

# WARUNKI PRACY LUF I ZWIĄZANE Z TYM ZAGADNIENIA WYTRZYMAŁOŚCI I ŻYWOTNOŚCI

**Marek Radomski**

Instytut Mechaniki i Konstrukcji, Politechnika Warszawska

Opublikowano w materiałach Konferencji Naukowej "Problemy badawcze technologii wytwarzania luf artyleryjskich", Warszawa 1997, s. 90-170, Informator WITPiS, Nr 47

W pracy omówiono zjawiska zachodzące w lufie podczas strzału i związane z nimi mechanizm zużycia lufy. Przedstawiono sposoby zabezpieczania materiału lufy przed niekorzystnym oddziaływaniem gazów powybuchowych i pierścienia wiodącego. Praca zawiera także przegląd rozwiązań konstrukcyjnych luf, dla każdego rozwiązania opisano stosowane kryteria wytrzymałościowe i algorytm obliczeń. W konkluzji przedstawiono wymagania stawiane materiałom stosowanym do produkcji luf.

## 1. WARUNKI PRACY STALI LUFOWYCH

### 1.1. PRZEGLĄD ISTNIEJĄCYCH ROZWIĄZAŃ SPRZĘTU UZBROJENIA ARTYLERYJSKIEGO

Broń palna jest i jak się wydaje będzie jednym z podstawowych środków walki. Spośród rodzajów broni palnej poczesne miejsce zajmuje lufowa broń artyleryjska, która jest przeznaczona do niszczenia pociskami siły żywej, sprzętu bojowego i budowli obronnych nieprzyjaciela. Współczesna artyleria posiada dużą ilość różnego rodzaju broni artyleryjskiej, co wynika z różnorodności zadań bojowych. Klasyfikacji broni artyleryjskiej dokonuje się wg różnych cech. Wg konstrukcji przewodu lufy - na gwintowaną i gładkolufową; wg miejsca działania i charakteru celi - na lądową, przeciwlotniczą, czołgową, lotniczą, nadbrzeżną i morską; wg sposobu transportu - na wożoną lub holowaną i samobieżną; wg organizacyjnej przynależności - na batalionową, pułkową, dywizyjną itd. Wszystkie działa artyleryjskie dzieli się wg kalibru na działa małego kalibru (20 do 85mm), średniego kalibru (85 do 155mm) i dużego kalibru (powyżej 155mm).

Artyleria lufowa posiada następujące podstawowe działa :

- a) armaty - długość lufy 40 do ok. 90 kalibrów;
- b) haubice - długość lufy 20 do 30 kalibrów;
- c) haubicoarmaty - długość lufy 30 do 50 kalibrów (strzelając ładunkiem miotającym pełnym spełniają rolę armaty, zaś ładunkiem miotającym zmniejszonym rolę haubicy);
- d) moździerze - długość lufy poniżej 15 kalibrów;
- e) działa bezodrzutowe.

Armaty, haubice i haubicoarmaty posiadają przewód lufy gwintowany. Wyjątkiem od tej reguły są nowsze konstrukcje armat czołgowych. Natomiast moździerze i działa bezodrzutowe mają zazwyczaj gładki przewód lufy.

W odróżnieniu od innych dział armaty charakteryzują się największymi prędkościami początkowymi pocisku, które dochodzą do 1500m/s, a dla pocisków podkalibrowych nawet do 1900m/s. Przewodzą pod tym względem armaty czołgowe oraz automatyczne armaty o kalibrach od 20 do 40mm, które charakteryzują się ponadto dużą szybkostrzelnością dochodzącą do 1000 strzałów na minutę.

Prędkości początkowe pocisku wystrzelonego z haubicy wahają się w granicach 500 do 900 m/s, przy strzelaniu ładunkiem pełnym i mogą być zmniejszane poprzez zmniejszenie masy ładunku miotającego.

Moździerze przeznaczone są do strzelania do celów naziemnych znajdujących się w odległości do ok. 8000m od stanowiska ogniowego. Z tego też względu strzelają torami bardzo stromymi (kąąt rzutu 45° do 80°), a prędkość początkowa pocisku nie przekracza zazwyczaj 400m/s.

Działo artyleryjskie można traktować jako maszynę cieplną służącą do miotania pocisków z określoną prędkością początkową i w określonym kierunku. Sprawność energetyczna dział waha się od 15 do 40%, przy czasie trwania wystrzału wynoszącym od kilku do kilkudziesięciu milisekund. Zatem działo artyleryjskie jest maszyną cieplną o bardzo dużej mocy. Np. armata przeciwlotnicza kal. 35mm ma moc ok. 63MW, armata czołgowa kal. 125mm - 1175MW, zaś największa armata, jaką kiedykolwiek zbudowano i używano na polu walki, tj. armata Gustav kal. 800mm, posiadała moc 20164MW.

W tabelicy 1 zestawiono charakterystyki energetyczne, które są reprezentatywne dla poszczególnych typów dział. Szczegółowe zestawienie będącej aktualnie na uzbrojeniu lufowej broni artyleryjskiej zawiera praca [4].

## 1.2. PRZEWIDYWANE KIERUNKI ROZWOJU ARTYLERII

Przegląd literatury, a szczególnie referatów prezentowanych na kilku ostatnich Międzynarodowych Sympozjach Balistyki (lata 1992 do 1996) wskazuje, że dalszy rozwój artylerii będzie postępował w kierunku mającym na celu zwiększenie prędkości początkowej pocisku, a co za tym idzie i jego energii kinetycznej. Jak się wydaje, trend ten jest podyktowany dążeniem do zwiększenia efektywności sprzętu uzbrojenia. W przypadku armat czołgowych i armat instalowanych w bojowych wozach piechoty wynika to bezpośrednio z dążenia do zapewnienia przebijałości pancerzy o złożonej konstrukcji, jak jedno- i wielowarstwowe, kompozytowe, reaktywne, pasywne, nakładane itp. Obserwowaną tendencją jest osiągnięcie przez opuszczający przewód lufy pocisk prędkości równej ok. 2,5 do 3,0km/s. Natomiast w przypadku pozostałych dział zwiększenie prędkości początkowej pocisku ma zazwyczaj na celu zwiększenie donośności, jak również zmniejszenie czasu lotu pocisku na określoną donośność, co ma szczególne znaczenie podczas strzelania do celów powietrznych.

Wydaje się, że spośród wymienionych przyczyn dążenia do zwiększenia prędkości początkowej pocisku na plan pierwszy wysuwa się konieczność zapewnienia przebijałości pancerzy o złożonej konstrukcji, gdyż zadania bojowe polegające na obezwładnianiu celów powierzchniowych rozlokowanych na dużych odległościach od wojsk własnych i celów powietrznych położonych w odległości ponad 4km od stanowiska ogniowego przejmie artyleria raketowa, która coraz częściej jest wyposażana w inteligentne pociski raketowe. Tezę tę można uzasadnić porównując wartości prawdopodobieństwa wykonania zadania bojowego z użyciem lufowej i raketowej broni artyleryjskiej (patrz np. praca [5]). Praktycznym wyrazem tej tendencji jest obserwowany rozwój systemów obrony przeciwlotniczej (ADATS, TUNGUZKA).

Rozwój lufowej broni artyleryjskiej należy analizować w dwóch horyzontach czasowych. Wydaje się, że w najbliższej przyszłości, tj. 10 do 15 lat, prace będą koncentrowały się głównie na modernizacji istniejącego sprzętu uzbrojenia, ze względu na zwolnienie tempa wyścigu zbrojeń. Rozpad ZSRR i rozwiązanie Układu Warszawskiego wpłynęło bowiem na obniżenie nakładów na zbrojenia [6].

Tablica 1. Charakterystyki energetyczne dla wybranych typów dział<sup>1)</sup>

Działo	Typ i masa pocisku/masa rdzenia m [kg]	Prędkość początkowa $v_0$ [m/s] długość lufy w kal, $l_w$	Początkowa energia kinetyczna pocisku $E_k$ [MJ]	Współczynnik $C_E=E_k/d^3$ [J/mm <sup>3</sup> ]	Sprawność energetyczna $\eta$ [-]	Moc działa [MW]
M1966 76mm moździerz	FRAG-HE m=6,2	$v_0=550$ $l_w=21$	0,94	2,136	0,236	0,156
Haubica 2S1 122mm	FRAG-HE m=21,8	$v_0=686$ $l_w=40$	5,13	2,825	0,45	517
Haubica 2S3 152mm	FRAG-HE m=43,9	$v_0=655$ $l_w=34$	9,42	2,682	0,357	890
Armata Oerlikon KDA 35mm x 228	HEI m=0,550 APDS m=0,380/0,298	$v_0=1175$ $l_w=90$	0,38	8,856	0,379	63
		$v_0=1440$	0,31	7,206	0,308	66
Armata Bofors L/70 40mm x 365R	HEI-T m=0,942 APFSDS-T m=0,500/0,327	$v_0=1000$ $l_w=70$	0,47	7,359	0,334	78
		$v_0=1480$	0,36	5,606	0,239	82
Armata czołgowa GIAT 105F1 105mm	APFSDS m=5,8/3,8	$v_0=1525$ $l_w=51$	4,42	3,817	0,232	843
Armata czołgowa Kpz BK 120mm Rh	APFSDS m=7,3/4,6	$v_0=1650$ $l_w=45$	6,26	3,62	0,196	1242
Armata czołgowa 2A46 125mm	FRAG-HE m=23  APFSDS m=5,9/3,845	$v_0=850$ $l_w=44$	8,31	4,25	0,443	1039
		$v_0=1785$	6,13	3,14	0,191	1175
Armata kolejowa Gustav (Dora) 800mm	HE m=7200	$v_0=710$ $l_w=41$	1815	3,54	0,307	20164

1) Opracowano na podstawie danych zaczerpniętych z prac [1, 2, 3].

Analizując kierunki modernizacji istniejącego sprzętu można posłużyć się między innymi równaniem bilansu energii podczas strzału (równanie Resala - patrz np. praca [7]) dla chwili, gdy pocisk opuszcza przewód lufy :

$$\frac{mv_w^2}{2} = \frac{1}{\varphi} Q_1 \omega \left(1 - \frac{T_w}{T_1}\right), \quad (1)$$

gdzie :

m - masa pocisku;

$v_w$  - prędkość pocisku opuszczającego przewód lufy;

- $Q_1$  - ciepło wybuchu w warunkach izochoryczno-izotermicznych ładunku miotającego;  
 $\omega$  - masa ładunku miotającego;  
 $T_w$  - temperatura mieszaniny gazów w przestrzeni zapociskowej w chwili, gdy pocisk opuszcza przewód lufy;  
 $T_1$  - temperatura mieszaniny gazów będących produktami rozkładu wybuchowego ładunku miotającego w warunkach izochoryczno-izotermicznych (temperatura wybuchu);  
 $\varphi$  - współczynnik prac drugorzędnych, który wg Sieriebriakowa wyraża się wzorem :

$$\varphi = K + \frac{1}{3} \frac{\omega}{m}, \quad (2)$$

gdzie K jest stałym współczynnikiem, którego wartość waha się od 1,03 do 1,6 w zależności od typu działa.

Postać równania (1) wskazuje, że wzrost prędkości wylotowej pocisku można osiągnąć poprzez :

1. Zmniejszenie masy pocisku  $m$  - w praktyce oznacza to zastosowanie pocisku podkalibrowego.
2. Zmniejszenie współczynnika prac drugorzędnych  $\varphi$ . Współczynnik ten uwzględnia występowanie podczas strzału szeregu zjawisk, które związane są z wykonywaniem przez układ poza napędzaniem pocisku dodatkowej pracy zewnętrznej. Zjawiskiem mającym relatywnie największy wpływ na wartość współczynnika  $\varphi$  jest ruch cząsteczek gazu i niespalonej części ładunku miotającego w przestrzeni zapociskowej (drugi składnik we wzorze (2)). W wyniku tego w tych samych chwilach ciśnienie działające na dno pocisku jest mniejsze, niż ciśnienie panujące w obszarze komory ładunkowej - różnice w przypadku naboju z pociskiem podkalibrowym typu APFSDS mogą dochodzić nawet do 50%. Odwrócenie tej niekorzystnej proporcji wpływa na wzrost siły napędzającej pocisk, a co za tym idzie i na wzrost jego prędkości wylotowej. Drogą pozwalającą osiągnąć ten cel jest związanie niespalonej części ładunku miotającego z pociskiem [8].
3. Zwiększenie wartości ciepła wybuchu  $Q_1$  materiału miotającego stosując prochy zawierające wysokoenergetyczne związki np. RDX.
4. Zwiększenie masy ładunku miotającego stosując większe gęstości ładowania.
5. Zmniejszenie stosunku temperatur  $T_w / T_1$ , zwiększając stopień rozprężania gazów na drodze wydłużenia przewodu lufy.

Poza wymienionymi sposobami wzrost prędkości wylotowej pocisku próbowano osiągnąć poprzez zastosowanie tzw. techniki kompensacji temperatury [9]. Powszechnie znany jest wpływ temperatury początkowej ładunku miotającego na wartość ciśnienia maksymalnego wytwarzanego podczas strzału, a co za tym idzie i na wartość prędkości wylotowej pocisku. Z tego też względu wytrzymałość każdej lufy działa i jego mechanizmów oporopowrotnych jest obliczana dla warunków panujących podczas strzału, gdy ładunek miotający jest wstępnie nagrany do temperatury  $+50^\circ\text{C}$ . Strzelając w tych warunkach obserwuje się wzrost prędkości początkowej pocisku o 3 do 7% w stosunku do przypadku

strzelania, gdy temperatura początkowa ładunku miotającego wynosi  $+15^{\circ}\text{C}$ . Technika kompensacji temperatury polega na wykorzystaniu w każdych warunkach strzelania pełnej wytrzymałości lufy działa, obliczonej dla przypadku strzelania ładunkiem miotającym nagrzanym do temperatury  $+50^{\circ}\text{C}$ . W literaturze nie znaleziono jednak informacji o przykładach wdrożenia tej techniki.

Wymienione sposoby zwiększania prędkości wylotowej pocisku zazwyczaj łączą się ze wzrostem ciśnienia maksymalnego wytwarzanego podczas strzału. Zatem często modernizacja obejmuje także konstrukcję lufy i urządzenia oporopowrotnego działa oraz zastosowanie materiałów o wyższych właściwościach wytrzymałościowych w stosunku do materiałów dotychczas stosowanych.

Ponadto, aby nie dopuścić do nadmiernego wzrostu ciśnienia maksymalnego wytwarzanego podczas strzału, modyfikuje się właściwości balistyczne ładunku miotającego tak, aby prędkość reakcji energii była skorelowana z prędkością pocisku przemieszczającego się wzdłuż przewodu lufy. W tym celu stosuje się :

1. Prochy o progresywnym kształcie ziarna. Przykładem takiego prochu jest francuski proch B19T o ziarnach z 19 kanalikami [10]. Porównanie teoretycznych wartości charakterystyk kształtu ziarna prochowego dla prochu B19T i prochu z 7 kanalikami 12/7 zawiera tablica 2. Zastosowanie tego prochu w połączeniu z wydłużeniem lufy do 52 kalibrów w armacie GIAT 120mm, która jest instalowana w czołgu AMX Leclerc, spowodowało zwiększenie prędkości wylotowej pocisku APFDSF do  $1750\text{m/s}$ , czyli o ok. 6%, w stosunku do prędkości wylotowej pocisku wystrzeliwanego z armat Kpz BK 120mm Rh lub M256. Niestety omawiana modernizacja pociągnęła za sobą wzrost ciśnienia maksymalnego do  $710\text{MPa}$ . Główną przyczyną tego jest fakt, iż prochy nie spalają się zgodnie z założeniami geometrycznego prawa spalania i rzeczywiste charakterystyki kształtu ziarna dla prochu B19T różnią się od teoretycznych. Zatem przebieg intensywności powstawania gazów w funkcji względnej masy spalonego ładunku ma charakter mniej progresywny niżby to wynikało z zależności teoretycznej.

Tablica 2. Porównanie teoretycznych wartości charakterystyk kształtu ziarna prochowego dla prochu B19T i prochu z 7 kanalikami 12/7

Wielkość	Proch B19T	Proch 12/7
Charakterystyki kształtu ziarna prochowego		
$\kappa$	0,5581	0,6685
$\lambda$	0,5271	0,2404
$\mu$	-0,0438	-0,0270
Względna masa spalonego ziarna w chwili jego rozpadu $\psi_R$	0,8767	0,8112

2. Ziarniste prochy flegmatyzowane, które charakteryzują się wzrostem prędkości spalania w funkcji grubości spalonej warstwy ziarna prochowego. Flegmatyzacja prochu pociąga jednak za sobą obniżenie jego ciepła wybuch  $Q_1$ . Z reguły rekompensuje się to zjawisko zwiększeniem masy ładunku miotającego (gęstości ładowania). Ubocznym bardzo korzystnym skutkiem takiego działania jest zwiększenie żywotności lufy działa dzięki obniżeniu temperatury gazów będących produktami rozkładu wybuchowego prochu. Przykładem takiego działania jest armata Oerlikona KDA kal. 35mm x 228, w której zastosowanie flegmatyzowanego prochu 7/1 fl pozwoliło zwiększyć masę pocisku o 2,5%.

Pewną odmianą prochów flegmatyzowanych są prochy warstwowe (laminowane). Zewnętrzna warstwa takiego prochu charakteryzują się małymi wartościami prędkości spalania i ciepła wybuchu, natomiast wewnętrzna - dużymi wartościami wymienionych wielkości, co w połączeniu z odpowiednio dobranym kształtem ziarna pozwala sterować prędkością reakcji energii podczas strzału.

3. Ziarniste prochy o wymuszonej fragmentacji [11]. Istotą tego sposobu sterowania prędkością reakcji energii podczas strzału jest prawie skokowa zmiana powierzchni spalającego się ładunku miotającego w wyniku rozpadu ziaren prochowych. Zazwyczaj dąży się do tego, aby rozpad ziaren następował tuż po przekroczeniu ciśnienia maksymalnego w przestrzeni zapociskowej, a więc gdy uległo spaleniu ok. 30 do 50% ładunku miotającego. W literaturze nie znaleziono informacji o przykładach wdrożenia tego typu prochów.
4. Monolityczne wielkogabarytowe ziarna wykonane z flegmatyzowanego prochu drobnodziarnistego technologią zagęszczania. Ziarna te są także inhibitowane na wybranych powierzchniach. Dzięki temu sterowanie prędkością reakcji energii podczas strzału realizuje się zarówno poprzez kontrolowany dopływ samych ziaren do przestrzeni zapociskowej, w której zachodzi proces spalania, jak również odpowiednio dobranym wzrostem prędkości spalania w funkcji grubości spalonej warstwy samego ziarna prochowego. Podobnie, jak w poprzednio omawianym przypadku, nie znaleziono w literaturze informacji o przykładach wdrożenia tego typu prochów.

W dalszej perspektywie, tj. po 2010 roku należy oczekiwać wprowadzenia na uzbrojenie sprzętu nowych generacji, który może wykorzystywać nowe technologie do napędzania pocisku, jak np. :

1. Działa z zastosowaniem ciekłych materiałów miotających (patrz np. prace [12, 13, 14]). Pierwsze badania w tym kierunku były prowadzone w USA tuż po zakończeniu II Wojny Światowej. Główną przesłanką do podjęcia tych badań była chęć wykorzystania do miotania pocisku wysokoenergetycznego materiału. Wiadomo bowiem, że ciekłe materiały miotające charakteryzują się zazwyczaj większymi wartościami ciepła wybuchu  $Q_1$  niż stałe materiały miotające (prochy). Można wyróżnić trzy podstawowe rodzaje tego typu układów miotających, tj. :
  - układ klasyczny, w którym ciekły jednoskładnikowy materiał miotający (np. XM46), rozkładający się egzotermicznie pod wpływem zewnętrznego bodźca, jest wprowadzany przed strzałem do komory ładunkowej działa (BLPG);
  - układ z regulowanym wtryskiem ciekłego jedno- lub dwuskładnikowego materiału miotającego do komory ładunkowej działa (RLPG);
  - układ z poruszającym się wraz z pociskiem ciekłym materiałem miotającym (LTPC).O możliwościach tego typu technologii napędzania pocisku mogą świadczyć np. wyniki uzyskane przez Mc Bratney'a, cytowane w pracy [12]. Otóż w armacie kal. 120mm miotano pocisk o masie 3,58kg z prędkością początkową 1960m/s, przy średniej wartości ciśnienia maksymalnego w przestrzeni zapociskowej równej 274MPa.
2. Działa wykorzystujące zjawisko występowania gradientu ciśnienia na przemieszczającym się z prędkością naddźwiękową froncie spalania gazowego materiału miotającego (RA). Technologia ta polega na zainicjowaniu w lufie dynamicznego spalania gazowego materiału miotającego, wypełniającego całe jej wnętrze. Wytworzony na

przemieszczającym się z prędkością naddźwiękową frontie spalania gradient ciśnienia napędza pocisk. Działające na opisaną zasadzie działo laboratoryjne z lufą kal. 38mm, które zostało zbudowane na Uniwersytecie Waszyngtońskim, pozwoliło nadać pociskowi o masie 70g prędkość wylotową równą 2,6km/s [15, 16].

3. Działa elektrotermiczne. W działach tego typu wykorzystuje się energię elektryczną do zwiększenia energii wewnętrznej gazowego czynnika roboczego, który wykonując pracę zewnętrzną nadaje pociskowi energię kinetyczną, przy czym czynnik roboczy może być gazem obojętnym - tzw. "czyste" działo elektrotermiczne ET lub wg nowszej koncepcji układu hybrydowego, reagującą chemicznie mieszaniną gazów - tzw. działo elektrotermiczno-chemiczne ETC. Znane są także przykłady układów, w których we wstępnej fazie gazowy czynnik roboczy jest wytwarzany z substancji w stanie ciekłym LPETC lub stałym SPETC. Klasycznym przykładem działu ET jest układ Goldsteina i Tidmanna, w którym energia elektryczna była wykorzystywana do wytworzenia plazmy wysokotemperaturowej, która powodując parowanie cieczy inercyjnej tworzyła wraz z powstałą parą wysokoenergetyczny czynnik roboczy napędzający pocisk. Działa ETC pozwalają nadać pociskowi prędkość do 4,5km/s. Przegląd tego typu rozwiązań znajduje się między innymi w pracy [17].

4. Działa elektromagnetyczne. Znane są dwa typy dział elektromagnetycznych, tj. szynowe EMR i indukcyjne EMC. W układach szynowych pocisk pokryty warstwą materiału izolacyjnego umieszcza się na przewodzących prowadnicach (szynach). Obwód elektryczny zamyka metalowa folia zamocowana do dna pocisku. Po doprowadzeniu do prowadnic wysokiego napięcia folia wybuchu i tworzy obłok przewodzącej plazmy, który jest napędzany przez indukowane pole magnetyczne. Pocisk unoszony jest przez poruszający się obłok plazmy. Przeciętnie napięcie doprowadzane do prowadnic wynosi 1 do 5kV, zaś impuls prądu płynącego w obwodzie dochodzi do 5MA. Prędkość pocisku w tego typu układach jest ograniczona do zakresu 6 do 8km/s, co jest związane między innymi z procesem erozji prowadnic i występowaniem wyładowań wtórnych.

Budowa i zasada działania dział indukcyjnych jest podobna do budowy elektrycznego silnika liniowego. Lufa umieszczona jest wewnątrz zespołu cewek napędzających, zaś z pociskiem związany jest drugi zespół cewek indukcyjnych. Przeciętnie impuls elektryczny doprowadzony do zespołu cewek napędzających charakteryzuje się napięciem 100kV i natężeniem 100kA. Prędkość pocisku w tego typu układach dochodzi do 6km/s. Przegląd tego typu rozwiązań znajduje się między innymi w pracach [17 i 18].

Poza wymienionymi głównymi typami dział, wykorzystujących do napędzania pocisku nowe technologie, można oczekiwać pojawienia się układów mieszanych, jak np. indukcyjne działo elektromagnetyczne z klasycznym ładunkiem miotającym, itp. W tablicy 3 zestawiono podstawowe charakterystyki energetyczne wybranych dział doświadczalnych, wykorzystujących do miotania pocisku nowe technologie.

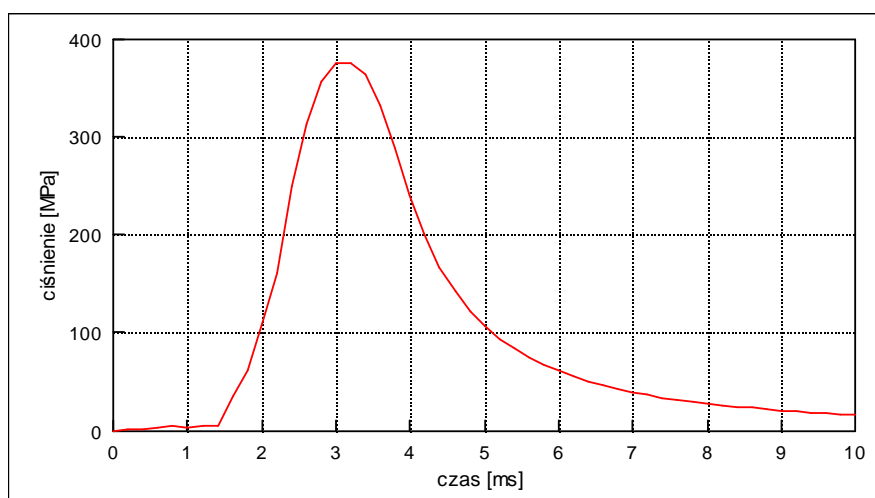
Tablica 3. Charakterystyki energetyczne wybranych dział doświadczalnych, wykorzystujących do miotania pocisku nowe technologie

Typ działa	Masa pocisku [kg]	Prędkość początkowa [m/s]	Energia kinetyczna pocisku [MJ]
BLPG kal. 120mm	3,58	1960	6,877
RA kal. 37mm	0,07	2600	0,237
EMR	2,40	2600	8,100
EMC	0,15	4200	1,323

Poza omówionymi kierunkami rozwoju artylerii należy jeszcze wspomnieć o możliwości wprowadzenia na uzbrojenie "artylerii laserowej". W artylerii tego typu promień lasera przejmie rolę pocisku, dzięki czemu działo laserowe nie będzie posiadało lufy, a co za tym idzie definitywnie zostanie rozwiązany problem żywotności lufy działka laserowego. Artyleria laserowa nie wyprze jednak całkowicie artylerii lufowej, gdyż broń ta nie będzie w stanie podołać wszystkim zadaniom bojowym stawianym artylerii.

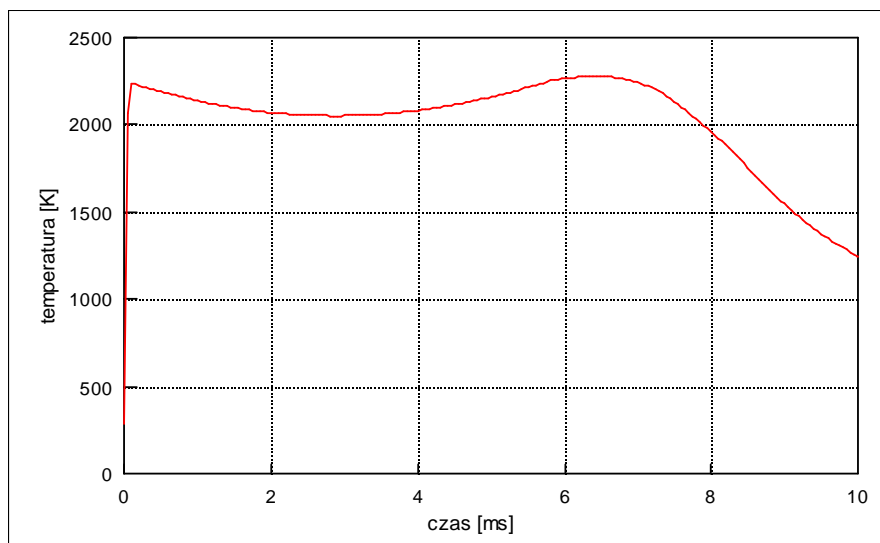
### 1.3. CHARAKTERYSTYKA ZJAWISK ZACHODZĄCYCH PODCZAS STRZAŁU Z BRONI PALNEJ I ZWIĄZANY Z TYM MECHANIZM ZUŻYCIA LUFY

Jak już wspomniano w punkcie 1.1 broń palna jest maszyną cieplną służącą do miotania pocisków z określoną prędkością początkową i w określonym kierunku. Źródłem energii w broni palnej jest energia chemiczna zawarta w materiale wybuchowym miotającym, który jest umieszczony zazwyczaj w komorze ładunkowej. Pod wpływem zewnętrznego bodźca energia ta jest zamieniana w sposób kontrolowany na energię wewnętrzną mieszaniny gazów, będących produktami egzotermicznej reakcji rozkładu wybuchowego materiału miotającego. Mieszanina gazów powybuchowych rozprężając się wykonuje pracę zewnętrzną, której użyteczną częścią jest energia kinetyczna pocisku. Przykładowe przebiegi ciśnienia  $p(t)$  i temperatury  $T(t)$  mieszaniny gazów powybuchowych w funkcji czasu w obszarze komory ładunkowej dla armaty Oerlikona KDA 35mm x 228 przedstawiają rys. 1 i 2 [19].



Rys.1. Przykładowy przebieg ciśnienia w funkcji czasu  $p(t)$  w obszarze komory ładunkowej dla armaty KDA 35mm x 228 [19]





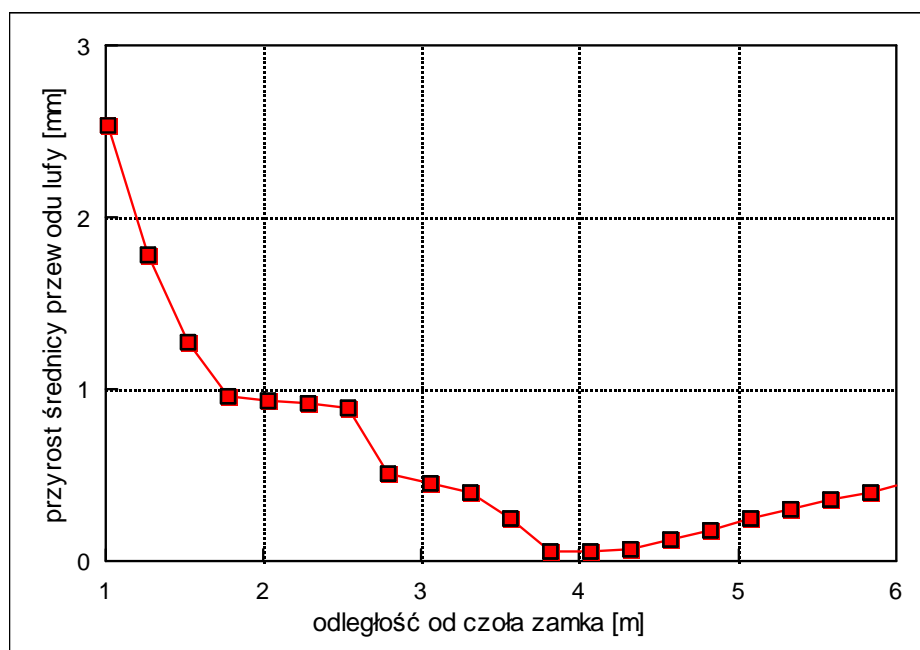
Rys.2. Przykładowy przebieg temperatury gazów powybuchowych w funkcji czasu  $T(t)$  w obszarze komory ładunkowej dla armaty KDA 35mm x 228 [19]

W zależności od kalibru działa i prędkości początkowej pocisku, czas trwania wystrzału zmienia się od kilku do kilkudziesięciu milisekund, przy tym jakościowy charakter przebiegów  $p(t)$  i  $T(t)$  nie ulega większym zmianom. Oczywiście ilościowo omawiane przebiegi mogą różnić się od siebie znacznie, szczególnie dotyczy to wartości ciśnienia maksymalnego  $p_m$  i temperatury maksymalnej  $T_m$ . Głównymi czynnikami decydującymi o przebiegu zjawiska strzału są :

1. Właściwości fizyko-chemiczne i balistyczne materiału wybuchowego miotającego lub zestawu takich materiałów tworzących ładunek miotający, tj. :
  - skład stechiometryczny materiału wybuchowego miotającego;
  - gęstość materiału wybuchowego miotającego;
  - ciepło wybuchu w warunkach izochoryczno-izotermicznych  $Q_1$ ;
  - temperatura wybuchu w warunkach izochoryczno-izotermicznych  $T_1$ ;
  - skład gazów powybuchowych;
  - siła prochu  $f$  i kowolumen  $\alpha$ ;
  - wykładnik adiabaty gazów powybuchowych;
  - prawo spalania się materiału wybuchowego miotającego.
  
2. Warunki ładowania, tj. :
  - masa ładunku miotającego  $\omega$ ;
  - kształt i wymiary ziarna prochowego, w tym grubość warstwy palnej  $2e_1$ .
  
3. Charakterystyki konstrukcyjne działa, tj. :
  - kaliber  $d$ ;
  - objętość komory ładunkowej  $W_0$ ;
  - masa pocisku  $m$ ;
  - długość drogi, jaką przebywa pocisk wzdłuż przewodu lufy  $l_w$ .

Każdemu strzałowi z broni palnej towarzyszy szkodliwe działanie gazów powybuchowych na materiał lufy, które powoduje jego niszczenie. Proces ten określany jest mianem erozji. Zjawisko to ujawniono w początkach okresu szerokiego zastosowania w artylerii prochów bezdymnych. Po raz pierwszy z problemem tym w praktyce spotkali się Anglicy w okresie wojny angielsko-burskiej w latach 1899 - 1901, gdy na skutek zastosowania kordytu o zawartości 58% nitrogliceryny w krótkim czasie musieli wycofać z eksploatacji dużą liczbę dział [20]. Do chwili obecnej zjawisko erozji luf i walka z nim jest jednym z poważniejszych problemów towarzyszących rozwojowi i eksploatacji artylerii lufowej.

Niszczenie materiału lufy polega na tym, że powierzchnia przewodu lufy uprzednio gładka i wypolerowana staje się najpierw matowa, a następnie szorstka i przy dalszej eksploatacji pokrywa się drobnymi pęknięciami i rysami, które tworzą coś w rodzaju siatki pęknięć. Następnie w miarę wzrostu liczby strzałów pęknięcia pogłębiają i rozszerzają się. To pogłębianie i rozszerzanie pęknięć w dużym stopniu jest ukierunkowane wzdłuż osi lufy, tj. zgodnie z kierunkiem ruchu gazów powybuchowych i pocisku. Szczególnie dużą koncentrację siatki pęknięć obserwuje się w obszarze stożka przejściowego oraz nieco mniejszą w części wylotowej lufy. Typowy efekt erozji ilustruje rys. 3, który przedstawia wzrost średnicy przewodu lufy w funkcji odległości od powierzchni czołowej zamka, po oddaniu 1805 strzałów z lufy haubicy XM199 kal. 155mm [21].



Rys. 3. Wzrost średnicy przewodu lufy w funkcji odległości od powierzchni czołowej zamka, po oddaniu 1805 strzałów z lufy haubicy XM199 kal. 155mm [21]

Występujący na skutek erozji wzrost średnicy przewodu lufy w obszarze stożka przejściowego powoduje wzrost objętości komory naboju, zaś wzdłuż całego przewodu lufy pogorszenie współpracy części wiodącej pocisku z powierzchnią przewodu lufy. Konsekwencją tego jest obniżenie gęstości ładowania i pogorszenie szczelności układu lufa - pocisk, co w rezultacie prowadzi do obniżenia ciśnienia maksymalnego i prędkości początkowej pocisku. W lufach gwintowanych nieprawidłowe prowadzenie pocisku może

powodować dodatkowo ścinanie pierścienia wiodącego. Pocisk nie otrzymuje wówczas wymaganej prędkości obrotowej i pogarszają się warunki stabilizacji w początkowej fazie jego ruchu na torze, co prowadzi do zwiększonego rozrzutu balistycznego.

Zazwyczaj uważa się, że jeżeli zużyta lufa powoduje obniżenie się prędkości początkowej o 10% w stosunku do prędkości tabelarycznej lub ośmiokrotne zwiększenie iloczynu odchyień prawdopodobnych w głąb i w szerz  $U_g \times U_s$ , to taka lufa powinna być wycofana z dalszej eksploatacji [20].

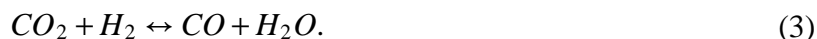
Wieloletnie badania pozwoliły poznać mechanizm procesu erozji oraz czynniki wpływające w istotny sposób na jego przebieg, o czym świadczy bogata literatura przedmiotu. Na szczególną uwagę zasługuje praca I. Ahmad'a [22], omawiająca szeroko obecne poglądy na to zagadnienie. Wg I. Ahmad'a na przebieg i mechanizm erozji lufy mają wpływ następujące czynniki :

1. Budowa naboju, a w szczególności budowa i właściwości :

- ładunku miotającego, w tym właściwości fizyko-chemiczne i balistyczne materiału wybuchowego miotającego;
- układu zapłonowego (spłonka zapalająca, wzmacniacz, rurka ogniowa itp.);
- części wiodącej i uszczelniającej pocisku, a szczególnie pierścienia wiodącego.

2. Właściwości materiału, z którego wykonana jest lufa i konstrukcja lufy.

Na wstępie zostaną omówione właściwości fizyko-chemiczne i balistyczne materiałów wybuchowych miotających. W teorii nierównowagowej termodynamiki chemicznej [23] przyjmuje się, że przy wysokich temperaturach i ciśnieniach prędkość reakcji rozkładu wybuchowego jest tak duża, że pomimo krótkiego czasu trwania reakcji osiągnięta jest równowaga chemiczna. Dla materiałów wybuchowych miotających, charakteryzujących się ujemnym bilansem tlenowym (ilość tlenu zawarta w materiale nie wystarcza do całkowitego spalania węgla i wodoru na dwutlenek węgla i wodę), stężenia poszczególnych składników mieszaniny gazów powybuchowych określa się analizując równowagę gazu wodnego :

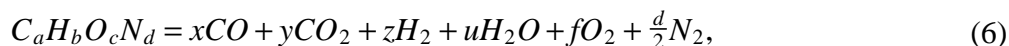


Natomiast dla materiałów wybuchowych miotających, charakteryzujących się dodatnim bilansem tlenowym, przyjmuje się, że podczas reakcji następuje całkowite utlenienie węgla i wodoru na dwutlenek węgla i wodę, zaś nadmiar tlenu występuje w produktach jako tlen cząsteczkowy. W omawianym przypadku stężenia poszczególnych składników mieszaniny gazów powybuchowych określa się analizując równowagę reakcji dysocjacji dwutlenku węgla i pary wodnej :



Głównymi składnikami mieszaniny gazów powybuchowych są następujące gazy : CO, CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O, H<sub>2</sub> i N<sub>2</sub>. Poza wymienionymi gazami w skład mieszaniny wchodzi także niewielkie ilości NH<sub>3</sub>, CH<sub>4</sub>, NO oraz H<sub>2</sub>S, którego źródłem jest układ zapłonowy. Zatem

równanie reakcji rozkładu wybuchowego materiału miotającego można zapisać w następującej ogólnej postaci :



gdzie :

a,b,c,d - liczby gramoatomów poszczególnych pierwiastków w 1kg materiału miotającego;

x,y,z,u,f - liczby moli poszczególnych gazów zawartych w 1kg mieszaniny gazów powybuchowych (dla materiałów charakteryzujących się ujemnym bilansem tlenowym  $f=0$ ).

Z uwagi na fakt, że stałe równowagi reakcji (3), (4) i (5) są zależne od temperatury, stężenia poszczególnych składników mieszaniny gazów powybuchowych zmieniają się wraz ze zmianą jej temperatury. Zatem w czasie trwania strzału należy liczyć się z występowaniem zmian składu mieszaniny gazów powybuchowych, a co za tym idzie i jej właściwości termodynamicznych (stała gazowa R, ciepła właściwe  $C_v$  i  $C_p$ , wykładnik adiabaty  $k$ ).

Ciepło wybuchu w warunkach izochoryczno-izotermicznych  $Q_1$  oraz temperatura mieszaniny gazów powybuchowych w warunkach izochoryczno-izotermicznych (temperatura wybuchu)  $T_1$  zależą w głównej mierze od składu stechiometrycznego materiału wybuchowego miotającego. Wymienione wielkości mają istotny wpływ na przebieg zjawiska strzału, a w szczególności na maksymalne wartości ciśnienia  $p_m$  i temperatury  $T_m$  mieszaniny gazów powybuchowych w przestrzeni zapociskowej.

W tablicy 4 zestawiono charakterystyki wybranych typów stałych materiałów wybuchowych miotających. Prochy M1 i M6 są prochami nitrocelulozowymi (z lotnym rozpuszczalnikiem), proch M2 jest kordytem, czyli prochem nitroglicerynowym z lotnym rozpuszczalnikiem, natomiast proch M30 należy do tzw. grupy prochów wielobazowych, które są wykonywane zazwyczaj bez udziału lotnego rozpuszczalnika.

Podsumowując rozważania dotyczące właściwości fizyko-chemicznych i balistycznych materiałów wybuchowych miotających można stwierdzić, że :

1. Prochy nitrocelulozowe, określane także mianem jednobazowych, charakteryzują się ujemnym bilansem tlenowym. Z tego względu stosunek stężeń  $CO/CO_2$  w gazach powybuchowych waha się w granicach od 2 do 3, zaś przeciętne wartości ciepła wybuchu i temperatury wybuchu wynoszą odpowiednio  $Q_1=3000\text{kJ/kg}$ ;  $T_1=2500\text{K}$ .
2. Prochy nitroglicerynowe (dwubazowe) lub prochy oparte na większej liczbie składników podstawowych (wielobazowe) charakteryzują się dodatnim bilansem tlenowym. Dla tych prochów stosunek stężeń  $CO/CO_2$  w gazach powybuchowych wynosi ok. 1, natomiast przeciętne wartości ciepła wybuchu i temperatury wybuchu są równe odpowiednio  $Q_1=4250\text{kJ/kg}$ ;  $T_1=3200\text{K}$ .

Tablica 4. Charakterystyki wybranych typów materiałów wybuchowych miotających wg danych zawartych w pracy [24]

Specyfikacja materiału miotającego (prochu)	M1 MIL-P309A (nitrocelulozowy)	M2 MIL-P323A (kordyt)	M6 MIL-P309A (nitrocelulozowy)	M30 MIL-P-46489 (trójbazowy)
<b>SKŁAD</b> w [%]				
Nitroceluloza (NC)	85,0	77,45	87,00	28,00
Zawartość azotu w NC [%]	13,15	13,25	13,15	12,60
Nitrogliceryna	-	19,50	-	22,50
Azotan barowy	-	1,40	-	-
Azotan potasowy	-	0,75	-	-
Siarczan potasowy	-	-	-	-
Nitroguanidyna	-	-	-	47,70
Dwunitrotoluen	10,00	-	10,00	-
Dwubutyloftalan	5,00	-	3,00	-
Dwuetyloftalan	-	-	-	-
Dwufenyloamina	1,00	-	1,00	-
Centralit I	-	0,60	-	1,50
Grafit	-	0,30	-	0,10
C <sub>2</sub> H <sub>5</sub> OH	0,75	2,30	0,90	0,30
H <sub>2</sub> O	0,50	0,70	0,50	0,00
Temperatura wybuchu T <sub>1</sub> [K]	2417	3319	2570	3040
Ciepło wybuchu Q <sub>1</sub> [kJ/kg]	2933	4525	3176	4081
Siła prochu f [kJ/kg]	912	1076	947	1088
Kowolumen α [cm <sup>3</sup> /g]	1,104	1,008	1,081	1,057
Wykładnik adiabaty k [-]	1,2593	1,2238	1,2543	1,2385
Gęstość ρ [kg/m <sup>3</sup> ]	1,57	1,65	1,58	1,66

Zadaniem pierścienia wiodącego jest uszczelnienie przestrzeni zapociskowej oraz w przypadku broni gwintowanej nadanie pociskowi żądanej prędkości obrotowej. Pierścień wiodący pocisku wykonuje się z materiału plastycznego. Zazwyczaj stosuje się miedź, rzadziej spieki metali na bazie miedzi lub miękkie żelazo oraz tworzywa sztuczne. W celu zapewnienia prawidłowej współpracy pierścienia wiodącego z gwintem lufy, niektóre wzory pocisków posiadają kilka pierścieni wiodących. Znane są także rozwiązania, w których dla polepszenia współpracy pierścienia wiodącego z gwintem lufy stosuje się gwint o zmiennym skoku. Kąt nachylenia linii śrubowej takiego gwintu jest równy zeru w pobliżu stożka przejściowego, a następnie łagodnie rośnie osiągając u wylotu lufy wartość, wymaganą przez warunek stabilizacji początkowej pocisku.

Lufy broni palnej wykonuje się z tzw. stali lufowych, które są obrabiane cieplnie w celu zapewnienia wymaganych właściwości wytrzymałościowych. W wyniku obróbki cieplnej stal lufowa zazwyczaj posiada strukturę sorbitu odpuszczania. Przykładem takiej stali jest stal amerykańska o oznaczeniu 4330 [22]. Skład tej stali podano w tablicy 5, zaś jej właściwości mechaniczne i fizyczne w tablicy 6.

Tablica 5. Skład chemiczny stali 4330 (% wag.) wg [22]

C	Mn	P	S	N	Si	Ni	Cr	Mo	V
0,37	0,47	0,006	0,01	-	0,02	3,17	0,85	0,65	0,10

Tablica 6. Właściwości mechaniczne i fizyczne stali 4330 wg [22]

Wielkość		Wartość
<u>Właściwości mechaniczne</u>		
Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$	[MPa]	ok, 1240
Granica plastyczności $R_{01}$	[MPa]	965 - 1100
Udarność ISO-V w temp. -40°C	[J]	ok, 34
Twardość	[HRC]	ok, 38
<u>Właściwości fizyczne</u>		
Temperatura topnienia	[°C]	1450
Ciepło topnienia	[kJ/mol]	15
Współczynnik przewodzenia ciepła	[W/m/K]	77
Współczynnik rozszerzalności liniowej	[K <sup>-1</sup> ]	15x10 <sup>-6</sup>
Gęstość	[g/cm <sup>3</sup> ]	7,83

Jak już wspomniano, podczas każdego strzału, w czasie od kilku do kilkudziesięciu milisekund, powierzchnia przewodu lufy jest narażona na oddziaływanie mieszaniny gazów powybuchowych o wysokiej temperaturze (2000 - 3500K) i wysokim ciśnieniu (150 - 700MPa), której gęstość jest porównywalna z gęstością wody w warunkach pokojowych, a prędkość przepływu lokalnie może osiągać wartości rzędu setek, a nawet tysięcy metrów na sekundę. Ponadto w skład mieszaniny gazów powybuchowych wchodzi aktywne chemicznie cząsteczki gazów.

Zatem erozja przewodu lufy jest wynikiem następujących zjawisk :

- nagrzewania się powierzchni przewodu lufy do wysokich temperatur i związanych z tym zmian struktury (przemiany fazowe), a co za tym idzie i właściwości mechanicznych i fizycznych materiału, z którego wykonana jest lufa;
- występowania dużych naprężeń, w tym naprężeń cieplnych i naprężeń wynikających z lokalnych zmian gęstości, będących wynikiem zmian struktury (przemiany fazowe) materiału lufy;
- dyfuzji i reakcji chemicznych, którym sprzyja wysoka temperatura i aktywność chemiczna niektórych składników mieszaniny gazów powybuchowych, co prowadzi do lokalnych zmian składu chemicznego materiału lufy, a co za tym idzie i zmian właściwości mechanicznych i fizycznych, co lokalnie może powodować także topnienie materiału lufy;
- wymywania materiału lufy przez rozgrzane gazy powybuchowe o dużej gęstości, które poruszają się z dużą prędkością - zjawisko to nasila się szczególnie w przypadku pojawienia się lokalnych nieszczelności układu lufa - pocisk;
- ścierania powierzchni przewodu lufy przez pierścień wiodący i poruszające się z dużymi prędkościami niespalone ziarna ładunku miotającego, w tym także dyfuzji materiału pierścienia wiodącego w głąb ścianki wzdłuż mikropeknięć.

Intensywność nagrzewania ścianki lufy przez omywającą ją mieszaninę gazów powybuchowych charakteryzuje strumień ciepła  $q'$ , czyli ilość ciepła przejmowanego przez jednostkę nagrzewanej powierzchni ścianki w jednostce czasu, w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego. Zgodnie z prawem Newtona, strumień ciepła  $q'$  jest równy :

$$q' = a_w(T - T_s), \quad (7)$$

gdzie :

- $\alpha_w$  - wypadkowy współczynnik przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego;
- $T$  - temperatura płynu nagrzewającego ściankę;
- $T_s$  - temperatura nagrzewanej powierzchni ścianki.

Wypadkowy współczynnik przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego oblicza się zazwyczaj jako sumę współczynników przejmowania ciepła w wyniku konwekcji  $\alpha_c$  i promieniowania  $\alpha_r$ , analizując wymienione zjawiska niezależnie.

W przypadku konwekcji wymuszonej do wyznaczenia współczynnika  $\alpha_c$  wykorzystuje się liczbę Nuselta  $Nu$  i jej empiryczne związki z liczbami Reynoldsa  $Re$  i Prandtla  $Pr$  [25] :

$$Nu = \frac{\alpha_c d}{\lambda}, \quad (8)$$

$$Re = \frac{ud}{\nu}, \quad (9)$$

$$Pr = \frac{\nu C \rho}{\lambda}, \quad (10)$$

$$Nu = c Re^m Pr^n, \quad (11)$$

gdzie :

- $d$  - wymiar charakterystyczny obiektu (średnica przewodu lufy);
- $\lambda$  - współczynnik przewodzenia ciepła czynnika nagrzewającego, który jest funkcją temperatury czynnika;
- $u$  - prędkość przepływu czynnika nagrzewającego względem nagrzewanej powierzchni;
- $\nu$  - współczynnik lepkości kinematycznej czynnika nagrzewającego, który jest funkcją temperatury czynnika;
- $C$  - ciepło właściwe czynnika nagrzewającego;
- $\rho$  - gęstość czynnika nagrzewającego;
- $c, m, n$  - stałe empiryczne.

Zatem współczynnik  $\alpha_c$  wyznacza następująca ogólna zależność :

$$\alpha_c = \frac{\lambda c}{d} \left[ \frac{ud}{\nu} \right]^m \left[ \frac{\nu C \rho}{\lambda} \right]^n. \quad (12)$$

Współczynnik przejmowania ciepła w wyniku promieniowania  $\alpha_r$ , dla przybliżonej metody opracowanej przez Hottel'a, wyraża się wzorem [25] :

$$\alpha_r = \sigma \epsilon_e \frac{(\epsilon_g T^4 - a_g T_s^4)}{(T - T_s)}, \quad (13)$$

gdzie :

- $\sigma$  - stała Boltzmanna;
- $\epsilon_e$  - efektywna emisyjność powierzchni zamkniętej;
- $\epsilon_g$  - emisyjność gazu;

$a_g$  - absorbcyjność gazu.

Zatem w ogólnym przypadku wypadkowy współczynnik przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego  $\alpha_w$  jest funkcją :

$$a_w = a_w(d, u, \rho, C, \lambda(T), \nu(T), \sigma, \varepsilon_e, \varepsilon_g, a_g, T, T_s). \quad (14)$$

Przewodzenie ciepła w ściance lufy przebiega na ogół zgodnie z prawem Fouriera :

$$q' = -\lambda \text{grad}T, \quad (15)$$

gdzie :

$\lambda$  - współczynnik przewodzenia ciepła materiału, z którego wykonana jest lufa.

Pole temperatury w ściance lufy określa wówczas równanie Fouriera-Kirchhoffa, które wynika z uwzględnienia prawa Fouriera (15) w bilansie energii. Przy stałym współczynniku  $\lambda$  i braku wewnętrznych źródeł ciepła równanie Fouriera-Kirchhoffa sprowadza się do równania Fouriera, które we współrzędnych walcowych ma postać :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left[ \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right], \quad (16)$$

gdzie  $a$  jest dyfuzyjnością termiczną :

$$a = \frac{\lambda}{\rho C}, \quad (17)$$

gdzie :

$\lambda$  - współczynnik przewodzenia ciepła materiału, z którego wykonana jest

lufa,

$\rho$  - gęstość materiału, z którego wykonana jest lufa;

$C$  - ciepło wła ściwe materiału, z którego wykonana jest lufa.

Pole temperatury w ściance lufy oblicza się rozwiązując równanie (16) z warunkami brzegowymi trzeciego rodzaju (tzw. warunki Fouriera), przyjmując, że strumień ciepła doprowadzany od płynu do powierzchni ciała opisuje prawo Newtona (7). Zazwyczaj w tym celu używa się metod numerycznych. Ogólnie pole temperatury ścianki jest funkcją następujących argumentów :

$$T_s = T_s(t, r, z, \varphi, a_w, T, T_0, g), \quad (18)$$

gdzie :

$T$  - temperatura płynu nagrzewającego ściankę;

$T_0$  - początkowe pole temperatury ścianki;

$g$  - grubość ścianki lufy.

Dla czasów rzędu kilku milisekund dobrym przybliżeniem pola temperatury w ściance lufy jest pole temperatury w ciele półnieskończonym (patrz np. praca [26]). Wówczas :

$$\theta = \frac{T_s(t,x) - T_0}{T - T_0} = \text{erfc} \left[ \frac{1}{2\sqrt{Fo_x}} \right] - \exp[Bi_x + Bi_x^2 Fo_x] \text{erfc} \left[ \frac{1}{2\sqrt{Fo_x}} + Bi_x \sqrt{Fo_x} \right], \quad (19)$$



gdzie :

$$\operatorname{erfc}(z) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-z^2} dz, \quad (20)$$

$$Bi_x = \frac{a_w}{\lambda} x, \quad (21)$$

$$Fo_x = \frac{at}{x^2}. \quad (22)$$

Dla powierzchni przewodu lufy ( $x=0$ ) zależność (19) przekształca się do postaci :

$$\frac{T_s(t)-T_0}{T-T_0} = 1 - \exp\left[-\frac{a_w^2 t}{\lambda \rho C}\right] \operatorname{erfc}\left[\sqrt{\frac{a_w^2 t}{\lambda \rho C}}\right]. \quad (23)$$

Analiza jakościowa zależności (23), opisującej w przybliżeniu nagrzewanie się powierzchni przewodu lufy, pozwala stwierdzić, że dla krótkich czasów charakterystycznych dla czasu trwania strzału, maksymalna temperatura do jakiej nagrzewa się powierzchnia przewodu lufy zależy głównie od wielkości strumienia ciepła wnikającego do ścianki (7) i jest tym większa im większa jest temperatura, gęstość i prędkość mieszaniny gazów powybuchowych (porównaj zależności (12) i (13), określające  $\alpha_c$  i  $\alpha_r$ ) oraz im mniejsze są współczynnik przewodzenia ciepła  $\lambda$ , gęstość  $\rho$  i ciepło właściwe  $C$  materiału, z którego wykonana jest lufa. Poza strumieniem ciepła wnikającym do ścianki także czas trwania zjawiska strzału odgrywa dużą rolę w procesie nagrzewania się ścianki lufy. Im czas ten jest większy, tym grubsza warstwa materiału leżącego w pobliżu powierzchni przewodu lufy będzie nagrzewana do wysokiej temperatury i tym większa będzie temperatura maksymalna samej powierzchni. Z tego też powodu lufy dział o większych kalibrach są bardziej narażone na zużycie erozyjne niż lufy o mniejszych kalibrach.

Badania doświadczalne, jak również wyniki obliczeń [patrz prace 27 do 34] ujawniły, że podczas strzału powierzchnia przewodu lufy nagrzewa się w bardzo krótkim czasie, rzędu dziesiątych części milisekundy, do wysokiej temperatury wynoszącej ok. 800 do 1200°C. Następnie w ciągu kilku dziesiątych części sekundy powierzchnia przewodu lufy ochładza się do temperatury o kilkanaście stopni wyższej od temperatury początkowej. Zatem cienka wewnętrzna warstwa materiału lufy jest narażona na bardzo duże i krótkotrwałe zmiany temperatury.

Rozkład naprężeń występujący w ściance lufy jest wynikiem :

- obciążenia powierzchni przewodu lufy ciśnieniem wytwarzanym przez mieszaninę gazów powybuchowych;
- występowania pola temperatury w ściance lufy (naprężenia cieplne);
- występowania sił tarcia pomiędzy częścią wiodącą pocisku, a powierzchnią przewodu lufy;
- występowania lokalnych zmian gęstości, będących wynikiem zmian struktury (przemiany fazowe) materiału lufy;
- w przypadku broni gwintowanej, oddziaływaniem pierścienia wiodącego na boczne powierzchnie bruzd gwintu.

Ponadto rozkład naprężeń w ściance lufy zależy od jej konstrukcji i wymiarów. Szersze omówienie tego zagadnienia znajduje się w punkcie 3. Zazwyczaj konstrukcja lufy jest tak dobrana do występujących podczas strzału obciążeń, aby maksymalne wartości

naprężeń zredukowanych (wg hipotezy Hubera-Misesa-Hencky'ego) nie przekraczały 95% granicy plastyczności lub umownej granicy plastyczności materiału, z którego wykonana jest lufa. Zatem przeciętnie maksymalne wartości naprężeń zredukowanych wahają się w granicach 800 do 1100MPa. W tym miejscu należy dodać, że maksymalne wartości naprężeń zredukowanych przeważnie zlokalizowane są w pobliżu powierzchni przewodu lufy, w obszarze uszczelnienia układu lufa - pocisk, co jest spowodowane występowaniem tzw. zginania walcowego lufy. Zagadnienie to analizował szczegółowo po raz pierwszy M. Huber w pracy [35]. Dokładna analiza rozkładu naprężeń występującego w ściance lufy wymaga zastosowania metod numerycznych. Zazwyczaj wykorzystuje się w tym celu metodę elementów skończonych.

W broni gwintowanej dodatkowym czynnikiem wpływającym na rozkład naprężeń w ściance lufy jest oddziaływanie pierścienia wiodącego na boczne powierzchnie bruzd gwintu, które może powodować wystąpienie nacisku powierzchniowego dochodzącego do 345MPa. Wielkość tych nacisków przewyższa granicę plastyczności miedzi hutniczej i jest porównywalna z wartością wytrzymałości na rozciąganie dla tego materiału. Ciepło wydzielające się podczas tarcia pierścienia wiodącego o powierzchnię przewodu lufy może powodować nawet topnienie wierzchniej warstwy pierścienia. Stopiony materiał pierścienia wiodącego pełni wówczas rolę smaru zmniejszającego siły tarcia.

Różnorodność zjawisk występujących podczas strzału i ich wzajemne współdziałanie sprawia, że erozja przewodu lufy jest bardzo złożonym procesem. I tak temperatura, do której nagrzewa się materiał lufy, przewyższa temperatury odpuszczania stali lufowych, jak również temperatury, w których zachodzi przemiana martenzytyczna (ok.650°C). Te zmiany temperatury są powodem występowania zmian struktury materiału, znajdującego się w cienkiej warstwie w pobliżu wewnętrznej powierzchni lufy. Zachodzą wówczas przemiany fazowe  $Fe_{\alpha} \leftrightarrow Fe_{\gamma}$  oraz martenzyt  $\leftrightarrow$  austenit, jak również dyfuzja węgla i azotu. Zmiękczona w ten sposób warstwa stali charakteryzuje się drobniejszym ziarnem w stosunku do materiału wyjściowego i w przybliżeniu takim samym składem. Przemianom fazowym towarzyszą zmiany gęstości, powodując lokalny wzrost naprężeń i tworzenie się mikropeknięć. Obserwuje się wówczas tzw. zmęczenie cieplne materiału.

Przebieg reakcji chemicznych, zachodzących na powierzchni przewodu lufy, zależy głównie od składu mieszaniny gazów powybuchowych i jej temperatury.

Jeżeli materiał miotający charakteryzuje się dodatnim bilansem tlenowym i wysoką temperaturą wybuchu, a co za tym idzie i stosunkiem CO/CO<sub>2</sub> równym ok. 1, to na powierzchni przewodu lufy poza austenitem wytwarza się także FeO, który ze względu na niską temperaturę topnienia jest wymywany przez mieszaninę gazów powybuchowych. Na powierzchni przewodu tworzą się wówczas charakterystyczne bąbelkowate wżery.

Natomiast, gdy materiał miotający charakteryzuje się ujemnym bilansem tlenowym i niską temperaturą wybuchu, a co za tym idzie i stosunkiem CO/CO<sub>2</sub> równym ok. 2 do 3, to przy powierzchni przewodu lufy wytwarza się zazwyczaj tzw. zewnętrzna biała warstwa, która składa się z : cementytu Fe<sub>3</sub>C, związków azotu Fe<sub>2</sub>N<sub>x</sub> (epsilon) i Fe<sub>4</sub>N (gamma prim), śladowych ilości Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>, austenitu szczątkowego i martenzytu tetragonalnego. Przemieszczając się w głąb materiału lufy, obserwuje się czasami wewnętrzną białą warstwę. Wewnętrzną białą warstwę tworzy ustabilizowany austenit, który powstaje dzięki rozpuszczonym C i N. Dopiero pod wewnętrzną białą warstwą występuje warstwa charakteryzująca się zmęczeniem cieplnym materiału.

Zewnętrzna biała warstwa może być w pewnych obszarach stapiana, gdyż jej temperatura topnienia wynosi 1100-1150°C i jest niższa od temperatury topnienia stali o

250-300°C. Dlatego też przepływająca z dużą prędkością mieszanina gazów powybuchowych może wymywać z powierzchni tej warstwy materiał z obszarów znajdujących się w stanie ciekłym lub "ciastowatym", szczególnie w przypadku wystąpienia nieszczelności w układzie lufa - pocisk. Przyczyną nieszczelności jest nieprawidłowa współpraca pierścienia wiodącego z częściowo zużytą powierzchnią przewodu lufy (zwiększona chropowatość powierzchni, wzrost średnicy).

Poza wymienionymi reakcjami chemicznymi, zachodzącymi na powierzchni przewodu lufy, wyniki nowszych badań ujawniły występowanie innych reakcji chemicznych. Np. badania F.D. Richardson'a [36] i G. Belton'a [37] wykazały obecność par  $\text{Fe}(\text{OH})_2$  w mieszaninie gazów powybuchowych. Ujawniony został także niekorzystny wpływ  $\text{H}_2\text{S}$  na powierzchnię przewodu lufy, który pojawia się w mieszaninie gazów powybuchowych, gdy jako wzmacniacz (podsypka) stosowany jest proch czarny. Powstający wówczas siarczek żelaza, który charakteryzuje się relatywnie niską temperaturą topnienia, jest łatwo wymywany przez przepływające gazy powybuchowe, co przyczynia się do tworzenia wżerów na powierzchni przewodu lufy.

Ponadto zauważono, że materiały miotające charakteryzujące się zbliżonymi właściwościami balistycznymi (temperatura wybuchu, siła prochu itd.), lecz różniące się składem mieszaniny gazów powybuchowych, wpływają w różny sposób na przebieg i prędkość procesu erozji lufy. Ujawniono np., że obecność nitroguanidyny w prochu przyspiesza proces erozji [38]. Również prochy zawierające nitroaminy wykazują często bardziej erozyjne działanie na przewód lufy, niż prochy nitrocelulozowe o zbliżonych właściwościach balistycznych.

Interesującą analizę procesu erozji stali wykonał Alkidas z zespołem [39, 40 i 41]. W konkluzji autorzy stwierdzili, że na przebieg procesu erozji największy wpływ mają reakcje chemiczne żelaza z poszczególnymi składnikami mieszaniny gazów powybuchowych. Wg nich największe znaczenie ma reakcja  $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O}$ , natomiast reakcje  $\text{CO} + \text{Fe}$  i  $\text{CO}_2 + \text{Fe}$  odgrywają rolę drugoplanową.

Podsumowując dotychczasowe rozważania, można stwierdzić, że proces erozji jest zjawiskiem bardzo złożonym i powinien być analizowany dla każdego przypadku indywidualnie (patrz np. praca [42]). Jednak jak się wydaje najważniejszym czynnikiem decydującym o przebiegu zjawisk powodujących erozję lufy jest bez wątpienia temperatura mieszaniny gazów powybuchowych, gdyż ma ona największy wpływ na przebieg : reakcji chemicznych, przemian fazowych stali oraz przebieg procesu dyfuzji.

## **2. WYBRANE SPOSOBY ZMNIEJSZANIA PRĘDKOŚCI EROZYJNEGO ZUŻYCIA LUFY**

### **2.1. WSTĘP**

Omówiony w poprzednim punkcie mechanizm erozji pozwala dojść do wniosku, że głównymi przyczynami tego procesu są :

- a) wysoka temperatura i wysokie ciśnienie mieszaniny gazów powybuchowych;
- b) reakcje chemiczne materiału lufy ze składnikami mieszaniny gazów powybuchowych, które są produktami reakcji rozkładu wybuchowego materiału miotającego, wzmacniaczy (podsypek) i spłonki zapalającej;

- c) współpraca pierścienia wiodącego pocisku z powierzchnią przewodu lufy (w przypadku broni gwintowanej pierścienia wiodącego z gwintem), w tym duże odkształcenia plastyczne pierścienia wiodącego w obszarze stożka przejściowego (wcinanie się pierścienia wiodącego), topnienie powierzchni pierścienia wiodącego i związana z tym dyfuzja materiału pierścienia w głąb ścianki lufy oraz przepływ gazów powybuchowych przez nieszczelności układu lufa - pocisk.

Zatem oczywistymi sposobami zmniejszenia prędkości erozji będą działania w następujących kierunkach :

- a) obniżenia temperatury powierzchni przewodu lufy poprzez zmniejszenie strumienia ciepła wnikającego do ścianki lufy drogą :
- obniżenia temperatury mieszaniny gazów powybuchowych stosując materiał miotający charakteryzujący się niższą temperaturą wybuchu  $T_1$ ;
  - wytworzenia sztucznej warstwy przyściennej o małej przewodności cieplnej, która wydatnie zmniejszy wypadkowy współczynnik przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego  $\alpha_w$  (pasywna izolacja termiczna);
  - wytworzenia sztucznej warstwy przyściennej (warstwa ablacyjna), w której będą zachodziły endotermiczne reakcje chemiczne lub przemiany fazowe pochłaniające ciepło (aktywna izolacja termiczna);
- b) modyfikacji składu mieszaniny gazów powybuchowych, tak aby w jak największym stopniu ograniczyć udział w niej składników aktywnych chemicznie lub zneutralizować ich szkodliwe oddziaływanie na materiał lufy (np. zastosowanie prochów mniej erozyjnych, unikanie podsypek z prochu czarnego, dodawanie do ładunku miotającego składników hamujących erozję);
- c) poprawy współpracy pierścienia wiodącego pocisku z powierzchnią przewodu lufy, szczególnie w obszarze stożka przejściowego, poprzez :
- odpowiednie ukształtowanie pierścienia wiodącego;
  - wykonanie pierścienia wiodącego z materiału obojętnego chemicznie i nie dyfundującego w głąb materiału lufy, który jednocześnie zapewni uszczelnienie układu lufa - pocisk;
  - odpowiednie ukształtowanie zarysu gwintu i stosowanie gwintu o zmiennym skoku, gdy broń jest gwintowana;
- d) stosowania na lufę materiałów charakteryzujących się większą odpornością na erozję, w tym pokrywanie powierzchni przewodu lufy cienką warstwą ochronną (np. chromowanie elektrolityczne) lub zastosowanie wkładki ochronnej w postaci rury cienkościennej, która często jest umieszczana jedynie w części lufy, najbardziej narażonej na erozję (komora naboju i obszar w okolicach stożka przejściowego).

Należy przy tym zaznaczyć, że chcąc skutecznie zwiększyć żywotność erozyjną lufy należy przedsięwziąć szeroko zakrojone działania we wszystkich wymienionych kierunkach.

## 2.2. PROCHY O OBNIŻONEJ TEMPERATURZE WYBUCHU

Jak już wspomniano obniżenie temperatury powierzchni przewodu lufy może być zrealizowane poprzez zastosowanie materiału miotającego charakteryzującego się niższą temperaturą wybuchu  $T_1$ . Jednak obniżeniu temperatury wybuchu zazwyczaj towarzyszy zmniejszenie wartości ciepła wybuchu  $Q_1$ . Zatem użycie prochu tego typu wymaga zwykle zwiększenia masy ładunku miotającego tak, aby została zachowana na niezmiennym poziomie ilość energii dostarczana podczas strzału do układu. Należy przy tym liczyć się z

koniecznością zmiany charakteru przebiegu intensywności powstawania gazów w funkcji względnej masy spalonego ładunku (np. poprzez zastosowanie prochu flegmatyzowanego lub zmianę kształtu i wymiarów ziarna prochowego) w celu zachowania dotychczasowej wartości ciśnienia maksymalnego, gdyż zwiększenie masy ładunku miotającego pociąga za sobą wzrost gęstości ładowania. Wymienione niedogodności omawianego sposobu obniżania temperatury powierzchni przewodu lufy ograniczają zakres jego zastosowania. Np. w działach dużej mocy zastosowanie "zimnych prochów" jest w wielu przypadkach wręcz niemożliwe.

W tablicy 7 zestawiono składy i właściwości przykładowych "zimnych" prochów, cytowanych w pracy [22]. Proch NACO wprowadzono w marynarce USA w latach sześćdziesiątych do dział 5 i 8 calowych w miejsce prochów M1 i M6, natomiast prochem M31A1E1 zastąpiono proch M30A1 w ładunku M203A1 do haubicy M199 kal. 155mm. W obu przypadkach uzyskano wzrost żywotności lufy o ok. 50%.

Tablica 7. Skład i właściwości przykładowych "zimnych" prochów wg [22]

Specyfikacja materiału miotającego (prochu)	M6	NACO	M30A1	M31A1E1
<b>SKŁAD w [%]</b>				
Nitroceluloza (NC)	87,00	93,75	27,90	19,93
Zawartość azotu w NC [%]	13,15	12,00	12,60	12,60
Nitrogliceryna	-	-	22,42	18,93
Azotan barowy	-	-	-	-
Azotan potasowy	-	-	-	-
Siarczan potasowy	-	1,25	-	1,00
Nitroguanidyna	-	-	47,54	53,81
Dwunitrotoluen	10,00	-	-	-
Dwubutyloftalan	3,00	-	-	4,48
Dwuetyloftalan	-	-	-	-
Dwufenyloamina	1,00	-	-	1,5
Centralit I	-	1,00	1,49	-
Grafit	-	1,00	0,10	0,10
Stearynian butylu	-	3,00	-	-
Substancje lotne	1,40	1,52	0,25	0,25
Kryolit	-	-	0,30	-
Temperatura wybuchu				
$T_1$ [K]	2570	2239	3003	2562
Siła prochu $f$ [kJ/kg]	947	834	1065	973
Średnia masa molowa [g/mol]	22,65	22,30	23,43	21,90

### 2.3. IZOLACJA TERMICZNA NAGRZEWANEJ POWIERZCHNI ŚCIANKI LUFY

Ogólnie wyróżnia się pasywną i aktywną izolację termiczną, przy czym w obu przypadkach polega ona na wytworzeniu sztucznej warstwy przyściennej.

Istotą izolacji pasywnej jest zmniejszenie wypadkowego współczynnika przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego  $\alpha_w$ . W uproszczeniu można przyjąć, że wymiana ciepła w warstwie przyściennej odbywa się na skutek przewodzenia. Zatem strumień ciepła  $q_w$  określa prawo Fouriera :

$$q_w = -\lambda \text{grad} T_w \approx \lambda \frac{T - T_s}{\delta}, \quad (24)$$

gdzie :

- $\lambda$  - współczynnik przewodzenia ciepła warstwy przyściennej;
- $T_w$  - pole temperatury w warstwie przyściennej;
- $T$  - temperatura powierzchni warstwy przyściennej przylegającej do mieszaniny gazów powybuchowych, która jest w przybliżeniu równa temperaturze tej mieszaniny;
- $T_s$  - temperatura powierzchni warstwy przyściennej przylegającej do ścianki lufy, która jest w przybliżeniu równa temperaturze ścianki;
- $\delta$  - grubość warstwy przyściennej.

Z drugiej strony strumień ciepła  $q_w$  określa prawo Newtona :

$$q_w = a_w(T - T_s). \quad (25)$$

Porównanie zależności (24) i (25) prowadzi do :

$$a_w = \frac{\lambda}{\delta}. \quad (26)$$

Tak więc wypadkowy współczynnik przejmowania ciepła w wyniku konwekcji i promieniowania cieplnego  $\alpha_w$  można zmniejszyć powiększając grubość warstwy przyściennej  $\delta$  lub pomniejszając współczynnik przewodzenia ciepła tej warstwy  $\lambda$ .

W przypadku izolacji aktywnej w warstwie przyściennej w pobliżu powierzchni stykającej się z mieszaniną gazów powybuchowych zachodzą endotermiczne reakcje chemiczne lub przemiany fazowe pochłaniające ciepło. Warstwy izolacyjne tego typu nazywane są także warstwami ablacyjnymi, zaś całość zjawisk zachodzących w warstwie określany jest mianem ablacji.

Strumień ciepła przekazywany do ścianki lufy  $q_s$  określa wówczas zależność :

$$q_s = q_g - \rho C_a u_a, \quad (27)$$

gdzie :

- $q_g$  - strumień ciepła dopływający do warstwy ablacyjnej od mieszaniny gazów powybuchowych;
- $\rho$  - gęstość warstwy ablacyjnej;
- $C_a$  - ciepło właściwe ablacji;
- $u_a$  - liniowa prędkość ablacji w kierunku normalnym do ścianki lufy.

Efektywność warstwy ablacyjnej zależy w głównej mierze od jej gęstości  $\rho$  oraz ciepła właściwego ablacji  $C_a$ , które cechuje przemiany fazowe i reakcje chemiczne charakterystyczne dla danego materiału warstwy.

Prace nad izolacją termiczną powierzchni ścianki lufy były prowadzone między innymi w Wielkiej Brytanii i USA. W pracy [38] opisano badania izolacji termicznej w dziale Mark N kal. 3 cale. Do badań używano specjalnie elaborowanej amunicji. W celu wytworzenia laminarnej warstwy izolacyjnej podczas strzału, naboje były wyposażane w

pojemniki wykonane z polichlorku winylu, które zawierały po 110g oleju silikonowego o lepkości 600St. Pojemniki te były umieszczane w łusce tuż za dnem pocisku, spełniając rolę swego rodzaju przybitki. Dzięki temu uzyskano zmniejszenie strumienia ciepła wnikaącego do ścianki lufy podczas strzału o 30%. Sygnalizowano jednak występowanie poważnych trudności podczas strzelania w przypadku, gdy w czasie transportu amunicji pojemnik ulegał uszkodzeniu i olej zwilżał ładunek miotający. W literaturze nie znaleziono doniesień o wdrożeniu tego typu izolacji termicznej.

W połowie lat pięćdziesiątych Dickenson i McLennon [43] zaproponowali użycie pianki poliuretanowej w celu wytworzenia warstwy ablacyjnej. Istotą ich propozycji było umieszczenie w przedniej części łuski, na jej wewnętrznej powierzchni, cienkiej warstwy pianki poliuretanowej. Realizowany w kolejnych latach program badań obejmował armaty czołgowe kal. 90, 105 i 120mm oraz armaty morskie kal. 6/47 i 16/55cala. Otrzymane wówczas wyniki dla armat czołgowych zebrał Ahmad [22] (patrz tablica 8).

Tablica 8. Wpływ zastosowania pianki poliuretanowej jako warstwy ablacyjnej na żywotność erozyjną luf armat czołgowych wg [22]

Kaliber armaty [mm]	Oznaczenie naboju	Typ pocisku	Ciśnienie maksymalne [MPa]	Prędkość początkowa [m/s]	Żywotność erozyjna lufy [liczba strzałów]	
					Amunicja standardowa	Amunicja z izolacją termiczną
90	M318	APT	359	914	700	1900
105	M392	APDS	379	1478	200	400
120	M358	APT	373	1067	300	700

Oczywiście w każdym przypadku korygowano warunki ładowania (gatunek prochu, masa ładunku miotającego, kształt i wymiary ziarna prochowego, itp.) tak, aby zrekompensować zmiany gęstości ładowania spowodowane umieszczeniem pianki w komorze ładunkowej. We wszystkich przypadkach ujawniono bardzo duży wpływ na żywotność erozyjną lufy początkowego położenia warstwy pianki we wnętrzu łuski. Ponadto badania prowadzone w Kanadzie w doświadczalnej armacie dużej mocy ujawniły, że przy dużych wartościach ciśnienia maksymalnego i prędkości początkowej, wynoszących odpowiednio 520MPa i 2688m/s, zastosowanie pianki poliuretanowej nie miało praktycznie żadnego wpływu na żywotność lufy. Należy przypuszczać, że było to spowodowane szczególnie dużymi prędkościami przepływu mieszaniny gazów powybuchowych wzdłuż przewodu lufy.

Na szczególną uwagę zasługuje opatentowana przez Ek'a i Jacobson'a [44] w latach sześćdziesiątych warstwa ablacyjna, która była zbudowana w postaci wkładki umieszczanej na powierzchni łuski w pobliżu dna pocisku, która była wykonana ze sztucznego jedwabiu nasączonego mieszaniną dwutlenku tytanu  $TiO_2$  (46%), wosku (53,5%) i dacronu (5%) jako lepiszcza. Do rozpuszczenia podanej mieszaniny wynalazcy używali alkoholu stearylowego, którego zawartość w tak sporządzonej wkładce wynosiła ok.1%. Ek i Jacobson proponowali także wzbogacenie swojej mieszaniny ablacyjnej o  $WO_3$ .

Szeroko zakrojony program badań z zastosowaniem naboju zaopatrzonych w warstwę ablacyjną  $TiO_2$ /wosk przyniósł nad wyraz dobre wyniki. Zebrane przez Ahmad'a [22] wyniki zawiera tablica 9.

Tablica 9. Wpływ zastosowania warstwy ablacyjnej  $TiO_2$ /wosk na żywotność erozyjną luf wg [22]

Kaliber armaty [mm]	Oznaczenie naboju	Typ pocisku	Ciśnienie maksymalne [MPa]	Prędkość początkowa [m/s]	Masa wkładki ablacyjnej [g]	Żywotność erozyjna lufy [liczba strzałów]	
						Amunicja standardowa	Amunicja z izolacją termiczną
90	M431	HEAT-T	366	1204	113	240	2100
90	M353	TP-T	359	914	170	700	2100
105	M456	HEAT-T	400	1173	128	125	1000
105	M392	APDS-T	379	1478	227	100	10000 <sup>1)</sup>
120	M469	HEAT-T	283	1143	482	350	1750
175	M65			914		375	1200
155 (hb)	XM119	M30			369	700	2100

1) Wartość ekstrapolowana na podstawie zwiększenia średnicy przewodu lufy/strzał.

Niestety w wielu przypadkach zastosowanie warstwy ablacyjnej  $TiO_2$ /wosk nie dało oczekiwanych wyników. Przykładem tego są dalekonośne haubice : XM204 kal. 105mm, XM185 kal. 155mm i XM201 kal. 8cali oraz armata czołgowa M68 kal. 105mm strzelająca pociskiem typu APDS. W wymienionych przypadkach osiąganemu wzrostowi żywotności erozyjnej lufy towarzyszył zwiększony rozrzut balistyczny, którego parametry nie spełniały wymagań taktyczno-technicznych. Wydaje się, że główną przyczyną tego mogło być niedostateczne poznanie charakteru przepływów mieszaniny gazów powybuchowych i niespalonej części ładunku miotającego, występujących podczas strzału w tych działach.

Prace nad izolacją termiczną powierzchni przewodu lufy są nadal kontynuowane i koncentrują się w dwóch kierunkach, tj. modyfikacji składu masy ablacyjnej i programowania charakteru przepływu mieszaniny gazów powybuchowych i niespalonej części ładunku miotającego w przestrzeni zapociskowej w taki sposób, aby wytwarzana była ciągła przysięcienna warstwa ablacyjna. W wyniku tych badań ustalono np., że uwodniony krzemian magnezu ( $3MgO \cdot 4SiO_2 \cdot H_2O$ ), o cieple właściwym ablacji równym ok. 1260J/g, jest bardziej efektywny niż dwutlenek tytanu  $TiO_2$ , którego ciepło właściwe ablacji wynosi jedynie ok. 810J/g. Należy zatem przewidywać, że ablacyjne warstwy izolacji termicznej znajdą coraz szersze zastosowanie praktyczne.

#### 2.4. POPRAWA WSPÓŁPRACY PIERŚCIENIA WIODĄCEGO Z POWIERZCHNIĄ PRZEWODU LUFY

Jak już wspomniano we wstępie poprawa współpracy pierścienia wiodącego pocisku z powierzchnią przewodu lufy przyczynia się do zwiększenia żywotności erozyjnej lufy. W tym miejscu należy przypomnieć, że głównymi zadaniami pierścienia wiodącego są uszczelnienie układu lufa - pocisk oraz nadanie pociskowi ruchu obrotowego w przypadku broni gwintowanej. Wiadomo także, że najbardziej niekorzystne warunki współpracy pierścienia wiodącego z powierzchnią przewodu lufy występują podczas przetłaczania go przez stożek przejściowy.

Dotychczas prowadzone prace koncentrowały się głównie w kierunku zmniejszenia naprężeń powstających na skutek przetłaczania pocisku przez stożek przejściowy poprzez odpowiednie ukształtowanie pierścienia wiodącego i zarysu gwintu oraz dobór materiału na



pierścień wiodący, który charakteryzowałby się odpowiednią wytrzymałością i plastycznością oraz był obojętny chemicznie w stosunku do materiału lufy. Wprowadzono także gwint o zmiennym skoku. Zauważono bowiem, że naciski na boczne powierzchnie bruzd są wprost proporcjonalne do ciśnienia wywieranego przez gazy powybuchowe na dno pocisku i odwrotnie proporcjonalne do skoku gwintu. Zatem logika nakazywała, aby w początkowej fazie ruchu pocisku, gdy ciśnienie osiąga największe wartości, skok gwintu był również duży i malał do wymaganej warunkiem stabilizacji początkowej wartości u wylotu lufy.

Pierwsze godne uwagi wyniki uzyskano w latach 1940-1945 wprowadzając pociski wstępnie gwintowane lub pociski z wstępnie gwintowanym pierścieniem wiodącym. Istotną wadą tego rozwiązania jest konieczność jednoznacznego zorientowania położenia pocisku względem gwintu lufy podczas ładowania broni.

Kolejnym osiągnięciem było szerokie zastosowanie przez Niemców spieków żelaza na pierścienie wiodące w okresie II Wojny Światowej, Wprowadzono było to podyktowane głównie niedoborami miedzi, lecz niejako przy okazji, ujawniono korzystny wpływ tego rozwiązania na żywotność erozyjną luf. Pierścień ze spieków żelaza ograniczał zużycie lufy w obszarze stożka przejściowego, natomiast powiększał w dalszej części lufy. W sumie jednak uznano, że korzyści płynące ze stosowania pierścieni wiodących ze spieków żelaza przewyższają wady i prace wdrożeniowe w tym kierunku prowadzono także w Wielkiej Brytani, Kanadzie i USA.

Pierwsze propozycje zastosowania tworzyw sztucznych na pierścienie wiodące pojawiły się już w okresie I Wojny Światowej. Jednak realizacja tej koncepcji nastąpiła dopiero w połowie lat pięćdziesiątych, gdy Butler [45] na zlecenie Marynarki Wojennej USA, po raz pierwszy użył nylonu w amunicji do działka kal. 20mm, charakteryzującego się prędkością początkową pocisku 1042m/s. Prace te były kontynuowane w DeBell and Richardson Inc. oraz Philco Ford. Pierścienie wiodące z nylonu wykonywane są zazwyczaj technologią formowania wtryskowego, a następnie spajane ze skorupą pocisku za pomocą ogrzewania indukcyjnego. Przykładowe właściwości nylonu stosowanego przez firmę Philco Ford podano w tablicy 10.

Tablica 10. Właściwości nylonu 6/12 stosowanego na pierścienie wiodące przez firmę Philco Ford wg [22]

Wielkość		Wartość
<u>Właściwości mechaniczne</u>		
Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$	[MPa]	60,7
Wytrzymałość na ścinanie $R_t$	[MPa]	59,3
<u>Właściwości fizyczne</u>		
Temperatura topnienia	[°C]	od 208 do 216
Współczynnik rozszerzalności liniowej	[K <sup>-1</sup> ]	$9 \times 10^{-5}$

Jak się przypuszcza na polepszenie warunków współpracy tworzyw sztucznych z powierzchnią przewodu lufy, w stosunku do miedzi, mają wpływ następujące czynniki :

- zmniejszenie naprężeń w ściance lufy, powstających w wyniku przetłaczania pierścienia wiodącego przez stożek przejściowy;
- relatywnie niska temperatura mięknienia powoduje powstawanie cienkiej warstwy smarującej i polepsza uszczelnienie układu lufa - pocisk;
- zmiękczony materiał pierścienia rozkładając się pod wpływem wysokiej temperatury spełnia rolę ablastycznej warstwy izolującej termicznie powierzchnię przewodu lufy;

- w przypadku luf chromowanych, zmiękczonego materiał pierścienia wnika w mikropęknięcia i tym samym zabezpiecza materiał lufy przed bezpośrednim kontaktem z chemicznie aktywnymi składnikami mieszaniny gazów powybuchowych

Należy przy tym dodać, że w przypadku luf gwintowanych, szczególnie dla dużych kalibrów, pełne wykorzystanie zalet pierścieni wiodących wykonanych z tworzyw sztucznych wymaga optymalizacji kształtu zarysu gwintu pod kątem minimalizacji naprężeń występujących w pierścieniu. Prace teoretyczno-doświadczalne nad tym zagadnieniem prowadzili między innymi Healy i Haas [46]. Wykonana przez nich analiza rozkładu naprężeń w pierścieniu wiodącym metodą elementów skończonych doprowadziła do opracowania nowego zarysu gwintu, który był zbliżony do zarysu niesymetrycznego gwintu trapezowego. Wyższość tego rozwiązania nad rozwiązaniem klasycznym potwierdziły wyniki badań doświadczalnych, otrzymane podczas strzelań z armaty kal. 20mm pociskami M-56 HE1, które były zaopatrzone w plastikowe pierścienie wiodące.

## **2.5. MATERIAŁY O PODWYŻSZONEJ ODPORNOŚCI NA EROZYJNE ZUŻYCIE, WKŁADKI I POKRYCIA OCHRONNE**

Jak dotąd stal lufowa jest najbardziej rozpowszechnionym materiałem stosowanym do wyrobu luf broni palnej. Właściwości obecnie używanych stali lufowych omówiono na przykładzie amerykańskiej stali 4340 w punkcie 1.3. Rozwój artylerii lufowej przyczynił się do dramatycznego obniżenia żywotności erozyjnej luf. Problem ten występuje ze szczególną ostrością w armatach czołgowych, których żywotność erozyjna lufy obniżyła się do ok. 100 strzałów podczas strzelania pociskami podkalibrowymi. Drugim typem dział narażonych na bardzo intensywne zużycie erozyjne lufy są małokalibrowe automatyczne armaty przeciwlotnicze, gdyż jedna seria z takiej armaty obejmuje od kilku do kilkudziesięciu wystrzałów i stosunkowo szybko ulega wyczerpaniu rezerw eksploatacyjny lufy.

Problem erozji luf przyczynił się zatem do podjęcia prac mających na celu opracowanie nowych materiałów i nowych technologii wytwarzania luf, w tym pokrywania powierzchni przewodu lufy warstwami ochronnymi (np. chromowanie) i wykonywania luf zaopatrzonych w cienkościenne wkładki ochronne. Badania te pozwoliły także określić wymagania stawiane materiałom przeznaczonym na lufy, cienkościenne wkładki ochronne i powłoki ochronne, które zestawiono w tablicy 11 wg danych zawartych w pracy [22]. Poza wymienionymi w tablicy 11 wymaganiami, istotnymi czynnikami decydującymi o możliwości zastosowania w praktyce danego materiału są : dostępność surowców, łatwość i ekologiczna technologia oraz niska cena.

Warto w tym miejscu dodać, że w ramach tych prac opracowano szereg ekwiwalentnych metod badania odporności materiału na erozję, dzięki czemu obniżono koszty badań poprzez ograniczenie liczby strzelań (patrz np. praca [10]).

Najwcześniej opracowanym materiałem (lata 1940-1945) o podwyższonej odporności na erozyjne zużycie był Stellite 21, który jest stopem kobaltu, chromu i wolframu. Stop ten charakteryzuje się bardzo wysoką twardością, którą zachowuje nawet po podgrzaniu do temperatury 900°C. Niestety jego kruchość sprawia, że może być używany jedynie na wkładki ochronne, zaś niska temperatura topnienia (1280°C) dodatkowo ogranicza jego zastosowanie tylko łącznie z prochami o temperaturze wybuchu nie przekraczającej 2800°C. W chwili obecnej Stellite 21 nie ma większego znaczenia praktycznego z uwagi na pojawienie się materiałów, w tym także stellite'ów, o lepszych właściwościach.

Tablica 11. Wymagania stawiane materiałom przeznaczonym na lufy, cienkościenne wkładki ochronne i powłoki ochronne wg [22]

Wielkość	Przeznaczenie materiału		
	Lufa lub płaszcz w przypadku lufy wielowarstwowej	Wkładka ochronna	Powłoka ochronna
Temperatura topnienia	wysoka > 1500°C	wysoka > 1500°C	wysoka > 1500°C
Granica plastyczności w podwyższonych temperaturach	wysoka	wysoka	wysoka
Moduł sprężystości	duży	porównywalny z modułem materiału użytego na lufę lub płaszcz (preferowany jest mniejszy lub równy)	porównywalny z modułem materiału użytego na lufę lub płaszcz (preferowany jest mniejszy lub równy)
Odporność na kruche pękanie	wysoka	wysoka	wysoka
Twardość w podwyższonych temperaturach	wysoka	wysoka	wysoka
Obojętność chemiczna na oddziaływanie mieszaniny gazów powybuchowych	wysoka	wysoka	wysoka
Współczynnik rozszerzalności liniowej	mały	porównywalny ze współczynnikiem materiału użytego na lufę lub płaszcz	porównywalny ze współczynnikiem materiału użytego na lufę lub płaszcz
Współczynnik przewodzenia ciepła	duży	mały	mały
Ciepło właściwe	duże	małe	małe
Obojętność chemiczna na oddziaływanie materiału pierścienia wodącego	wysoka	wysoka	wysoka
Występowanie przemian fazowych	brak	brak	brak

Chrom jest kolejnym znakomitym erozjoodpornym materiałem, ze względu na wysoką temperaturę topnienia wynoszącą 1800°C. Niestety jest materiałem bardzo kruchym w podwyższonych temperaturach - z tego też względu używany jest powszechnie jako ochronna powłoka galwaniczna. Powłoka taka charakteryzuje się znaczną odpornością na erozję, jednak powstające w niej z upływem czasu mikropełnięcia i łuszczenie się prowadzą do erozji materiału podłoża. Problem ten narasta w przypadku, gdy warstwa chromu jest zbyt cienka lub materiał podłoża jest zbyt miękki. Wówczas, wczesnie pojawiająca się siatka pęknięć w okolicach stożka przejściowego może doprowadzić do przyspieszonego zużycia erozyjnego lufy. Żywotność erozyjna takiej lufy może być nawet mniejsza od żywotności lufy niechromowanej. Przeciwdziała się temu poprzez azotowanie stali przed chromowaniem i nakładanie warstwy chromu o grubości od 5 do 10 μm.

Wraz z zakończeniem II Wojny Światowej zakończono wiele programów badawczych mających na celu opracowanie nowych materiałów erozjoodpornych. Przyczynił się do tego z jednej strony brak zapotrzebowania na sprzęt uzbrojenia, zaś z drugiej strony wprowadzenie ablacyjnej izolacji termicznej ( $\text{TiO}_2/\text{wosk}$ ), która w istotny sposób ograniczyła problem erozyjnego zużycia luf. Dopiero w latach sześćdziesiątych i siedemdziesiątych obserwuje się powrót do tej problematyki. W okresie tym opracowano wiele stali wysokowytrzymałych i erozjoodpornych na bazie kobaltu, niklu, wolframu, tantal, molibdenu i niobu, jak np. :

- a) H10, H11 - stale stopowe narzędziowe do pracy na gorąco;
- b) HS21, TZM, Nimonic90 - stale żarowytrzymałe;
- c) Ta-10W, Ta-12W-1.0Re-0.25 C (ASTAR 1211) - stale żaroodporne;
- d) Vascomax 250, Pyromet X-15 - stale typu maraging.

Stale te znalazły także szerokie zastosowanie cywilne. Spośród wymienionych stopów na szczególną uwagę zasługują stale maraging, których niektóre gatunki jak np. Pyromet X-15 są jednocześnie żaroodporne i żarowytrzymałe. W tablicach 12, 13 i 14 zestawiono skład oraz właściwości mechaniczne i fizyczne stali maraging wg [47 i 48].

Tablica 12. Skład chemiczny różnych grup stali maraging (% wag.) wg [47 i 48]

Grupa stali	Przykład gatunku stali	C <sub>max</sub>	Ni	Co	Mo	Ti	Inne
Typ 200	N18K8M3T	0,03	17-19	8-9	3-3,5	0,15-0,25	Al 0,05-0,15
Typ 250	N18K8M5T	0,03	9-19	7-8,5	4,6-5,2	0,3-0,5	Al 0,1-0,9 Nb 0,4 Cu do 2
Typ 300	N18K12M5T2J	0,03	8-19	8,5-15	4,6-18	0,5-0,8	Al 0,2
Typ 350		0,01	18	12,5	4	1,7	Al 0,15
Typ 400		0,01	13	15,5	10	0,2	
Typ 500		0,03	8	18	14	0,2	Al 0,2 Nb 0,5

Tablica 13. Właściwości mechaniczne stali maraging po starzeniu wg [47 i 48]

Grupa stali	R <sub>0,2</sub> [GPa]	R <sub>m</sub> [GPa]	E [GPa]	A [%]	Z [%]	HRC	KV [kJ/m <sup>2</sup> ]
Typ 200	1,45	1,46	180	15	45	45	660
Typ 250	1,73	1,76	186	12	46	50	350
Typ 300	1,96	1,99	190	10	45	54	240
Typ 350	2,47	2,50	192	8	40	59	120
Typ 400	2,68	2,72	207	5	25	62	200

W tym miejscu należy dodać, że prace rozwojowe nad nowymi materiałami erozjoodpornymi obejmowały nie tylko opracowanie ich składu chemicznego, lecz także opracowanie technologii ich wytopu i obróbki cieplnej oraz technologii wytwarzania luf. Zapewnienie wysokich i jednorodnych właściwości wymienionych stali wymaga zazwyczaj utrzymania jednorodnego składu chemicznego, mieszczącego się przy tym w bardzo wąskich granicach tolerancji, odgazowania oraz obniżenia stężenia zanieczyszczeń do poziomu śladowego. Zatem stosowanie wytopu próżniowego i obróbki cieplnej w atmosferze ochronnej lub w próżni nie należy do rzadkości. Wysoka cena tych materiałów sprawia, że są

one przeważnie stosowane na cienkościenne wkładki ochronne. Dlatego też często stosowana jest w produkcji luf technologia jednoczesnego wyciskania płaszczu ze stali lufowej i wkładki z materiału erozjoodpornego lub nanoszenia powłoki ochronnej metodą napawania plazmowego, czy platerowania.

Tablica 14. Właściwości fizyczne stali maraging typu 250 po starzeniu wg [47]

Właściwość	Jednostka	Wartość	Uwagi
Gęstość	kg/m <sup>3</sup>	8000	
Moduł Coulomba	GPa	71,4	
Współczynnik rozszerzalności liniowej	K <sup>-1</sup>	10,2 x 10 <sup>-6</sup>	W zakresie temperatur od 25 do 425°C
Współczynnik przewodzenia ciepła	W/m/K	25,3 - 30,8	
Ciepło właściwe	J/kg/K	289 - 1415	

Prace nad materiałami erozjoodpornymi obejmowały także badania materiałów takich, jak : cermetale, materiały ceramiczne zawierające głównie Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> i/lub Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> oraz materiały ceramiczno-węglkowe zawierające obok Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> i/lub Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> także węgliki metali przejściowych (patrz np. prace [49, 50 i 51]). Wymienione materiały charakteryzują się bardzo dobrą erozjoodpornością i niską ceną. Są natomiast bardzo kruche, co ogranicza ich zastosowanie tylko na wkładki ochronne, które muszą być przy tym tak zamontowane w lufie, aby wytwarzany w nich rozkład naprężeń zawsze odpowiadał stanowi wszechstronnego ściskania.

Niejako osobną grupę stanowią materiały przeznaczone jedynie na powłoki ochronne. O przydatności tego typu materiału decydują głównie dwa czynniki, a mianowicie jego temperatura topnienia, która powinna być wyższa od 1500°C oraz moduł sprężystości, którego wartość powinna być zbliżona lub mniejsza do modułu sprężystości podłoża, którym jest zazwyczaj stal lufowa. W tablicy 15 zestawiono właściwości wybranych materiałów, które są aktualnie stosowane lub badano ich możliwość zastosowania na powłoki ochronne. Dla porównania w tablicy 15 zamieszczono także przeciętne wartości stosownych wielkości dla stali lufowej.

Tablica 15. Właściwości wybranych materiałów, które charakteryzują się wysoką temperaturą topnienia

Materiał	Temperatura topnienia [°C]	Moduł sprężystości [GPa]
Ceramika i węgliki	ponad 2000	ponad 380
Wolfram	3380	380
Molibden	2600	310
Chrom	1800	248 - 290
Stal lufowa	1450	200
Tantal	3000	186
Niob	2468	122

W materiałach, charakteryzujących się większymi wartościami modułu sprężystości, niż materiał podłoża, występują podczas strzału dużo wyższe naprężenia niż w stali lufowej, która zazwyczaj stanowi podłoże. Wielkość tych naprężeń zależy także od grubości warstwy

pokrycia. Niestety w przypadku wolframu i molibdenu nie udało się dotychczas opracować powłok odpornych na pękanie podczas strzału. W przypadku molibdenu dodatkowymi trudnościami są : zapewnienie izotropowych właściwości powłoki, gdy jest ona nakładana technologią platerowania oraz duża różnica pomiędzy współczynnikami rozszerzalności liniowej molibdenu i stali. Z tej grupy materiałów obecnie jedynie chrom ma znaczenie praktyczne, dzięki temu, że występujące w galwanicznej powłoce chromu mikropełnięcia i wtrącenia obniżają moduł sprężystości tak, że jego wartość jest zbliżona do modułu sprężystości stali lufowej.

Materiały, charakteryzujące się mniejszymi wartościami modułu sprężystości, niż materiał podłoża takie, jak niob, tantal i stopy tantalu, są w mniejszym stopniu erozjoodporne niż uprzednio omówione materiały, ze względu na ich niższą temperaturę topnienia. Jednak mniejsze wartości modułów sprężystości tych materiałów wpływają korzystnie na rozkład naprężeń w powłoce ochronnej, dzięki czemu utrudnione jest powstawanie mikropełnień w powłoce. Tym samym materiały te traktowane są jako perspektywiczny kierunek rozwoju powłok ochronnych.

## **2.6. PROGNOZOWANIE ZUŻYCIA EROZYJNEGO LUFY**

Żywotność lufy odgrywa bardzo istotną rolę ze względów taktycznych, logistycznych i ekonomicznych. Można powiedzieć, że koszt wykonania lufy rozkłada się na ilość strzałów, która może być oddana w czasie rezerwu eksploatacyjnego lufy. Zatem szybkie zużycie lufy powiększa koszt każdego strzału. Ponadto w miarę zużywania się lufy zwiększa się rozrzut balistyczny, a co za tym idzie zmniejsza celność broni. W konsekwencji tego wykonanie określonego zadania bojowego wymaga wystrzelenia większej liczby pocisków. Zwiększa się zatem zapotrzebowanie na amunicję, którą trzeba wyprodukować i dostarczyć na stanowisko ogniowe. Zużyta lufę należy wymienić, co nie zawsze jest możliwe w warunkach polowych. Toteż szybkie zużywanie się luf zwiększa zadania służb remontowych i zaopatrzenia.

Nic więc dziwnego, że zagadnieniu zużycia luf poświęcali od dawna wiele uwagi zarówno konstruktorzy broni, jak też wojskowi. Wieloletnie doświadczenia dowiodły, że o żywotności lufy decyduje w przeważającej liczbie przypadków praktycznych jej żywotność erozyjna. Uznano zatem, że umiejętność prognozowania zużycia erozyjnego lufy, a co za tym idzie i jej żywotności erozyjnej, będzie przydatna z jednej strony do oceny aktualnego stanu zużycia lufy i stosownego korygowania procesu wycelowania działa, zaś z drugiej strony do określania jej rezerwu eksploatacyjnego. Wobec tego, badania omawianego zagadnienia mają na celu głównie :

1. Ustalenie pewnych norm zużycia lufy, które na podstawie wyników pomiarów określonych wielkości fizycznych pozwalają określić stan zużycia lufy i skorelować te normy ze średnimi wartościami prędkości początkowej pocisku oraz odchyleniami prawdopodobnymi charakteryzującymi rozrzut balistyczny. Pierwsza z wymienionych zależności pozwala wprowadzać poprawki na zużycie lufy podczas procesu wycelowania działa, natomiast druga skorygować zapotrzebowanie na amunicję niezbędną do wykonania poszczególnych zadań bojowych.
2. Opracowanie ogólnej zależności pozwalającej z zadaną dokładnością obliczyć żywotność erozyjną lufy projektowanego działa, na podstawie charakterystyk technicznych działa i naboju.

Niestety do chwili obecnej nie opracowano ogólnego modelu matematycznego, który opisywałby proces erozji z zadawalającą zgodnością pragmatyczną. Wydaje się, że głównym powodem tego jest różnorodność i złożoność zjawisk fizycznych i chemicznych będących przyczyną erozji oraz duża liczba czynników mających wpływ na jej przebieg. Z tego też względu osiągnięcie wymienionych celów w każdym przypadku wymaga wykonania indywidualnej analizy teoretyczno-doświadczalnej procesów zachodzących podczas strzału. Na tej podstawie opracowuje się dopiero poszukiwane zależności, przy czym zazwyczaj są to wzory empiryczne, które nie wynikają z ogólnych praw fizyki i chemii.

Jako wskaźnik zużycia lufy przyjmuje się zazwyczaj zmiany wymiarów jej przewodu. W tym celu w fazie przedprodukcyjnej (badania partii modelowej), podczas badań poligonowych określa się np. związki pomiędzy wzrostem średnic przewodu lufy, które są mierzone w określonych odległościach od przekroju wlotowego lufy, a średnią prędkością początkową pocisku sprowadzoną do warunków tabelarycznych i parametrami charakteryzującymi rozrzut balistyczny. Pomiary średnic prowadzi się w obszarach najbardziej narażonych na zużycie erozyjne, tj. w okolicy stożka przejściowego i wylotu lufy. W przypadku luf gwintowanych średnice mierzy się zarówno na polach, jak i na bruzdach. Obserwowany przyrost średnic grupuje się i każdej grupie przypisuje normę zużycia lufy oraz stosowną poprawkę na prędkość początkową. Podczas tych badań określa się także resurs eksploatacyjny lufy, któremu odpowiada pewien graniczny wzrost mierzonych średnic. Resurs eksploatacyjny najczęściej jest limitowany spadkiem o 10% prędkości początkowej, sprowadzonej do warunków tabelarycznych. W okresie poprodukcyjnym (eksploatacji) działa, tak opracowane poprawki, są wprowadzane do systemu kierowania ogniem podczas okresowego przeglądu lub zapisywane w protokole, gdy działło nie posiada swojego systemu kierowania ogniem. Natomiast w przypadku ujawnienia podczas przeglądu, że wzrost średnic osiągnął swą graniczną wartość, lufa jest wycofywana z dalszej eksploatacji.

W tym miejscu warto wspomnieć, że w literaturze można znaleźć empiryczne wzory przeznaczone do obliczania żywotności erozyjnej luf. Wzory te w chwili obecnej nie mają jednak większego znaczenia praktycznego i mogą być wykorzystywane jedynie do obliczeń szacunkowych. Wynika to z faktu, że wzory te opracowano na podstawie badań konkretnych typów dział, wykonanych z dostępnych wówczas gatunków stali lufowych, strzelając przy tym nabojami zaopatrzonymi zazwyczaj w ładunek miotający wykonany z prochu nitrocelulozowego oraz pocisk z miedzianym pierścieniem wiodącym. Zatem błędem jest uogólnianie tych wzorów dla współczesnych stali lufowych i współczesnych nabojów, które często wyposażone są w ładunek miotający wykonany na bazie innego prochu niż nitrocelulozowy, ablacyjną izolację termiczną oraz pociski z pierścieniem wiodącym z tworzywa sztucznego. Kilka takich wzorów przytacza Stetkiewicz w pracy [52] (wzory Justrowa, Delage'a, Limtess'a i Artyleryjskiego Instytutu Naukowo-Badawczego, który był zalecany przez Łarmana). W pracach [53 i 54] można znaleźć wzór Słuchockiego, który określa liczbę strzałów  $N$  oddawanych ogniem pojedynczym, ograniczającą resurs eksploatacyjny lufy :

$$N = k_1 k_2 k_3 \rho \frac{D_0^2 - d^2}{\exp(0,0022 \rho_0 \frac{d}{\xi} 10^{-3} + 0,002 t_1)} \frac{\Lambda_w + 1}{\omega v_w^2 \left[ \Lambda_w \left( \frac{v_1}{v_w} \right)^2 + \left( \frac{v_2}{v_w} \right)^2 \right]}, \quad (28)$$

gdzie :

$k_1, k_2, k_3$  - współczynniki zależne odpowiednio od : kalibru działła, pochylenia linii śrubowej gwintu i głębokości bruzd ( $k_1$  wg tablicy w pracy [53] str. 490, natomiast  $k_2$  i  $k_3$  są równe zazwyczaj 1);

$\rho$  - udarność materiału lufy [ $\text{kGs}^2/\text{m}^4$ ];

$D_0$  - największa średnica pierścienia wiodącego [mm];

$d$  - kaliber działła [mm];

$p_0$  - ciśnienie, przy którym rusza pocisk (ciśnienie wcięcia) [kG/cm<sup>2</sup>];  
 $\varepsilon$  - grubość warstwy powierzchniowej przewodu lufy (wg Słuchockiego  $d/\varepsilon 10^{-3}$  wynosi przeciętnie 1,28 dla broni artyleryjskiej i 1,40 dla broni strzeleckiej);  
 $t_1$  - temperatura wybuchu prochu [°C],  $t_1 = T_1 - 273$ ;  
 $\Lambda_w$  - liczba objętości rozprężania gazów, tj. stosunek objętości części wodącej (gwintowanej) lufy  $W_w$  do objętości komory ładunkowej  $W_0$ ;  
 $\omega$  - ciężar ładunku miotającego [kG];  
 $v_w$  - prędkość początkowa pocisku [m/s];  
 $v_1$  - średnia prędkość gazów na odcinku stożka przejściowego komory w okresie ruchu pocisku w lufie [m/s];  
 $v_2$  - średnia prędkość gazów na odcinku stożka przejściowego komory w okresie powylotowego działania gazów [m/s].

Składnik  $(v_2/v_w)^2$  występujący we wzorze (28) jest zazwyczaj pomijany w obliczeniach, zaś stosunek  $v_1/v_w$  należy dobierać z tablicy 15 znajdującej się w pracy [53] na str. 490.

Ponadto w pracach [54 i 55] podano wzór pozwalający w pierwszym przybliżeniu oszacować liczbę strzałów  $N$  :

$$N = \frac{K_T}{C_q^x v_0^y d^z}, \quad (29)$$

gdzie :

$K_T$  - współczynnik zależny od ciepła wybuchu prochu  $Q_1$  i mechanicznych właściwości materiału lufy;

$x, y, z$  - współczynniki empiryczne, które przeciętnie są równe :  $x=3$ ;  $y=4,5$  i  $z=2,5$ .

Wzór ten autorzy proponują wykorzystywać do obliczeń porównawczych. Np. jeżeli znana jest liczba  $N=N_A$  dla działa  $A$ , charakteryzującego się takimi samymi właściwościami prochu i materiału lufy oraz takim samym współczynnikiem  $C_q$ , jak działło  $B$ , to liczba  $N$  dla działa  $B$  będzie wówczas równa :

$$N_B = N_A \left( \frac{d_A}{d_B} \right)^{2,5} \left( \frac{v_{0A}}{v_{0B}} \right)^{4,5}. \quad (30)$$

Podane wzory ilustrują złożoność problemu prognozowania erozyjnego zużycia luf i potwierdzają konieczność prowadzenia prac doświadczalnych w celu określenia zależności, które będą z wymaganą dokładnością określać żywotność erozyjną lufy.

## 2.7. PODSUMOWANIE

Podsumowując rozważania dotyczące sposobów zmniejszania prędkości erozyjnego zużycia lufy wydaje się, że dalszy rozwój w tej dziedzinie będzie przebiegał w kierunku wytwarzania luf o złożonej konstrukcji, które będą wykonywane z wysokowytrzymałych stali, przy czym przewód lufy będzie chroniony przed erozją w swej części wlotowej (najbardziej narażonej na erozję) wkładką ochronną, zaś w części wylotowej powłoką ochronną. Należy przypuszczać przy tym, że perspektywnym kierunkiem rozwoju wkładek i powłok ochronnych będą materiały ceramiczne i ceramiczno-węglkowe.

Jednocześnie naboje będą wyposażane w elementy zapewniające wytworzenie izolacji termicznej powierzchni przewodu lufy (np. warstwy ablacyjnej  $TiO_2$ /wosk), zaś pierścień wodzący pocisku będzie wykonany z tworzywa sztucznego i tak ukształtowany, aby była zapewniona jak najlepsza jego współpraca z powierzchnią przewodu lufy, w tym także szczelność układu lufa - pocisk.



Dzięki takiemu rozwiązaniu problemu erozyjnego zużycia luf będą mogły być wprowadzone nowe wysokoenergetyczne materiały miotające, których temperatury wybuchu sięgają 4000°C (np. ciekłe materiały miotające), a co za tym idzie będzie mogła być zwiększona efektywność bojowa dział.

Odrebnym problemem, który pojawi się w dalszej perspektywie, będzie erozja luf lub przewodnic dział, wykorzystujących do miotania pocisku nowe technologie, jak np. działa elektrotermiczne, działa elektromagnetyczne itp. W tym przypadku będą musiały być podjęte na wstępie prace mające na celu poznanie zjawisk powodujących erozję (np. oddziaływanie wysokotemperaturowej plazmy na materiał lufy lub przewodnicy) i zbadanie wpływu poszczególnych czynników na prędkość erozji. Dopiero po ujawnieniu mechanizmów erozji i czynników decydujących o jej przebiegu, będzie można poszukiwać sposobów skutecznego zwiększania żywotności erozyjnej luf i przewodnic takich dział.

Dla zilustrowania skali problemu erozji luf w tablicy 16 zestawiono przykładowe dane dla wybranych dział.

Tablica 16. Niektóre dane charakteryzujące zjawisko erozji luf dla wybranych dział wg [22]

Działo	$\Delta D/L^1$ [mm]	$N_e^{2)}$ [liczba strzałów]	$N_z^{3)}$ [liczba strzałów]	$v_0$ [m/s]	Gatunek prochu	Typ pocisku	$T_1^{4)}$ [K]	$p_m^{5)}$ [MPa]
40mm M1	1,32 350	12000	12000	875	M1(AP-T)	M91(A1)	2433	348
76mm M32 armata czołgowa	2,54 629	350	-	975	M30	TP-T M340	3040	360
90mm M41 armata czołgowa <sup>6)</sup>	5,00 641	700 240	3000 -	914 1204	M17(TP-T) M30	M353 HEAT-T M431A1	2974 3040	394 361
105mm M68 armata czołgowa	1,90 641	100 400 125 1000	1000 1000 1000 1000	1478 1478 1173 1173	M30 M30 <sup>7)</sup> M30 M30 <sup>8)</sup>	APDS-T APDS-T M392-A2 HEAT-T M456 HEAT-T M456	3040 3040 3040 3040	404 404 402 410
105mm M137E1 haubica	1,78 406	20000 <sup>9)</sup>	5000	494	M1	HE, M1	2433	253
120mm M58	1,90	250	-	1067	M17	APT(M358)	3017	373
155mm M126E1 haubica	2,03 762	30000 <sup>9)</sup>	7500	561	M1	HE, M1	2433	251
155mm SP M185 haubica	2,54 762	3350	5000	684	M30(Z7)	M107	2470	221
155mm TW M199	2,54 762	2700	10000	684	M31A1E1(Z8)	M549A1	2700	406
175mm M113	5,08 1638	400	-	914	M6	HE, M437	2583	326
175mm M113E1	5,08 1638	1200	2350	914	M6 <sup>8)</sup>	HE, M437	2583	326
8" SP M201 haubica	3,43 1346	10000 <sup>9)</sup>	7500	762	M31A1	M106	2700	273

1) Przyrost średnicy przewodu lufy mierzony w odległości L od przekroju wlotowego. 2) Liczba strzałów powodująca zużycie erozyjne lufy. 3) Liczba strzałów powodująca zużycie lufy na skutek zmęczenia materiału. 4) Temperatura wybuchu. 5) Ciśnienie maksymalne. 6) Lufa chromowana. 7) Izolacja termiczna za pomocą poliuretanu. 8) Izolacja termiczna za pomocą TiO<sub>2</sub>/wosk. 9) Wartość ekstrapolowana na podstawie erozyjnego przypadającego na jeden strzał (zużycie lufy nastąpiło na skutek zmęczenia materiału).

### 3. WYTRZYMAŁOŚĆ I ŻYWOTNOŚĆ LUF

#### 3.1. PRZEGLĄD KONSTRUKCJI LUF

Z punktu widzenia konstrukcji, przyjęło się dzielić lufy na następujące główne typy (patrz np. prace [52, 54, 55 i 56]) :

- a) jednolite, nazywane także monolitycznymi lub monoblokowymi;
- b) złożone, w tym także wzmocnione nawojem taśmy lub drutu;
- c) koszulkowane (z wymienną wkładką);
- d) jednolite samowzmocnione, nazywane także przepięzanymi.

Na rys. 4 przedstawiono typowe rozwiązania konstrukcyjne zespołów luf działowych wraz z mechanizmami ryglującymi :

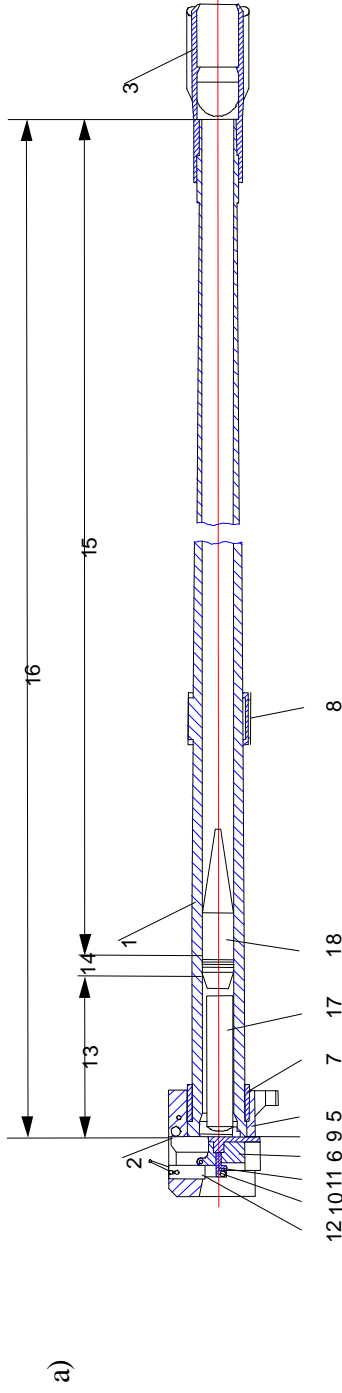
- a) dla haubicy, który jest przeznaczony do strzelania nabojami składanymi;
- b) dla armaty czołgowej, który jest przeznaczony do strzelania nabojami scalonymi.

W obydwu przypadkach lufa jest wykonana w postaci rury jednolitej. Tego typu rozwiązanie konstrukcyjne jest znane od XIV wieku i stosuje się je do chwili obecnej. Starsze lufy były wykonywane technologią odlewania z brązu, a później z żeliwa. Obecnie artyleryjskie lufy jednolite wykonuje się ze stali lufowej, technologią obróbki skrawaniem z przygotówki w postaci pręta kutego na gorąco.

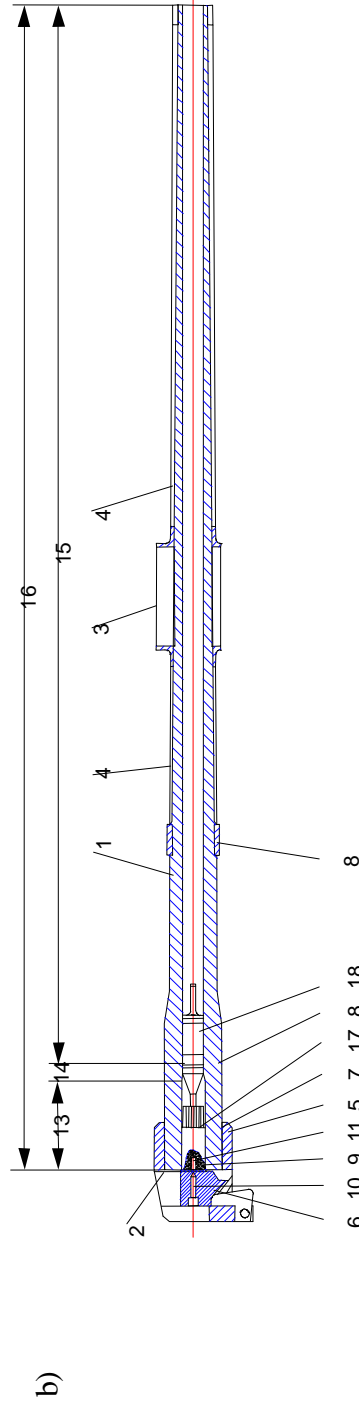
Okolo roku 1870 pojawiły się lufy złożone. Ścianka takiej lufy składa się z kilku rur nałożonych na siebie z odpowiednio dobranym zaciskiem. Dzięki temu w ściance lufy wytwarza się pewien wstępny rozkład naprężeń, który pozwala obciążać taką lufę większymi ciśnieniami w porównaniu z lufą jednolitą o takich samych gabarytach, która jest wykonana z takiego samego materiału. Montaż luf złożonych wykonuje się zazwyczaj na gorąco, tj. zewnętrzną rurę po nagraniu jej do określonej temperatury nakłada się na rurę wewnętrzną. Ze względów wytrzymałościowych i technologicznych, lufy złożone wzmocniane są zewnętrznymi rurami jedynie na części swej długości, tej która jest podczas strzału obciążona największymi ciśnieniami (obszar komory naboju i przylegający doń obszar części wiodącej na długości od kilku do kilkunastu kalibrów). Często w miejsce jednej lub kilku rur zewnętrznych nakłada się na rurę wewnętrzną jedną lub kilka warstw pierścieni, co ułatwia montaż lufy.

Pewną odmianą luf złożonych były lufy wzmocnione nawojem taśmy stalowej o programowanym naciągu. Rozwiązanie to było zaproponowane przez angielskiego oficera artylerii Longbridge'a w początkach XX wieku [55], do wyrobu luf dla artylerii morskiej o dużych kalibrach. W literaturze [57] można znaleźć doniesienia o lufach wzmocnionych nawojem taśmy stalowej, które były wykonywane w Rosji w Obuchowskiej Fabryce już w drugiej połowie XIX wieku. Wymieniona praca pod tym względem nie wydaje się być w pełni wiarygodna, gdyż wg jej autora każde rozwiązanie konstrukcyjne lufy było po raz pierwszy opracowane i wykonane w dziewiętnastowiecznej Rosji.

W lufach tego typu, na rurę rdzeniową nawijano taśmę stalową, której naciąg był regulowany podczas procesu nawijania. Lufy takie charakteryzowały się bardzo wysoką wytrzymałością i niskim kosztem wytworzenia. Jednak w praktyce okazało się, że lufa wzmocniona nawojem taśmy jest zbyt wiotka i przez to bardziej podatna na drgania, co



1.Rura 2.Zamek klinowy 3.Hamulec wylotowy 5.Nasada zamkowa 6.Klin zamka 7.Sprężyna zamykacza 8.Cylinder wsp. z obsadą 9. Uszczelnienie pierścieniowe 10.Iglica 11.Zapłonnik 12.Magazynek zapłonników 13.Komora ładunkowa 14.Stożek przejściowy 15.Część gwintowa 16.Rura rdzeniowa 17.Ładunek woreczkowy 18.Pocisk



1.Rura 2.Zamek klinowy 3.Przedmuchiwracz 4.Osłona termiczna 5.Nasada zamkowa 6.Klin zamka 7.Połączenie bagnetowe 8.Cylinder wsp. z obsadą 9.Łuska 10.Iglica 11.Zapłonnik 13.Komora ładunkowa 14.Stożek przejściowy 15.Część gwintowa 16.Rura rdzeniowa 17.Ładunek miotający 18.Pocisk

Rys. 4. Przykładowe rozwiązania konstrukcyjne zespołów luf działowych wraz z mechanizmami ryglującymi:  
 a) dla haubic, który jest przeznaczony do strzelania nabojami składanymi;  
 b) dla armaty czołgowej, który jest przeznaczony do strzelania nabojami scalonymi.

pogarszało celność działa (zwiększony rozrzut balistyczny). Z tego też względu lufy tego typu nie są obecnie produkowane.

Na marginesie można dodać, że po pewnej modyfikacji w 1938r. technologia ta znalazła jednak zastosowanie w produkcji autoklawów wysokociśnieniowych (ok. 100MPa) systemu Schierenbeck'a [58], które były przeznaczone do syntezy amoniaku, zaś obecnie jest szeroko wykorzystywana w budowie wysokociśnieniowych (do 1500MPa) komór pras izostatycznych.

Budowa luf koszulkowanych jest podobna do budowy luf złożonych. Istotną różnicą jest to, że koszulka (wkładka) jest montowana z niewielkim zaciskiem (koszulka stała) lub z niewielkim luzem (koszulka wsunięta). Wynika to z faktu, że celem zastosowania koszulki jest umożliwienie szybkiego przywrócenia lufie i w sposób jak najmniej kosztowny pierwotnych właściwości balistycznych poprzez wymianę koszulki na nową. Pierwsze tego typu rozwiązania pojawiły się w rosyjskiej artylerii morskiej w latach 1884-1885, jednak na większą skalę zaczęto je stosować dopiero w okresie I Wojny Światowej [52]. Wydaje się, że rozwiązanie z zastosowaniem koszulki stałej może przeżyć renesans w armatach czołgowych, których żywotność erozyjna przy strzelaniu pociskami typu APFSDS wynosi jedynie kilkaset strzałów.

Pewną odmianą lufy jednolitej jest lufa jednolita samowzmocniona. Samowzmocnienie bywa nazywane niekiedy przepiężaniem lub autofretażem. Pierwszą technologię przepiężania zastosował w drugiej połowie XIX wieku austriacki generał Uchatius [52] do odlewanych luf brązowych, przepychając przez przewód lufy stalowy trzpień kalibrujący. W pełni świadomy, poparty analizami teoretycznymi z zastosowaniem teorii plastyczności, rozwój tego typu konstrukcji nastąpił dopiero w latach dwudziestych i trzydziestych XX wieku.

Istotą samowzmocnienia jest wprowadzenie w ściance lufy wstępnego stanu naprężenia poprzez jednorazowe i kontrolowane wywołanie w wewnętrznej warstwie ścianki odkształceń plastycznych. Podobnie jak w przypadku luf złożonych, lufa jednolita samowzmocniona może być obciążana większymi ciśnieniami w porównaniu z lufą jednolitą o takich samych gabarytach, która jest wykonana z takiego samego materiału, lecz nie była poddana przepiężaniu. Niedogodnością i swego rodzaju ograniczeniem procesu samowzmacniania jest możliwość wystąpienia w pewnych warunkach przeciwwrotnego uplastycznienia wewnętrznej warstwy ścianki lufy, które wpływa w sposób istotny na zmniejszenie żywotności zmęczeniowej lufy. Towarzyszący temu efekt Bauschingera uniemożliwia wówczas dokładne określenie stanu naprężeń oraz odkształceń w ściance lufy. Z tego też powodu proces samowzmacniania ogranicza się zazwyczaj tak, aby warstwa uplastyczniona ścianki podczas przepiężania nie przekraczała ok. 60% grubości ścianki (patrz np. prace [59 i 60]).

Zaletą tego typu luf jest mniej pracochłonna i kosztowna ich produkcja w porównaniu z lufami złożonymi. Interesujące porównanie zużycia materiału oraz mas gotowych wyrobów dla luf jednolitych samowzmocnionych i złożonych znajduje się w pracy [55] (patrz tablica 17).

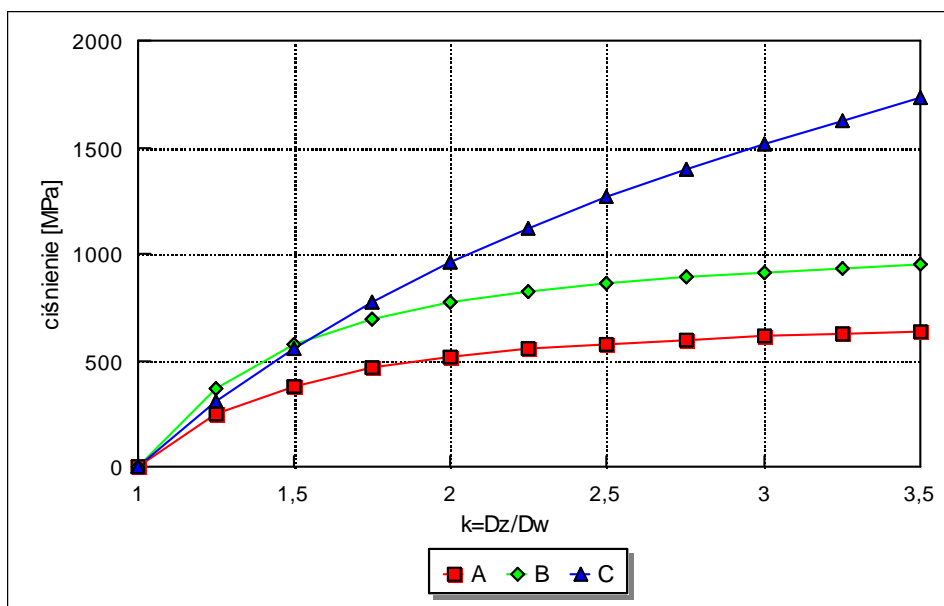
Poza wymienionymi typami luf, można jeszcze wyróżnić lufy złożone dzielone poprzecznie, które były szeroko stosowane przez Niemców do armat przeciwlotniczych [56]. Lufy tego typu wykonuje się także w celu zwiększenia manewrowości lekkiego sprzętu, przeznaczonego dla wojsk powietrzno-desantowych (działa bezodrzutowe). W przypadku armat przeciwlotniczych lufa taka składa się z kilku odcinków rur rdzeniowych, które łączą w jedną całość monolityczny lub wielowarstwowy płaszcz zewnętrzny. W sprzęcie lekkim konstrukcja jest samonośna i poszczególne sekcje lufy łączone są ze sobą za pomocą połączenia bagnetowego.

Tablica 17. Porównanie zużycia materiału oraz mas gotowych wyrobów dla luf jednolitych samowzmocnionych i złożonych dwuwarstwowych wg [55]

Kaliber działa [mm]	Typ lufy	Masa materiału wyjściowego [kg]	Masa gotowej lufy [kg]
75	Złożona dwuwarstwowa	2300	460
	Jednolita samowzmocniona	1625	
155	Złożona dwuwarstwowa	14500	3285
	Jednolita samowzmocniona		
220	Złożona dwuwarstwowa	31150	6855
	Jednolita samowzmocniona	22600	

Podsumowując dotychczasowe rozważania można stwierdzić, że omówione typy konstrukcji luf nie obejmują wszystkich możliwych rozwiązań. Obserwowany rozwój sprzętu uzbrojenia w kierunku zwiększenia prędkości początkowej pocisku wymusza poszukiwania nowych rozwiązań konstrukcyjnych i technologicznych, które łączą w sobie cechy podanych typów luf (np. lufy złożone, w których rura rdzeniowa jest przepięzana). Przyczynia się do tego między innymi stworzenie możliwości obliczania z dużą dokładnością rozkładu naprężeń w ścianie lufy jednolitej, jak również złożonej z kilku warstw, za pomocą metod numerycznych (np. metody elementów skończonych). W tym celu mogą być wykorzystywane profesjonalne pakiety oprogramowania, jak np. ADINA, które pozwalają analizować stan naprężenia z wykorzystaniem różnorodnych modeli opisujących zachowanie się materiałów konstrukcyjnych (np. ciała sprężysto-lepko-plastycznego ze wzmocnieniem).

Dla zilustrowania różnic w wytrzymałości luf różnych typów, na rys. 5 pokazano orientacyjne wartości maksymalnych ciśnień, jakimi może być obciążona lufa jednolita (A), złożona dwuwarstwowa (B) i jednolita samowzmocniona (C), w zależności od stosunku średnicy zewnętrznej  $D_z$  do średnicy wewnętrznej  $D_w$ , przy założeniu, że lufę wykonano ze stali o granicy plastyczności równej 1200MPa.



Rys. 5 Orientacyjne wartości maksymalnych ciśnień, jakimi może być obciążona lufa jednolita (A), złożona dwuwarstwowa (B) i jednolita samowzmocniona (C), w zależności od stosunku średnicy zewnętrznej  $D_z$  do średnicy wewnętrznej  $D_w$ , przy założeniu, że lufę wykonano ze stali o granicy plastyczności równej 1200MPa, wg obliczeń własnych autora

### 3.2. KRYTERIA WYTRZYMAŁOŚCIOWE I ALGORYTMY OBLICZEŃ

#### 3.2.1. WSTĘP

Na wstępie wydaje się celowym podanie ogólnych wymagań technicznych stawianych lufie broni palnej, które są następujące :

1. Konstrukcja lufy powinna zapewnić nadanie pociskowi żądanej prędkości początkowej, przy jak najmniejszym rozrzucie wartości jej modułu oraz kierunku (azymut i elewacja).
2. Lufa musi być wytrzymała na obciążenia występujące podczas strzału i obciążenia przypadkowe, które mogą wystąpić podczas użytkowania broni.
3. Żywotność lufy powinna być jak największa.
4. Gabaryty, ciężar i położenie środka masy lufy powinny być zgodne z przeznaczeniem i budową działa.
5. Częstotliwości drgań własnych lufy powinny być tak dobrane, aby w jak najmniejszym stopniu jej drgania podczas strzału wpływały na rozrzut balistyczny.
6. Konstrukcja lufy powinna zapewniać łatwą obsługę i czyszczenie.
7. Konstrukcja lufy i dobór materiałów powinny być dostosowane do możliwości wytwórczych i bazy materiałowej, ponadto cena lufy powinna być jak najniższa.

Bez wątpienia czynnikiem decydującym o konstrukcji lufy jest jej wytrzymałość na obciążenia występujące podczas strzału. W procesie projektowania lufy nie można jednak bagatelizować pozostałych wymagań, gdyż może to prowadzić do poważnych błędów konstrukcyjnych.

Jak już wspomniano rozkład naprężeń występujący w ścianie lufy podczas strzału jest wynikiem :

- a) obciążenia powierzchni przewodu lufy ciśnieniem wytwarzanym przez mieszaninę gazów powybuchowych;
- b) występowania pola temperatury w ścianie lufy (naprężenia cieplne);
- c) występowania sił tarcia i nacisku pomiędzy częścią wiodącą pocisku, a powierzchnią przewodu lufy;
- d) występowania lokalnych zmian gęstości, będących wynikiem zmian struktury (przemiany fazowe) materiału lufy;
- e) w przypadku broni gwintowanej, oddziaływaniem pierścienia wiodącego na boczne powierzchnie bruzd gwintu.

Spośród wymienionych czynników powodujących powstanie pola naprężeń w ścianie lufy podczas strzału największy wpływ na to pole mają obciążenia powierzchni przewodu lufy ciśnieniem wytwarzanym przez mieszaninę gazów powybuchowych. Z tego też względu podczas obliczeń wytrzymałościowych lufę zazwyczaj traktuje się jako swego rodzaju grubościenny cylindryczny zbiornik ciśnieniowy, który jest zamknięty z jednej strony nieruchomym dnem w postaci zamka, zaś z drugiej - ruchomym dnem w postaci pocisku. Literatura przedmiotu prezentująca takie podejście jest bardzo bogata (np. [52, 54, 55, 57, 60]). Na szczególną uwagę zasługuje praca Hubera [35], w której uwzględniono w modelu matematycznym także oddziaływanie pierścienia wiodącego, jak również analizowano kołowo-symetryczne drgania lufy. W tym miejscu warto wymienić również monografię Buchtera [59], "Zalecenia do projektowania zbiorników wysokociśnieniowych" [61], opracowane przez Japoński Instytut Wysokich Ciśnień oraz przepisy niemieckiego i amerykańskiego "Dozoru technicznego" [62 i 63]. Prace te dotyczą co prawda obliczeń zbiorników ciśnieniowych, lecz ich wartość merytoryczna i aplikacyjna sprawia, że mogą być również wykorzystywane podczas obliczeń wytrzymałościowych luf. Pogląd taki potwierdza np. praca [56], w której obliczenia wytrzymałościowe luf zaleca się wykonywać wg pracy Siebel'a [64], która jest szeroko cytowana w monografii Buchtera [59].

Z uwagi na istniejące obecnie możliwości obliczania z dużą dokładnością rozkładu naprężeń w ścianie lufy jednolitej, jak również złożonej z kilku warstw, za pomocą metod numerycznych (np. metody elementów skończonych), wydaje się celowym prowadzenie obliczeń wytrzymałościowych luf w dwóch etapach. W etapie pierwszym projektowania lufy wygodnie jest posługiwać się klasycznymi modelami matematycznymi i algorytmami, które są zawarte w wymienionych pracach. Praktyka dowodzi, że obliczenia takie pozwalają określić pole naprężeń w lufie z dokładnością ok. 10%. Dokładność ta jest wystarczająca do dokonania wyboru typu konstrukcji lufy i ustalenia jej głównych wymiarów. W etapie drugim wstępny projekt lufy powinien być przeanalizowany pod kątem optymalizacji pola naprężeń (uściślenie wymiarów) za pomocą profesjonalnego pakietu oprogramowania, jak np. ADINA. Oprogramowanie takie pozwala bowiem zwiększyć dokładność określenia pola naprężeń w ścianie lufy poprzez zastosowanie metody numerycznej, uwzględnienie pomijanych w etapie pierwszym czynników wpływających na to pole oraz wykorzystanie do opisu zachowania się materiałów konstrukcyjnych modelu ciała sprężysto-lepko-plastycznego ze wzmocnieniem.

W tym miejscu należy jeszcze dodać, że w rzeczywistości lufa w okresie eksploatacji jest poddawana cyklicznie obciążeniom dynamicznym podczas kolejnych strzałów. Zatem dokładne obliczenia wytrzymałościowe powinny uwzględniać także zmęczenie materiału i dynamiczny przebieg obciążeń.

### 3.2.2. CIŚNIENIE OBLICZENIOWE - OBWIEDNIA KRZYWYCH CIŚNIEŃ

Rozpoczynając obliczenia wytrzymałościowe lufy należy określić w pierwszym rzędzie ciśnienie obliczeniowe. Punktem wyjścia do tego są przebiegi ciśnienia w funkcji drogi dna pocisku  $p(x)$ , otrzymane na podstawie teoretycznego lub doświadczalnego rozwiązania problemu głównego balistyki wewnętrznej, dla temperatury tabelarycznej (+15°C) i temperatury podwyższonej (+50°C), dla poszczególnych typów naboju (np. z pociskami typu HE, HEAT, APDS itp.), które będą stosowane w danym dziale. Oczywiście w dalszej analizie brane są pod uwagę przebiegi dla naboju, który wytwarza podczas strzału największe ciśnienie maksymalne.

W tym miejscu należy zaznaczyć, że w rzeczywistości ciśnienie wytwarzane podczas strzału jest losową wielkością polową (procesem stochastycznym), gdyż :

- a) niewielkie różnice w budowie każdego naboju (np. rozrzuty mas ładunku miotającego i pocisku) wpływają na zmianę warunków każdego strzału, czego wyrazem jest obserwowany rozrzut między innymi ciśnienia maksymalnego i prędkości początkowej pocisku;
- b) w przestrzeni zapociskowej występuje przepływ mieszaniny gazów powybuchowych i niespalonej części ładunku miotającego, którego przyczyną musi być pewien gradient ciśnienia, co wynika bezpośrednio z bilansu pędu.

Przebiegi ciśnienia w funkcji drogi dna pocisku  $p(x)$ , otrzymane na podstawie teoretycznego lub doświadczalnego rozwiązania problemu głównego balistyki wewnętrznej, są zazwyczaj przebiegami średnimi, które należy interpretować w sposób następujący :

- a) przebieg ciśnienia  $p(x)$  odpowiada pewnym przeciętnym warunkom strzału;
- b) przebieg ciśnienia  $p(x)$  odpowiada ciśnieniom panującym przy dnie pocisku, tj.  $p_p(x)$ .

Na podstawie przebiegu ciśnienia  $p_p(x)$  dla temperatury +50°C należy zbudować tzw. obwiednię krzywych ciśnień. Wg pracy [55] obwiednię krzywych ciśnień konstruuje się w sposób następujący :

1. Poniżej przebiegu  $p_p(x)$  należy narysować w stosownej skali zarys przewodu lufy tak, aby odcięta odpowiadająca położeniu ciśnienia maksymalnego była przesunięta o 1,5 kalibra w kierunku wylotu lufy w stosunku do swego początkowego położenia. Odpowiada to następującej translacji przebiegu ciśnienia  $p_p(x-1,5d)$ , co ilustruje rys. 6.
2. Ciśnienie na dno komory naboju oblicza się wg wzoru Sugot'a [65] :

$$p_z = p_{p\max} \left( 1 + \frac{1}{2} \frac{\omega}{m} \right), \quad (31)$$

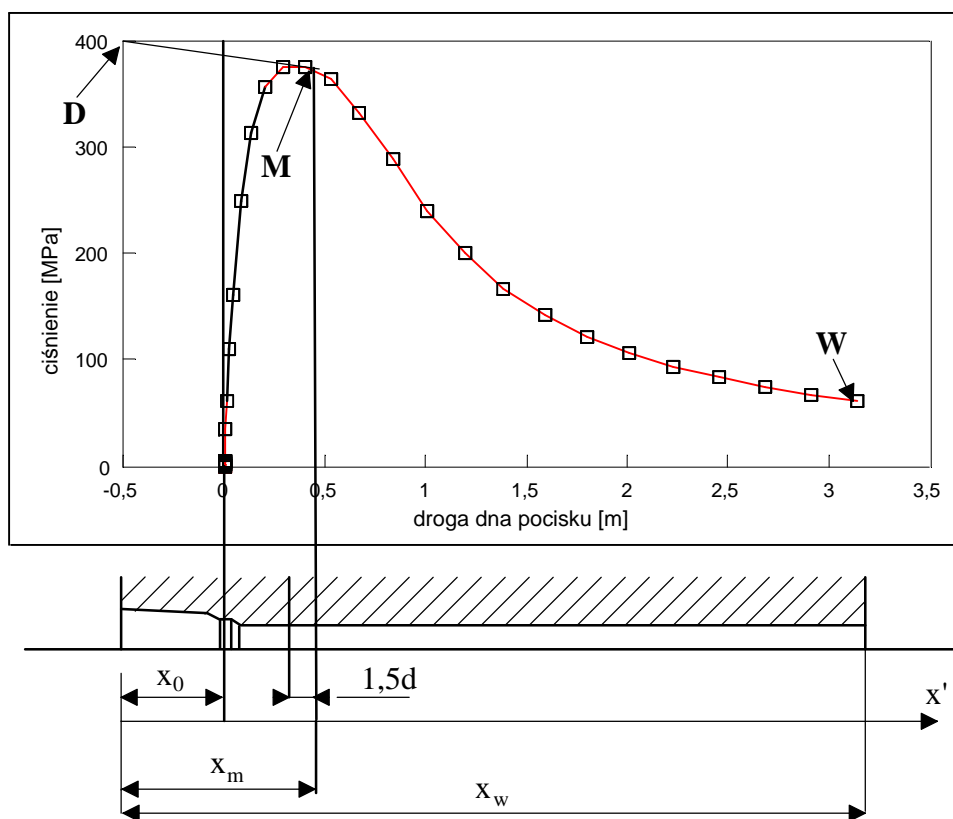
gdzie :

- $p_{p\max}$  - rzędna odpowiadająca punktowi M (ciśnienie maksymalne);
- $\omega$  - masa ładunku miotającego;
- $m$  - masa pocisku.

Obliczona wartość ciśnienia  $p_z$  odpowiada rzędnej w punkcie D wg rys. 6.

3. Obwiednię krzywych ciśnień  $p_{obl}(x')$  (rys.6) określają wówczas następujące wzory :





Rys. 6. Konstrukcja obwiedni krzywych ciśnień wg pracy [55]

$$p_{obl}(x') = p_z - (p_z - p_{pmax}) \left( \frac{x'}{x_m} \right)^2, \quad \text{dla } 0 \leq x' < x_m, \quad (32)$$

$$p_{obl}(x') = p_p(x' - x_m), \quad \text{dla } x_m \leq x' \leq x_w. \quad (33)$$

Dysponując obwiednią ciśnień można przystąpić do pierwszego etapu obliczeń wytrzymałościowych - tj. obliczeń przybliżonych z wykorzystaniem klasycznych modeli matematycznych i algorytmów. Dalszy tok obliczeń zależy od typu konstrukcji lufy. Jednak we wszystkich przypadkach zakłada się, że lufa w dowolnym przekroju poprzecznym jest traktowana jako cylindryczny zbiornik ciśnieniowy obciążony wewnętrznym ciśnieniem statycznym, którego wartość dla poszczególnych przekrojów wynika z obwiedni krzywych ciśnień.

### 3.2.3. ALGORYTMY OBLICZEŃ WYTRZYMAŁOŚCIOWYCH

#### Lufa jednolita

Dla lufy jednolitej i hipotezy Hubera-Misesa-Hencky'ego (HMH) Stetkiewicz w pracy [52] podaje następujący wzór pozwalający obliczać zewnętrzną promień lufy dla poszczególnych jej przekrojów :

$$p_{obl} \leq \frac{R_e}{f_b} (1 - \beta^2) \frac{1}{\sqrt{3 + \beta^4(1 - \gamma)^2}}, \quad (34)$$

gdzie :

- $p_{obl}$  - wartość ciśnienia wg obwiedni krzywych ciśnień;
- $R_e$  - granica plastyczności lub umowna granica plastyczności materiału lufy;
- $f_b$  - współczynnik bezpieczeństwa wg tablicy 18;
- $\beta$  - stosunek promienia wewnętrznego do zewnętrznego lufy w danym przekroju  $r_0/r_z$ ;
- $\gamma$  - współczynnik uwzględniający występowanie naprężeń osiowych (wzdłużnych) w ścianie lufy, który wynosi ok. 0,65 w przekroju wlotowym lufy i maleje do 0 w przekroju wylotowym lufy

Tablica 18. Współczynnik bezpieczeństwa  $f_b$  dla hipotezy HMM wg [52]

Położenie przekroju	$f_b$
W obszarze komory nabojoyej	1,0
W obszarze od podstawy stożka przejściowego do odciętej $x_m$ wg rys, 6.	1,1
Dalsza część lufy do wylotu	liniowy wzrost od 1,1 do 2,0 w przekroju wylotowym (do 2,6 dla armat przeciwlotniczych)

### Lufa złożona

Obszerna analiza wytrzymałości luf złożonych znajduje się w pracach Stetkiewicza [66 i 52]. W omawianym przypadku większość autorów stosuje hipotezę Coulomb'a - Guesta - Mohra (CGM) oraz warunek jednakowego wyężenia materiału dla każdej z rur, z których wykonana jest lufa (porównaj prace [52, 54, 55, 57, 59, 66]). W tym miejscu należy wspomnieć, że obliczenia wytrzymałościowe lufy złożonej należy prowadzić dla dwóch przypadków, tj. gdy lufa obciążona jest :

- a) jedynie ciśnieniami wytwarzanymi przez zaciski poszczególnych rur (rozkład naprężeń wstępnych);
- b) ciśnieniami wytwarzanymi przez zaciski poszczególnych rur oraz ciśnieniem panującym podczas strzału  $p_{obl}$ .

Pierwszy z wymienionych warunków wytrzymałościowych jest często bagatelizowany przez niektórych autorów. Pogląd taki jest błędny, gdyż niespełnienie tego warunku prowadzi do wystąpienia odkształceń plastycznych rury rdzeniowej podczas montażu lufy, co w konsekwencji obniża jej żywotność zmęczeniową. Na szczególną uwagę zasługuje propozycja Stetkiewicza [66], który w celu wyeliminowania takiego przypadku wyprowadza na podstawie pierwszego warunku wytrzymałościowego ograniczenie na liczbę rur  $n$ , z których może składać się lufa o założonym stosunku promienia wewnętrznego do promienia

zewnątrznego  $\beta$  (patrz tablica 19). Przyjmuje przy tym dla wymienionych warunków wytrzymałościowych następujące współczynniki bezpieczeństwa :

a) dla warunku pierwszego  $f_b=1,8$ ;

b) dla warunku drugiego  $f_b=1,1$ .

Tablica 19. Maksymalne dopuszczalne liczby rur, z których może być zbudowana lufa złożona wg [66]

Maksymalna dopuszczalna liczba rur n, z których może być zbudowana lufa	Stosunek promienia wewnętrznego do promienia zewnętrznego lufy $\beta=r_0/r_z$
2	0,0600
3	0,1724
4	0,2245
5	0,2524
6	0,2715
7	0,2846
8	0,2928

Z danych zawartych w tablicy 19 wynika np., że dla  $\beta = 0,2524$  lufa złożona może składać się z 2, 3, 4 lub 5 rur, natomiast w lufie składającej się z 6 i większej liczby rur, podczas montażu pojawią się w rurze rdzeniowej odkształcenia plastyczne. Uwzględniając podane ograniczenie na liczbę rur n, Stetkiewicz podaje następujący wzór pozwalający obliczać zewnętrzny promień lufy dla poszczególnych jej przekrojów, przy założeniu, że każda rura jest wykonana z takiego samego materiału :

$$p_{obl} \leq \frac{nR_e}{2f_b}(1 - \beta^{1/n}), \quad (35)$$

gdzie :

$p_{obl}$  - wartość ciśnienia wg obwiedni krzywych ciśnień;

n - liczba rur, z których składa się lufa;

$R_e$  - granica plastyczności lub umowna granica plastyczności materiału lufy;

$f_b$  - współczynnik bezpieczeństwa równy 1,1;

$\beta$  - stosunek promienia wewnętrznego do zewnętrznego lufy w danym przekroju  $r_0/r_z$ .

Określając promienie poszczególnych rur wykorzystuje się wówczas warunek Gadolina (warunek jednakowego wyężenia materiału każdej rury, gdy są one wykonane z tego samego materiału) :

$$r_{i-1} = r_i \beta^{1/n}, \quad (36)$$

gdzie  $r_{i-1}$  i  $r_i$  oznaczają odpowiednio promień wewnętrzny i zewnętrzny i-tej rury.

Znając wymiary poszczególnych rur można wyznaczyć wymagane wartości zacisków i temperatur do jakich należy podgrzać poszczególne rury podczas montażu. Stosowne wzory znajdują się np. w pracy [52]. Należy przy tym pamiętać o praktycznych względach ograniczających wielkość zacisków. Przy montażu na gorąco nakładana rura może być

nagrzana jedynie do temperatury ok. 400°C, ponieważ temperatura ta musi być mniejsza od temperatury odpuszczania stali lufowych. Z tego powodu największa możliwa do osiągnięcia w praktyce wartość zacisku wynosi ok. 0,0024.

Dla rur wykonanych z różnych materiałów, warunek jednakowego wyężenia materiału każdej rury ma zazwyczaj następującą postać :

$$R_{ei}\beta_i^2 = K, \quad (37)$$

$$\beta = \prod_{i=1}^n \beta_i, \quad (38)$$

gdzie :

$R_{ei}$  - granica plastyczności i-tej rury;

$\beta_i$  - stosunek promienia wewnętrznego do zewnętrznego dla i-tej rury;

$K$  - wielkość stała;

$n$  - liczba rur.

Wówczas stałą  $K$  określa następująca zależność :

$$p_{obl} = \frac{1}{2f_b} \left[ \sum_{i=1}^n R_{ei} - nK \right]. \quad (39)$$

Zależności (37), (38) i (39) pozwalają wyznaczyć wymiary poszczególnych rur. Znając te wymiary wyznacza się wartości zacisków i temperatur do jakich należy podgrzać poszczególne rury podczas montażu (patrz np. praca [52]). W omawianym przypadku należy również sprawdzić pierwszy warunek wytrzymałościowy, tj. gdy lufa obciążona jest jedynie ciśnieniami wytwarzanymi przez zaciski poszczególnych rur (rozkład naprężeń wstępnych).

### Lufa jednolita samowzmocniona

Jak podaje Stetkiewicz [52], pierwszą pracą teoretyczno-doświadczalną w zakresie samowzmacniania luf była praca inżyniera marynarki francuskiej M. Malavala pochodząca z 1909r. Dokonany od tego czasu postęp naukowo-techniczny (teoria plastyczności, możliwości obliczeniowe za pomocą elektronicznej techniki obliczeniowej oraz technika pomiarowa) pozwala obecnie z dużą dokładnością zaprojektować i wykonać w warunkach przemysłowych proces samowzmacniania luf (cylindrów). Omówienie tego zagadnienia znajduje się między innymi w pracach [52, 54, 55, 59, 61, 67 i 68]. Interesującą i mającą dużą wartość aplikacyjną jest praca J. Rysia [69], w której Autor odchodzi od płaskiego stanu odkształcenia, zakłada nieściśliwość materiału oraz uwzględnia wzmocnienie liniowe. Przy takim postawieniu zagadnienia, zaproponowane przez Rysia rozwiązanie pozwala z dużą dokładnością określić stan naprężenia bezpośrednio przez obciążenia, jak również ustalić rodzaj odkształcenia cylindra.

Wg Rysia stan naprężenia oraz odkształcenia cylindra wygodnie jest analizować w układzie współrzędnych A-B (rys.7), który jest układem obciążeń zewnętrznych :

$$A = \frac{\sqrt{3} (p_a - p_b)}{\lambda Q}; \quad B = \frac{\beta^2 p_a - p_b - \frac{F}{\pi b^2}}{\lambda Q}; \quad \beta = \frac{a}{b}; \quad (40)$$

gdzie :

$p_a$  - ciśnienie działające na wewnętrzną powierzchnię cylindra;

$p_b$  - ciśnienie działające na zewnętrzną powierzchnię cylindra;

- $\lambda$  - współczynnik wzmocnienia materiału (rys. 8);
- $Q$  - granica plastyczności, wynikająca z przyjętego warunku plastyczności, np. dla warunku plastyczności HMM  $Q = R_e$ ;
- $F$  - siła działająca na ściankę cylindra w kierunku osiowym;
- $a$  - wewnętrzny promień cylindra;
- $b$  - zewnętrzny promień cylindra.

Obszar odkształceń sprężystych cylindra ogranicza okrąg :

$$A^2 + B^2 = \left(\frac{1-\beta^2}{\lambda}\right). \quad (41)$$

Równania krzywych ograniczających pozostałe obszary odkształceń cylindra Rys proponuje aproksymować elipsami :

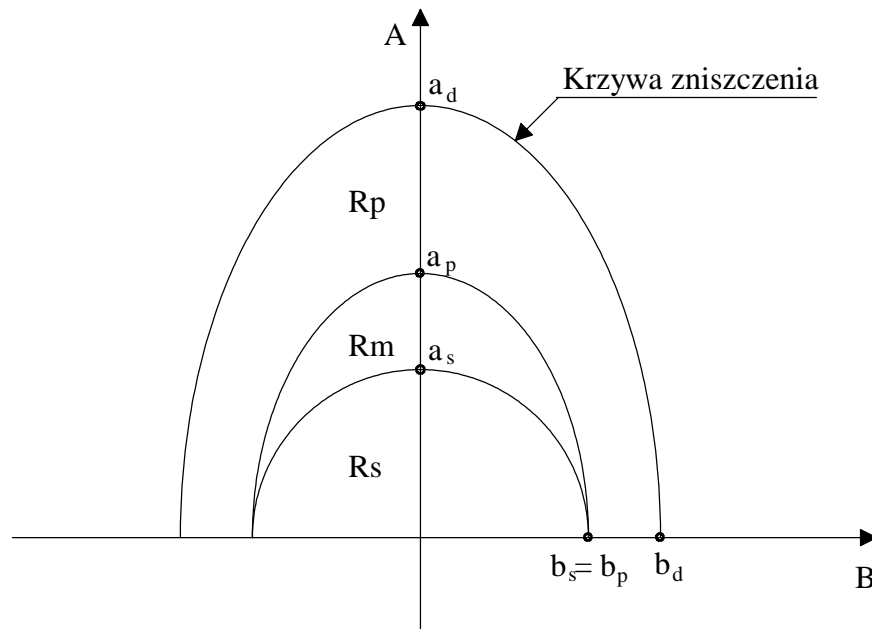
$$\left(\frac{A}{a_d}\right)^2 + \left(\frac{B}{b_d}\right)^2 = 1; \quad (42)$$

$$a_d = \ln \frac{1}{\beta^2} + \zeta \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right) (1 - \beta^2); \quad b_d = (1 - \beta^2) \left[ 1 + \zeta \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right) \right];$$

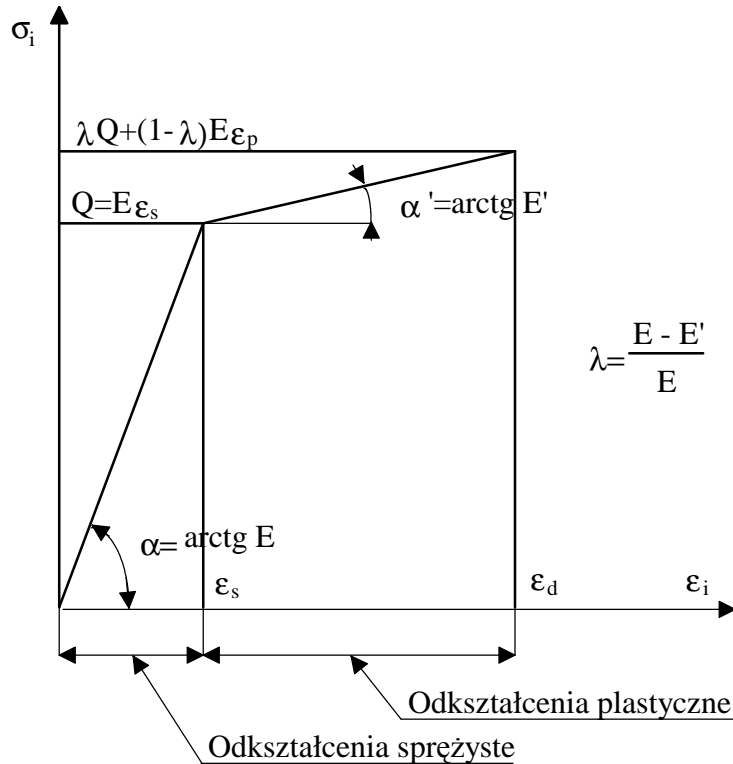
$$\left(\frac{A}{a_p}\right)^2 + \left(\frac{B}{b_p}\right)^2 = 1; \quad (43)$$

$$a_p = \ln \frac{1}{\beta^2} + \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right) (1 - \beta^2); \quad b_p = \frac{1-\beta^2}{\lambda};$$

gdzie  $\zeta$  oznacza stosunek intensywności odkształceń powodujących utratę spójności materiału do intensywności odkształceń sprężystych (rys. 8).



Rys. 7. Obszary odkształceń cylindra : Rs - sprężysty, Rm - sprężysto-plastyczny, Rp - plastyczny, w układzie obciążeń zewnętrznych A-B wg (40)



Rys. 8. Intensywność naprężeń w funkcji intensywności odkształceń dla modelu ciała sprężysto-plastycznego z liniowym wzmocnieniem

Analiza stanu naprężenia i odkształcenia cylindra pozwala zdefiniować trzy graniczne stany obciążenia, które określa się mianem nośności :

- sprężystej - w obszarze ścianki nigdy nie występują odkształcenia plastyczne;
- adaptacyjnej (shake down) - w obszarze ścianki nigdy nie występują odkształcenia plastyczne, za wyjątkiem pierwszego lub kilku pierwszych cykli obciążania, gdy cylinder podlega tzw. przystosowaniu się do dalszych cykli obciążeń;
- granicznej - w obszarze ścianki następuje utrata spójności materiału, co prowadzi do zniszczenia cylindra.

Dla cylindra obciążonego jedynie ciśnieniem wewnętrznym  $p_a$ , wymienionym granicznym stanom obciążenia odpowiadają graniczne ciśnienia, które np. wg pracy [61] można obliczać z wystarczającą dla zastosowań praktycznych dokładnością wg następujących wzorów :

- dla nośności sprężystej  $p_{el}$  :

$$p_{el} = R_e \frac{1-\beta^2}{\sqrt{3+\beta^4}}; \quad (44)$$

- dla nośności adaptacyjnej  $p_{sd}$  (wzór Nadai'a) :

$$p_{sd} = \frac{2}{\sqrt{3}} R_e \ln \frac{1}{\beta}; \quad (45)$$

c) dla nośności granicznej  $p_d$  (wzór Faupel'a) :

$$p_d = \frac{2}{\sqrt{3}} R_e \left( 2 - \frac{R_e}{R_m} \right) \ln \frac{1}{\beta}; \quad (46)$$

gdzie :

$R_e$  - granica plastyczności lub umowna granica plastyczności  $R_{0,2}$ ;

$R_m$  - wytrzymałość na rozciąganie;

$\beta$  - stosunek promienia wewnętrznego do zewnętrznego cylindra.

Jak już wspomniano proces samowzmocnienia polega na wprowadzeniu w ściance lufy wstępnego stanu naprężenia poprzez jednorazowe i kontrolowane wywołanie w wewnętrznej warstwie ścianki odkształceń plastycznych. Realizuje się to zazwyczaj poprzez jednokrotne obciążenie wewnętrznej powierzchni lufy ciśnieniem przepiężania  $q_a$ , które jest mniejsze od ciśnienia  $p_{sd}$ , odpowiadającego nośności adaptacyjnej oraz powinno być tak dobrane, aby po odciążeniu nie wystąpiło przeciwwrotne uplastycznienie wewnętrznej warstwy ścianki lufy. Przeciwwrotne uplastycznienie wewnętrznej warstwy ścianki lufy wpływa bowiem w sposób istotny na zmniejszenie żywotności zmęczeniowej lufy.

W pierwszy przybliżeniu maksymalne ciśnienie przepiężania  $q_a$  może być obliczane wg następującego wzoru podanego w pracy [68], który uwzględnia występowania efektu Bauschingera w materiałach konstrukcyjnych :

$$q_a = p_{el} + 0,25(p_{sd} - p_{el}). \quad (47)$$

Interesujące wyniki badań wpływu efektu Bauschingera na przebieg odkształceń plastycznych w cylindrach wykonanych ze stali lufowej 4330 i związaną z tym żywotność zmęczeniową zawiera praca Milligan'a [70]. W konkluzji Autor stwierdza między innymi, że dla cylindrów, które charakteryzują się stosunkiem promieni  $\beta \approx 0,5$ , w wyniku efektu Bauschingera obserwuje się zmniejszenie naprężeń spowodowanych przepiężaniem o 46 do 62% w stosunku do naprężeń obliczanych bez uwzględniania efektu Bauschingera, a co za tym idzie czynnik ten nie może być pomijany w obliczeniach.

Stetkiewicz [52] zaleca stosowanie dla luf jednolitych samowzmocnionych współczynnik bezpieczeństwa  $f_b = 1,06$  i proponuje obliczać wymagane ciśnienie przepiężania  $q_a$  na podstawie stosownych wartości obwiedni ciśnień :

$$q_a = f_b p_{obl}. \quad (48)$$

Dodatkowo wprowadza także warunek bezpieczeństwa postaci :

$$q_a < p_d. \quad (49)$$

Wg autora niniejszego opracowania, w pierwszym etapie obliczeń, który ma na celu określenie wstępnych wymiarów lufy, można posługiwać się wzorem (48), jednak warunek (49) powinien być zastąpiony przez warunek (50), który wynika z (47) :

$$q_a \leq p_{el} + 0,25(p_{sd} - p_{el}), \quad (50)$$

Wykonując obliczenia ciśnienia przepiężania  $q_a$  należy jeszcze pamiętać, że w praktyce po operacji przepiężania lufa wymaga ubytkowej obróbki wykańczającej, na skutek której zostaje usunięta cienka warstwa materiału. W wyniku tego ulega zmianie stan naprężeń wprowadzonych podczas przepiężania (naprężenia maleją o kilka do kilkunastu procent), a co za tym idzie zmienia się wytrzymałość lufy. Analiza tego zagadnienia znajduje się między innymi w pracach [52 i 71].

### Lufa koszulkowana

Budowa luf koszulkowanych jest podobna do budowy luf złożonych. Jedyną różnicą jest to, że koszulka (wkładka) jest montowana z niewielkim zaciskiem (koszulka stała) lub z niewielkim luzem (koszulka wsunięta). Obliczenia wytrzymałościowe luf zaopatrzonych w koszulkę stałą prowadzi się w taki sam sposób, jak luf złożonych, uwzględniając przy tym obniżoną wartość zacisku pomiędzy koszulką a płaszczem do ok. 0,001 średnicy zewnętrznej koszulki.

Koszulka wsunięta montowana jest zazwyczaj z luzem wynoszącym od 0,001 do 0,002 jej średnicy zewnętrznej. W związku z tym zachowanie się koszulki oraz płaszcza podczas strzału analizuje się osobno w dwóch okresach (patrz np. prace [52 lub 55]), tj. gdy :

- a) istnieje luz pomiędzy koszulką i płaszczem;
- b) koszulka przylega do płaszcza.

W pierwszym okresie koszulka ulega odkształceniom sprężystym jedynie pod wpływem oddziaływania ciśnienia gazów powybuchowych. Obliczenia w tym okresie mają na celu określenie ciśnienia  $p'$  powodującego doprowadzenie zewnętrznej powierzchni koszulki do styku z wewnętrzną powierzchnią płaszcza :

$$p' = E_1 j \frac{r_1^2 - r_0^2}{2r_0^2}, \quad (51)$$

gdzie :

- $E_1$  - moduł sprężystości materiału, z którego wykonana jest koszulka;
- $j$  - względny luz początkowy pomiędzy koszulką i płaszczem;
- $r_1$  - zewnętrzny promień koszulki;
- $r_0$  - wewnętrzny promień koszulki.

Obliczenia w drugim etapie są uzależnione od budowy płaszcza (jednolity, złożony, jednolity samowzmacniony, itp.). Np. w pracy [52] podano następujące wzory dla płaszcza jednolitego, które pozwalają obliczyć maksymalne wartości ciśnień działających na wewnętrzną powierzchnię koszulki z punktu widzenia wytrzymałości :

a) koszulki :

$$p'_{0\max} = \frac{R_{e1}}{f_b} \frac{r_2^2 - r_0^2}{2r_2^2} - E_2 j \frac{r_2^2 - r_1^2}{2r_2^2}; \quad (52)$$

b) płaszcza :



$$p_{0\max}'' = \frac{R_{e2}}{f_b} \frac{r_1^2(r_2^2 - r_0^2)}{2r_2^2 r_0^2} + E_1 j \frac{r_1^2 - r_0^2}{2r_0^2}; \quad (53)$$

gdzie :

$R_{e1}, R_{e2}$  - granice plastyczności odpowiednio materiału koszulki i płaszczka;

$E_1, E_2$  - moduły sprężystości odpowiednio materiału koszulki i płaszczka;

$j$  - względny luz początkowy pomiędzy koszulką i płaszczem;

$r_1$  - zewnętrzny promień koszulki;

$r_0$  - wewnętrzny promień koszulki;

$r_2$  - zewnętrzny promień płaszczka.

Zależności (52) i (53) zostały wyprowadzone w oparciu o hipotezę Coulomb'a-Guesta-Mohra (CGM).

Wzory te pozwalają ujawnić jedną ważną właściwość lufy koszulkowanej. Otóż z równania (52) wynika, że maksymalne dopuszczalne obciążenie lufy jednolitej jest większe niż lufy koszulkowanej o tych samych wymiarach (promienie  $r_0$  i  $r_2$ ) i to tym więcej im, większa jest wartość luzu. Wynika stąd, że koszulka powinna być wykonana z materiału o wyższych właściwościach mechanicznych niż lufa jednolita o tych samych wymiarach.

### 3.3. OBLICZENIA ŻYWOTNOŚCI LUF

Czynnikami wpływającymi na żywotność luf są : zużycie erozyjne przewodu lufy i zmęczenie materiału, przy czym zużycie erozyjne wpływa na pogorszenie właściwości balistycznych lufy, zaś zmęczenie materiału powoduje jej rozerwanie lub rozdęcie. Żywotność erozyjna różni się od żywotności zmęczeniowej lufy, np. w działach dużej mocy z reguły zużycie erozyjne lufy następuje po mniejszej liczbie strzałów niż zużycie zmęczeniowe (patrz tablica 16).

Obliczenia żywotności erozyjnej zostały przedstawione w punkcie 2.6, omawiającym prognozowanie zużycia erozyjnego lufy.

Żywotność zmęczeniowa luf jest zazwyczaj pomijana w literaturze przedmiotu. Stosunkowo bogata jest natomiast literatura omawiająca obliczenia zmęczeniowe zbiorników ciśnieniowych. Na szczególną uwagę zasługują pod tym względem tzw. "przepisy dozoru technicznego" [61, 62 i 63], które charakteryzują się dużą wartością merytoryczną i aplikacyjną. Wydaje się zatem w pełni uzasadnionym wykonywanie obliczeń zmęczeniowych luf wg algorytmów stosowanych podczas obliczeń zmęczeniowych zbiorników ciśnieniowych.

W dalszym ciągu zostanie omówiony algorytm obliczeń zmęczeniowych zawarty w pracy [61]. Ogólna charakterystyka tych obliczeń jest następująca :

1. W obliczeniach stosuje się jako warunek plastyczności wartość maksymalnego naprężenia stycznego - warunek Treski-Guesta.
2. Obliczenia zmęczeniowe polegają na porównaniu intensywności naprężeń  $S$ , która jest określona przez maksymalną różnicę naprężeń głównych w stosownym punkcie ścianki cylindra z obliczeniową krzywą zmęczenia materiału.

3. Obliczenia zmęczeniowe powinny być przeprowadzone przy uwzględnieniu wszystkich możliwych zmian obciążenia, tzn. : cykli pod obciążeniem maksymalnego ciśnienia roboczego, cykli niewielkich wahań ciśnienia występujących podczas pracy zbiornika, cykli obciążeń termicznych oraz cykli podczas próby ciśnieniowej.
  - 3.1. Podczas obliczania naprężeń zakłada się, że materiał jest idealnym ciałem sprężysto-plastycznym. W obliczeniach analizuje się obszar, w którym intensywność naprężeń osiąga maksimum.
  - 3.2. Wahania ciśnienia i/lub temperatury spowodowane cykliczną pracą powinny być ograniczone do zakresu nośności adaptacyjnej (shake down).
4. W przypadku gdy cylinder złożony został skonstruowany tak, że w jego ścianie występuje pole sprężystych naprężeń szczątkowych (montaż rur z zaciskiem lub gdy cylinder jest stale obciążony zewnętrznym ciśnieniem hydrostatycznym), naprężenia te mogą być traktowane jako naprężenia średnie w obliczeniach zmęczeniowych.
5. Pole naprężeń szczątkowych wprowadzone przez samowzmocnienie (przepięcie), może być traktowane jako naprężenie średnie w obliczeniach zmęczeniowych, gdy pole to nie ulega zmianie w trakcie kolejnych cykli pracy, co potwierdzono wiarygodnymi obliczeniami i wynikami badań doświadczalnych właściwości materiału w warunkach cyklicznego obciążenia.
6. W przypadku gdy podczas próby ciśnieniowej w ścianie cylindra pojawiają się odkształcenia plastyczne, w obliczeniach zmęczeniowych należy uwzględniać pole naprężeń wstępnych w taki sam sposób, jak przy samowzmocnieniu (przepięciu).

W omawianej pracy podano obliczeniowe krzywe zmęczenia materiału dla trzech klas materiałów, używanych zazwyczaj do budowy zbiorników wysokociśnieniowych. Zostały one sporządzone na podstawie uśrednionych doświadczalnych wykresów zmęczeniowych Wöhlera w próbie wahadłowego rozciągania-ściskania  $\sigma_a = f(\log N)$ , z zastosowaniem współczynnika bezpieczeństwa dla liczby cykli obciążeń  $f_N=15$  i współczynnikiem bezpieczeństwa dla amplitudy naprężenia  $f_z=1,6$ . W przypadku, gdy materiał nie może być zakwalifikowany do zdefiniowanych w pracy [61] klas, należy obliczeniową krzywą zmęczenia materiału opracować na podstawie własnych wyników badań materiału, przy czym dla materiałów anizotropowych zaleca się zwiększyć podane wartości współczynników bezpieczeństwa o 10 do 20%.

Obliczenia rozpoczyna się od określenia amplitudy  $S_a$  i średniej  $S_m$  intensywności naprężeń cyklu. Sposób określenia tych wielkości zależy od budowy cylindra. Następnie wyznacza się ekwiwalentną amplitudę intensywności naprężenia :

$$S_{eq} = \frac{S_a}{1 - \frac{S_m}{R_m}}; \quad (54)$$

gdzie :

- $S_{eq}$  - ekwiwalentna amplituda intensywności naprężenia dla cyklu o dowolnej wartości  $S_m$ , która powoduje równoważne zniszczenie zmęczeniowe dla cyklu, gdy  $S_m=0$ ;
- $R_m$  - wytrzymałość na rozciąganie;
- $S_m'$  - zmodyfikowana wartość średniej intensywności naprężeń cyklu  $S_m$  wg tablicy 20.

Tablica 20. Zmodyfikowane wartości średniej intensywności naprężenia  $S_m'$  wg [61]

Wartość średniej intensywności naprężeń $S_m$		Zmodyfikowana wartość średniej intensywności naprężeń $S_m'$	
$S_a +  S_m  \leq R_e$ <sup>1)</sup>	$S_a \leq R_e$	$S_m \geq 0$	$S_m' = S_m$
		$S_m < 0$	$S_m' = 0$
$S_a +  S_m  > R_e$ ( $S_a +  S_m  \geq 2R_e$ )	$S_a < R_e$	$S_m > 0$	$S_m' = R_e - S_a$
		$S_m < 0$	$S_m' = 0$
	$S_a = R_e$	$ S_m  \leq R_e$	$S_m' = 0$

1)  $R_e$  oznacza granicę plastyczności.

Po określeniu w podany sposób ekwiwalentnej amplitudy intensywności naprężenia  $S_{eq}$  odczytuje się z wykresu obliczeniowej krzywej zmęczenia materiału dopuszczalną liczbę cykli pracy zbiornika  $N_d$ .

W przypadku gdy poszczególne cykle obciążenia różnią się wartościami amplitudy  $S_a$  i średniej  $S_m$ , obliczenia wykonuje się z wykorzystaniem liniowej hipotezy sumowania uszkodzeń. Dla każdego typu cyklu wyznacza się dopuszczalną liczbę cykli  $N_{di}$  oraz wielkość uszkodzenia :

$$D_i = \frac{n_i}{N_{di}}, \quad (55)$$

gdzie  $n_i$  oznacza przewidywaną lub wykonaną liczbę cykli danego typu.

Zbiornik dopuszcza się do pracy, gdy spełniony jest warunek :

$$D = \sum_{i=1}^k D_i \leq 1, \quad (56)$$

gdzie  $k$  oznacza liczbę typów cykli.

#### 4. WYMAGANIA STAWIANE MATERIAŁOM STOSOWANYM NA LUFY ARTYLERYJSKIE

Omawiając wymagania stawiane materiałom stosowanym do produkcji luf wydaje się celowym, aby Czytelnik zechciał przypomnieć sobie na wstępie informacje zawarte w tablicy 11, w której zestawiono ogólne wymagania jakościowe stawiane materiałom przeznaczonym na lufy, cienkościenne wkładki ochronne i powłoki ochronne. Analiza algorytmów obliczeń wytrzymałościowych pozwala dodatkowo sformułować jeszcze jedno wymaganie. Otóż materiały przeznaczone na lufy jednolite samowzmacnione powinny charakteryzować się jak najlepszą jednorodnością właściwości mechanicznych, jak najmniejszym stosunkiem granicy plastyczności do wytrzymałości na rozciąganie, co wynika bezpośrednio ze wzoru (46) oraz jak najmniejszym efektem Bauschingera.

Obecnie najbardziej rozpowszechnionym materiałem konstrukcyjnym stosowanym do wyrobu luf jest tzw. stal lufowa. W tablicach 21 i 22 zestawiono orientacyjne składy chemiczne oraz właściwości mechaniczne stali lufowych : rosyjskich - OHN1M i OHN3M, amerykańskiej 4330 oraz wg wymagań Boforsa 34HN3MFA.

Tablica 21. Składy chemiczne wybranych stali lufowych (% wag.)

Gatunek stali	C	Mn	P	S	Cu	Si	Ni	Cr	Mo	V
OHN1M	0,39	0,40	0,019	0,012	0,10	0,25	1,51	1,52	0,23	-
OHN3MA	0,35	0,36	0,012	0,013	0,09	0,19	2,84	0,97	0,25	-
4330	0,37	0,47	0,006	0,01	-	0,02	3,17	0,85	0,65	0,10
34HN3MFA	0,35	0,40	0,015	0,008	0,25	0,23	3,20	1,30	0,55	0,13

Tablica 22. Właściwości mechaniczne i fizyczne wybranych stali lufowych

Wielkość	Gatunek stali			
	OHN1MA	OHN3MA	4330	34HN3MFA
<u>Właściwości mechaniczne</u>				
Wytrzymałość na rozciąganie R <sub>m</sub> [MPa]	1120	1250	ok, 1240	1210
Granica plastyczności R <sub>01</sub> lub R <sub>02</sub> [MPa]	997	1150	965 - 1100	1125
Wydłużenie A <sub>5</sub> [%]	15	14	-	13
Przewężenie Z [%]	60,5	54	-	48
Udarność ISO-V w temp, -40°C [J]	-	-	ok, 34	46
Twardość [HB]	325	363	ok, 38 (HRC)	367
<u>Właściwości fizyczne</u>				
Temperatura topnienia [°C]			1450	
Ciepło topnienia [kJ/mol]			15	
Współczynnik przewodzenia ciepła [W/m/K]			77	
Współczynnik rozszerzalności liniowej [K <sup>-1</sup> ]			15x10 <sup>-6</sup>	
Gęstość [g/cm <sup>3</sup> ]			7,83	

Poza wymienionymi w tablicy 22 właściwościami mechanicznymi, często wymagania techniczne dla stali lufowych obejmują także odporność na pękanie (krytyczny współczynnik intensywności naprężeń)  $K_{Ic}$ , której minimalna wartość wyznaczona w temperaturze -20°C powinna wynosić wg [56]  $34,3\text{MPam}^{1/2}$ . Dla porównania w tablicy 23 przytoczono wartości odporności na pękanie  $K_{Ic}$  oraz granicy plastyczności  $R_e$  dla wybranych materiałów konstrukcyjnych.

Tablica 23. Orientacyjne wartości odporności na pękanie  $K_{Ic}$  wg [72]

Material	$R_e$ lub $R_{02}$ [MPa]	$K_{Ic}$ [MPam <sup>1/2</sup> ]
Stal stopowa AISI 4340 (0,4%C, 0,7%Mn, 0,8%Cr, 0,25%Mo, 1,9%Ni) ulepszona cieplnie	1500	38
Stal typu maraging (0,03%C, 0,2%Al, 8%Co, 5%Mo, 18%Ni, 0,6%Ti) ulepszona cieplnie	2000	78
Stal żaroodporna (0,02%C, 18%Ni)	1700	76
Stop tytanu Ti6Al4V	900	84
Stal na zbiorniki ciśnieniowe A533 (0,25%C, do 1,5%Mn, do 0,7%Ni, do 0,6%Mo)	350	120
Stal St3 normalizowana	240	25

Ogólne wymagania techniczne dla materiałów i odkuwek przeznaczonych na lufy artyleryjskie zawiera norma MIL-S-46119C/MR/. Wymagania te są następujące :

1. Skład chemiczny stali wg wymagań podanych na rysunku wyrobu lub ustalonych przez dostawcę w taki sposób, aby były spełnione żądane właściwości mechaniczne.
2. Musi być zachowana współosiowość odkuwki i wlewka.
3. Dopuszczalna strzałka ugięcia wyrobów obrobionych cieplnie nie większa od 0,5% długości wyrobu. W przypadku przekroczenia dopuszczalnej krzywizny, wyrób należy prostować na gorąco.
4. Warunki obróbki cieplnej, w tym minimalna temperatura odpuszczania, wg wymagań stosownej normy lub dokumentacji konstrukcyjnej.
5. Właściwości mechaniczne w kierunku prostopadłym i równoległym do osi wyrobu :
  - a) wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ ,
  - b) umowna granica plastyczności  $R_{01}$ ,
  - c) wydłużenie  $A$ ,
  - d) przewężenie  $Z$ ,
  - e) udarność dla próbki ISO-V w temperaturze  $-40^{\circ}\text{C}$ ,
 wg wymagań stosownej normy lub dokumentacji konstrukcyjnej.
6. Obowiązują następujące badania luf obrobionych cieplnie :
  - a) badania makrostruktury wg ASTM E 381 - z obu końców lufy;
  - b) próba rozciągania wg Federal Test Method Standard No. 151 - Metals : TestMethod - z obu końców lufy (2 próby);
  - c) próba udarności wg Federal Test Method Standard No. 151 - Metals : TestMethod - z obu końców lufy (2 próby);

Próbki powinny być pobierane w kierunku prostopadłym do osi lufy, za wyjątkiem przypadków, gdy wymiary lufy nie pozwalają na to.

7. Przy pierwszej dostawie od danego producenta dodatkowo przeprowadza się badania niszczące danego wyrobu.

Poza wymienionymi wymaganiami, zamawiający żąda często przeprowadzenia badań defektoskopowych metodą ultradźwiękową, magnetyczną lub rentgenowską.

## 5. WNIOSKI

1. Właściwości mechaniczne obecnie produkowanych stali lufowych pozwalają zaprojektować lufy działowe o wytrzymałości pozwalającej strzelać nabojami wytwarzającymi ciśnienia maksymalne do ok. 1000MPa. Możliwości takie zapewnia konstrukcja złożona, w której wykorzystuje się także części samowzmacnione.
2. Z uwagi na to, że konstrukcja lufy i dobór materiałów powinny być dostosowane do możliwości wytwórczych i bazy materiałowej oraz cena lufy powinna być jak najniższa (patrz np. praca [73]), najbardziej optymalną konstrukcją lufy wydaje się być lufa jednolita samowzmacniona.
3. W przypadku dział dużej mocy (szczególnie dotyczy to armat czołgowych), w celu zwiększenia żywotności erozyjnej lufy należy jednocześnie stosować pośrednie i bezpośrednie sposoby zabezpieczania stali lufowej przed szkodliwym oddziaływaniem gazów powybuchowych i pierścienia wiodącego (patrz także punkt 2.7).
4. Zwiększenie erozyjnej żywotności luf wymaga podjęcia w Polsce stosownych prac naukowo-badawczych w zakresie pośrednich i bezpośrednich sposobów zabezpieczania stali lufowej przed szkodliwym oddziaływaniem gazów powybuchowych i pierścienia wiodącego.
5. Wydaje się, że rozwój technologii stali lufowej w Polsce powinien w pierwszym rzędzie zmierzać w kierunku zmniejszenia rozrzutów właściwości mechanicznych i fizycznych pomiędzy poszczególnymi wytopami oraz polepszenia jednorodności stali. Powinna temu towarzyszyć optymalizacja składu zapewniającego osiągnięcie żądanych właściwości mechanicznych i fizycznych, przy jak najniższym koszcie wytworzenia.

## WYKAZ ODNOŚNIKÓW

1. Hoog I.V.: Artillery 2000, Arms and Armour, London 1990.
2. Jane's Armour and Artillery 1993-1994, Jane's Information Group, Coulsdon 1993.
3. Ciepliński A., Woźniak R.: Encyklopedia współczesnej broni palnej, WiS s.c., Warszawa 1993.
4. Brodacki J., Cybula L., Rafalski M.: Wstępna ocena wymaganych własności wytrzymałościowych stali na lufy artyleryjskie, maszynopis, IMiK PW, Warszawa 1996.
5. Radomski M.: Zagadnienie kierowania ogniem, w sprawozdaniu z pracy o kryptonimie Loara B1, maszynopis, IMiK PW, Warszawa 1992.
6. Ogorkiewicz R.M.: Current state of tank gun development, International Defense Review, No. 10, pp.1005-1008, 1992.
7. Sieriebriakow M.: Balistyka wewnętrzna, WMON, Warszawa 1955.
8. Tompkins R.E., White K.J., Oberle W.F., Juchasz A.A.: Traveling Charge Gun Firing Using Very High Burning Rate Propellants, BRL-TR-2970, Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD, December 1988.
9. Kruczynski D.L., Hewitt J.R.: Temperature Compensation Techniques and Technologies: An Overview, BRL-TR-3283, Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD, October 1991.
10. Quinchon J., Tranchant J., Nicolas M.: Les poudres, propelgols et explosifs, Les poudres pour armes, t. 3, Tech&DOC, Paris 1986.
11. Robbins F. W., Horst A.W.: High-Progressivity/Density (HPD) Propelling Charge Concepts: Progress of Programmed-Splitting Stick Propellant, BRL-MR-3547, Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD, September 1986.
12. Morrison W.F., Knapton J.D., Bulman M.J.: Liquid Propellant Guns, Gun Propulsion Technology, Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1988.
13. Klein N.: Liquid Propellants for Use in Guns, Gun Propulsion Technology, Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1988.
14. Morrison W.F., Knapton J.D., Klingenberg G.: Liquid Propellants for Gun Applications, Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics, April 1983.
15. Bruckner A.P., Knowlen C., Scott K.A., Hertzberg A.: High Velocity Modes of the Thermally Choked Ram Accelerators, Proceedings of the 40th Aeroballistic Range Association Meeting, Paris, France, September 1989.
16. Bruckner A.P., Burnham E.A., Knowlen C., Hertzberg A., Bogdanoff D.W.: Initiation of Combustion in the Thermally Choked Ram Accelerators, 18th International Symposium on Shock Waves, Sendai, Japan, July 1991.
17. Morrison W.F., Horst A.W., May I.W., Rocchio J.J.: Trends in Gun Propulsion for Tactical Army Application, Military Technology, No. 3, pp. 10-23, 1993.
18. Курьлев М.: Разработка за рубежом гиперскоростных ускорителей масс, Зарубежное военное обозрение, Но 3, стр. 21-26, 1995, часть 1 и Зарубежное военное обозрение, Но 4, стр. 17-19, 1995, часть 2.
19. Radomski M.: Obliczenia balistyczne, Projekt wstępny naboju kal. 35mm x 228 z pociskiem APDS, maszynopis, IMiK PW, Warszawa 1996.
20. Budnikow M., Lewkowicz N., Bystrow I., Sirotynski W., Szechtier B.: Materiały wybuchowe i elaboracja, WMON, Warszawa 1957.
21. Hasenbein R.G.: Analysis of muzzle wear data for the 155MM Howitzer XM198, Watervliet Arsenal Report 750 23, 1973.

22. Ahmad I.: The Problem of Gun Barrel Erosion : An Overview, Gun Propulsion Technology, Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1988.
23. Smoleński D.: Spalanie materiałów wybuchowych, WMON, Warszawa 1979.
24. Stiefel L.: Gun Propellants, Interior Ballistics of Gun, Vol. 66 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1979.
25. Wiśniewski S., Wiśniewski T.S.: Wymiana ciepła, WNT, Warszawa 1994.
26. Kozakiewicz W.: Porównanie obliczeń nagrzewania się ścianki cylindrycznej i płaskiej dla silnika raketowego przy jednowymiarowym przepływie ciepła, PTUiR z. 5, 10 (1972), WITU Zielonka.
27. Willman B.T., Broc J.E., Sibbitt W.L., Hawkins G.A.: Measurement of Gun Barrel Temperatures, Instruments & Automation, Vol. 28, Jan. 1955.
28. Giedt W.H., Rall D.L.: Bore-Surface Temperature Variation During Rapid Firing of a 40mm Gun, Jet Propulsion, Feb. 1958.
29. Blecker J.N.: Small Arms Gun Barrel Thermal Experimental Correlation Studies, Rodman Laboratory Rock Island Arsenal, AD-786 509, Rock Island 1974.
30. Deverall L.I., Channapragada R.S.: A New Integral Equation for Heat Flux in Inverse Heat Conduction, Journal of Heat Transfer ASME, Vol. 84, Oct. 1965.
31. Chu S.C., Benzkofer P.D.: An Analytical Solution of the Heat Flow in a Gun Tube, Technical Report, AD-717242, U.S. Army Weapons Command, 1970.
32. Beckett R.E., Chu S.C.: Finite-Element Method Applied to Heat Conduction in Solids with Nonlinear Boundary Conditions, Trans. ASME, Vol. 95, Feb. 1973.
33. Schittke H.J., Durmaz A.: Wärme- und Stoffübertragung 7 (1974), pp. 121-132.
34. Heiney O.K.: Ballistics Applied to Rapid-Fire Guns, Interior Ballistics of Gun, Vol. 66 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1979.
35. Huber M.: Teoria kołowo-symetrycznych odkształceń sprężystych rur grubościennych w zastosowaniu do zagadnień wytrzymałościowych luf działowych, Wiadomości Techniczne Uzbrojenia, z. 31, styczeń 1936.
36. Richardson F.D., et al.: Transactions of the Faraday Society, Vol. 58, 1962, p. 1562.
37. Belton G., et al.: Journal of Physical Chemistry, Vol. 68, 1964, p. 1852.
38. Royal Armament Research and Development Establishment, Fort Halstead, U.K., Mem. PD 27/61.
39. Alkidas A.C., Morris S.O., Summerfield M.: Erosive Effects of High Pressure Combustion Gases on Steel Alloys, Journal of Spacecraft and Rockets, Vol. 13, Aug. 1976, pp. 461-465.
40. Alkidas A.C., Caveny L.H., Summerfield M.: High Pressure and High Temperature Gas-Metal Interactions, Proceedings of the 13th JANNAF Combustion Conference, CPIA Pub. 281, Vol. I, Sept. 1976, pp. 475-493, Monterey, CA.
41. Alkidas A.C., Christoe C.W., Caveny L.H., Summerfield M.: Erosive Effects of High Pressure and High Temperature Gases on Steel, Transactions of ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, July 1977, pp. 239-243.
42. Ebihara W.T., Rorabaugh D.T.: Mechanisms of Gun-Tube Erosion and Wear, Gun Propulsion Technology, Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA, Washington, D.C., 1988.
43. Dickenson D.A., McLennon D.F.: Improvement of Firing Accuracy and Test Effectiveness of Gases Through the Use of Urethane Foams, Journal of Cellulose Plastic, 1968, p. 189.
44. Ek S.Y., Jacobson D.E.: U.S. Pat. 3148620, Sept. 1966; U.S. Pat. 3362328, Jan. 1968; U.S. Pat. 3397636, Aug. 1968.
45. Butler R.B.: Rotating Band and Seat Therefor, U.S. Pat. 2,996,012, 1955.



46. Healy J.T., Haas D.P.: Optimum Rifling Configuration for Plastic Rotating Bands, AFATL-TR-75-153, Nov. 1975.
47. Bojarski Z., Matyja P.: Stale maraging - tworzywo narzędziowe, Uniwersytet Śląski, Katowice 1983.
48. Dobrzański L.A.: Metaloznawstwo i obróbka cieplna, Warszawa 1986.
49. Fishman S.G., Palmer C.B.: The Design and Fabrication of Ceramic Lined Gun Barrel Inserts, NSWC/DL, TR-3342, July 1975, Surface Weapons Center, Dahlgren, VA.
50. D'Andrea G., Cullinan R.L., Croteau P.J.: Refractory-Lined Composite Pressure Vessels, ARLCB-TR-78023, Benet Weapons Lab., Watervliet, NY, Dec. 1978.
51. Wong P.: Ceramic Materials for Light Weight Guns, Army Materials and Mechanic Research Center, Watertown, MA. Proceeding Triservice Gun Tube Wear and Erosion Symposium, Ed.: J.P. Picard, I. Ahmad and A. Braccuti, ARDEC, Dover, N.J. 1982, p. V. 382-391.
52. Stetkiewicz W.: Podstawy teoretyczne konstrukcji broni palnej, cz. 1, Lufa, Główny Instytut Mechaniki, Warszawa 1948.
53. Sieriebriakow M.: Balistyka wewnętrzna, WMON, Warszawa 1955.
54. Орлов Б.В.(ред.): Проектирование ракетных и ствольных систем, Машиностроение, Москва 1974.
55. Орлов Б.В., Ларман Э.К., Маликов В.Г.: Устройство и проектирование стволов артиллерийских орудий, Машиностроение, Москва 1976.
56. Germershausen R.: Waffentechnisches Taschenbuch, Rheinmetall, Düsseldorf 1989.
57. Садовский В.Г.: Основания устройства материальной части артиллерии, Воениздат, Москва 1956.
58. Korndorf A.: Technika wysokich ciśnień w chemii, PWT, Warszawa 1957.
59. Buchter H.H.: Apparate und Armaturen der chemischen Hochdrucktechnik, Springer, Berlin 1967.
60. Илюшин А.А., Огибалов П.М.: Упруго-пластические деформации поянх цилиндров, Изд. Моск. Унив., Москва 1960.
61. Anon.: Recommended Rules for Design of Ultra High Pressure Cylindrical Vessels, HPIS C-103-1989, High Pressure Institute of Japan, Tokyo 1989.
62. TÜVIS-Prüfgrundlagen : Druckbehälter, Band 1, AD-Merkblatt: B0; B10; S1; S2.
63. ASME Boiler and Pressure Vessel Code : Section II Part A, SA 723; Section III Division 1; Section VIII Division 2.
64. Siebel E.: Die Festigkeit dickwandiger Hohlzylinder. Konstruktion 3, H.5, 1951.
65. Sugot G.: Balistique Intérieure, Gautier-Villars, Paris 1928.
66. Stetkiewicz W.: Wytrzymałość lufy złożonej, Biuletyn Centralnego Zakładu Techniczno - Badawczego Ministerstwa Przemysłu, Nr 2, listopad, grudzień 1946, s.1-16.
67. Skrzypek J.: Plastyczność i pełzanie. Teoria, zastosowania, zadania, PWN, Warszawa 1986.
68. Wiśniewski R., Rostocki A.J., Bock W., Rajski K.: Wysokie ciśnienia. Wytwarzanie, pomiary, zastosowania, WNT, Warszawa 1980.
69. Ryś J.: Rozpr. Inż., 1969, Vol. 17 No 1, s. 109-134.
70. Milligan R.V.: The Influence of the Bauschinger Effect on Reverse Yielding of Thick-Walled Cylinders, AD717248, Watervliet Arsenal Technical Report WVT-7036, Oct. 1970.
71. Kendall D.P.: The Effect of Material Removal on the Strength of Autofrettaged Cylinders, AD701049, Watervliet Arsenal Technical Report WVT-7003, Jan. 1970.
72. Kocańda S., Szala J.: Podstawy obliczeń zmęczeniowych, PWN, Warszawa 1985.
73. Чуев Ю.В.: Проектирование ствольных комплексов, Машиностроение, Москва 1976.