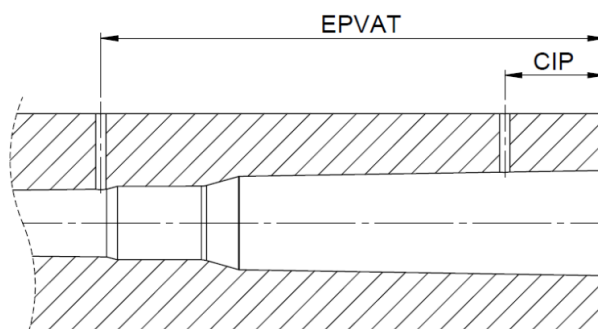
ROZDZIAŁ VI

BADANIA BALISTYCZNE AMUNICJI

Badania balistyczne amunicji 12,7x99 mm, mające na celu doświadczalne określenie przebiegów ciśnienia gazów prochowych p w przestrzeni zapociskowej oraz prędkości pocisku v_5 przeprowadzono na stanowisku do badań balistycznych, przedstawionym na fot. 18, usytuowanym w Laboratorium Balistyki ITU WML WAT. Umożliwia ono zastosowanie zarówno lufy balistycznej w standardzie EPVAT (z gniazdem, służącym do mocowania czujnika ciśnienia bezpośrednio za łuską (rys. 36), jak i zastosowanie lufy balistycznej w standardzie CIP (z gniazdem, służącym do mocowania piezoelektrycznego czujnika ciśnienia na wysokości łuski naboju – rys. 36). W badaniu wykorzystano piezoelektryczne przetworniki ciśnienia Kistler 6125 oraz rejestrator Kistler 2519A. Charakterystykę aparatury pomiarowej przedstawiono w załączniku do niniejszej pracy.

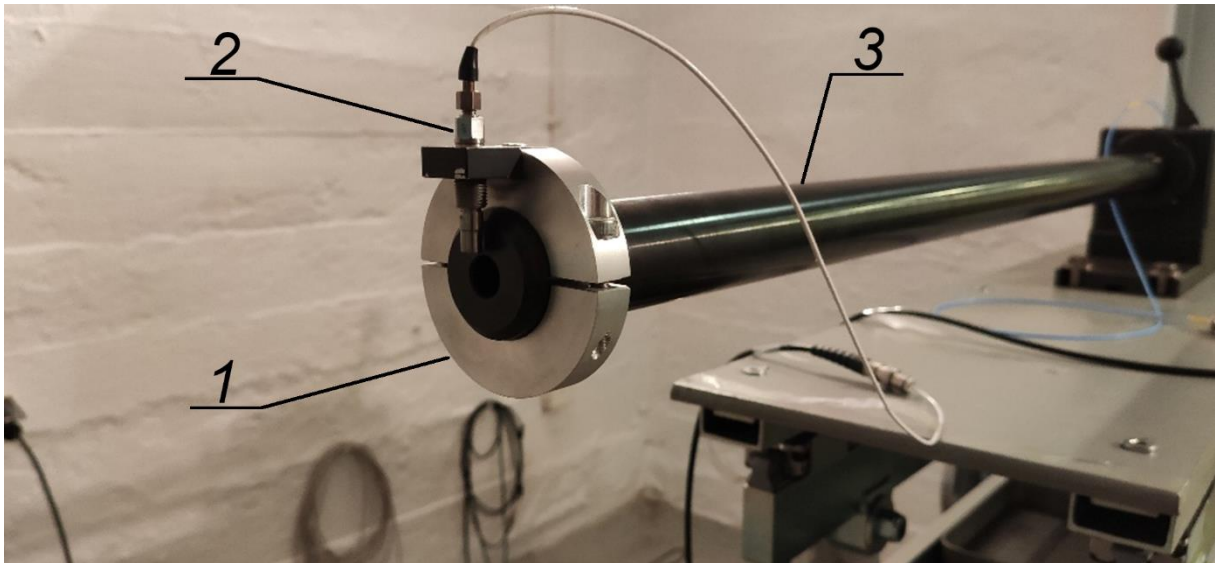


Fot. 18. Stanowisko do badań balistycznych amunicji: 1 – przetwornik ciśnienia umieszczony na wylocie lufy, 2 – lufa balistyczna, 3 – nasada zamkowa, 4 – uniwersalna podstawa STZA12M1 (fot. opracowanie własne)



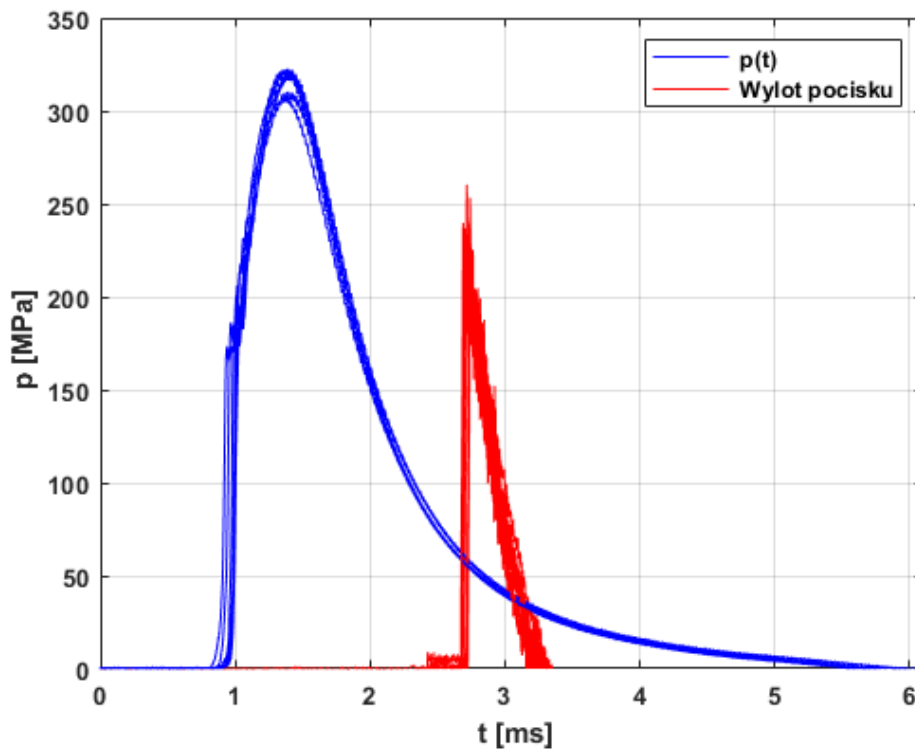
Rys. 36. Porównanie umiejscowienia otworów służących do umieszczenia czujnika ciśnienia w lufach balistycznych w standardzie EPVAT i CIP (opracowanie własne na podstawie [78])

Lufy w obu standardach wyposażono w przetwornik ciśnienia Kistler 6125 umieszczony na wylocie lufy, służący do precyzyjnego określenia chwili wylotu pocisku z lufy (fot. 19). Ponadto, w badaniach wykorzystano – wbudowane w mechanizm uderzeniowy stanowiska – układy zwarciove, rejestrujące chwilę uderzenia iglicy w spłonkę naboju, pozwalające na dokładne określenie chwili początku zjawiska wystrzału.

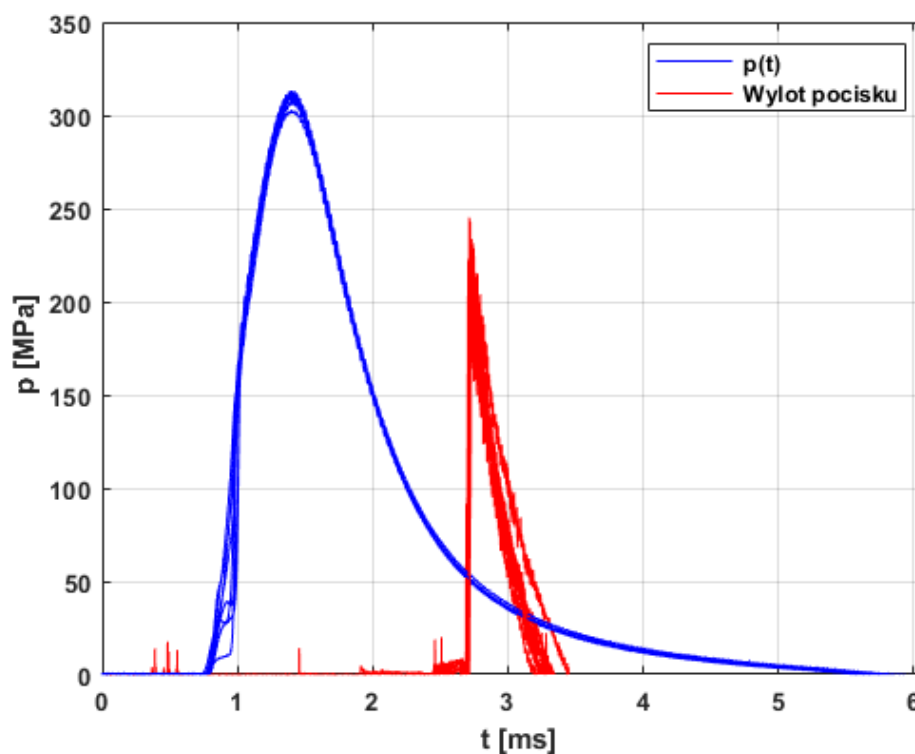


Fot. 19. Przetwornik ciśnienia Kistler 6125 umieszczony na wylotowej części lufy balistycznej kalibru 12,7 mm na nabój 12,7x99 mm NATO: 1 – obejma lufy, 2 – czujnik ciśnienia, 3 – lufa balistyczna (fot. opracowanie własne)

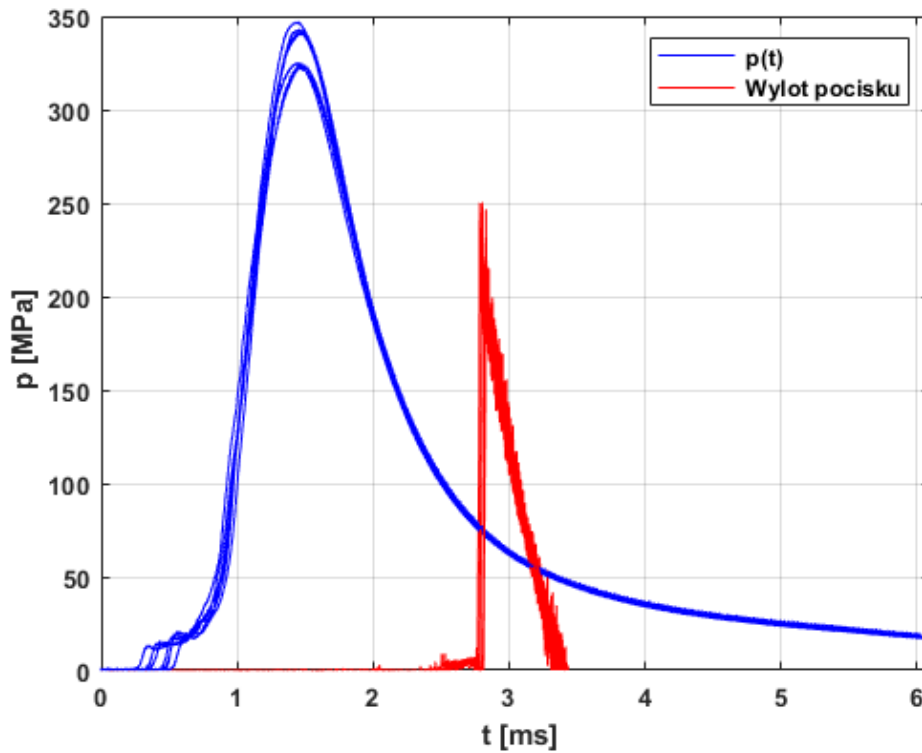
Badania balistyczne amunicji przeprowadzono zgodnie z procedurami obowiązującymi w Zakładzie Artylerii i Balistyki ITU WML WAT. Podczas badań oddano po 7 strzałów z każdej z badanych partii amunicji (z roku 2009 i 2021) oraz z obu luf balistycznych w standardach EPVAT i CIP. W trakcie każdego z oddanych strzałów rejestrowano ciśnienie gazów prochowych $p(t)$ z wykorzystaniem umieszczonego w lufie przetwornika ciśnienia oraz chwilę wylotu pocisku z lufy przy użyciu przetwornika ciśnienia umieszczonego na wylocie lufy. Zarejestrowane przebiegi $p(t)$ (zsynchronizowane w czasie dla momentu, w którym osiągnęte jest ciśnienie maksymalne) oraz przebiegi sygnału wylotu pocisku z lufy przedstawiono na rys. 37-40. Zmierzone – za pomocą bramki optycznej Kistler 2521A – prędkości pocisku v_5 (5 m od wylotu lufy) i ciśnienia maksymalne p_{max} przedstawiono kolejno w tab. 7 i tab. 8.



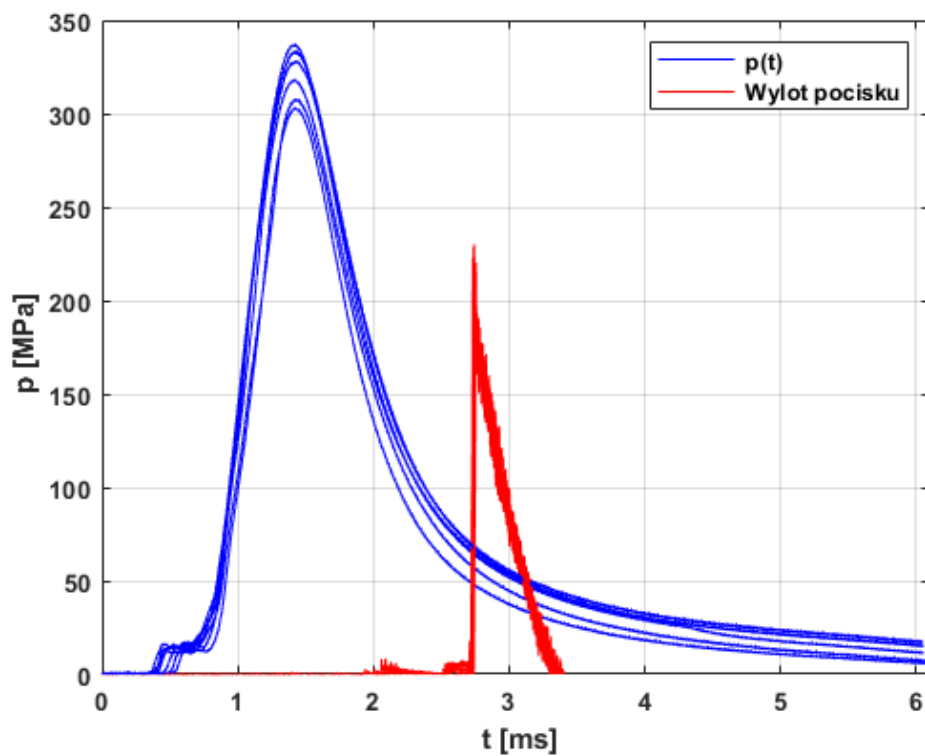
Rys. 37. Przebiegi $p(t)$ oraz sygnały wylotu pocisku dla 7 strzałów oddanych z lufy w standardzie EPVAT (z wykorzystaniem amunicji z partii z 2009 r.) (opracowanie własne)



Rys. 38. Przebiegi $p(t)$ oraz sygnały wylotu pocisku dla 7 strzałów oddanych z lufy w standardzie EPVAT (z wykorzystaniem amunicji z partii z 2021 r.) (opracowanie własne)



Rys. 39. Przebiegi $p(t)$ oraz sygnały wylotu pocisku dla 7 strzałów oddanych z lufy w standardzie CIP (z wykorzystaniem amunicji z partii z 2009 r.) (opracowanie własne)



Rys. 40. Przebiegi $p(t)$ oraz sygnały wylotu pocisku dla 7 strzałów oddanych z lufy w standardzie CIP (z wykorzystaniem amunicji z partii z 2021 r.) (opracowanie własne)

Tab. 7. Prędkości pocisku v_5 dla partii amunicji z roku 2009 i 2021 r. uzyskane z luf balistycznych standardu EPVAT i CIP (opracowanie własne)

Lp.	Prędkości pocisku v_5 [m/s]			
	Partia amunicji z 2009 r.		Partia amunicji z 2021 r.	
	Lufa standardu EPVAT	Lufa standardu CIP	Lufa standardu EPVAT	Lufa standardu CIP
1.	897,40	894,20	904,90	919,20
2.	889,10	900,30	907,60	914,30
3.	900,30	890,20	900,60	907,90
4.	901,40	900,00	903,00	917,60
5.	892,40	890,20	896,10	912,50
6.	891,10	905,80	891,80	907,80
7.	893,60	900,80	896,70	906,70
Wartość średnia	895,04	897,36	900,10	912,29
Odchylenie standardowe	4,72	5,93	5,54	5,01

Tab. 8. Ciśnienia maksymalne gazów prochowych p_{max} dla partii amunicji z 2009 i 2021 r. uzyskane z luf balistycznych standardu EPVAT i CIP (opracowanie własne)

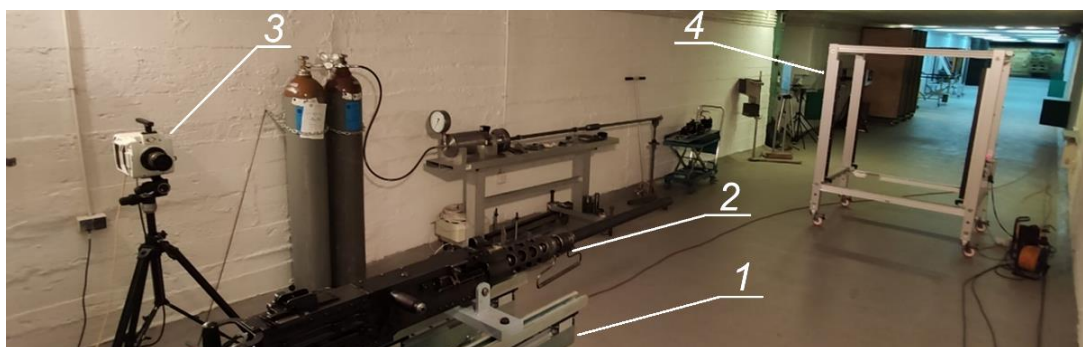
Lp.	Ciśnienia maksymalne gazów prochowych p_{max} [MPa]			
	Partia amunicji z 2009 r.		Partia amunicji z 2021 r.	
	Lufa standardu EPVAT	Lufa standardu CIP	Lufa standardu EPVAT	Lufa standardu CIP
1.	321,17	325,32	311,88	303,50
2.	307,23	341,83	307,97	308,04
3.	317,85	324,64	308,63	318,57
4.	322,72	347,20	312,84	337,60
5.	310,40	323,68	311,07	333,57
6.	321,32	341,35	302,95	328,48
7.	322,35	343,27	313,28	333,96
Wartość średnia	317,58	335,33	309,80	323,39
Odchylenie standardowe	6,26	10,27	3,63	13,53

Na podstawie analizy uzyskanych eksperymentalnie przebiegów ciśnienia dla obu partii amunicji z luf w standardzie CIP i w standardzie EPVAT (rys. 37-40), odstęp czasowy – między chwilą, w której ciśnienie osiągnęło wartość maksymalną, a zarejestrowaną chwilą wylotu pocisku – jest powtarzalny, pomimo różnic między wartościami ciśnienia maksymalnego dla poszczególnych strzałów (tab. 8). Ponadto, w przypadku luf w standardzie CIP (rys. 39 i 40) można zauważyć zróżnicowanie w przebiegach ciśnienia w początkowych fragmentach krzywych ciśnienia, wskazujące na różnice w przebiegu procesu zapłonu. Z uwagi na wysoką powtarzalność uzyskiwanych prędkości pocisku (tab. 7) oraz wartości ciśnienia maksymalnego (tab. 8) można stwierdzić, że w przypadku badanego typu amunicji dla luf w standardowych długościach dla tego typu amunicji, proces zapłonu ma niewielki wpływ na przebieg procesu wystrzału. Natomiast zauważalne różnice między odchyleniami standardowymi wartości ciśnień maksymalnych w lufach w standardzie CIP ($\pm 10,27$ MPa dla amunicji z 2009 r., $\pm 13,53$ MPa dla amunicji z 2021 r.) względem luf w standardzie EPVAT ($\pm 6,26$ MPa dla amunicji z 2009 r., $\pm 3,63$ MPa dla amunicji z 2021 r.) mogą wynikać z zachodzących we wnętrzu łuski zjawisk, związanych z jej geometrią wewnętrzną. Pomiar ciśnienia jest realizowany blisko dna łuski, w związku z czym stożek zasadniczy i pośredni łuski zbieżny w kierunku jej wylotu może być przyczyną zaburzeń przepływu mieszaniny gazowo-prochowej w trakcie wystrzału, czego efektem jest zauważalny rozrzut wartości zmierzonego ciśnienia maksymalnego.

ROZDZIAŁ VII

EKSPERYMENTALNE OKREŚLENIE CHARAKTERYSTYK KINEMATYCZNYCH I BALISTYCZNYCH UKŁADU AUTOMATYKI BRONI DZIAŁAJĄCEJ NA ZASADZIE ODRZUTU LUFY

Parametry układu automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem, takie jak prędkość pocisku v_5 oraz przemieszczenie elementów zespołu odrzucanego x w funkcji czasu t zostały określone eksperymentalnie na stanowisku laboratoryjnym przedstawionym na fot. 20. Składa się ono m.in. z: uniwersalnej podstawy STZA12M1, 12,7 mm wielkokalibrowego karabinu maszynowego Browning M2HB (nr M3023710), kamery do zdjęć szybkich Phantom V1612 i bramki optycznej Kistler 2521A. Aby umieścić broń na podstawie STZA12M1 należało zastosować odpowiednie elementy mocujące, które zaprojektowano, wykonano i przetestowano w ramach realizacji niniejszej pracy doktorskiej.

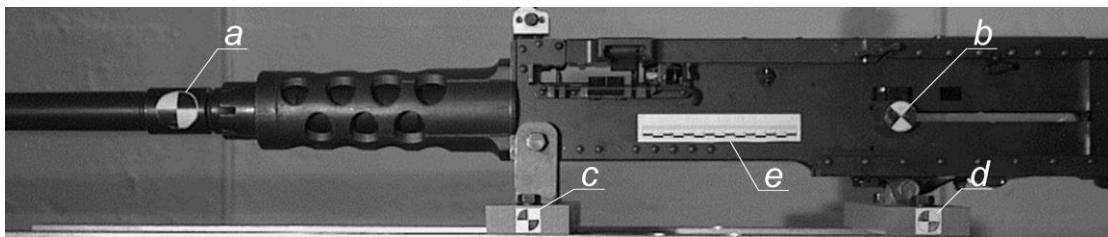


Fot. 20. Stanowisko do eksperymentalnych badań układu automatyki broni z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem: 1 – podstawa STZA12M1, 2 – 12,7 mm WKM M2HB, 3 – kamera do zdjęć szybkich Phantom V1612, 4 – bramka optyczna Kistler 2521A (fot. opracowanie własne)

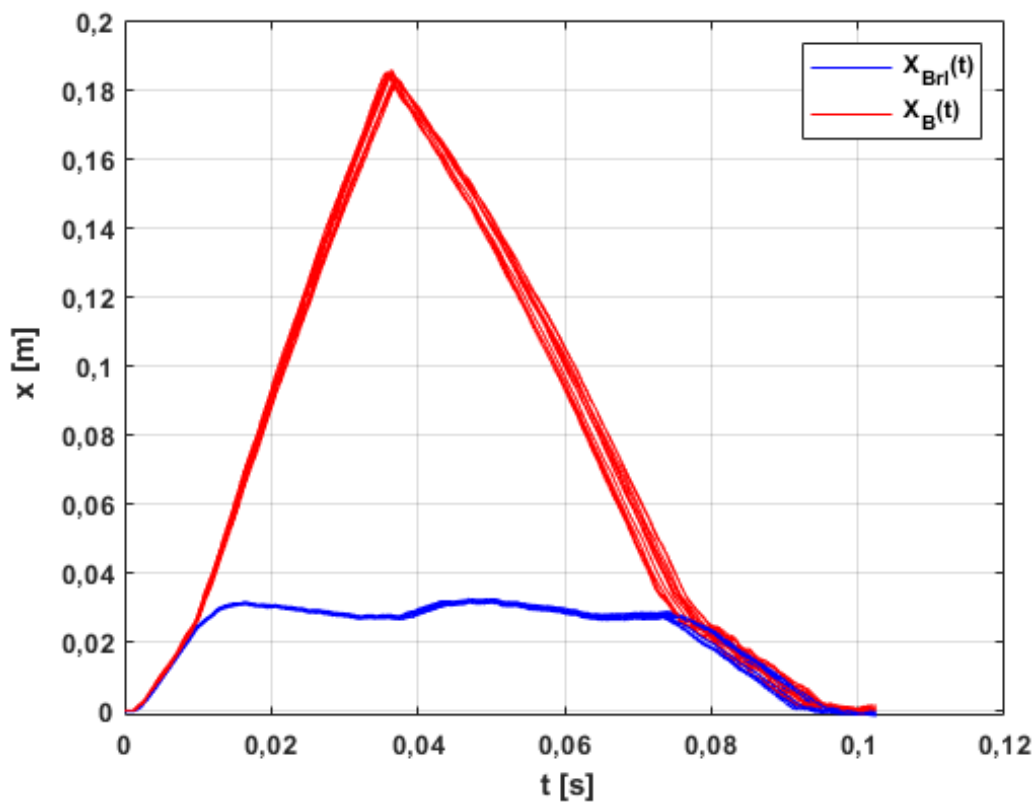
Badania doświadczalne działania układu automatyki broni z odrzutem lufy przeprowadzono zgodnie z procedurami obowiązującymi w Zakładzie Artylerii i Balistyki ITU WML WAT. Do badań wykorzystano amunicję 12,7x99 mm z pociskiem M33 produkcji MESKO S.A. z dwóch partii produkcyjnych – z roku 2009 i 2021. Z każdej partii amunicji oddano po 11 strzałów ogniem pojedynczym, w temperaturze otoczenia równej 20°C. Przemieszczenie elementów układu automatyki broni (lufy i zamka) podczas strzału rejestrowano – na podstawie znaczników kontrastowych

naklejonych na lufie oraz na elemencie mocowanym do zamka broni – za pomocą kamery do zdjęć szybkich Phantom v1612 z szybkością 4 000 klatek na sekundę (fot. 21). Pomiary prędkości pocisku v_5 wykonano z wykorzystaniem bramki optycznej Kistler 2521A.

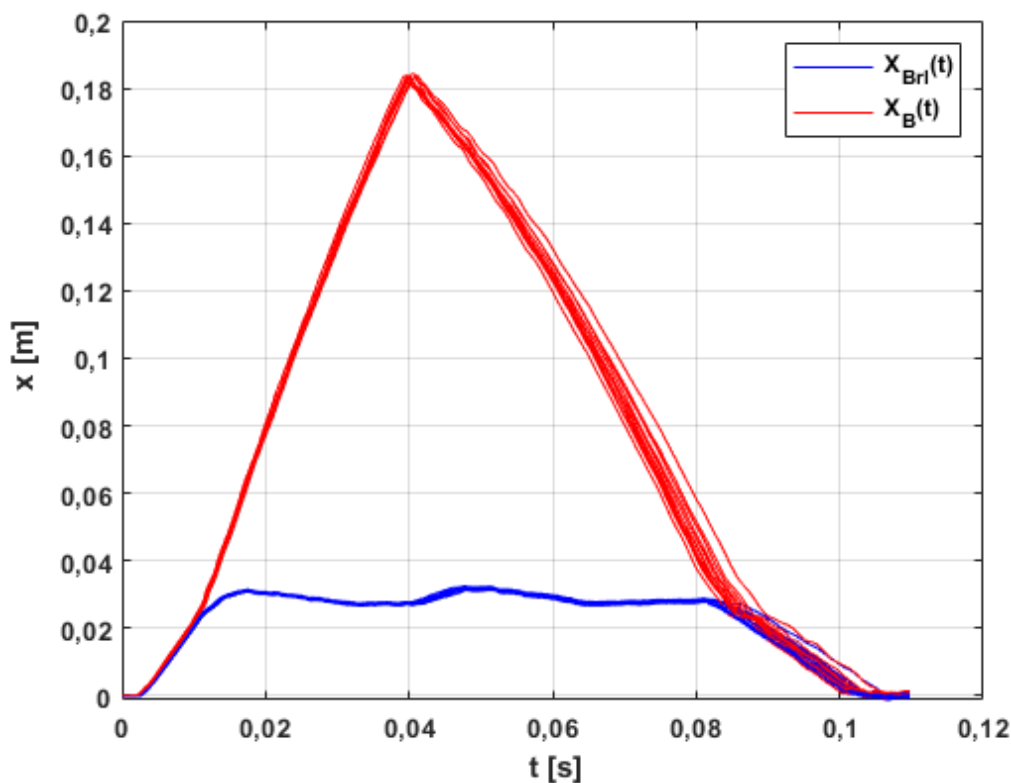
Zarejestrowane eksperymentalnie przebiegi przemieszczenia lufy (x_{Br1}) i zamka (x_B) w czasie przedstawiono na rys. 41 i 42. Wartości przemieszczeń poszczególnych elementów w czasie zostały wyznaczone w oprogramowaniu TEMA.



Fot. 21. Kadr z badań układu automatyki M2HB zarejestrowany kamerą Phantom v1612: a, b – znaczniki kontrastowe lufy i zamka; c, d – znaczniki kontrastowe do ustalenia układu współrzędnych; e – znacznik ze skalą (fot. opracowanie własne)



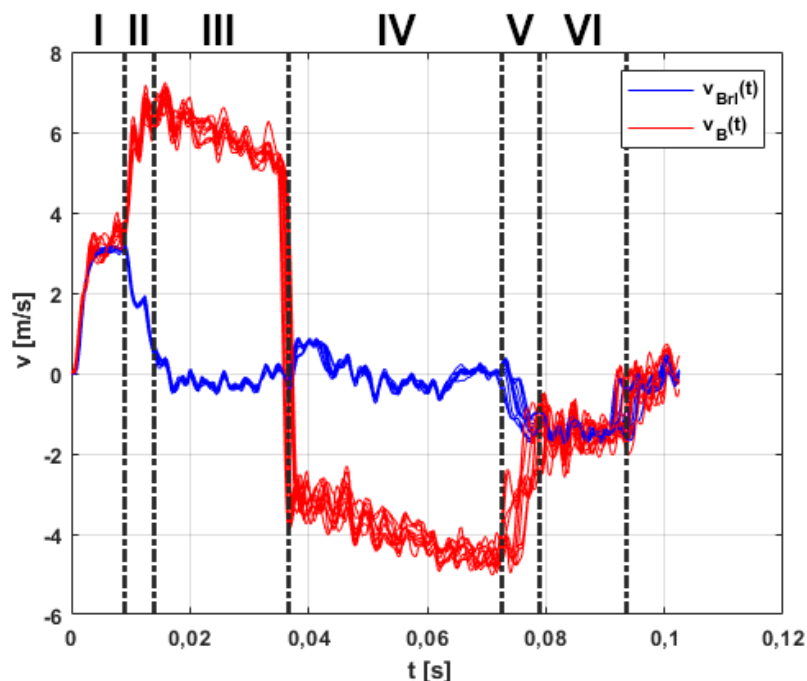
Rys. 41. Przebiegi $x(t)$ elementów zespołu odrzucanego dla 11 strzałów za pomocą amunicji z partii z 2009 r., gdzie: $x_{Br1}(t)$ – przemieszczenie zespołu lufy w funkcji czasu, $x_B(t)$ – przemieszczenie zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



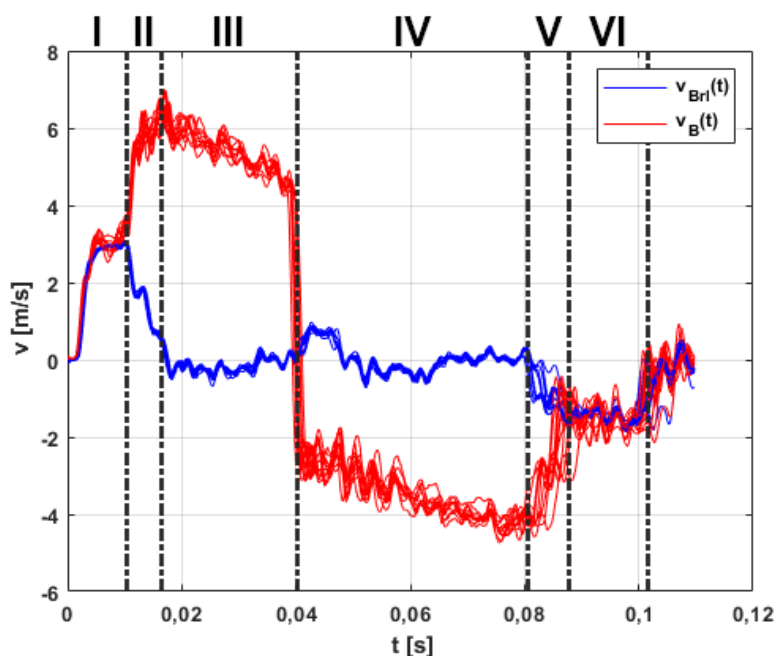
Rys. 42. Przebiegi $x(t)$ elementów zespołu odrzucanego dla 11 strzałów za pomocą amunicji z partii z 2021 r., gdzie: $x_{Brl}(t)$ – przemieszczenie zespołu lufy w funkcji czasu, $x_B(t)$ – przemieszczenie zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Na podstawie uzyskanych eksperymentalnie przebiegów przemieszczenia elementów zespołu odrzucanego w czasie (rys. 41 i 42) można stwierdzić, że badany układ pracuje powtarzalnie, ponieważ wykresy $x(t)$ elementów zespołu odrzucanego dla poszczególnych strzałów cechują się takim samym kształtem oraz zbliżonymi wartościami. Widoczne na wykresach oscylacje przemieszczenia zespołu lufy $x_{Brl}(t)$ w okresie, w którym zamek jest odłączony od lufy są spowodowane luzem występującym na połączeniu obsady urządzenia powrotnego lufy z obsadą lufy. Sam charakter zderzeń potwierdza powtarzalność pracy układu z uwagi na identyczny charakter oscylacji przy każdym strzale.

Przebiegi prędkości ruchu elementów uzyskano poprzez zróżniczkowanie przebiegów przemieszczenia z wykorzystaniem funkcji *Gradient* w środowisku MATLAB. Przebiegi prędkości ruchu elementów badanego układu automatyki przedstawiono na rys. 43 i 44. Na wykresach tych oznaczono także etapy działania układu automatyki przedstawione w rozdziale 2.



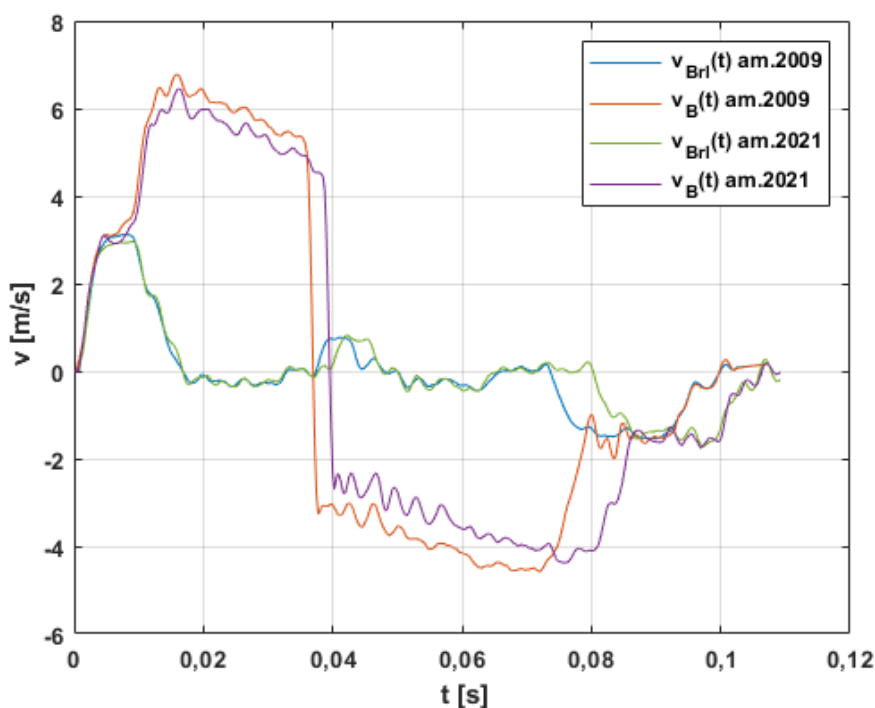
Rys. 43. Przebiegi $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego dla 11 strzałów amunicją z 2009 r.:
 I – odrzut lufy połączonej z zamkiem, II – okres działania przyspieszacza przy odrzucie zamka, III – odrzut zamka do skrajnego tylnego położenia, IV – powrót zamka, V – okres działania przyspieszacza przy powrocie zamka, VI – powrót lufy połączonej z zamkiem, gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



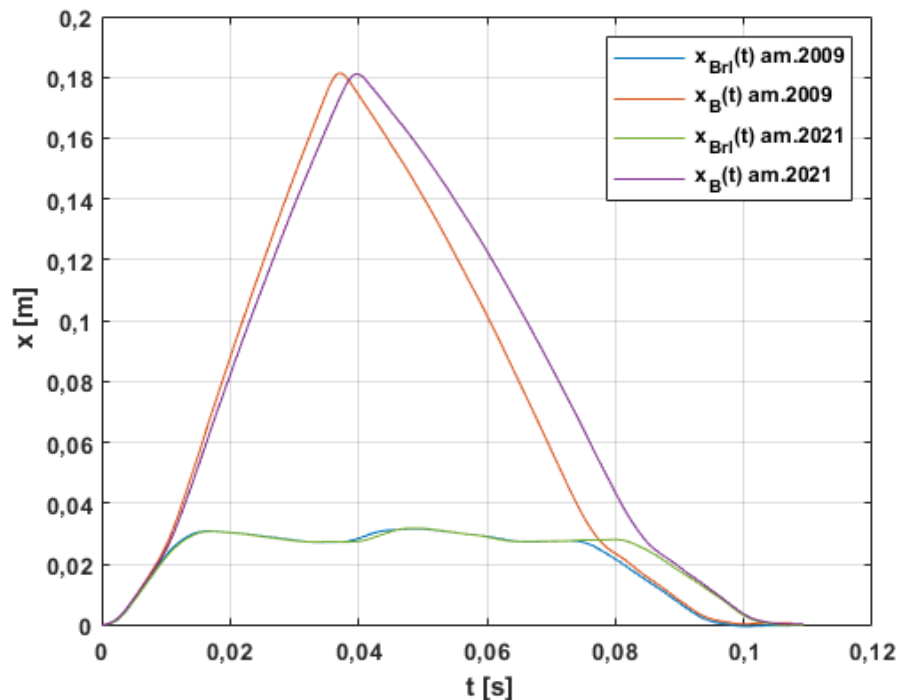
Rys. 44. Przebiegi $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego dla 11 strzałów amunicją z 2021 r.:
 I – odrzut lufy połączonej z zamkiem, II – okres działania przyspieszacza przy odrzucie zamka, III – odrzut zamka do skrajnego tylnego położenia, IV – powrót zamka, V – okres działania przyspieszacza przy powrocie zamka, VI – powrót lufy połączonej z zamkiem, gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Kształt wykresów prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego (rys. 43 i 44) potwierdza poprawność założonych – w fazie formułowania modelu fizycznego – etapów pracy układu. Widoczne na wykresach oscylacje prędkości są spowodowane drganiami badanego układu w trakcie strzału oraz możliwymi niedokładnościami w śledzeniu znaczników pomiarowych w oprogramowaniu TEMA. Na wykresach prędkości ruchu zespołu lufy i zamka dla obu partii amunicji (rys. 43 i 44) można zauważyć, że największe rozbieżności między przebiegami prędkości ruchu dla poszczególnych strzałów występują w etapie V i VI, tj. w etapie działania przyspieszacza w trakcie powrotu lufy i zamka do przedniego położenia oraz po zderzeniu lufy i zamka. Jest to związane najprawdopodobniej z uderzeniem w komorę zamkową powracającej do przedniego położenia lufy z zamkiem, oraz z powtarzalnością pracy zderzaka, którego wpływ jest zwiększany w trakcie pracy przyspieszacza przy powrocie zamka.

Mając na uwadze widoczny na wykresach (rys. 43 i 44) powtarzalny charakter oscylacji dla poszczególnych strzałów, przebiegi prędkości i przemieszczenia elementów zespołu odrzucanego zsynchronizowano do chwili rozdzielenia zamka od lufy i uśredniono, a wyniki przedstawiono na rys. 45 i 46.



Rys. 45. Porównanie uśrednionych przebiegów prędkości ruchu $v(t)$ zamka i lufy dla dwóch partii amunicji: z roku 2009 i 2021, gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



Rys. 46. Porównanie uśrednionych przebiegów przemieszczenia $x(t)$ zamka i lufy dla dwóch partii amunicji: z roku 2009 i 2021, gdzie: $x_{Brl}(t)$ – przemieszczenie zespołu lufy w funkcji czasu, $x_B(t)$ – przemieszczenie zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Oscylacje prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego utrudniają określenie parametrów charakterystycznych pracy układu, takich jak maksymalna prędkość ruchu zamka v_B , czy prędkość ruchu zamka v_B i lufy v_{Brl} w chwili ich rozdzielenia. Ponadto, wygładzenie przebiegów miałoby wpływ na wartości prędkości ruchu w chwilach, w których występują nagłe zmiany wartości prędkości ruchu poszczególnych elementów układu. Dokładne określenie przebiegów prędkości ruchu w chwilach ich nagłej zmiany wymagałoby rejestracji zjawisk ze znacznie wyższą szybkością klatkowania kamery, co znacznie wydłużyłoby czas obróbki filmów i zwiększyłoby wymaganą do tego moc obliczeniową komputera. W związku z tym, na podstawie uśrednionych wykresów prędkości ruchu v_B i v_{Brl} , jako parametry charakterystyczne do porównania zachowania układu przy wykorzystaniu różnych partii amunicji oraz do walidacji i weryfikacji modelu teoretycznego wybrano czasy zakończenia poszczególnych okresów, określane na podstawie punktów przegięcia wykresów prędkości ruchu. Wyznaczone na podstawie uśrednionych wykresów wartości czasów charakterystycznych przedstawiono w tab. 9, a uzyskane podczas badań prędkości v_5 pocisku zestawiono w tab. 10.

Tab. 9. Wartości czasów charakterystycznych dla uśrednionych przebiegów prędkości ruchu lufy $v_{BrI}(t)$ i zamka $v_B(t)$ (opracowanie własne)

Parametr	Partia amunicji z 2009 r.	Partia amunicji z 2021 r.
Czas zakończenia I etapu pracy układu t_I [s]	0,0093	0,0098
Czas zakończenia II etapu pracy układu t_{II} [s]	0,0130	0,0138
Czas zakończenia III etapu pracy układu t_{III} [s]	0,0366	0,0398
Czas zakończenia IV etapu pracy układu t_{IV} [s]	0,0730	0,0783
Czas zakończenia V etapu pracy układu t_V [s]	0,0778	0,0856
Czas zakończenia VI etapu pracy układu t_{VI} [s]	0,0935	0,1005

Tab. 10. Prędkości pocisku v_5 dla partii amunicji z 2009 i 2021 r. uzyskane w badanym układzie automatyki (opracowanie własne)

Lp.	Partia amunicji z 2009 r.	Partia amunicji z 2021 r.
1.	913,00	910,10
2.	912,00	909,10
3.	913,90	902,40
4.	911,60	893,20
5.	905,40	914,00
6.	912,90	913,10
7.	908,70	921,50
8.	922,80	905,80
9.	922,10	899,50
10.	914,30	905,50
11.	927,90	901,20
Wartość średnia	914,96	906,85
Odchylenie standardowe	6,63	7,84

Strzelając amunicją z roku 2009 elementy zespołu odrzucanego badanego układu przemieszczały się z wyższymi prędkościami ruchu niż w przypadku strzelania amunicją z roku 2021, powodując skrócenie czasu trwania pojedynczego cyklu pracy automatyki. Jest to bezpośrednio związane z wyższymi wartościami maksymalnego ciśnienia gazów prochowych uzyskiwanymi w amunicji z roku 2009. Ponadto, w badanym układzie amunicja z 2009 r. w stosunku do amunicji z 2021 r. uzyskiwała wyższą o około 1% średnią prędkość pocisku przy zbliżonym odchyleniu standardowym – tab. 10. Należy mieć na uwadze także prędkości pocisku uzyskiwane w badanym układzie miotającym oraz te uzyskane z wykorzystaniem luf balistycznych. Wartości te są na zbliżonym poziomie (około 900 m/s). Mając na uwadze uzyskane wartości prędkości pocisku oraz fakt, że lufy balistyczne mają identyczną długość, liczbę i skok bruzd, jak lufa badanej broni, założono, że przebiegi ciśnienia we wszystkich lufach mają taki sam charakter ilościowy i jakościowy. W związku z tym przebiegi ciśnienia gazów prochowych zarejestrowane w lufach balistycznych mogą być wykorzystane do walidacji modelu działania układu automatyki.

ROZDZIAŁ VIII

WALIDACJA MODELU TEORETYCZNEGO DZIAŁANIA UKŁADU AUTOMATYKI BRONI Z ODRZUTEM LUFY Z PRZYSPIESZACZEM O ZMIENNYM PRZEŁOŻENIU

8.1. Walidacja modelu balistyki wewnętrznej

8.1.1. Aproksymacja funkcji kształtu $\varphi(z)$

Do rozwiązania problemu głównego balistyki wewnętrznej układu automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym (przedstawionym w rozdziale 2), poza wartościami parametrów prochu takimi jak: siła prochu f , kowolumen gazów prochowych η , czy wykładnik w prawie spalania n wykorzystuje się także eksperymentalną funkcję kształtu $\varphi(z)$. W rozdziale 4. przedstawiono wyznaczone na podstawie badań pirostatycznych eksperymentalne funkcje kształtu prochów występujących w amunicji wielkokalibrowej 12,7x99 mm, przeznaczonej do badań układu automatyki. Z uwagi na różnice między przebiegiem procesu zapłonu ładunku prochowego w komorze manometrycznej oraz we wnętrzu łuski naboju, przedstawione funkcje posłużyły jedynie do jakościowego porównania przebiegu zapłonu i spalania prochów z dwóch partii produkcyjnych. Wyznaczone w ten sposób funkcje nie mogą zostać bezpośrednio wykorzystane w obliczeniach modelami balistyki wewnętrznej. W celu umożliwienia rozwiązania PGBW z uwzględnieniem (w sposób przybliżony) efektów procesu zapłonu ładunku prochowego, wykorzystano przedstawioną w artykule [69] (którego współautorem jest autor niniejszej dysertacji) metodę, opracowaną w Instytucie Techniki Uzbrojenia WML WAT. Metoda ta służy do identyfikacji funkcji kształtu możliwej do wykorzystania w obliczeniach balistycznych. W celu odróżnienia zidentyfikowanej funkcji kształtu $\varphi(z)$ od funkcji określonej na podstawie wyników badań pirostatycznych, w dalszej części rozprawy funkcja zidentyfikowana będzie nazywana efektywną funkcją kształtu $\varphi_{ef}(z)$.

Wykorzystana metoda bazuje na założeniu, że dla procesu wystrzału funkcja $\varphi_{ef}(z)$ ma jakościowo podobny charakter do funkcji $\varphi(z)$ wyznaczonej na podstawie wyników badań prochu w komorze manometrycznej. Jej istotą jest dobranie kształtu $\varphi_{ef}(z)$ z wykorzystaniem parametrów uzyskanych eksperymentalnie lub podanych

w danych katalogowych amunicji, takich jak ciśnienie maksymalne czy prędkość początkowa pocisku. Kształt funkcji $\varphi_{ef}(z)$ jest uzależniany od kilku parametrów, których wartość jest dobierana metodami stosowanymi przy identyfikacji modeli.

Efektywna funkcja kształtu $\varphi_{ef}(z)$ jest aproksymowana przez funkcję $\varphi_a(z)$ zgodnie z zależnością (58):

$$\varphi_a(z) = \psi(z)\varphi_d(z)\varphi_t(z), \quad (58)$$

funkcja $\psi(z)$ opisuje proces zapłonu prochu w komorze manometrycznej (59):

$$\psi(z) = \begin{cases} \psi_0 & z \in [0, z_0] \\ 1 - \exp[-b_1(z - b_2)] & z \in [z_0, 1] \end{cases} \quad (59)$$

gdzie:

$$b_2 = z_0 + \ln(1 - \psi_0) / b_1,$$

ψ_0 – wartość funkcji ψ w okresie spalania ładunku zapłonowego,

z_0 – wartość z w chwili zakończenia okresu spalania ładunku zapłonowego.

Funkcja $\varphi_d(z)$ aproksymuje opadający fragment krzywej $\varphi(z)$ (60):

$$\varphi_d(z) = \begin{cases} 1 & z \leq z_m \\ c_0 + c_1z + c_2z^2 + c_3z^3 & z > z_m \end{cases} \quad (60)$$

Wartości parametrów ψ_0 , z_0 , i b_1 są identyfikowane dla warunków badań w komorze manometrycznej przez dopasowanie $\psi(z)$ do funkcji $\psi_{ex}(z)$ (61):

$$\psi_{ex}(z) = \varphi(z) / \varphi_t(z). \quad (61)$$

Wartość z_m w (60) odpowiada maksimum ψ_{ex} , która jest równa 1. Dla $z > z_m$ ψ_{ex} jest ustalana jako 1.

Do identyfikacji $\varphi_d(z)$, wykorzystuje się następujące warunki:

$$\varphi_d(1) = 0; \quad \varphi_d(z_m) = 1; \quad \varphi_d'(z_m) = \varphi_t'(z_m).$$

Z przedstawionych warunków można wyznaczyć następujące równania (62-64):

$$c_2 = -\frac{1 + \varphi_m'(1 - z_m) + c_3(1 + 2z_m^3 - 3z_m^2)}{(1 - z_m)^2}, \quad (62)$$

$$c_1 = \varphi_m' - 2c_2z_m - 3c_3z_m^2, \quad (63)$$

$$c_0 = -c_1 - c_2 - c_3. \quad (64)$$

Funkcja $\varphi_a(z)$ jest ostatecznie determinowana przez pięć parametrów: ψ_0 , z_0 , b_1 , z_m i c_3 . Do identyfikacji ich wartości wykorzystuje się algorytm Levenberga-Marquardta [69].

Dla warunków strzału przyjmuje się taką samą postać funkcji aproksymującej eksperymentalną funkcję kształtu, jak przy analizie wyników badań prochu w komorze manometrycznej. Jednakże wartości wymienionych powyżej parametrów identyfikuje się na podstawie maksymalnej wartości ciśnienia i wartości prędkości wylotowej określonych w badaniach z wykorzystaniem lufy balistycznej. Jak pokazano w pracy [69], można wykorzystać wartości współczynników z_0 i c_3 określone w badaniach pirostatycznych. Parametr z_m wyznacza się na podstawie wyznaczonych wartości parametrów ψ_0 i b_1 . Zatem identyfikacja eksperymentalnej funkcji kształtu sprowadza się do wyznaczenia wartości tych dwóch parametrów. Wartości określone na podstawie wyników badań w komorze manometrycznej służą jako wyjściowe przybliżenie wartości tych parametrów w procedurze identyfikacji.

8.1.2. Identyfikacja funkcji kształtu $\varphi(z)$

Dodatkowymi, obok przedstawionych w podrozdziale 8.1.1, parametrami wykorzystywanymi w procesie identyfikacji są trzy trudne do bezpośredniego wyznaczenia parametry, mające wpływ na wartość maksymalnego ciśnienia gazów prochowych i prędkość wylotową pocisku, które uwzględniono w zmodyfikowanym termodynamicznym modelu balistyki wewnętrznej przedstawionym w rozdziale 3. Należą do nich: współczynnik tarcia pocisku o ścianki lufy f_R (równanie (34)) i maksymalne ciśnienie oporu wcinania p_{rm} (równanie (35)) oraz współczynnik wymiany ciepła h_w (równanie (41)). W celu zredukowania liczby parametrów w procesie identyfikacji, jako wartość z_0 przyjęto wartość określoną na podstawie wyników badań pirostatycznych prochu. Jako z_0 przyjęto wartość z , dla której ψ jest równe 0,99. Sama procedura identyfikacji funkcji kształtu jest wykonywana w trzech krokach. W pierwszym kroku wartości parametrów ψ_0 , b_1 , p_{rm} i f_R są identyfikowane na podstawie wartości maksymalnego ciśnienia średniego p_{max} uzyskanego eksperymentalnie. Ponieważ wartości parametrów c_3 i h_w mają mały wpływ na wartość ciśnienia maksymalnego [69], w pierwszym kroku h_w jest przyjmowane równe 0 (brak strat cieplnych) oraz c_3 , jako wartość określona na podstawie wyników badań pirostatycznych prochu.

W procesie identyfikacji $\varphi(z)$ wykorzystuje się następującą funkcję celu (65):

$$F_c(\psi_0, b_1, p_{rm}, f_R) = \left(\frac{p_{max e} - p_{max i}}{p_{max e}} \right)^2, \quad (65)$$

gdzie:

$p_{max e}$ – uzyskana eksperymentalnie wartość ciśnienia maksymalnego;

$p_{max i}$ – wartość ciśnienia maksymalnego uzyskana w obliczeniach balistycznych.

Pozycja minimum funkcji (65) jest określana z wykorzystaniem planu gradientowego [69].

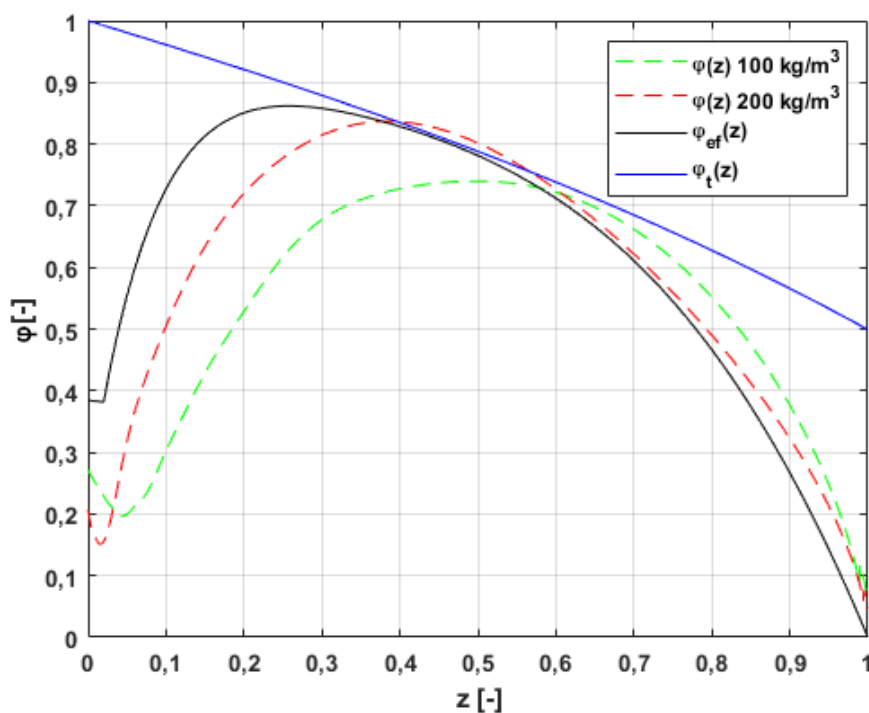
Wpływ współczynnika c_3 na prędkość wylotową pocisku jest podobny, jak współczynnika h_w [69]. W związku z tym, wartość c_3 jest przyjmowana na podstawie wyników badań pirostatycznych. W drugim kroku wartości parametrów ψ_0 , b_1 , p_{rm} i f_R są identyfikowane dla przyjętej wartości $h_{wmax} = 6$ [69]. Zależność prędkości początkowej pocisku od wartości współczynnika h_w jest w przybliżeniu liniowa. Zatem w trzecim kroku wartość współczynnika h_w jest obliczana poprzez interpolację liniową na podstawie uzyskanej eksperymentalnie (v_{me}) i obliczonej (v_m) wartości prędkości wylotowej pocisku, wyznaczonej w kroku pierwszym i drugim zgodnie z zależnością (66):

$$h_w = \frac{v_m(0) - v_{me}}{v_m(0) - v_m(h_{wmax})}, \quad (66)$$

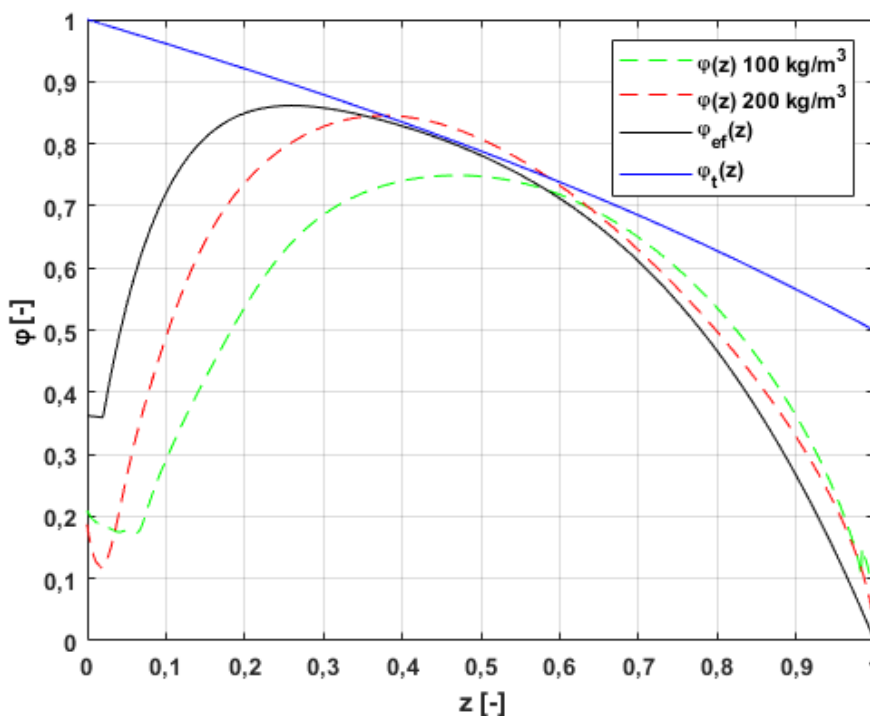
Dla tak obliczonej wartości h_w identyfikuje się wartości parametrów ψ_0 , b_1 , p_{rm} i f_R . Wyznaczona na początku trzeciego kroku wartość h_w jest wykorzystana jako h_{wmax} i w trzecim kroku wyznaczana jest ostateczna, skorygowana wartość h_w .

8.1.3. Wyniki identyfikacji funkcji kształtu $\varphi(z)$

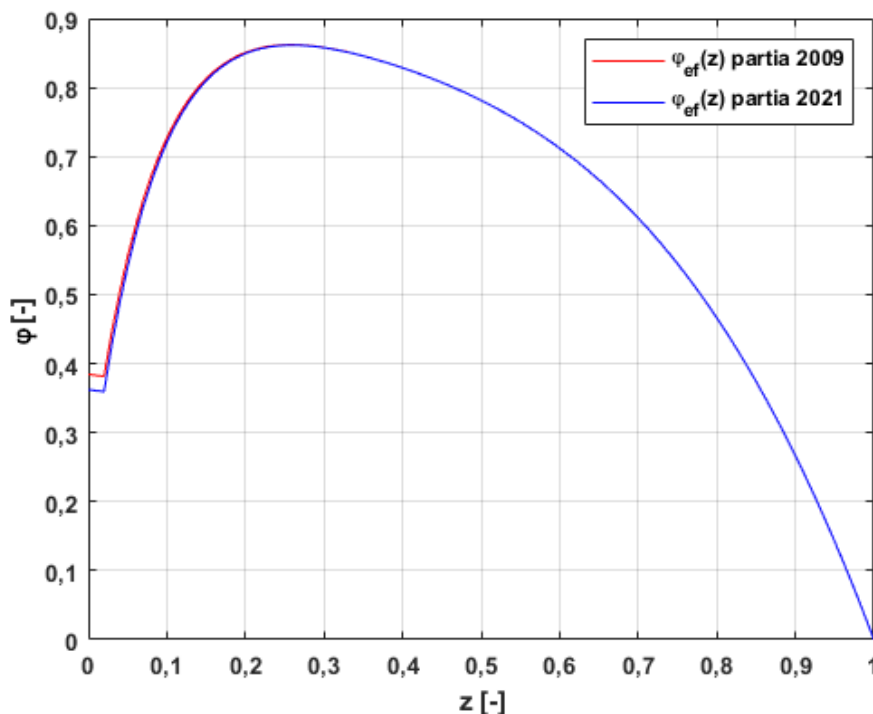
Zidentyfikowane przebiegi funkcji $\varphi_{ef}(z)$ porównane do uśrednionych przebiegów funkcji $\varphi(z)$, otrzymanych w wyniku analizy przebiegów ciśnienia z pirostatycznych badań prochu przedstawiono na rys. 47 i 48. Porównanie efektywnych funkcji kształtu dla amunicji z obu partii produkcyjnych przedstawiono na rys. 49. Wartości parametrów h_w , f_R i p_{rm} wyznaczone według przedstawionej metody, wykorzystywane w obliczeniach przyjętym modelem balistyki wewnętrznej dla obu partii amunicji (z 2009 r. i 2021 r.) przedstawiono w tab. 11.



Rys. 47. Wykresy funkcji kształtu $\varphi(z)$ dla prochu i amunicji z 2009 r., gdzie: $\varphi(z)$ – funkcje kształtu wyznaczone z badań pirostatycznych prochu dla $\Delta = 100 \text{ kg/m}^3$ i $\Delta = 200 \text{ kg/m}^3$, $\varphi_{ef}(z)$ – zidentyfikowana funkcja kształtu, $\varphi_t(z)$ – teoretyczna funkcja kształtu (opracowanie własne)



Rys. 48. Wykresy funkcji kształtu $\varphi(z)$ dla prochu i amunicji z 2021 r. gdzie: $\varphi(z)$ – funkcje kształtu wyznaczone z badań pirostatycznych prochu dla $\Delta = 100 \text{ kg/m}^3$ i $\Delta = 200 \text{ kg/m}^3$, $\varphi_{ef}(z)$ – zidentyfikowana funkcja kształtu, $\varphi_t(z)$ – teoretyczna funkcja kształtu (opracowanie własne)



Rys. 49. Porównanie zidentyfikowanych funkcji kształtu $\varphi_{ef}(z)$ dla amunicji z 2009 i 2021 r. (opracowanie własne)

Tab. 11. Zidentyfikowane wartości parametrów h_w , f_R i p_{rm} (opracowanie własne)

Parametr	Partia amunicji z 2009 r.	Partia amunicji z 2021 r.
Współczynnik uwzględniający straty ciepłe h_w [-]	6,58	9,46
Współczynnik tarcia pocisku o przewód lufy f_R [-]	0,03	0,03
Maksymalne ciśnienie wcinania się pocisku w bruzdy lufy p_{rm} [MPa]	63,54	67,07

Na podstawie analizy wykresów funkcji kształtu prochów z obu partii amunicji można zauważyć, że efektywna funkcja kształtu $\varphi_{ef}(z)$ dla obu partii badanej amunicji ma charakter podobny do funkcji kształtu wyznaczonej na podstawie badań pirostatycznych. Największe różnice występują w początkowej części funkcji, co potwierdza różnice w przebiegu procesu zapłonu w łusce i w komorze manometrycznej. W przypadku porównanych na rys. 49 wykresów efektywnych funkcji kształtu widoczny jest niemal identyczny kształt obu przebiegów. Różnice występują jedynie w okresie wartości maksymalnych funkcji kształtu oraz w okresie rozpalania

prochu. W przypadku drugiej z wymienionych różnic, należy zwrócić uwagę na różniące się naważki prochowe w obu partiach amunicji. W przypadku partii z roku 2009 producent zastosował naważkę $C = 16,12$ g, co przy uwzględnieniu objętości łuski równej $V_o = 17,5$ cm³ (z uwzględnieniem dennej części pocisku znajdującej się w łusce) daje gęstość ładowania $\Delta = 921,1$ kg/m³. Z kolei w amunicji z roku 2021 naważka prochowa jest o 9,2% mniejsza ($C = 14,64$ g), co skutkuje zmniejszoną gęstością ładowania ($\Delta = 836,7$ kg/m³). Zmiana gęstości ładowania ma wpływ na proces zapłonu prochu w łusce, ponieważ – z uwagi na zwiększenie pustej objętości przy mniejszej naważce prochowej – wypływające ze spłonki gazy, powstałe w wyniku spalania ładunku zapłonowego, powodują ruch ziaren prochowych i przemieszczenie złoża prochu w kierunku dennej części pocisku.

8.1.4. Wyniki rozwiązania Problemu Głównego Balistyki Wewnętrznej

Dane wejściowe wykorzystane do rozwiązania problemu głównego balistyki wewnętrznej układu automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym przedstawiono w tab. 12. Układ równań wykorzystanego w pracy modelu balistyki wewnętrznej rozwiązano przy kroku całkowania równym 1 μ s. Wartości obliczonych i uzyskanych eksperymentalnie maksymalnych ciśnień gazów prochowych oraz prędkości pocisku przedstawiono w tab. 13. Z kolei przebiegi ciśnienia $p(t)$ obliczone z wykorzystaniem wyznaczonych efektywnych funkcji kształtu $\varphi_{ef}(z)$ porównane do uśrednionych przebiegów ciśnienia uzyskanych eksperymentalnie przedstawiono na rys. 50-53.

Tab. 12. Wartości parametrów wykorzystanych do rozwiązania PGBW badanego układu (opracowanie własne)

Parametr	Oznaczenie i j.m.	Wartość
Kąt nachylenia bruzd	α_l [°]	5,98
Stosunek promienia bezwładności pocisku do promienia pocisku	r_b/r_p [-]	0,66
Średnica bruzd	DG [mm]	12,94
Średnica pól	DL [mm]	12,69
Stosunek szerokości bruzdy do szerokości pól	GLR [-]	2,01

Tab. 12. c.d. Wartości parametrów wykorzystanych do rozwiązania PGBW badanego układu (opracowanie własne)

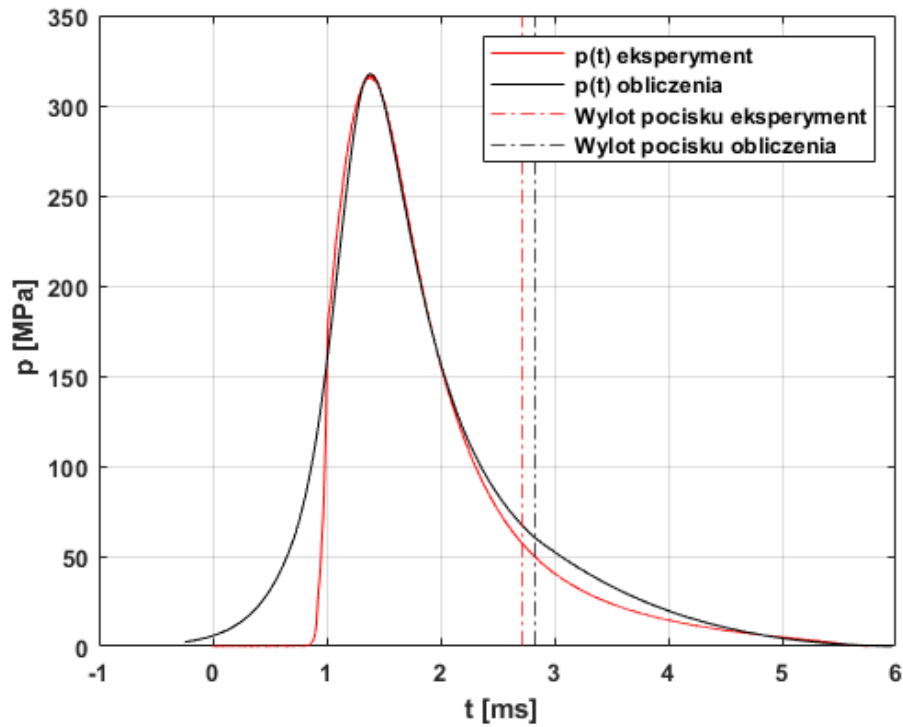
Parametr	Oznaczenie i j.m.	Wartość
Masa pocisku	m_p [g]	42,64 (amunicja z 2009 r.), 41,67 (amunicja z 2021 r.)
Objętość początkowa komory spalania	V_o [cm ³]	17,5
Ciśnienie rozcalania	p_r [MPa]	36
Maksymalne ciśnienie wcinania się pocisku w bruzdy lufy	p_{rm} [MPa]	63,51 (amunicja z 2009 r.), 63,34 (amunicja z 2021 r.)
Współczynnik oporu tarcia	f_R [-]	0,304 (amunicja z 2009 r.), 0,305 (amunicja z 2021 r.)
Współrzędna w zależności ciśnienia oporu od pozycji dna pocisku	x_1 [mm]	7,53
	x_2 [mm]	16,46
	x_3 [mm]	29,96
	x_4 [mm]	42,24
	x_5 [mm]	43,76
Współczynnik wymiany ciepła przy braku ruchu mieszanej gazowo-prochowej	h_0 [-]	0
Średnia grubość ścianki lufy	D_w [mm]	16,6
Ciepło właściwe materiału ścianki lufy	c_{pw} [J/kg*K]	550
Gęstość materiału ścianki lufy	ρ_w [kg/m ³]	7850
Temperatura początkowa ścianki lufy	T_{c0} [K]	293
Współczynnik wymiany ciepła	h_w [-]	6,59 (amunicja z 2009 r.), 9,51 (amunicja z 2021 r.)
Prędkość dźwięku w powietrzu	c_a [m/s]	340
Wykładnik izentropy powietrza	k_a [-]	1,4
Masa ładunku zapłonowego	C_z [g]	0,0161
Siła ładunku zapłonowego	f_z [MJ/kg]	1,12
Kowolumen gazów ładunku zapłonowego	η_z [dm ³ /kg]	0,81

Tab. 12. c.d. Wartości parametrów wykorzystanych do rozwiązania PGBW badanego układu (opracowanie własne)

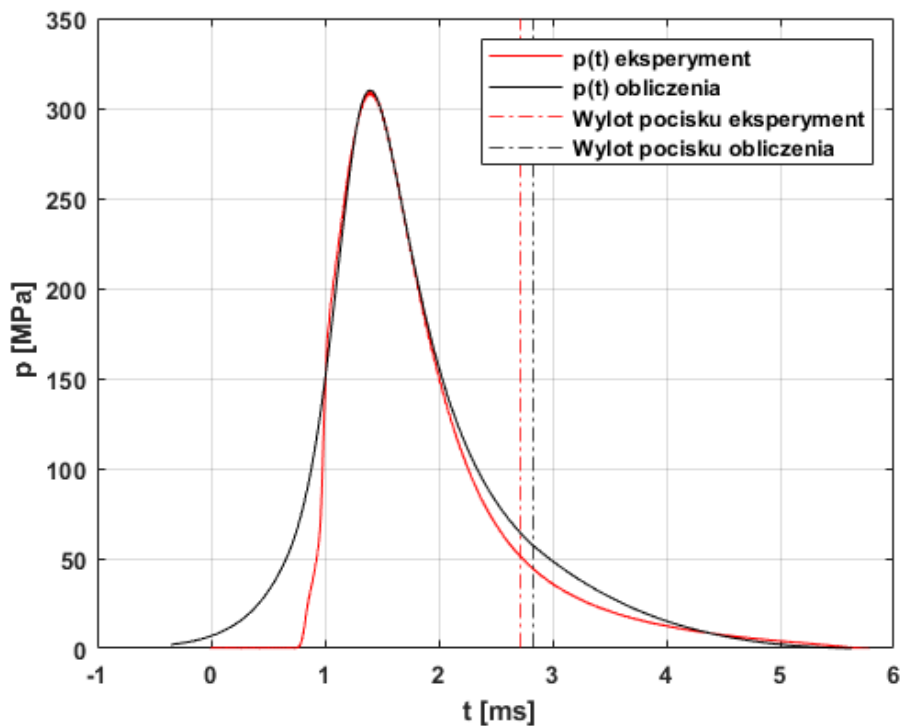
Parametr	Oznaczenie i j.m.	Wartość
Wykładnik izentropy gazów ładunku zapłonowego	k_z [-]	1,2
Adiabatyczna temperatura płomienia ładunku zapłonowego	T_{0z} [K]	3000
Masa ładunku prochowego	C [g]	16,12 (amunicja z 2009 r.), 14,64 (amunicja z 2021 r.)
Siła prochu (ładunku prochowego)	f [MJ/kg]	1,12 (amunicja z 2009 r.), 1,19 (amunicja z 2021 r.)
Kowolumen gazów prochowych	η [dm ³ /kg]	0,81 (amunicja z 2009 r.), 0,70 (amunicja z 2021 r.)
Wykładnik izentropy gazów prochowych	k [-]	1,2
Adiabatyczna temperatura płomienia ładunku prochowego	T_0 [K]	3000
Gęstość prochu	ρ [kg/m ³]	1600
Wykładnik w prawie spalania	n [-]	0,9471 (partia 2009), 0,9372 (partia 2021)
Całkowita droga pocisku w lufie	x [m]	1,068

Tab. 13. Wartości obliczonych i uzyskanych eksperymentalnie maksymalnych ciśnień gazów prochowych oraz prędkości pocisku (opracowanie własne)

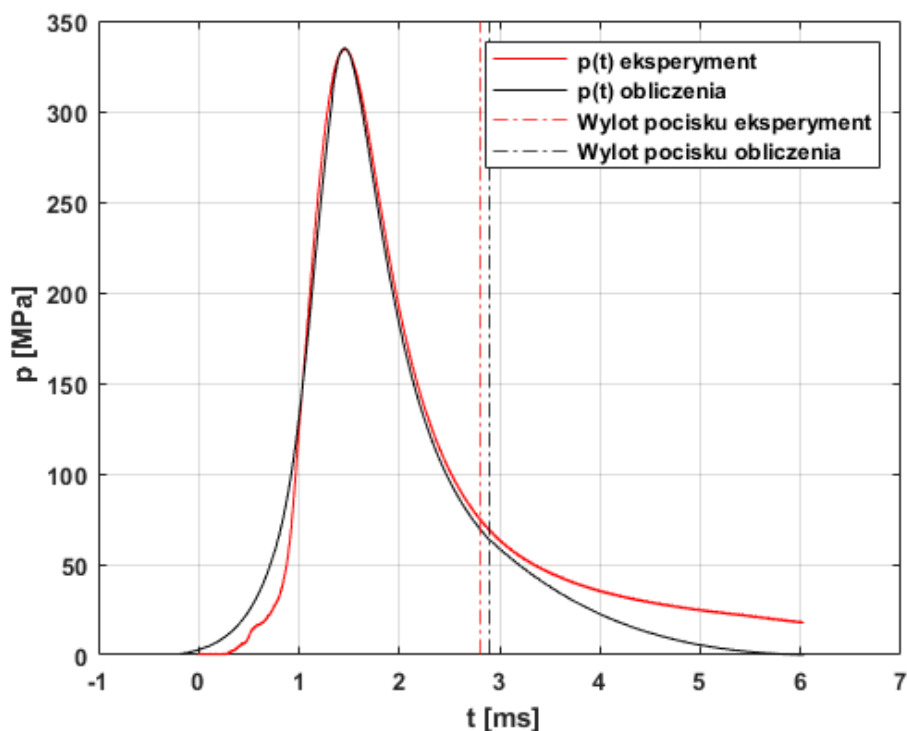
Parametr	Partia amunicji z 2009 r.		Partia amunicji z 2021 r.	
	Obliczenia	Eksperyment	Obliczenia	Eksperyment
Uśrednione maksymalne ciśnienie balistyczne średnie p_{av} [MPa]	317,59	317,58	309,79	309,80
Uśrednione maksymalne ciśnienie balistyczne tylne p_o [MPa]	334,83	335,33	325,53	323,39
Prędkość wylotowa pocisku v_m (prędkość v_5 w przypadku badań eksperymentalnych) [m/s]	901,12	895,04 (lufa EPVAT) / 897,36 (lufa CIP)	905,28	900,01 (lufa EPVAT) / 912,29 (lufa CIP)



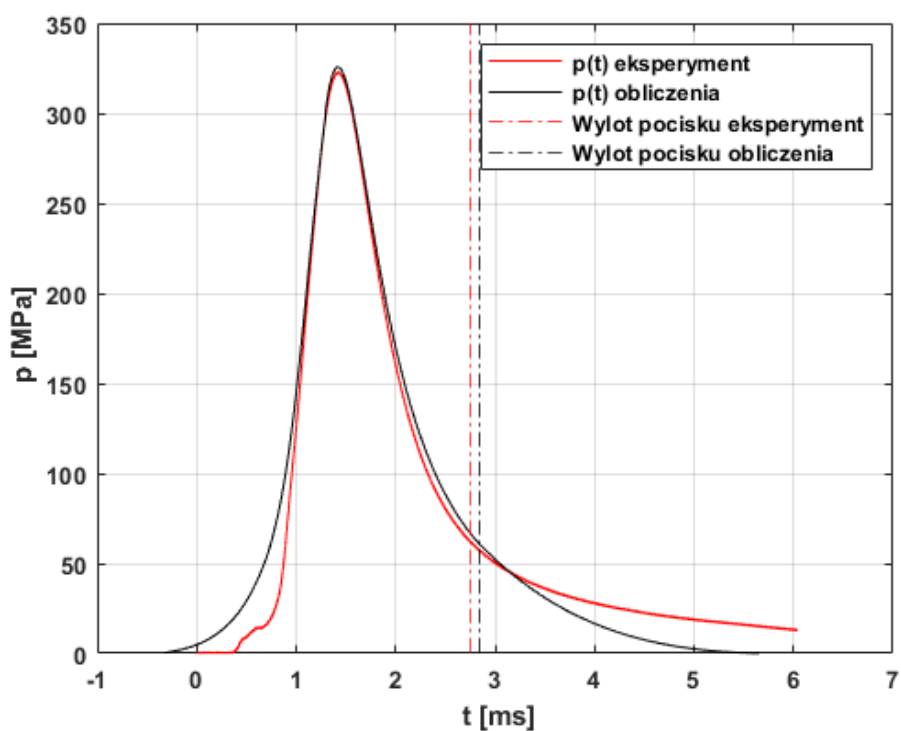
Rys. 50. Przebieg obliczonego średniego ciśnienia balistycznego $p_{av}(t)$ w porównaniu do uśrednionego ciśnienia z 7 strzałów zmierzonego w lufie balistycznej w standardzie EPVAT, z oznaczoną chwilą wylotu pocisku z lufy – partia amunicji z 2009 r. (opracowanie własne)



Rys. 51. Przebiegi obliczonego średniego ciśnienia balistycznego $p_{av}(t)$ w porównaniu do uśrednionego z 7 strzałów ciśnienia zmierzonego w lufie balistycznej w standardzie EPVAT, z oznaczoną chwilą wylotu pocisku z lufy – partia amunicji z 2021 r. (opracowanie własne)



Rys. 52. Przebiegi obliczonego tylnego ciśnienia balistycznego $p_o(t)$ w porównaniu do uśrednionego z 7 strzałów ciśnienia zmierzonego w lufie balistycznej w standardzie CIP, z oznaczoną chwilą wylotu pocisku z lufy – partia amunicji z 2009 r. (opracowanie własne)



Rys. 53. Przebiegi obliczonego tylnego ciśnienia balistycznego $p_o(t)$ w porównaniu do uśrednionego z 7 strzałów ciśnienia zmierzonego w lufie balistycznej w standardzie CIP, z oznaczoną chwilą wylotu pocisku z lufy – partia amunicji z 2021 r. (opracowanie własne)

Na podstawie analizy porównanych przebiegów obliczonego ciśnienia średniego oraz ciśnienia mierzonego w lufie balistycznej w standardzie EPVAT (rys. 50 i 51 oraz tab. 13) można zauważyć, że obliczenia przeprowadzone z wykorzystaniem efektywnej funkcji kształtu pozwoliły na stosunkowo dokładne odwzorowanie eksperymentalnych przebiegów zarówno w charakterze jakościowym, jak i ilościowym, dla obu partii amunicji. Różnica początkowych fragmentów przebiegów eksperymentalnych i obliczonych wynika z opóźnienia początku rejestracji ciśnienia przez czujnik umieszczony w lufie. Czujnik ten zaczyna rejestrować wartości ciśnienia dopiero po odsłonięciu gniazda czujnika przez pocisk. Niewielkie różnice w przebiegach ciśnienia w okresie powylotowym (po wylocie pocisku z lufy) wynikają z opóźnienia dotarcia do gniazda czujnika zaburzeń rozrzedzeniowych powstających na skutek otwarcia wylotu lufy. Ponieważ zaburzenia te poruszają się w górę strumienia wylatujących gazów, są one częściowo znoszone przez ten strumień. W artykule [70], którego autor niniejszej rozprawy jest współautorem, dokonano porównania trzech różnych metod obliczania ciśnienia w lufie w powylotowym okresie strzału: empirycznego wzoru Brawina, zależności na wypływ gazów prochowych z przewodu lufy do otoczenia oraz metody uwzględniającej zjawiska falowe (propagację fali rozrzedzenia od wylotu lufy do dna komory nabojoyej). W badanym układzie czas od chwili zbitcia spłonki do chwili wylotu pocisku z lufy jest na poziomie 3 ms. Obliczenia przeprowadzone z wykorzystaniem zależności na prędkość propagacji fali rozrzedzenia w mieszaninie gazowo-prochowej wykazały, że w badanym układzie fala dociera do dna komory nabojoyej po upływie 1,5 ms od chwili wylotu pocisku z lufy. Mając na uwadze niewielką różnicę między odległością osi gniazda czujnika od wylotu lufy w lufie w standardzie EPVAT (1 032 mm) a odległością wylotu lufy od dna komory nabojoyej (1 115 mm) można założyć, że czujnik ciśnienia zaczyna rejestrować spadek ciśnienia w lufie dopiero po upływie około 1,5 ms. Tymczasem w niniejszej pracy do opisu przebiegu ciśnienia w okresie powylotowym wykorzystano przedstawioną w rozdziale IV zależność (47) na wypływ gazów prochowych z przewodu lufy do otoczenia, z uwagi na jej prostą implementację. Zależność ta bazuje na wartościach ciśnienia średniego p_{av} wyznaczonego przy użyciu termodynamicznego modelu balistyki wewnętrznej, w związku z tym wartości ciśnienia obliczone z jej wykorzystaniem są uśrednionymi wartościami ciśnienia w całej lufie.

W przypadku przebiegów ciśnienia uzyskanych przy użyciu lufy w standardzie CIP (rys. 52 i 53 oraz tab. 13), widoczny jest zbliżony poziom dokładności odwzorowania zarówno jakościowego, jak i ilościowego. Na wykresach można zauważyć różnice w okresie zapłonu ładunku prochowego przez spłonkę. Przebiegi eksperymentalne charakteryzują się bardziej gwałtownym wzrostem ciśnienia w tym okresie. Świadczy to o odbiegającym od przyjętych w modelu balistyki wewnętrznej założeniach dotyczących procesu zapłonu prochu i działania spłonki i wymaganych modyfikacjach modelu w tym zakresie. Hipotetyczny przebieg procesu zapłonu był przedmiotem analizy przedstawionej w pracy [79], której autor rozprawy jest współautorem.

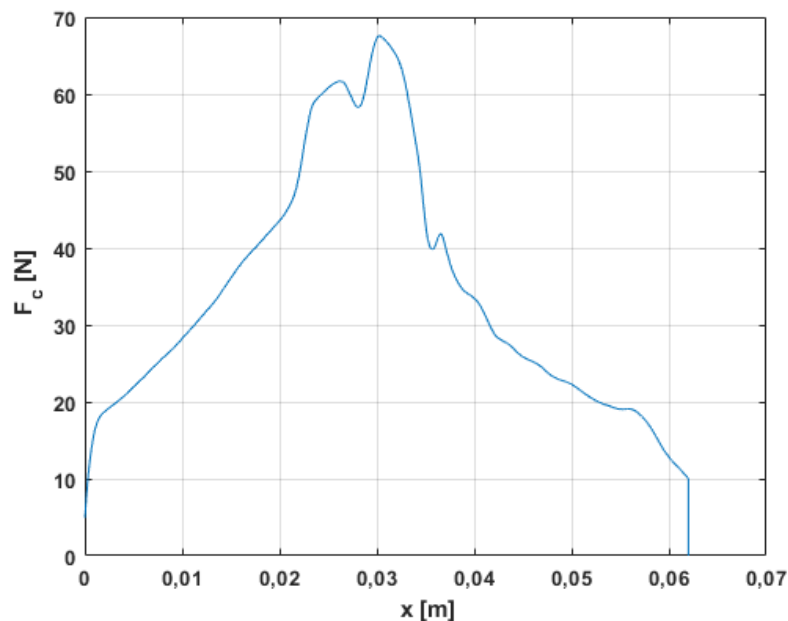
Obliczone wartości ciśnienia w niemal całym okresie po wylocie pocisku z lufy standardu CIP są wyższe od wartości uzyskanych obliczeniowo. Przyczyny są takie same, jak opisane powyżej dla lufy standardu EPVAT. Można zwrócić uwagę na jeszcze jedną możliwą przyczynę. Łuska naboju 12,7x99 mm posiada stożek zasadniczy oraz stożek pośredni znajdujący się przed częścią walcową łuski. Zmniejszenia przekroju poprzecznego komory naboju wpływają na przepływ mieszaniny gazowo-prochowej, co może skutkować wolniejszym spadkiem ciśnienia gazów prochowych w stosunku do wartości uzyskanych na drodze obliczeń.

8.2. Walidacja modelu działania układu automatyki z wykorzystaniem wyników badań eksperymentalnych

Wymagane dane wejściowe do rozwiązania PGBW układu automatyki broni z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym, przedstawione w tab. 14, pozyskano, wykonując ich pomiary za pomocą suwmiarki i mikrometru oraz projektora warsztatowego Starrett VB400. Do weryfikacji wykonanych pomiarów wykorzystano dostępne w Instytucie Techniki Uzbrojenia WML WAT fragmenty dokumentacji konstrukcyjnej 12,7 mm karabinu wielkokalibrowego M2HB. Do pomiarów siły oddziaływania mechanizmu napinacza (rys. 54) oraz sztywności sprężyn występujących w układzie użyto uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej Thümler Z3. Z kolei masy elementów broni wyznaczono za pomocą wagi WLC 60/120/C2/K. Charakterystykę aparatury pomiarowej użytej do badań przedstawiono w załączniku do niniejszej pracy.

Tab. 14. Wartości parametrów wykorzystanych do wyznaczenia prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego badanego układu automatyki (opracowanie własne)

Parametr	Oznaczenie i j.m.	Wartość
Masa zespołu lufy	m_{Brl} [kg]	13,937
Masa zespołu zamka	m_B [kg]	2,324
Sztywność sprężyny powrotnej lufy	k_{xBrl} [N/mm]	2,640
Ugięcie wstępne sprężyny powrotnej lufy	x_{0Brl} [mm]	69,4
Sztywność sprężyny powrotnej zamka	k_{xB} [N/mm]	0,632
Ugięcie wstępne sprężyny powrotnej zamka	x_{0B} [mm]	97,5
Droga odrzutu zespołu zamka połączonego z zespołem lufy	x_{Rm} [mm]	22,4
Droga odrzutu zespołu zamka	x_{Bm} [mm]	181,0
Droga odrzutu zespołu lufy	x_{Brlm} [mm]	31,0

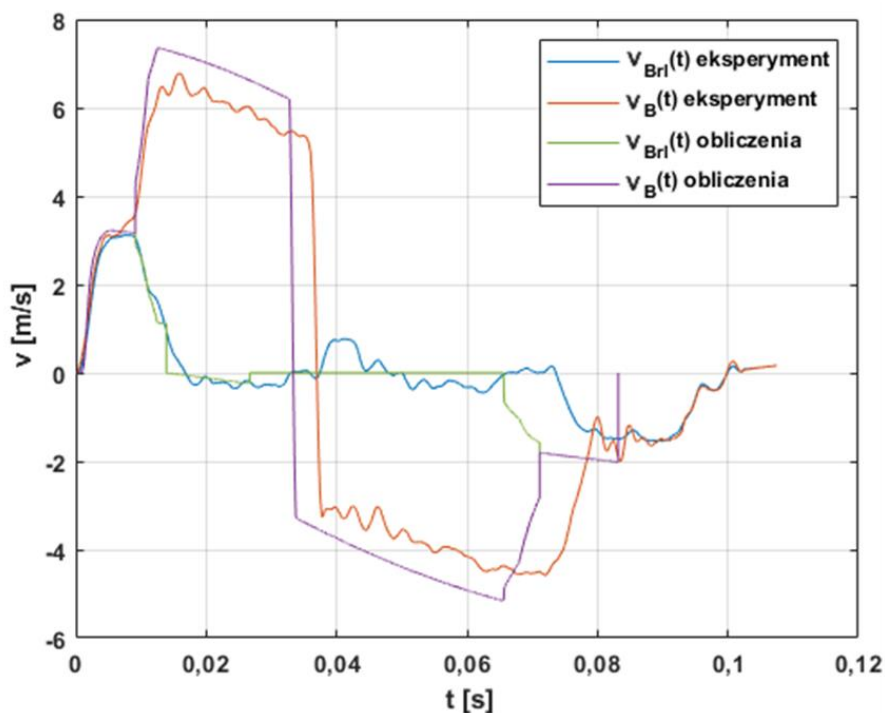


Rys. 54. Przebieg siły F_c wywieranej przez mechanizm napinacza w funkcji przemieszczenia x zespołu zamka (opracowanie własne)

W ramach obliczeń walidujących działanie modelu matematycznego układu automatyki broni z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym wykonano analizę wrażliwości modelu matematycznego na opory ruchu elementów w postaci sił tarcia i określono wartości współczynników tarcia. Wykonano także analizę wpływu występującego w badanym układzie mechanizmu napinacza na działanie układu automatyki.

W tym celu, w pierwszej iteracji przeprowadzono obliczenia modelem matematycznym działania badanego układu automatyki z pominięciem sił tarcia elementów zespołu odrzucanego, sił tarcia w przyspieszaczu oraz mechanizmu napinacza. Uzyskane wyniki, w postaci przebiegów prędkości ruchu porównano z przebiegami uzyskanymi eksperymentalnie na rys. 55.

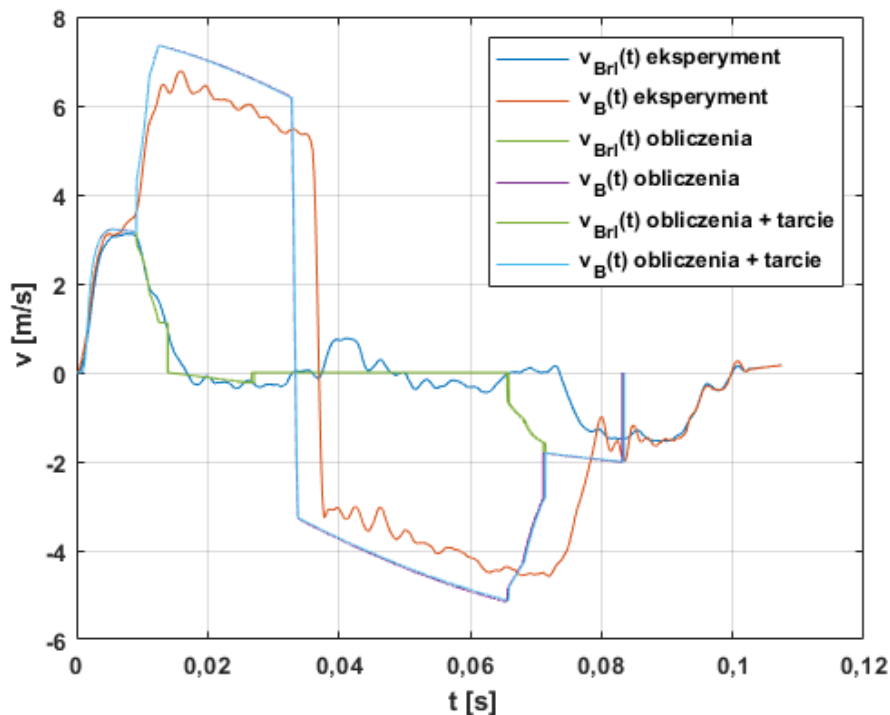
Na podstawie porównania wykresów prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego można zauważyć, że przebiegi eksperymentalne i teoretyczne różnią się w stosunkowo wysokim stopniu. Największe różnice między prędkościami uzyskanymi eksperymentalnie i na drodze obliczeń pojawiają się w okresie działania przyspieszacza przy odrzuceniu zespołu lufy i zespołu zamka. W związku z tym, w następnym kroku określono wartości współczynników tarcia między zespołem lufy i komorą zamkową oraz – ponieważ zespół zamka porusza się w prowadnicach będących integralną częścią obsady lufy – współczynnik tarcia między zespołem lufy i zespołem zamka.



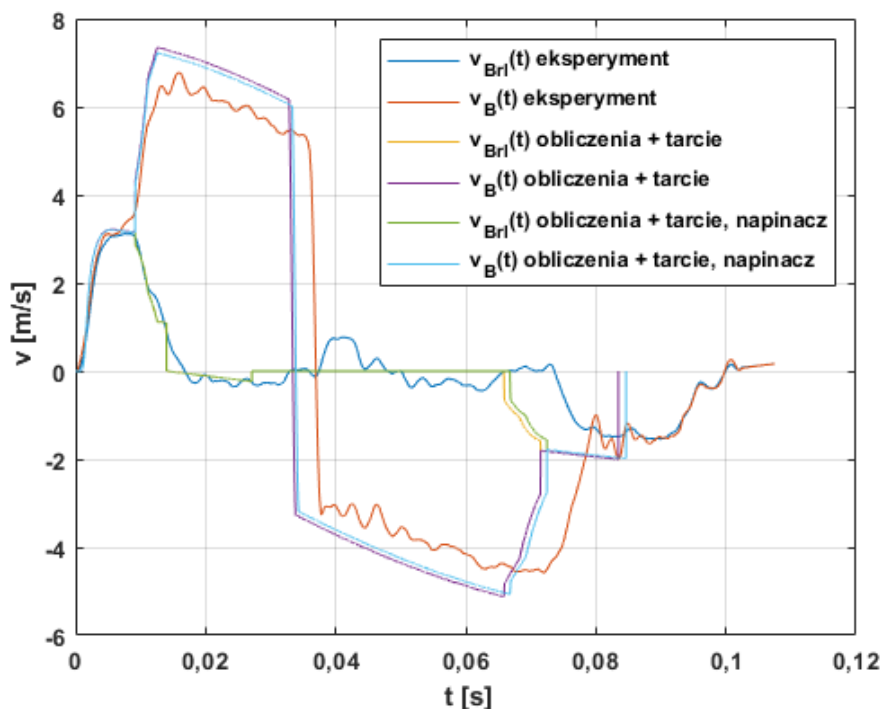
Rys. 55. Przebiegi prędkości ruchu $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego uzyskane eksperymentalnie i obliczone bez uwzględnienia sił tarcia i siły oporu mechanizmu napinacza (dla amunicji z 2009 r.), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Wartości współczynników określono na podstawie porównania nachylenia aproksymowanych funkcją liniową fragmentów przebiegów eksperymentalnych i teoretycznych w okresach, w których na elementy nie działają żadne siły z wyjątkiem sił oporu sprężyn powrotnych. W celu uwzględnienia w obliczeniach możliwie najmniejszej liczby różnych parametrów zarówno dla obu par elementów (zespół lufy-komora zamkowa i zespół lufy-zespół zamka) przyjęto uśrednioną wartość współczynnika tarcia μ równą 0,1 (rys. 56). Przyjęta do obliczeń wartość tego współczynnika jest zgodna z danymi literaturowymi, w zakresie tarcia kinematycznego dla materiałów, z których wykonane są elementy z uwzględnieniem smarowania [80].

Z porównania krzywych prędkości ruchu lufy $v_{Br1}(t)$ i zamka $v_B(t)$ (rys. 56) widać niewielki wpływ sił tarcia na ruch elementów zespołu odrzucanego. Uwzględnienie sił tarcia w układzie skutkuje pomijalnie małym (na poziomie ok. 1%) spadkiem wartości maksymalnych prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego. Zbadano także wpływ siły oporu napinacza na otrzymane w wyniku obliczeń modelem matematycznym prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego, przy zachowaniu współczynników tarcia o wartości 0,1 (rys. 57).



Rys. 56. Przebiegi prędkości ruchu $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego uzyskane eksperymentalnie i obliczone z uwzględnieniem sił tarcia (dla amunicji z 2009 r.), gdzie: $v_{Br1}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

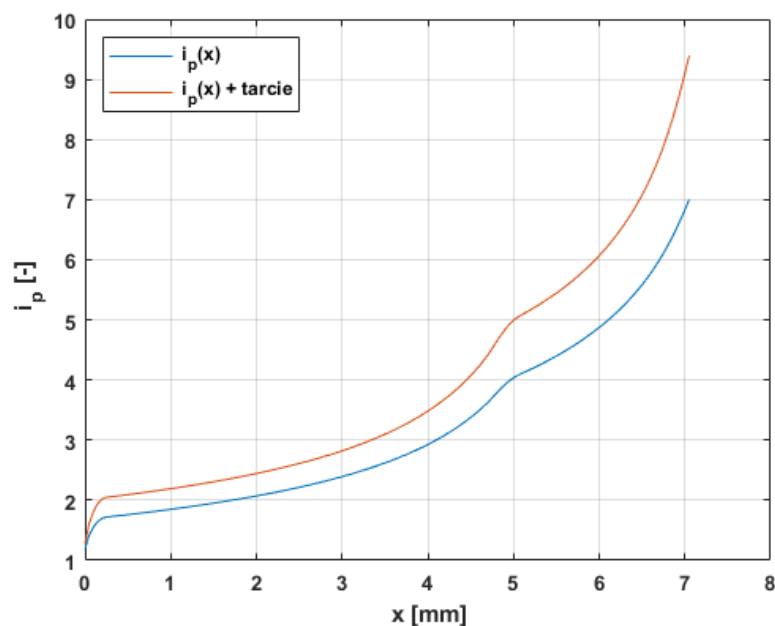


Rys. 57. Przebiegi prędkości ruchu $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego uzyskane eksperymentalnie i obliczone z uwzględnieniem sił tarcia i siły oporu mechanizmu napinacza (dla partii amunicji 2009), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

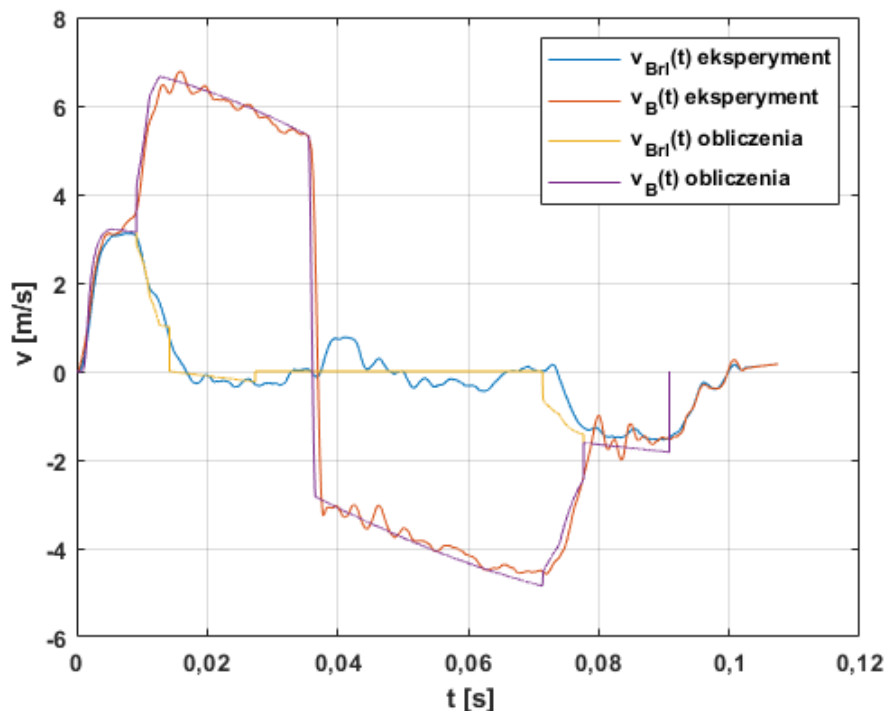
Analiza wartości prędkości maksymalnych prędkości ruchu lufy i zamka (rys. 57) po uwzględnieniu w obliczeniach siły oporu mechanizmu napinacza wykazuje, że wpływ oporu mechanizmu napinacza skutkuje podobnymi różnicami jak w przypadku wzięcia pod uwagę sił tarcia elementów zespołu odrzucanego (1,4% względem prędkości maksymalnej ruchu zamka z obliczonej z uwzględnieniem siły oporu mechanizmu). Niewielki wpływ mechanizmu napinacza na pracę układu automatyki uzasadnia także pominięcie w modelu matematycznym procesu odryglowania i zaryglowania zamka oraz pracy mechanizmu donośnika taśmowego, których siły oporu – z uwagi na niewielkie masy elementów tych mechanizmów oraz stałe przełożenie mniejsze bądź równe jedności – szacują się na poziomie pojedynczych niutonów, w stosunku to maksymalnej siły oporu mechanizmu napinacza wynoszącej 67,6 N.

Stosunkowo duże różnice między przebiegami prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego uzyskanymi eksperymentalnie i obliczeniowo po uwzględnieniu sił tarcia oraz mechanizmu napinacza, wydają się być spowodowane przez straty

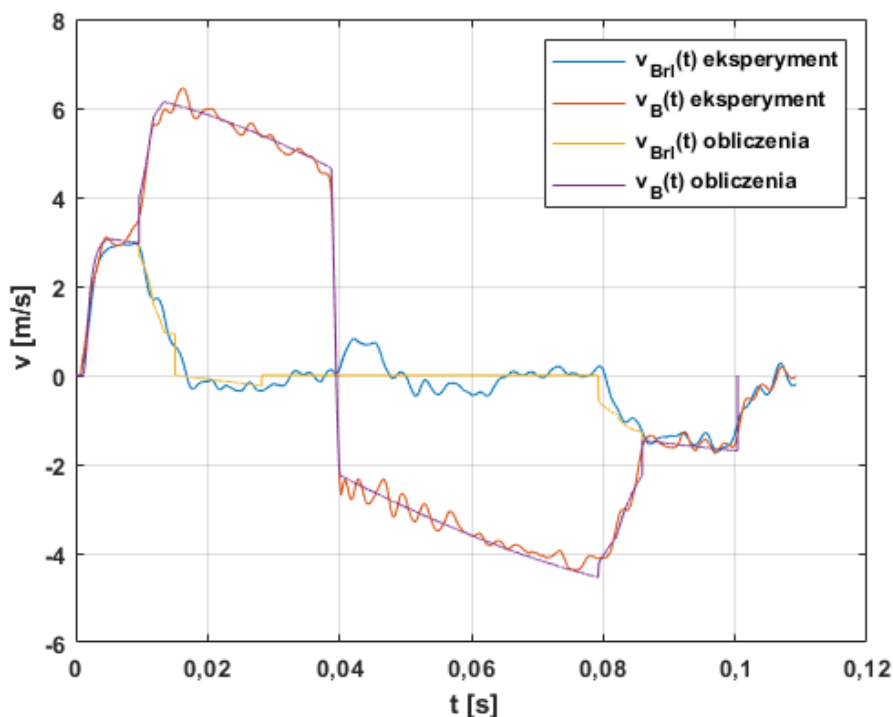
spowodowane przez tarcie w mechanizmie przyspieszacza dźwigniowo-krzywkowego. W związku z tym, bazując na wartościach maksymalnych prędkości ruchu zamka, dobrano wartość współczynnika tarcia w przyspieszaczu. Określony iteracyjnie współczynnik tarcia jest równy 0,2 i jest niewiele wyższy od współczynników tarcia dla materiałów, z których są wykonane elementy układu, podanych w literaturze [80]. Jest także wyższy od współczynnika tarcia zespołu lufy i zamka, natomiast należy mieć na uwadze zależność współczynnika od prędkości ruchu elementów i stosunkową niską prędkość ruchu dźwigni przyspieszacza względem zamka oraz obsady lufy. Ponadto, teoretyczne powierzchnie kontaktu przyspieszacza z zamkiem i obsadą lufy są niewielkie z uwagi na kształt współpracujących powierzchni (kontakt powierzchni płaskich z zaokrągleniami). Dlatego, w rzeczywistym układzie automatyki w miejscach kontaktu występują odkształcenia sprężyste przyspieszacza oraz zamka i obsady lufy, zwiększające opory ruchu. Występowanie odkształceń wydaje się być racjonalnym wytłumaczeniem zawyżonej wartości współczynnika tarcia w stosunku do wartości występujących w literaturze. Wykresy przełożenia przyspieszacza w postaci idealnej (bez tarcia) i z uwzględnionym tarcie w przyspieszaczu zamieszczono na rys. 58. Wykres porównujący przebiegi prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego uzyskane eksperymentalnie i obliczeniowo zamieszczono na rys. 59 (dla amunicji z partii 2009) oraz na rys. 60 (dla amunicji z partii 2021).



Rys. 58. Porównanie przebiegów przełożenia przyspieszacza $i_p(x)$ z uwzględnionym tarcie i bez tarcia (opracowanie własne)



Rys. 59. Porównanie przebiegów prędkości ruchu $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego uzyskanych eksperymentalnie i obliczeniowo, z uwzględnieniem tarcia i mechanizmu napinacza (dla amunicji z 2009 r.), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

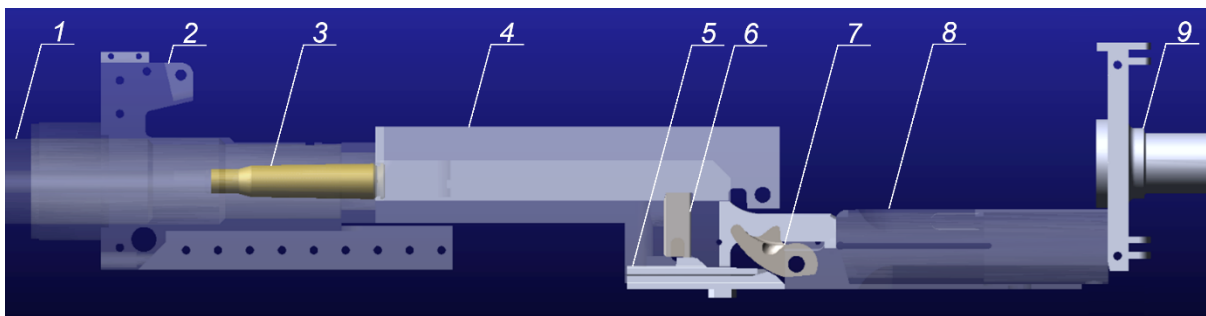


Rys. 60. Porównanie przebiegów prędkości ruchu $v(t)$ elementów zespołu odrzucanego uzyskanych eksperymentalnie i obliczeniowo, z uwzględnieniem tarcia i mechanizmu napinacza (dla amunicji z 2021 r.), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Na podstawie analizy wykresów prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego (rys. 59 i 60) można stwierdzić dużą zgodność wyników uzyskanych na drodze obliczeń z wynikami uzyskanymi z eksperymentu. Przeprowadzenie obliczeń dla amunicji z obu wykorzystanych partii produkcyjnych potwierdziło poprawność wykorzystanych w obliczeniach wartości współczynników tarcia między elementami układu automatyki. Ponadto, uzyskane w wyniku obliczeń przebiegi prędkości ruchu poszczególnych elementów automatyki potwierdzają także poprawne sformułowanie modelu matematycznego i fizycznego badanego układu, przedstawionego w rozdziale II niniejszej dysertacji.

8.3. Weryfikacja modelu działania układu automatyki z wykorzystaniem metody układów wieloczłonowych

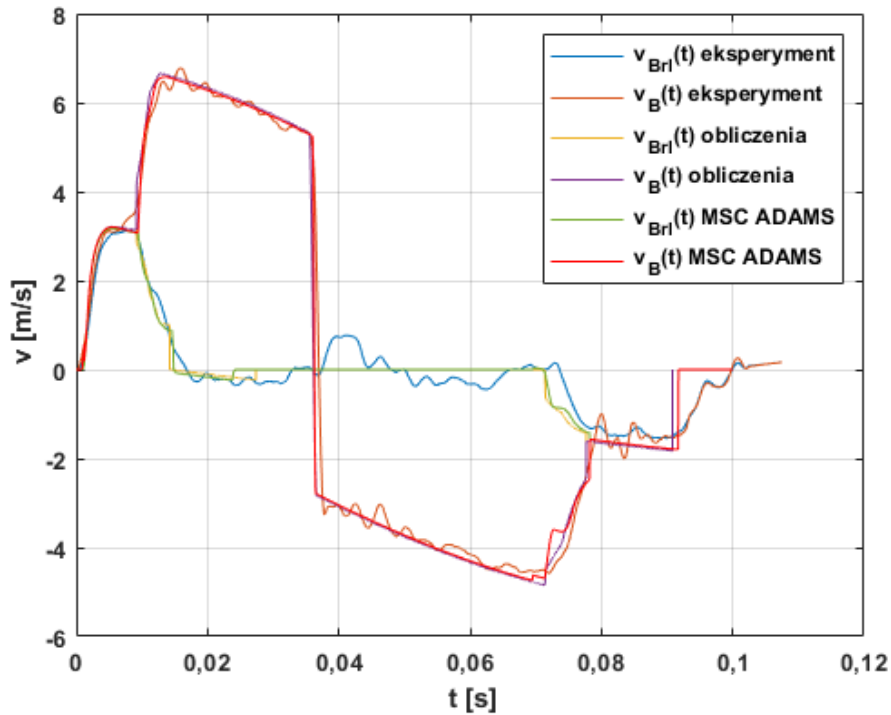
Charakterystyki kinematyczne kluczowych elementów układu automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu z przyspieszaczem krzywkwodźwigniowym, określone metodą układów wieloczłonowych uzyskano w środowisku MSC Adams. W tym celu, w programie SolidWorks odwzorowano – w postaci modeli bryłowych – części automatyki broni z uproszczeniami ich geometrii, nie mającymi wpływu na ich zachowanie w trakcie ruchu. Opracowane modele zaimportowano do środowiska MSC Adams (rys. 61), gdzie zdefiniowano kontakty między elementami oraz ich masy i materiały, z których są wykonane. Kontakty zdefiniowano, wykorzystując opcję IMPACT z parametrami określonymi na podstawie materiałów, z których są wykonane elementy układu (wszystkie elementy z wyjątkiem łuski naboju wykonane są ze stali) oraz na podstawie [81]. Niezbędne do przeprowadzenia symulacji przebiegi siły ciśnienia gazów prochowych od czasu oraz przebieg siły oporu generowanej przez mechanizm napinacza iglicy (zależnej od przemieszczenia zespołu zamka) zaimportowano do środowiska Adams w postaci danych dyskretnych (w przypadku siły wywieranej przez mechanizm napinacza wykorzystano dane uzyskane w wyniku eksperymentu, a w przypadku przebiegu ciśnienia gazów prochowych wykorzystano wartości otrzymane w wyniku rozwiązania PGBW). Parametry kontaktu odwzorowującego działanie zderzaka, takie jak sztywność i tłumienie, dobierano iteracyjnie na podstawie uzyskanych eksperymentalnie prędkości zespołu zamka przed i po kontakcie ze zderzakiem.



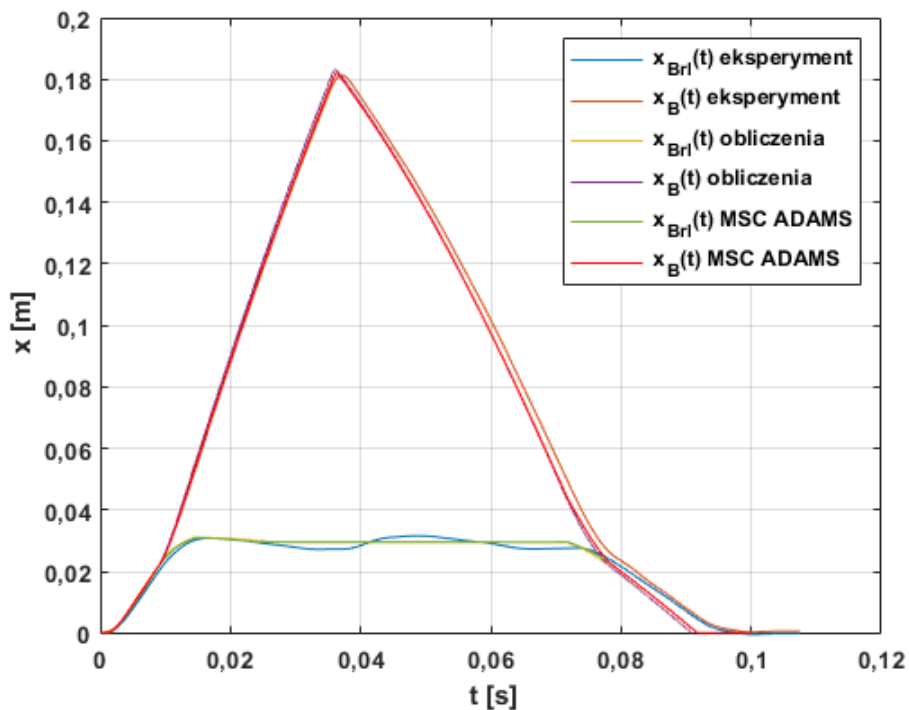
Rys. 61. Model bryłowy badanego układu automatyki w środowisku MSC Adams: 1 – lufa z obsadą, 2 – przednia część komory zamkowej, 3 – łuska, 4 – zamek, 5 – blok sterujący ruchem rygla, 6 – rygiel, 7 – przyspieszacz, 8 – obsada urządzenia powrotnego lufy, 9 – tulec komory zamkowej ze zderzakiem (opracowanie własne)

Symulacje w środowisku MSC Adams wykonano z krokiem czasowym równym $50 \mu\text{s}$, który określono na podstawie przeprowadzonej analizy wrażliwości modelu na wielkość kroku czasowego. Zastosowanie w symulacjach kroku mniejszego niż $50 \mu\text{s}$ nie skutkowało uzyskaniem znacznych zmian w wynikach. Analogiczne wnioski uzyskano w przypadku badań modelu 9 mm pistoletu maszynowego wz. 1998 (PM-98) GLAUBERYT opisanego w pracy [20]. Podobnie jak w przypadku modelu matematycznego badanego układu automatyki, w modelu opracowanym w środowisku MSC Adams pominięto mechanizm donośnika taśmowego. W symulacjach wykorzystano także identyczne, jak w przypadku obliczeń modelem matematycznym, wartości współczynników tarcia między poszczególnymi elementami układu automatyki (między zespołem lufy a zespołem zamka, zespołem lufy a komorą zamkową oraz w mechanizmie przyspieszacza). Z uwagi na specyfikę działania badanego układu, model numeryczny wymagał uwzględnienia mechanizmu rygla klinowego (który pominięto w modelu matematycznym), jednak symulacje przeprowadzone z uwzględnieniem oraz pominięciem sił tarcia w trakcie procesu odryglowania i zaryglowania zamka wykazały, że opory ruchu rygla mają pomijalnie mały wpływ na pracę układu i uzyskiwane wyniki.

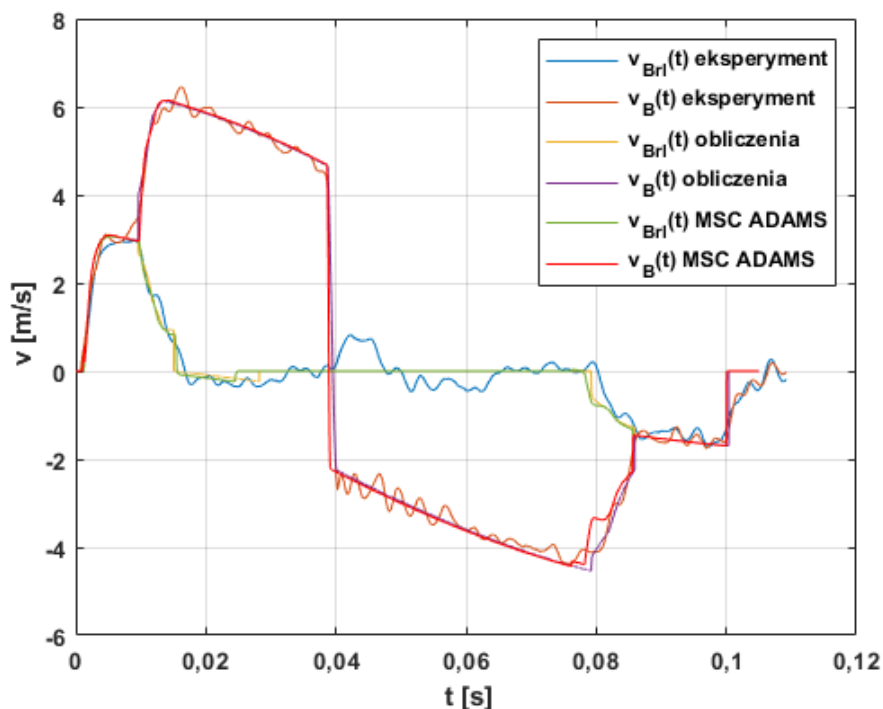
Krzywe prędkości i przemieszczenia lufy i zamka uzyskane na drodze eksperymentu, obliczeń i symulacji przedstawiono na rys. 62-65. Charakterystyczne parametry ruchu lufy i zamka uzyskane eksperymentalnie, w wyniku symulacji w środowisku MSC Adams oraz w wyniku obliczeń modelem matematycznym dla obu partii amunicji wykorzystanej w badaniach (z 2009 i 2021 r.), zawarto w tab. 15.



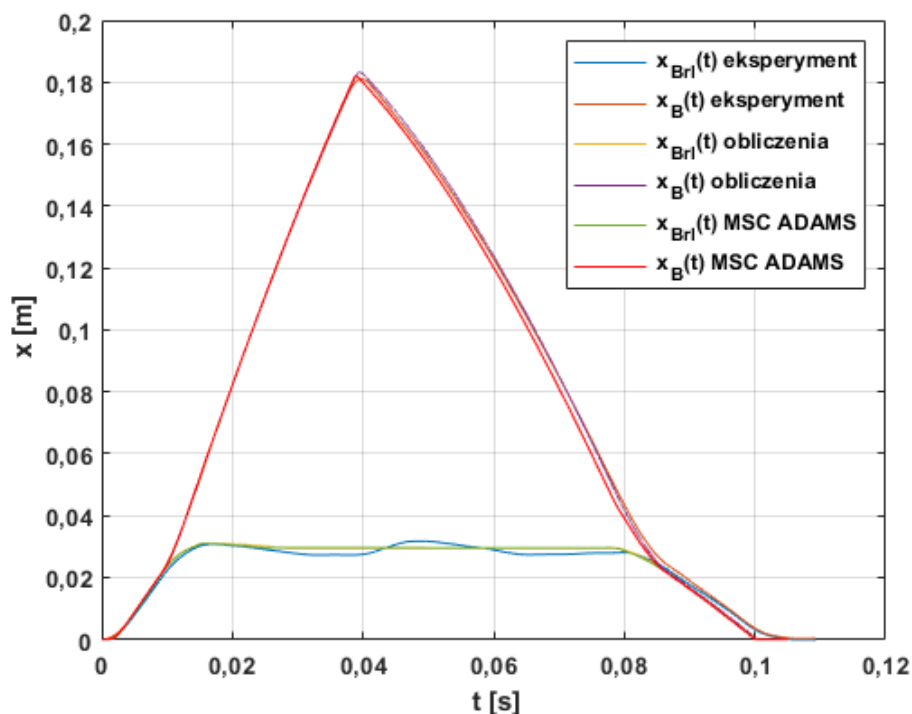
Rys. 62. Porównanie eksperymentalnych, obliczeniowych i symulacyjnych przebiegów prędkości ruchu $v(t)$ lufy i zamka (dla amunicji z 2009 r.), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



Rys. 63. Porównanie eksperymentalnych, obliczeniowych i symulacyjnych przebiegów przemieszczenia $x(t)$ lufy i zamka (dla amunicji z 2009 r.) gdzie: $x_{Brl}(t)$ – przemieszczenie zespołu lufy w funkcji czasu, $x_B(t)$ – przemieszczenie zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



Rys. 64. Porównanie eksperymentalnych, obliczeniowych i symulacyjnych przebiegów prędkości ruchu $v(t)$ lufy i zamka (dla amunicji z 2021 r.), gdzie: $v_{Brl}(t)$ – prędkość ruchu zespołu lufy w funkcji czasu, $v_B(t)$ – prędkość ruchu zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)



Rys. 65. Porównanie eksperymentalnych, obliczeniowych i symulacyjnych przebiegów przemieszczenia $x(t)$ lufy i zamka (dla amunicji z 2021 r.) gdzie: $x_{Brl}(t)$ – przemieszczenie zespołu lufy w funkcji czasu, $x_B(t)$ – przemieszczenie zespołu zamka w funkcji czasu (opracowanie własne)

Tab. 15. Porównanie czasów zakończenia I, II i III okresu pracy układu automatyki broni, uzyskanych eksperymentalnie, obliczeniowo i symulacyjnie (opracowanie własne)

Parametr	Partia amunicji z 2009 r.			Partia amunicji z 2021 r.		
	Eksperyment	Obliczenia	Symulacja	Eksperyment	Obliczenia	Symulacja
Czas zakończenia I okresu pracy układu t_I [s]	0,0093	0,0092	0,0094	0,0098	0,0096	0,0097
Czas zakończenia II okresu pracy układu t_{II} [s]	0,0130	0,0127	0,0132	0,0138	0,0134	0,0135
Czas zakończenia III okresu pracy układu t_{III} [s]	0,0366	0,0362	0,0363	0,0396	0,0398	0,0389
Czas zakończenia IV okresu pracy układu t_{IV} [s]	0,0730	0,0715	0,0714	0,0783	0,0797	0,0783
Czas zakończenia V okresu pracy układu t_V [s]	0,0778	0,0779	0,0783	0,0856	0,0866	0,0857
Czas zakończenia VI okresu pracy układu t_{VI} [s]	0,0935	0,0909	0,0917	0,1005	0,1008	0,0999

Analizując zawartość tab. 15 można stwierdzić, że największe różnice parametrów charakterystycznych można zauważyć w V i VI okresie działania układu automatyki broni (tzn. gdy powracający do skrajnego przedniego położenia zespół zamka napędza zespół lufy przez przyspieszacz oraz w trakcie powrotu zespołu zamka połączonego z zespołem lufy), w szczególności w końcu okresu VI. Różnice między wartościami czasów charakterystycznych w wymienionych okresach, w szczególności uzyskane z wykorzystaniem amunicji z partii z 2009 r. wynikają najprawdopodobniej

z uśrednienia przebiegów uzyskanych eksperymentalnie oraz z dobranych w modelu numerycznym parametrów kontaktu symulującego działanie zderzaka. Wartości parametrów kontaktu zderzaka, takie jak sztywność czy tłumienie dobierano w taki sposób, aby uzyskać odpowiednią prędkość zespołu zamka po odbiciu od zderzaka. W związku z tym, trudne było jednoczesne uzyskanie identycznego jak w eksperymencie nachylenia wykresu prędkości ruchu zamka w okresie kontaktu ze zderzakiem. Jednak pomimo niewielkich różnic między uzyskanymi przebiegami prędkości i przemieszczenia poszczególnych elementów zespołu odrzucanego, wyniki symulacji metodą układów wieloczłonowych potwierdzają poprawność działania opracowanego modelu matematycznego i fizycznego działania badanego układu automatyki broni.

Strona celowo zostawiona pusta

PODSUMOWANIE

Podstawowym celem naukowym niniejszej dysertacji było przeprowadzenie teoretycznych i doświadczalnych badań automatycznej broni palnej działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem krzywkowo-dźwigniowym, pod kątem opracowania i zwalidowania modelu matematycznego układu automatyki broni działającej na tej zasadzie, umożliwiającego optymalizację procesu projektowania i konstruowania nowych wzorów uzbrojenia wykorzystującego tę zasadę, szczególnie na etapie jego wstępnego projektowania.

Cel naukowy pracy doktorskiej osiągnięto, gdyż opracowano i zwalidowano model matematyczny pracy automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem krzywkowo-dźwigniowym. Aby ten cel uzyskać na zakładanym poziomie merytorycznym, wykonano osiem głównych zadań badawczych ujętych w ośmiu rozdziałach.

W rozdziale I dokonano analizy stanu techniki w dziedzinie automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy, która obejmowała badania zarówno stanu wiedzy w dziedzinie modelowania pracy broni działającej na tej zasadzie, jak i w obszarze rozwiązań konstrukcyjnych zastosowanych we współczesnej broni palnej z odrzutem lufy. Na podstawie analizy sformułowano dwa istotne wnioski, które potwierdziły zasadność realizacji tematu pracy doktorskiej, a mianowicie:

- w literaturze można spotkać głównie prace na temat broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy wyposażonej w przyspieszacz odrzutu zamka, przy czym badania teoretyczne bazują z reguły na obliczeniach numerycznych przeprowadzonych z wykorzystaniem MUW lub MES. Natomiast typowe modele fizyczne oraz matematyczne są spotykane jedynie w przypadku prac dotyczących innych zasad działania automatycznej broni palnej. Konsekwencją braku modeli matematycznych działania broni z odrzutem lufy jest brak zwalidowanego doświadczalnie matematycznego opisu pracy układu automatyki z przyspieszaczem odrzutu zamka, będącego jednym z głównych mechanizmów wchodzących w skład układów automatyki broni z odrzutem lufy, w szczególności strzelającej amunicją wielkokalibrową 12,7 mm lub amunicją do broni większego

kalibru. W pracach dotyczących broni działającej na zasadzie odrzutu lufy zwykle nie jest uwzględniany także model balistyki wewnętrznej analizowanych układów, a jako wymuszenie wykorzystywane jest ciśnienie określone eksperymentalnie poprzez badania balistyczne amunicji.

- spośród obecnie eksploatowanych wzorów uzbrojenia działających na tej zasadzie najbardziej perspektywiczny jest układ automatyki z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem o zmiennym przełożeniu (dźwigniowo-krzywkowym), podobnym do występującego w 12,7 mm WKM M2HB. Ze względu na wysoką niezawodność działania tej broni, potwierdzoną w wielu konfliktach zbrojnych, została ona przyjęta na uzbrojenie przez armie wielu państw. Dlatego układ automatyki tej broni wytypowano, jako bazę przedmiotowych badań.

W rozdziale II zaprezentowano model matematyczny pracy automatyki broni działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym, który opisuje model fizyczny zbudowany na bazie 12,7 mm wielkokalibrowego karabinu maszynowego M2HB, będącego – na podstawie analizy stanu techniki w rozdziale I – konstrukcją wzorcową do dalszych analiz. Model matematyczny uwzględnia działanie podstawowych mechanizmów układu automatyki tej broni, siły tarcia oraz siły oporu mechanizmu napinacza iglicy. Wykonane z użyciem tego modelu obliczenia pozwalają na wyznaczenie zależności prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego v od czasu t w trakcie cyklu pracy układu automatyki broni.

W rozdziale III zawarto termodynamiczny model balistyki wewnętrznej zgodny z porozumieniem STANAG 4367, służący do wyznaczenia podstawowych danych wejściowych do modelu matematycznego, tj. przebiegu ciśnienia gazów prochowych działających $p_o(t)$ na czoło zamka. W stosunku do STANAG 4367 wprowadzono kilka istotnych modyfikacji modelu. Najważniejszą z nich jest wykorzystanie fizycznego prawa spalania, z eksperymentalną funkcją kształtu. Odmiennie od STANAG opisano także współpracę pocisku z lufą w trakcie rozcalania naboju i w trakcie ruchu w lufie oraz wymianę ciepła między mieszaniną gazowo-prochową a ścianką wewnętrzną lufy.

W rozdziale IV przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych materiału miotającego (prochu), niezbędne do rozwiązania PGBW badanego układu.

W badaniach tych wykorzystano dwie partie amunicji wielkokalibrowej 12,7x99 mm z pociskiem M33 różniące się rokiem produkcji (z roku 2009 i 2021). Ponadto, wykonano dla obu partii amunicji pomiar siły potrzebnej do rozcalenia naboju oraz wyznaczono masy prochów i pocisków. Wyniki badań prochu, wykonanych w komorze manometrycznej i przeanalizowane z wykorzystaniem opracowanych w Instytucie Techniki Uzbrojenia WML WAT metod, pozwoliły na wyznaczenie parametrów takich jak siła prochu f i kowolumen η , niezbędnych do rozwiązania Problemu Głównego Balistyki Wewnętrznej. Uzyskane wyniki i wykorzystane metody analizy wyników umożliwiły także porównanie prochów pochodzących z różnych partii produkcyjnych pod kątem żywości dynamicznej i prędkości spalania. Zidentyfikowane różnice charakterystyk prochów pozwoliły wyjaśnić zaobserwowane różnice w przebiegu procesu strzału.

W rozdziale V przeprowadzono badania ciśnienia generowanego przez spłonki amunicji 12,7x99 mm pod kątem określenia ciśnienia zapłonu, przyjmowanego w obliczeniach balistycznych. Badania wykonano za pomocą kamery do zdjęć szybkich oraz mikrokomory manometrycznej, którą zaprojektowano i wykonano specjalnie na potrzeby niniejszej pracy doktorskiej. Wyniki tych badań pozwoliły na szacunkowe określenie wartości ciśnienia zapłonu. Zjawiska zarejestrowane w trakcie wypływu z kanału ogniowego gazów powstałych w wyniku spalania materiału inicjującego spłonki okazały się zgodne z obserwacjami opisanymi w źródłach dotyczących badań spłonek amunicji strzeleckiej.

W rozdziale VI scharakteryzowano badania doświadczalne amunicji wykonane z wykorzystaniem stanowiska do badań balistycznych z lufami w standardzie CIP oraz EPVAT. Badania te wykazały, że obie partie amunicji pomimo różnic w naważkach prochowych C , masach pocisku m_p i osiągniętych maksymalnych wartościach ciśnienia gazów prochowych p cechowały się podobnymi wartościami prędkości pocisku v_5 . Różnice między wartościami ciśnień maksymalnych dla poszczególnych partii amunicji uzasadniono różnymi wartościami parametrów prochu określonych w badaniach pirostatycznych. Badania doświadczalne amunicji wykazały także, że sam proces zapłonu ładunku prochowego w łusce w przypadku amunicji strzeleckiej dużego kalibru ma niewielki wpływ na cały proces wystrzału.

Rozdział VII poświęcono badaniom doświadczalnym układu automatyki broni z odrzutem lufy, przedstawiając sposób wykonania badań z wykorzystaniem kamery

do zdjęć szybkich oraz uniwersalnej podstawy balistycznej z autorskimi modyfikacjami, polegającymi na dostosowaniu podstawy do mocowania badanej broni. Wyznaczone na podstawie wyników badań przebiegi prędkości ruchu elementów zespołu odrzucanego w czasie wykazały, że model fizyczny działania układu automatyki z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem został sformułowany poprawnie pod kątem wydzielenia poszczególnych okresów charakterystycznych w cyklu pracy układu. Ponadto, wyznaczone przebiegi prędkości ruchu pozwoliły stwierdzić, że badany układ pracuje powtarzalnie, oraz, że różnice między poszczególnymi partiami wykorzystanej amunicji zauważone na etapie badań pirostatycznych i badań balistycznych są widoczne także w przypadku badań układu automatyki – skutkują uzyskiwaniem różnych maksymalnych prędkości ruchu poszczególnych elementów, co z kolei skutkuje różnicami w czasie trwania pełnego cyklu wystrzału.

Rozdział VIII dotyczy walidacji modelu matematycznego z wykorzystaniem wyników badań doświadczalnych pracy układu. W pierwszym kroku przeprowadzono walidację modelu balistyki wewnętrznej. W tym celu oprócz danych prochu wyznaczonych w ramach badań pirostatycznych wykorzystano funkcję kształtu prochu wyznaczoną metodą identyfikacji eksperymentalnej funkcji kształtu. Wyznaczona w ten sposób funkcja pozwoliła na bardzo dobre odwzorowanie eksperymentalnych wartości prędkości wylotowej pocisku, przebiegów ciśnienia w przestrzeni zapociskowej oraz chwili wylotu pocisku z lufy. Ponadto, wykorzystana metoda sprawdziła się w przypadku dwóch partii prochu posiadających identyczne wymiary i kształt ziaren, lecz inne wartości parametrów energetyczno-balistycznych. W następnym kroku przeprowadzono obliczenia z wykorzystaniem modelu matematycznego zaimplementowanego do autorskiego programu obliczeniowego. Wyznaczone w ten sposób krzywe prędkości ruchu elementów broni w czasie porównano z przebiegami prędkości uzyskanymi na drodze eksperymentu. W wyniku obliczeń uzyskano krzywe zgodne jakościowo z eksperymentem, a uzyskanie zgodności ilościowej wymagało uwzględnienia w modelu współczynników tarcia między poszczególnymi elementami układu, w szczególności w mechanizmie przyspieszacza. Wartości współczynników zapewniające zgodność ilościową znajdują się na poziomie literaturowych wartości współczynników tarcia dla materiałów, z których wykonane są elementy badanego układu automatyki. Ostatecznie, w celu zweryfikowania poprawności działania opracowanego modelu matematycznego,

wykonano symulację pracy układu z wykorzystaniem MUW. Przeprowadzone symulacje skutkowały uzyskaniem wyników zgodnych ilościowo i jakościowo z obliczeniami i eksperymentem.

Podsumowując całość wykonanych prac, możliwe jest sformułowanie następujących wniosków:

1. końcowe wyniki modelowania potwierdziły poprawność przyjętej metodyki budowy adekwatnego matematycznego modelu działania automatycznej broni palnej z odrzutem lufy. Zawiera ona następujące kroki: zdefiniowanie fizycznego modelu działania broni, ułożenie na podstawie modelu fizycznego równań opisujących ruch elementów układu automatyki broni, przyjęcie termodynamicznego modelu balistyki wewnętrznej z wykorzystaniem fizycznego prawa spalania, określenie energetyczno-balistycznych parametrów prochu na podstawie wyników badań w komorze manometrycznej, określenie wyjściowych wartości parametrów eksperymentalnej funkcji kształtu na podstawie wyników badań w komorze manometrycznej, identyfikacja eksperymentalnej funkcji kształtu na podstawie wyników strzelań z wykorzystaniem lufy balistycznej, eksperymentalna rejestracja ruchu elementów układu automatyki broni, walidacja modelu matematycznego poprzez porównanie zarejestrowanych i obliczonych przebiegów przemieszczenia i prędkości elementów układu automatyki broni;
2. przyjęty w pracy zmodyfikowany model balistyki wewnętrznej wg STANAG 4367 w połączeniu z opracowaną w Instytucie Techniki Uzbrojenia WML WAT metodą określania efektywnej funkcji kształtu prochu pozwala na odwzorowanie uzyskanych eksperymentalnie przebiegów ciśnienia gazów prochowych w przestrzeni zapociskowej z dokładnością wystarczającą dla modelowania ruchu elementów układu automatyki broni;
3. różnice między wartościami ciśnienia gazów prochowych uzyskanymi eksperymentalnie i obliczeniowo zauważalne w początkowym okresie wystrzału świadczą o potrzebie prowadzenia dalszych prac służących modelowaniu procesu zapłonu prochu, chociaż mają niewielki wpływ na pracę układu automatyki i na cały proces wystrzału w przypadku badanego układu;
4. opracowany model matematyczny działania automatycznej broni palnej działającej na zasadzie krótkiego odrzutu lufy z przyspieszaczem w połączeniu z przyjętym

modelem balistyki wewnętrznej i metodą identyfikacji funkcji kształtu pozwala na bardzo dobre odwzorowanie jakościowe eksperymentalnych przebiegów prędkości ruchu elementów badanego układu automatyki; odwzorowanie ilościowe wymaga uwzględnienia w modelowaniu tarcia między elementami układu, zwłaszcza w mechanizmie przyspieszacza;

5. układy automatyki broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy są wrażliwe na różnice w wartościach impulsu ciśnienia generowanego w trakcie procesu strzału, co zauważono przy wykorzystaniu w badaniach doświadczalnych dwóch partii amunicji cechujących się zbliżonymi wartościami osiągniętej przez pocisk prędkości wylotowej, lecz innymi wartościami maksymalnego ciśnienia gazów prochowych.

Według autora rozprawy do najważniejszych, oryginalnych osiągnięć pracy można zaliczyć:

- opracowany autorski model matematyczny działania automatycznej broni palnej z krótkim odrzutem lufy z przyspieszaczem dźwigniowo-krzywkowym,
- pierwsze praktyczne wykorzystanie metody identyfikacji eksperymentalnej funkcji kształtu prochu w modelowaniu pracy automatycznej broni palnej. Implementacja modelu balistyki wewnętrznej, metody identyfikacji funkcji kształtu oraz opracowanego modelu matematycznego do obliczeniowych programów komputerowych pozwoliły na poprawne odwzorowanie zachowania układu automatyki badanej broni. Mając to na uwadze można stwierdzić, że opracowany model matematyczny w połączeniu z modelem balistyki wewnętrznej i odpowiednimi danymi wejściowymi może zostać efektywnie wykorzystany w procesie projektowania i konstruowania automatycznej broni palnej z odrzutem lufy. Pozwoliłoby to na skrócenie całkowitego czasu projektowania z uwagi na możliwość badania wpływu zmian parametrów konstrukcyjnych broni na jej działanie, bez potrzeby wykonywania modeli badawczych,
- przeprowadzenie badań działania spłonek amunicji 12,7x99 mm, w tym: zaprojektowanie i wykonanie mikrokomory manometrycznej do badań spłonek, pozwalającej na wyznaczenie ciśnienia generowanego przez spłonki i porównanie uzyskanych wartości z wartościami ciśnienia zarejestrowanymi w łusce naboju w trakcie strzału,

- przeprowadzenie badań świecenia produktów spalania masy zapłonowej stosowanej w słonkach amunicji 12,7x99 mm, które pozwoliły zaobserwować zjawiska opisane do tej pory w jednej ogólnie dostępnej publikacji [76].

Istotnym aspektem niniejszej pracy są także spostrzeżenia wskazujące kierunki dalszych prac badawczych. Stwierdzone różnice między początkowymi fragmentami uzyskanych eksperymentalnie i obliczonych przebiegów ciśnienia gazów prochowych w łusce wskazują na potrzebę przeprowadzenia badań początkowego okresu strzału. Po analizie uzyskanych wyników stwierdzono, że sam proces zapłonu ma niewielki wpływ na pełen proces wystrzału w przypadku analizowanego układu automatyki, jednak wpływ procesu zapłonu może mieć istotne znaczenie w przypadku innych zasad działania automatyki broni lub w przypadku układów miotających strzelających innymi rodzajami amunicji. W związku z tym, w ramach dalszych prac prowadzonych w nawiązaniu do niniejszej pracy celowe byłoby przeprowadzenie badań doświadczalnych procesu zapłonu prochu w komorze manometrycznej typu *Vented Closed Vessel* (VCV), posiadającej zawór bezpieczeństwa otwierający się po osiągnięciu odpowiedniej wartości ciśnienia. Komora tego typu umożliwi badanie materiałów miotających przy wysokich gęstościach ładowania, odpowiadających gęstościom ładowania stosowanym w amunicji.

Wyniki uzyskane przy badaniu działania słonki stanowią cenny materiał doświadczalny dla walidacji teoretycznych modeli procesu zapłonu. przypadku teoretycznego modelowania procesu zapłonu. Opracowanie takich modeli planowane jest w ramach realizowanego w ITU WAT międzynarodowego projektu RECBALL¹⁰.

Zwalidowany model matematyczny działania automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy z przyspieszaczem ma charakter użytkowy i może być wykorzystywany w procesie projektowania i konstruowania nowych wzorów broni palnej działających na tej zasadzie, takich jak wielkokalibrowe karabiny maszynowe i wyborowe, czy też granatniki i armaty automatyczne.

¹⁰ RECBALL (*Reverse calculation method in interior ballistics and improvement of multiphysics models*) – międzynarodowy projekt którego celem jest opracowanie i zwalidowanie złożonego modelu balistyki wewnętrznej na potrzeby układów miotających. Złożony model balistyki wewnętrznej zapewnia możliwości rozwoju oraz optymalizacji układów miotających jak również amunicji pod kątem zdolności efektywnego i bezpiecznego napędzania pocisków (zapewniającego maksymalną prędkość wylotową pocisku przy zminimalizowanej wartości ciśnienia maksymalnego gazów w przestrzeni zapociskowej).

Rekomendowane kierunki dalszych prac w przedmiotowej dziedzinie powinny obejmować m.in.:

- przeprowadzenie badań procesu zapłonu prochu w komorze manometrycznej typu VCV,
- przeprowadzenie badań wpływu procesu zapłonu prochu na działanie automatycznej broni palnej z odrzutem lufy strzelającej amunicją mniejszego kalibru niż 12,7 mm oraz broni działającej na innej zasadzie niż odrzut lufy,
- zaprojektowanie – z wykorzystaniem opracowanego i zwalidowanego modelu matematycznego – a następnie wykonanie (we współpracy z firmą polskiego przemysłu obronnego) modelu badawczego broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy, który zostałby poddany wszechstronnym badaniom specjalistycznym, w tym zwłaszcza dynamicznym.

Godnym podkreślenia jest również fakt, że podczas realizacji pracy doktorskiej jej Autor częściowe wyniki opublikował jako współautor w 4 recenzowanych artykułach naukowych oraz 6 referatach, wygłoszonych na międzynarodowych konferencjach naukowych. Są to:

- D. Szupieńko, R. Woźniak, M. Zahor, *Analiza stanu techniki w dziedzinie automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy*, „Wiedza i innowacje młodych naukowców 2019”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2020, ISBN 978-8-37938-302-3, str. 225-238,.
- D. Szupieńko, R. Woźniak, *Preliminary Physical and Mathematical Model of the Recoil Operated Firearm within the Bolt Recoil Period*, “Problems of Mechatronics. Armament, Aviation, Safety Engineering”, Vol. 12, nr 1 (43), str. 59-74, 2022, DOI: 10.5604/01.3001.0014.7851.
- D. Szupieńko, R. Trębiński, *Comparative analysis of different methods of calculating pressure inside the barrel in post-muzzle period of a shot*, “Problems of Mechatronics. Armament, Aviation, Safety Engineering”, Vol. 13, nr 3 (49), str. 83-98, 2022, DOI: 10.5604/01.3001.0016.0053.
- R. Trębiński, Z. Leciejewski, Z. Surma, B. Fikus, D. Szupieńko, *Identification of Experimental Form Function Using Lumped Parameters Interior Ballistics Model*,

“Proceedings of the 32nd International Symposium on Ballistics”, Reno, Nevada, 2022, str. 421-432, DOI: 10.12783/ballistics22/36080.

- R. Trębiński, R. Woźniak, D. Szupieńko, B. Fikus, *Estimation of Priming Mixture Force*, „Energies” 15(16), 5952, str. 1-15, 2022, DOI:10.3390/en15165952.
- R. Trębiński, R. Woźniak, D. Szupieńko, B. Fikus, *Estimation of Ignition Pressure in Ammunition*, „Energies”, 15(16), 5916, str. 1-10, 2022, DOI:10.3390/en15165916.
- J. Bożejko, B. Fikus, D. Goździk, J. Kijewski, M. Morawski, D. Szupieńko, R. Trębiński, R. Woźniak, M. Zahor, *Badania teoretyczne i doświadczalne broni działającej na zasadzie odrzutu*, „Materiały konferencyjne XIV Międzynarodowej Konferencji Uzbrojeniowej pn. *Naukowe aspekty techniki uzbrojenia i bezpieczeństwa – UZBROJENIE 2022*”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2022, streszczenie str. 185-187.
- D. Szupieńko, R. Woźniak, *Comparative analysis of results of pyrostatic tests of NC1214 propellant from different production batches*, „Materiały konferencyjne XIV Międzynarodowej Konferencji Uzbrojeniowej pn. *Naukowe aspekty techniki uzbrojenia i bezpieczeństwa – UZBROJENIE 2022*”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2022, streszczenie str. 239.
- D. Szupieńko, B. Fikus, M. Zahor, R. Woźniak, R. Trębiński, *Theoretical and experimental investigations of weapons operating on the principle of recoiling barrel*, “Proceedings of the 33rd International Symposium on Ballistics”, Bruges, Belgium, 2023, ISBN: 978-1-60595-692-3, str. 961-973.
- R. Trębiński, D. Szupieńko, B. Fikus, *Analysis of OD interior ballistics model with experimental form function applied*, “Proceedings of the 33rd International Symposium on Ballistics”, Bruges, Belgium, 2023, ISBN: 978-1-60595-692-3, str. 1299-1309.

Strona celowo zostawiona pusta

LITERATURA

- [1] G. Leśnik, M. Pac, *Badania teoretyczne i doświadczalne działania mechanizmów broni automatycznej z odprowadzeniem gazów*, Rozprawa doktorska, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2014.
- [2] J. Gacek, M. Pac, *Porównawcze badania teoretyczne i doświadczalne wpływu wybranych parametrów konstrukcyjnych węzła gazowego na charakterystyki balistyczne i kinematyczne broni automatycznej*, „Problemy Mechatroniki: Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 5, Nr 4 (18), str. 101-114, 2014.
- [3] J. Kijewski, G. Leśnik, *Badania doświadczalne i teoretyczne wpływu średnic otworów węzła gazowego na prędkość suwadła broni z odprowadzeniem gazów prochowych*, „Problemy Mechatroniki: Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 1, Nr 1 (1), str. 55-68, 2010.
- [4] J. Kijewski, G. Leśnik, *Wybrane wyniki badań wpływu średnicy otworu regulacyjnego na pracę mechanizmów broni z odprowadzeniem gazów prochowych*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 145, str. 105-116, 2018.
- [5] G. Leśnik, S. Torecki, *Badania doświadczalne i teoretyczne wpływu początkowej objętości komory gazowej na prędkość suwadła broni z odprowadzeniem gazów*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 119, str. 91-98, 2011.
- [6] M. Pac, S. Torecki, *Działanie mechanizmów broni automatycznej z odprowadzeniem gazów po zatrzymaniu tłoka gazowego*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 120, str. 85-92, 2011.
- [7] J. Gacek, G. Leśnik, *Badania wpływu wybranych parametrów konstrukcyjnych na charakterystyki balistyczne i kinematyczne automatycznej broni strzeleckiej z odprowadzeniem gazów. Część I – Przykładowe wyniki badań teoretycznych*, „Problemy Mechatroniki: Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 6, Nr 4 (22), str. 41-54, 2015.
- [8] J. Kijewski, G. Leśnik, M. Pac, *Badania teoretyczne i doświadczalne wpływu sztywności sprężyn powrotnych na prędkość suwadła broni z odprowadzeniem gazów*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 5, Nr 3 (17), str. 107-118, 2014.
- [9] G. Leśnik, Z. Surma, S. Torecki, R. Woźniak, *Termodynamiczny model działania broni z odprowadzeniem gazów prochowych w okresie napędzania suwadła*, „Biuletyn WAT”, Vol. LVIII, nr 3, str. 193-209, 2009.
- [10] A. Jęczmyk, M. Pac, S. Torecki, R. Woźniak, *Stanowisko laboratoryjne do doświadczalnego badania działania mechanizmów karabinka działającego na zasadzie odprowadzenia gazów*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 113, str. 71-78, 2010.
- [11] Ł. Szmit, *Badania teoretyczne i doświadczalne odrzutu, podrzutu i obrotu automatycznej broni strzeleckiej*, Rozprawa doktorska, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2016.

- [12] Ł. Szmit, R. Woźniak, *Specificity of Design and Action of the Weapon's Jump and Recoil Laboratory Test Stand*, "Problems of Mechatronics. Armament, aviation, safety engineering", Vol. 3, No 3 (9), pp. 29-39, 2012.
- [13] Z. Surma, Ł. Szmit, S. Torecki, R. Woźniak, *Model matematyczny podrzutu broni działającej na zasadzie odprowadzenia gazów*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 1, nr 2, str. 51-63, 2010.
- [14] J. Kijewski, Ł. Szmit, *Badania teoretyczno-doświadczalne podrzutu automatycznej broni strzeleckiej*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 5, nr 4 (18), str. 83-100, 2014.
- [15] J. Kijewski, Ł. Szmit, *Badania teoretyczno-doświadczalne odrzutu automatycznej broni strzeleckiej*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 4, nr 3 (13), str. 49-66, 2013.
- [16] Ł. Szmit, S. Torecki, *Szczegółowy model matematyczny odrzutu swobodnego broni działającej na zasadzie odprowadzenia gazów prochowych*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 3, nr 1 (7), str. 37-50, 2012.
- [17] Z. Surma, Ł. Szmit, S. Torecki, R. Woźniak, *Niektóre wyniki badań symulacyjnych wpływu charakterystyk konstrukcyjnych karabinka automatycznego na jego odrzut i podrzut*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 2, Nr 2, str. 73-84, 2011.
- [18] Ł. Szmit, Z. Leciejewski, J. Kijewski, *Preliminary theoretical and experimental studies at the recoil and weapon's jump of the automatic firearms*, "University Review", Vol. 7, No. 4, pp. 38-46, 2013.
- [19] Ł. Szmit, J. Kijewski, *Wykorzystanie wyników badań odrzutu i podrzutu automatycznej broni strzeleckiej w procesie doskonalenia karabinków MSBS-5,56*, „Materiały konferencyjne XI Międzynarodowej Konferencji Uzbrojeniowej nt. *Naukowe Aspekty Techniki Uzbrojenia i Bezpieczeństwa*”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2016.
- [20] B. Fikus, *Opracowanie i walidacja modelu broni działającej na zasadzie odrzutu zamka swobodnego*, Rozprawa doktorska, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2018.
- [21] M. Morawski, B. Fikus, R. Woźniak, R. Trębiński, *Application of Design of Experimental Methods in Theoretical Analysis of the Gas-Delayed Blowback Operation Firearm Action*, "Applied Sciences", No 12(23), 2022.
- [22] P. Płatek, *Analiza numeryczno-eksperymentalna wpływu charakterystyk konstrukcyjno-dynamicznych na poprawność funkcjonowania automatycznej broni strzeleckiej z krótkim ruchem tłoka gazowego*, Rozprawa doktorska, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2012.
- [23] K. Damaziak, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Analiza możliwości wykorzystania różnych metod numerycznych w procesie projektowania układu automatyki broni strzeleckiej kalibru 5,56 mm*, „Mechanik”, nr 2, str. 120-123, 2011.
- [24] K. Damaziak, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Badania numeryczne dynamicznej odpowiedzi układu automatyki karabinka standardowego*, „Biuletyn WAT”, Vol. LXI, Nr 3, str. 181-194, 2012.

- [25] K. Damaziak, A. Dębski, J. Gacek, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Badania numeryczne dynamicznej odpowiedzi układu automatyki karabinka podstawowego podczas strzelania ogniem seryjnym*, „Modelowanie Inżynierskie”, nr 45, t. 14, str. 12-20, 2012.
- [26] K. Damaziak, P. Kupidura, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, M. Zahor, *Numerical Study of Modular 5.56 mm Standard Assault Rifle Referring to Dynamic Characteristics*, „Defence Science Journal”, Vol. 65, No. 6, pp. 431-437, 2015.
- [27] J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, M. Zahor, *Analiza numeryczna działania układu tłoka gazowego z suwadłem w karabinkach podstawowych Modułowego Systemu Broni Strzeleckiej kalibru 5,56 mm*, „Problemy Mechatroniki. Uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa”, Vol. 2, Nr 2 (4), str. 85-96, 2011.
- [28] K. Damaziak, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Badania wpływu zmiany parametrów masowo-bezwładnościowych podzespołu suwadła na charakterystyki kinematyczne karabinka standardowego*, „Mechanik”, nr 7, str. 935-942, 2011.
- [29] K. Damaziak, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Badania wpływu sztywności sprężyny powrotnej suwadła w aspekcie dynamicznej odpowiedzi układu automatyki karabinka standardowego*, „Mechanik”, nr 7, str. 943-950, 2011.
- [30] K. Damaziak, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Badania sztywności materiału zderzaka suwadła w aspekcie dynamicznej odpowiedzi układu automatyki karabinka standardowego MSBS-5,56*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 117, str. 123-131, 2011.
- [31] J. Gacek, J. Małachowski, P. Płatek, R. Woźniak, *Wstępna analiza procesu dynamicznego oddziaływania tłoka gazowego z suwadłem dla modułowego systemu broni strzeleckiej kalibru 5,56 mm*, „Mechanik”, Nr 7 (CD), 2010.
- [32] *Priorytetowe kierunki badań w resorcie obrony narodowej na lata 2017-2026*, załącznik do decyzji nr 235/DNiSzW Ministra Obrony Narodowej z dnia 26.06.2019 r., Departament Nauki i Szkolnictwa Wojskowego MON, Warszawa 2019.
- [33] *Priorytetowe kierunki badań naukowych w resorcie obrony narodowej na lata 2021-2035*, załącznik do Decyzji Nr 2/DIn Ministra Obrony Narodowej z dnia 10 stycznia 2023 r., Departament Innowacji MON, Warszawa 2023.
- [34] P. Badurowicz, *Analiza numeryczno-eksperymentalna pistoletu PW INKA działającego na zasadzie krótkiego odrzutu lufy*, Rozprawa doktorska, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2022.
- [35] M. Radomski, A. Radomska, *Rozwiązanie problemu głównego balistyki wewnętrznej pistoletu policyjnego HK 9 mm PARA*, „Problemy Techniki Uzbrojenia i Radiolokacji”, Zeszyt 34, str. 37-53, 1984.
- [36] Z. Idziaszek, M. Jaształ, *Model symulacyjny działka lotniczego NR-30*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 94, str. 203-212, 2005.
- [37] Z. Idziaszek, M. Jaształ, *Metodyka badań elementów działka lotniczego z wykorzystaniem systemów CAx*, „Materiały IV Międzynarodowej Konferencji

- Uzbrojeniowej nt. *Naukowe Aspekty Techniki Uzbrojenia*”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2002.
- [38] J. Ewertowski, *Breech mechanism of a short-recoil weapon with a programmable mass separation*, “Mechanical Engineering”, Vol. LIX, No. 2, str. 231-247, 2012.
- [39] K. Russell, *A Rifle Operating Group for Small Arms Recoil Reduction*, “Recent Patents on Mechanical Engineering”, No 6, str. 194-199, 2013.
- [40] M. Macko, B. V. Vo, Q. A. Mai, *Dynamics of Short Recoil-Operated Weapon*, “Problems Of Mechatronics Armament, Aviation, Safety Engineering”, Vol. 12, nr 3 (45), str. 9-26, 2021.
- [41] D. Szupieńko, R. Woźniak, M. Zahor, *Analiza stanu techniki w dziedzinie automatycznej broni palnej działającej na zasadzie odrzutu lufy*, „Wiedza i innowacje młodych naukowców 2019”, Wojskowa Akademia Techniczna, Warszawa 2020.
- [42] <https://gm6lynx.com/>, b.r.w. (dostęp 24.04.2023).
- [43] <http://www.army-guide.com/eng/product3044.html>, b.r.w. (dostęp 25.04.2023).
- [44] https://www.militaryfactory.com/smallarms/detail.asp?smallarms_id=769, b.r.w. (dostęp 24.04.2023).
- [45] <https://www.valka.cz/ESP-LAG-40-SB-t221059>, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).
- [46] http://weaponland.ru/load/granatomet_vektor_y3_agl_cg_40_agl_striker_as88/1-1-0-316, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).
- [47] E. R. Aramburu, *Improvements To Grenade Launchers*, Hiszpania, patent ES2123352, zatwierdzony 25.06.1999.
- [48] C. Koll, *Soviet Cannon: a comprehensive study of soviet guns and ammunition in calibres 12,7 mm to 57 mm*, C. Koll, 2009.
- [49] R. Woźniak, M. Zahor, *Stan obecny i tendencje rozwojowe w dziedzinie pistoletów wojskowych i amunicji pistoletowej*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 141, str. 55-86, 2017.
- [50] J. M. Browning, *Automatic Firearm*, USA, patent US1618510, zatwierdzony 22.02.1927.
- [51] B. Fikus, W. Koperski, P. Płatek, Z. Surma, R. Trębiński, *Experimental Investigations of Motion of Slide of Selected Pistol Types*, “Problems Of Mechatronics. Armament, Aviation, Safety Engineering”, Vol. 7, No 4 (26), str. 23-32, 2016.
- [52] <https://fabrykabroni.pl/oferta/produkty-na-rynek-wojskowy/pistolety-samopowtarzalne/vis-100-kal-9-x-19-mm>, b.r.w. (dostęp 15.06.2023).
- [53] <http://www.military-today.com/firearms/mg3.htm>, 14.10.2019 (dostęp 23.04.2023).
- [54] https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/b/bd/ZDv_3-14_Das_Maschinengewehr.pdf, b.r.w. (dostęp 15.06.2023).
- [55] <https://weaponsystems.net/system/411-Browning+M2HB> (dostęp 23.04.2023).
- [56] <https://fnamerica.com/products/machine-guns/fn-m2hb-qcb/>, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).

- [57] <https://barrett.net/firearms/model82a1>, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).
- [58] R. G. Barrett, *Self-Unlocking Device For Recoiling Bolt Carrier And Barrel in a Semi-Automatic Rifle*, USA, patent US4867040, zatwierdzony 19.09.1989.
- [59] https://en.wikipedia.org/wiki/Mk_47_Striker, 21.08.2022 (dostęp 23.04.2023).
- [60] E. M. Stoner, S. Bredbury, J. Wilson, *Lightweight grenade launcher*, USA, patent US5284801, zatwierdzony 08.02.1994.
- [61] https://pikabu.ru/story/avtomaticheskij_granatomet_mk47_striker_ssha_4434993, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).
- [62] <https://weaponsystems.net/weaponsystem/ii04%20-%20GSh-301.html>, b.r.w. (dostęp 23.04.2023).
- [63] https://www.militaryfactory.com/smallarms/detail.asp?smallarms_id=696, b.r.w. (dostęp 24.04.2023).
- [64] <https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/b/b2/XM312-04.jpg>, b.r.w. (dostęp 15.06.2023).
- [65] <https://armamentresearch.com/russian-an-94-self-loading-rifle/>, 12.04.2017 (dostęp 24.04.2023).
- [66] <http://modernfirearms.net/en/assault-rifles/russia-assault-rifles/an-94-abakan-eng/>, b.r.w., (dostęp 15.06.2023).
- [67] Z. Kafliński *Lotnicza broń lufowa część II: Podstawy obliczeń urządzeń i mechanizmów broni*, WAT, Warszawa 1981.
- [68] STANAG 4367 LAND (Edition 2), *Thermodynamic interior ballistic model with global parameters*, Military Agency for Standardization, Bruksela 2000.
- [69] R. Trębiński, Z. Leciejewski, Z. Surma, B. Fikus, D. Szupieńko, *Identification of experimental form function using lumped parameters interior ballistics model*, Proceedings of the 32nd International Symposium, Reno, Nevada, 9–13 May 2022.
- [70] D. Szupieńko, R. Trębiński, *Comparative analysis of different methods of calculating pressure inside the barrel in post-muzzle period of a shot*, "Problems of Mechatronics. Armament, Aviation, Safety Engineering", Vol. 13, nr 3 (49), str. 83-98, 2022.
- [71] R. Trębiński, Z. Leciejewski, Z. Surma, *Wpływ uwzględnienia strat cieplnych na wartości charakterystyk prochów określone w badaniach pirostatycznych*, „Problemy Techniki Uzbrojenia”, Zeszyt 151 nr 3/2019, str. 7-20, 2019.
- [72] STANAG 4115 Land (Edition 1), *Definition and determination of ballistic properties of gun propellants*, Military Agency for Standardization, Bruksela, 1997.
- [73] R. Trębiński, Z. Leciejewski, Z. Surma, *Modifications of the closed vessel test results analysis method*, Proc. 31st International Symposium on Ballistics, Hyderabad, Indie, 4-7.11.2019.
- [74] R. Trębiński, Z. Leciejewski, Z. Surma, *Determining the Burning Rate of Fine-Grained Propellants in Closed Vessel Tests*, "Energies", 15(7), 2680, 2022.

- [75] R. Trębiński, R. Woźniak, D. Szupieńko, B. Fikus, *Estimation of ignition pressure in ammunition*, "Energies", 15, 5916, 2022.
- [76] J. J. Ritter, R. A. Beyer, *Primer Output and Initial Projectile Motion for 5.56 mm and 7.62 mm Ammunition*, ARL-TR-7479 Report, Army Research Laboratory Aberdeen Proving Ground, MD, 2015.
- [77] R. Trębiński, R. Woźniak, D. Szupieńko, B. Fikus, *Estimation priming mixture force*, "Energies", 15, 5916, 2022.
- [78] *Certyfikat jakości lufy balistycznej 12,7x99 mm NATO*, Brno 2018.
- [79] R. Trębiński, D. Szupieńko, B. Fikus, Analysis of 0D interior ballistics model with experimental form function applied, Proceedings of the 33rd International Symposium, Bruges, Belgium, 16-20 October 2023, str. 1299-1309, 2023, ISBN: 978-1-60595-692-3
- [80] U. Fischer i in. (7), *Poradnik mechanika* (przekład J. Potrykus i in.), REA, Warszawa 2008.
- [81] J. Giesbers, *Contact mechanics in MSC Adams. A technical evaluation of the contact models in multibody dynamics software MSC Adams*, University of Twente 2012.

ZAŁĄCZNIK

PODSTAWOWE PARAMETRY APARATURY WYKORZYSTANEJ W BADANIACH

Tab. 1. Podstawowe parametry piezoelektrycznego przetwornika ciśnienia 5QP6000M

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres pomiarowy	0÷6000 bar
Czułość	2.2 pC/bar
Liniowość	≤1 %
Częstotliwość drgań własnych	≥200 kHz
Czas narastania	≤1 μs
Pojemność elektryczna	1,5 pF

Tab. 2. Podstawowe parametry wzmacniacza ładunku TA-3/D firmy Vibro-Meter

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres ustawień czułości	10÷1,1x10 ⁶ pC
Izolacja	10 ¹⁴ Ω
Napięcie	±10 V
Prąd	max. 10 mA
Linearyzacja	max. 0,05%
Częstotliwość	0÷50 kHz

Tab. 3. Podstawowe parametry przetwornika analogowo-cyfrowego Keithley DAS-50 12-bit

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Liczba kanałów	4
Zakresy pomiarowe	0 ÷ 5 V, 0 ÷ 10 V, ±2,5 V, ±5 V, ±10 V,
Przepustowość	6 MHz
Impedancja	100 kΩ
Pojemność elektryczna	10 pF
Rozdzielczość	12 bitów
Częstotliwość	maks. 1 MHz
Dokładność	2 LSB

Tab. 4. Podstawowe parametry uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej Thumler Z3

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres pomiaru siły	0÷3 kN
Rozdzielczość pomiaru siły	±17 bit
Dokładność pomiaru siły	±0,5 %
Częstotliwość próbkowania	50 Hz
Rozdzielczość odczytu przesunięcia głowicy	0,001 mm

Tab. 5. Podstawowe parametry wagi RADWAG AS 310.R2

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Obciążenie maksymalne	310 g
Obciążenie minimalne	10 mg
Dokładność odczytu	0,1 mg
Powtarzalność	0,1 mg
Liniowość	±0,3 mg
Czas stabilizacji	3,5 s
Zakres tary	-110 g

Tab. 6. Podstawowe parametry kamery do zdjęć szybkich Phantom v1612

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Maksymalna rozdzielczość rejestracji (rozdzielczość matrycy)	1280x800 px
Wymiary matrycy	35,8x22,4 mm
Rozmiar piksela	28 μm
Głębina bitowa	12 bitów
Minimalny czas ekspozycji	1 μs
Szybkość klatkowania przy maksymalnej rozdzielczości rejestracji	16 600 kl./s
Maksymalna szybkość klatkowania przy zmniejszonej rozdzielczości rejestracji	646 000 kl./s

Tab. 6. c.d. Podstawowe parametry kamery do zdjęć szybkich Phantom v1612

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Rozdzielczość rejestracji przy maksymalnej szybkości klatkowania	128x32 px
Przepustowość przy maksymalnej rozdzielczości rejestracji	16 Gpx/s

Tab. 7. Podstawowe parametry piezoelektrycznego przetwornika ciśnienia Kistler 6125

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres pomiarowy	0÷6000 bar
Czułość	1,4 pC/bar
Liniowość	≤1 %
Częstotliwość drgań własnych	≥240 kHz
Czas narastania	≤1 μs

Tab. 8. Podstawowe parametry rejestratora Kistler 2519A

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Liczba kanałów	8 (4 wzmacniacze ładunków, 4 kanały napięciowe)
Zakresy pomiarowe (wzmacniacze ładunków)	0 ÷ 2600 pC, 0 ÷ 5200 pC, 0 ÷ 10600 pC, 0 ÷ 20200 pC
Przepustowość (wzmacniacze ładunków)	10 kHz, 20 kHz, 40 kHz, >100 kHz,
Błąd pomiarowy (wzmacniacze ładunków)	<0,5 %
Nieliniowość (wzmacniacze ładunków)	<0,1 %
Zakresy pomiarowe (kanały napięciowe)	±1 V, ±2 V, ±5 V, ±10 V
Przepustowość (kanały napięciowe)	400 kHz,
Błąd pomiarowy (kanały napięciowe)	<1 %
Nieliniowość (kanały napięciowe)	<0,1 %
Częstotliwość	maks. 10 MHz
Przetwornik analogowo-cyfrowy	14 bitowy

Tab. 9. Podstawowe parametry bramki optycznej Kistler 2521A

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres obsługiwanych kalibrów	4÷40 mm
Zakres mierzonych prędkości pocisku	50÷3000 m/s
Dokładność pomiaru prędkości (w zakresie 200÷1500 m/s przy bazie pomiarowej 1000 mm i wyzwaniu pomiaru na podstawie opadania sygnału)	<0,2 %
Czas reakcji	1 μ s
Długość bazy pomiarowej	1000 mm
Sposób wyzwolenia pomiaru	Narastanie sygnału (rejestracja przelotu wierzchołka pocisku)/Opadanie sygnału (rejestracja przelotu dna pocisku)

Tab. 10. Podstawowe parametry projektora warsztatowego Starrett VB400 z odczytem cyfrowym Heidenhain QD1203

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Zakres ruchu stołu pomiarowego	200 mm (oś X), 100 mm (oś Y)
Dokładność odczytu przesunięcia głowicy	0,1 μ m
Powiększenie	x10

Tab. 11. Podstawowe parametry wagi precyzyjnej WLC 60/120/C2/K

Wyszczególnienie	Parametr i j.m.
Obciążenie maksymalne	120 kg
Dokładność odczytu	2 g
Powtarzalność	2 g
Liniowość	\pm 6 g
Czas stabilizacji	3 s
Zakres tary	-120 kg