





Zielińska-Szwajka J. i Galek T. (Redaktorzy)

# Technika lufowa

Wydano za zgodą Rektora  
O p i n i o d a w c a  
dr hab. inż. Andrzej Trytek, prof. PRz  
prof. dr hab. inż. Katarzyna Gawdzińska  
R e d a k t o r n a c z e l n y  
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej  
dr hab. inż. Lesław GNIEWEK, prof. PRz  
R e d a k t o r  
Joanna Zielińska-Szwajka i Tomasz Galek  
P r z y g o t o w a n i e m a t r y c  
Patrycja Kuziora  
P r o j e k t o k ł a d k i  
Joanna Mikula  
A u t o r z y  
Arkadiusz Belcarz  
Piotr Bieniek  
Janusz Czaja  
Grzegorz Dzieniszewski  
Justyna Gumieniak  
Agnieszka Kramek  
Alicja Sikorska  
Marek Szewczyk  
Krzysztof Szwajka  
Janusz Weiss  
Wiesław Żelasko

*lufa, nagniatanie, naprężenie, rura grubościenna, wzory Lamego, wystrzał,  
modelowanie eksplozji*

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej  
Rzeszów 2021

Wszelkie prawa autorskie i wydawnicze zastrzeżone. Każda forma powielania oraz przenoszenia na inne nośniki bez pisemnej zgody Wydawcy jest traktowana jako naruszenie praw autorskich, z konsekwencjami przewidzianymi w *Ustawie o prawie autorskim i prawach pokrewnych* (Dz.U. z 2018 r., poz. 1191 t.j.). Autor i Wydawca dołożyli wszelkich starań, aby rzetelnie podać źródło zamieszczonych ilustracji oraz dotrzeć do właścicieli i dysponentów praw autorskich. Osoby, których nie udało się ustalić, są proszone o kontakt z Wydawnictwem.

ISBN 978-83-7934-542-7

Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej  
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów  
Nakład 100 + 40 egz. Ark. wyd. 8,57. Ark. druk. 10,50.

Oddano do druku w grudniu 2021 r. Wydrukowano w grudniu 2021 r.

Drukarnia Oficyny Wydawniczej, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

Zam. nr 82/21

# Przedmowa redaktora



Urządzenia i elementy konstrukcji, ulegają zużyciu wraz z upływem czasu. Takie zużycie prowadzi do pogarszania się stanu technicznego obiektu, a niekiedy do jego niesprawności lub uszkodzenia. Upraszczając nieco sprawę można więc stwierdzić, że wszystkie obiekty techniczne tracą z biegiem czasu początkową wartość użytkową, przy czym szybkość tego procesu zależy od intensywności użytkowania obiektu, od sposobu jego konserwacji, a także od postępu techniczno-ekonomicznego społeczeństwa, w którym obiekty są użytkowane. Jednym z czynników powodującym zużycie elementów urządzeń mechanicznych, jest tarcie. Przy tarcu wzajemnym ruchomych elementów maszyny oprócz zjawisk cieplnych występują procesy niszczące strukturę wierzchniej warstwy materiału. Niszczenie takie może mieć bardzo różny charakter oraz intensywność. Prowadzi ono zawsze do powstania ubytków materiału, tj. do zużycia.

W czasach, kiedy potencjalny klient wymaga (wręcz żąda), by producenci oferowali produkty w szerokiej gamie, ale spersonalizowane i w przystępnych cenach, konieczne jest powszechne wprowadzenie do produkcji oraz zarządzania technik informatycznych. Promowana idea Industry 4.0 nie ogranicza się do stworzenia unikalnej struktury produkcji opartej na *wyspach cyfrowej automatyzacji*. Do jej realizacji konieczne jest przyjęcie holistycznego sposobu myślenia, który – wraz z systematycznie wprowadzaną cyfryzacją – zrewolucjonizuje produkcję. Będzie to możliwe jedynie pod warunkiem zapewnienia pełnej komunikacji pomiędzy urządzeniami i maszynami technologicznymi, przy założeniu, że każda z nich dysponuje niezależnym systemem monitorowania swojego stanu oraz realizowanego procesu. Oznacza to, że należy dążyć do sytuacji, kiedy każdy z komponentów maszyny posiada wbudowaną inteligencję oraz zestaw czujników, który umożliwi mu efektywne współuczestniczenie w procesie aktywnego

monitorowania wytwarzania.

W rozdziałach monografii przedstawiono przykładowe efekty działania bardzo różnorodnych czynników powodujących utratę właściwości użytkowych. Najczęściej działa tutaj jednocześnie zespół czynników fizykochemicznych prowadzący w efekcie do ubytku materiału, zmiany jego struktury oraz deformacji kształtu części. Zrozumiałe jest, że elementy maszyn, a szczególnie pary kinematyczne, mogą być użytkowane aż do osiągnięcia zużycia granicznego, tj. takiego ubytku materiału, przy którym, wystąpią zakłócenia działania.

Nie sposób było nie wspomnieć o zastosowaniu systemów CAE, zapewniających szeroki wybór rozwiązań do wielozadaniowej symulacji opartej na metodzie elementów skończonych oraz zapewniających wszechstronne funkcje do przygotowywania modeli, rozwiązywania oraz przetwarzania końcowego. Ale nie tylko sama symulacja oparta na metodzie elementów skończonych daje ostateczny rezultat. Istotne są też pomiary przeprowadzone w warunkach rzeczywistych. Dlatego, też konieczne staje się stosowanie czujników dedykowanych do pomiaru określonych wielkości fizycznych. Bezpośredni pomiar naprężeń mechanicznych (i nie tylko) w elementach maszyn i konstrukcjach jest szczególnie trudny, często wręcz niemożliwy, dlatego powszechnie stosowana jest metoda pośrednia, polegająca na pomiarze odkształceń materiału konstrukcji i obliczaniu na ich podstawie poszukiwanych naprężeń. I tutaj z pomocą przychodzi tensometria oporowa, która opiera się na znanym zjawisku fizycznym.

Pamiętać należy, że efekty badań naukowych pozwalają na wprowadzenie nowych technologii, adekwatnych do wymagań formułowanych przez konsumentów. Dialog i wzajemna współpraca pomiędzy naukowcami, producentami i konsumentami stymulują kreatywność tak potrzebną w rozwiązywaniu nowych problemów, a więc idealnie wpisują się w pomysł Industry 4.0.

dr inż. Joanna Zielińska-Szwajka  
Politechnika Rzeszowska

# Przedmowa Prezesa HSW



*Artyleria Bóg Wojny* to znane wśród wojskowych określenie, które w pełni oddaje wagę i znaczenie Wojsk Rakietowych i Artylerii jako jednej z kluczowych formacji znacznie zwiększających naszą przewagę w razie konfliktu zbrojnego. Dowodem tego był chociażby ostatni konflikt rozgrywający się nieopodal naszych granic na Ukrainie. Nikt nie chce wywoływać konfliktów prowadzących do konieczności użycia ciężkiego sprzętu wojskowego ale słuszne jest stwierdzenie *Chcesz zachować pokój – szykuj się do wojny*.

Jednym z krytycznych elementów bojowego sprzętu artyleryjskiego (*efektorów*) są różnego rodzaju rozwiązania zespołów armat różnego kalibru, począwszy od 60 a skończywszy na 155 mm i więcej. Z kolei w zespole armaty występuje lufa, element bardzo odpowiedzialny pod względem wytrzymałościowym, wymiarowym, jakości wykonania i żywotności, której prawidłowe wykonanie jest niezwykle ważne dla bezpiecznej eksploatacji sprzętu oraz skuteczności prowadzonego ognia.

Huta Stalowa Wola S.A. jest znanym i uznanym producentem sprzętu artyleryjskiego. W swoich zasobach produkcyjnych posiada oddział, który dedykowany jest do produkcji luf artyleryjskich. Stąd naturalnym jest zainteresowanie i wspieranie tematyki i prac badawczo-rozwojowych związanych z tym obszarem inżynierii materiałowej i mechanicznej.

Tematy i zakres opracowań zawartych w niniejszej monografii stanowi bardzo ważny element służący rozwojowi tych, tak bardzo istotnych elementów sprzętu wojskowego. Badania skomplikowanych zjawisk zachodzących w trakcie procesu wystrzału, ich oddziaływanie na lufy dział artyleryjskich jest kluczem do optymalizacji i poprawy parametrów eksploatacyjnych i wytrzymałościowych. Kolejnymi zagadnieniami związanymi z projektowaniem są zagadnienia związane z modelowaniem tych zjawisk oraz modelowaniem ich oddziaływanie na konstrukcję. Kolejnym etapem, jaki znalazł odzwier-

ciędlenie w niniejszej monografii, jest etap wytwarzania – zagadnienia związane z opracowaniem technologii, poszukiwaniem optymalnych technik wytwarzania umożliwiających zachowanie wymagań zawartych w dokumentacji konstrukcyjnej, a także prowadzących do nowych rozwiązań materiałowych i technologicznych.

Jestem przekonany, że monografia *Technika lufowa* stanie się ważnym elementem w procesie kształcenia studentów i będzie pomocą dla inżynierów, konstruktorów i technologów w praktycznej działalności nie tylko w obszarze produkcji zbrojeniowej ale także w obszarze *dual use* ze względu na wzajemne przenikanie się zagadnień stricte militarnych i zastosowań cywilnych.

Bartłomiej Zając  
Prezes Huty Stalowa Wola



Badania oraz ich publikacja zostały zrealizowane dzięki środkom na utrzymanie potencjału badawczego Politechniki Rzeszowskiej w ramach umowy PB28.KW.21.001.

Badania zostały zrealizowane dzięki wykorzystaniu aparatury z projektu: *Utworzenie naukowo-badawczego Laboratorium Międzyuczelnianego w Stalowej Woli* w ramach Programu Operacyjnego Rozwój Polski Wschodniej 2007-2013, Oś Priorytetowa I – Nowoczesna Gospodarka, Działanie I.3 – Wspieranie Innowacji, numer projektu: POPW.01.03.00-18-016/12-00.



# Spis treści

1	Charakterystyka zjawisk zachodzących w przewodzie lufy podczas strzału amunicją artyleryjską i ich wpływ na zużycie <i>P. Bieniek, J. Weiss</i> . . . . .	15
1.1	Wprowadzenie . . . . .	16
1.2	Analiza czynników powodujących zużycie luf artyleryjskich . . . . .	16
1.3	Wskaźniki umożliwiające ocenę stanu luf artyleryjskich . . . . .	22
1.4	Metody sprawdzające stopień zużycia luf . . . . .	24
1.5	Podsumowanie . . . . .	31
	Bibliografia . . . . .	32
2	Metody numerycznego modelowania i symulowania eksplozji <i>A. Kramek, J. Gumieniak</i> . . . . .	35
2.1	Wprowadzenie . . . . .	36
2.2	Czynniki rażące przy wybuchu ładunku . . . . .	37
2.3	Metody numeryczne do symulowania zjawisk dynamicznych . . . . .	40
2.4	Matematyczny opis układu szybkozmiennych zjawisk dynamicznych . . . . .	47
2.5	Zjawisko eksplozji w silniku spalinowym . . . . .	52
2.6	Podsumowanie . . . . .	55
	Bibliografia . . . . .	55
3	Pośredni pomiar rozkładu naprężeń w zbiorniku ciśnieniowym za pomocą tensometrii oporowej <i>M. Szewczyk, G. Dzieńiszewski</i> . . . . .	59
3.1	Analiza literatury . . . . .	60
3.2	Rozkład naprężeń (zadanie Lamégo) . . . . .	67
3.3	Metodyka badań . . . . .	73

3.4	Podsumowanie . . . . .	87
	Bibliografia . . . . .	88
4	Modelowanie naprężeń statycznych i dynamicznych w rurach grubościennych przy użyciu MES <i>A. Belcarz, A. Sikorska</i> . . . . .	91
4.1	Wprowadzenie . . . . .	92
4.2	Zagadnienie Lamé'go . . . . .	93
4.3	Teoretyczne rozwiązanie problemu dynamicznego obciążenia rury grubościennej . . . . .	99
4.4	Analiza naprężeń w rurach grubościennych przy użyciu MES	102
4.5	Podsumowanie . . . . .	110
	Bibliografia . . . . .	112
5	Wpływ rodzaju obróbki na jakość lufy <i>J. Czaja, W. Żelasko</i> . . . . .	115
5.1	Wprowadzenie . . . . .	116
5.2	Charakterystyka procesów nagniatania . . . . .	117
5.3	Stereometria powierzchni i parametry przestrzenne . . . . .	127
5.4	Zakres badań doświadczalnych . . . . .	134
5.5	Wyniki badań i ich analiza . . . . .	138
5.6	Podsumowanie . . . . .	146
	Bibliografia . . . . .	147
6	Metody pomiaru czasu strzału podczas strzelania 120 mm amunicją czołgową <i>P. Bieniek, K. Sz wajka</i> . . . . .	151
6.1	Charakterystyka pomiaru czasu strzału . . . . .	152
6.2	Zastosowane metody pomiarowe . . . . .	154
6.3	Metoda przewodowa . . . . .	154
6.4	Metoda szybkoklatkowej kamery . . . . .	156
6.5	Wyniki . . . . .	157
6.6	Wnioski . . . . .	161
	Bibliografia . . . . .	163
	Spis rysunków . . . . .	164

Spis tablic . . . . .	168
-----------------------	-----



# 1. Charakterystyka zjawisk zachodzących w przewodzie lufy podczas strzału amunicją artyleryjską i ich wpływ na zużycie

PIOTR BIENIEK<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, D538@STUD.PRZ.EDU.PL

JANUSZ WEISS<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, J.WEISS@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie.** W pracy przeanalizowano zjawiska zachodzące w przewodzie lufy armatniej podczas strzału i związane z nimi mechanizmy zużycia. Scharakteryzowano czynniki konstrukcyjne i materiałowe luf oraz czynniki balistyczne stosowanej amunicji. Artykuł zawiera kryteria oceny aktualnego stanu przewodu luf różnych typów dział artyleryjskich. Przedstawiono również metody pomiaru zużycia dla wybranych rodzajów luf, stosowane w Wojskowym Instytucie Technicznym Uzbrojenia wraz z analizą otrzymanych wyników.

---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-0591-2231, Szkoła Doktorska Nauk Inżyneryjno-Technicznych na Politechnice Rzeszowskiej

<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-3274-8772, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

## 1.1. Wprowadzenie

Do podstawowych środków walki zalicza się broń palną opartą na artylerii lufowej. W zależności od konstrukcji przewodu lufy wyróżnia się działa artyleryjskie gwintowane i gładkolufowe. Innymi kryteriami podziału broni artyleryjskiej są miejsce działania i charakter celu – broń lądowa, czołgowa, przeciwlotnicza, lotnicza, morska oraz kaliber – działa o małym kalibrze ( $20 \div 85$  mm), średnim kalibrze ( $85 \div 155$  mm) i o dużym kalibrze ( $>155$  mm) [4].

Przeznaczeniem dział artyleryjskich jest wystrzeliwanie pocisków z ustalonymi parametrami balistycznymi (prędkość początkowa i ciśnienie maksymalne w przewodzie lufy) w określonym kierunku (azymut, elewacja), w bardzo krótkim czasie zawierającym się w przedziale kilkudziesięciu milisekund. Powyższa charakterystyka sprawia, że działa artyleryjskie można traktować jak maszynę cieplną o ogromnej mocy.

Każdy oddany strzał powoduje pogłębienie zużycia lufy działa artyleryjskiego. Zjawiskami mającymi decydujący wpływ na zużycie są:

- działanie gazów prochowych o bardzo wysokiej temperaturze;
- tarcie występujące pomiędzy pociskami, a ściankami luf;
- działanie powybuchowych gazów na materiał lufy zwane erozją.

Zarówno intensywność, jak i charakter wyżej wymienionych zjawisk zależą od rodzaju przewodu lufy i kalibru działa, wystrzeliwanych typów pocisków oraz prochów użytych przy produkcji ładunków miotających [5].

Zużycie przewodu luf przejawia się powstawaniem ubytków materiału w postaci rys, pęknięć, szczelin i odprysków zastosowanych powłok ochronnych, które wpływają na pogorszenie własności balistycznych działa oraz mogą prowadzić do rozerwania lufy na skutek przekroczenia granicznej wytrzymałości zmęczeniowej materiału.

## 1.2. Analiza czynników powodujących zużycie luf artyleryjskich

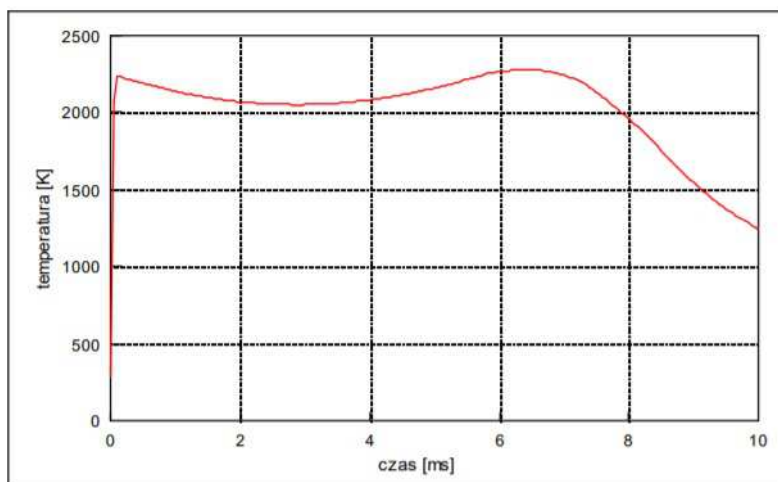
Na zużycie luf artyleryjskich wpływa wiele czynników. Najważniejsze z nich to: temperatura gazów prochowych, erozja mechaniczna spowodowana tarciami oraz erozja chemiczna spowodowana gazami powybuchowymi. W niniejszej części omówione zostaną wszystkie z wymienionych czynników zużycia.



### 1.2.1. Wysoka temperatura gazów prochowych

Podczas każdego strzału powierzchnie przewodu lufy nagrzewają się gwałtownie (w czasie dziesiątych części milisekundy) do bardzo wysokiej temperatury zawierającej się w przedziale od 800 do 1200°C. Po czym w przeciągu kilku kolejnych dziesiątych części sekundy temperatura powierzchni przewodu lufy ulega obniżeniu do wartości wyższej o kilkanaście stopni od temperatury początkowej. W związku z tym wewnętrzna warstwa materiału lufy o nieznacznej grubości jest narażona na krótkotrwałe zmiany o bardzo dużym gradiencie temperatury.

Silne nagrzewanie się powierzchni przewodu lufy wpływa na zmiękanie materiału i podatność na mechaniczne ścieranie, w wyniku czego w warstwach ochronnych wykonywanych z chromu dochodzi do powstawania naprężeń powodujących odpryski oraz wykruszenia. Dodatkowo wysoka temperatura powoduje eskalację zachodzących reakcji chemicznych i wpływa na występowanie przemian fazowych w materiale, z którego wykonano lufy. Wzrost temperatury powierzchni przewodu lufy jest proporcjonalny do temperatury spalania się ładunków miotających. Przykładowy przebieg temperatury gazów prochowych w funkcji czasu mierzony w komorze ładunkowej armaty KDA 35 × 228 mm został przedstawiony na rysunku 1.1.

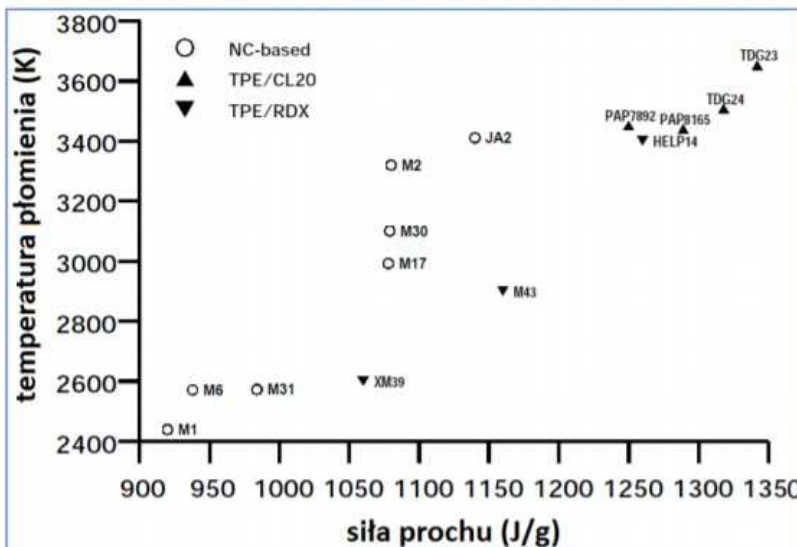


Rysunek 1.1: Przykładowy przebieg temperatury gazów prochowych w funkcji czasu [9]

Jakościowy charakter przebiegów temperatury gazów prochowych w czasie nie ulega większym zmianom, natomiast ilościowo przebiegi te mogą się znacznie różnić w zależności od kalibru działa artyleryjskiego, prędkości początkowej pocisku i rodzaju ładunku miotającego.

Prochy stosowane do produkcji ładunków miotających dzielą się na homogeniczne i heterogeniczne (złożone). Spośród prochów homogenicznych wyróżnia się jedno-, dwu- lub trójbazowe. Podstawowym składnikiem prochu jednobazowego jest nitroceluloza, która stanowi około 95% jego całkowitej masy. W przypadku prochów dwubazowych obecność nitrocelulozy uzupełnia nitrogliceryna pełniąca rolę plastyfikatora oraz dodatki stabilizatorów i modyfikatorów szybkości spalania. Prochy trójbazowe mają w swoim składzie dodatkowo nitroguanidynę.

W celu zapewnienia bardzo dużej prędkości pocisku (rzędu 1600÷1800 m/s) dla naboji podkalibrowych przeciwpancernych stosuje się prochy nitroglicerynowe charakteryzujące się największą energetycznością przekładającą się na wartość siły. Na rysunku 1.2 przedstawiono zależności energetyczne i temperaturowe dla wybranych typów prochów.



Rysunek 1.2: Temperatura płomienia oraz teoretyczna siła wybranych typów prochów [6]

### **1.2.2. Erozja mechaniczna spowodowana tarciem**

Siła tarcia przeciwdziała wzdłużnej składowej sily ciśnienia gazów prochowych nadającej przyspieszenie pociskowi i występuje pomiędzy częściami prowadzącymi pocisk a powierzchniami przewodu lufy.

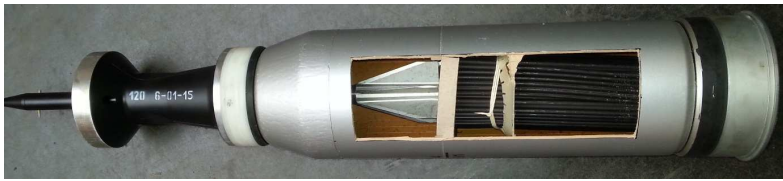
W przypadku luf gładkościennych przyczyną tarcia są sily grawitacyjne i dociskanie powierzchni zewnętrznych pocisku do ścianek przewodu lufy, w wyniku jego odkształceń promieniowych wywołanych obciążeniami bezwładnościowymi przy bardzo dużym obciążeniu. Większe tarcie występuje w lufach gwintowanych. Jest ono efektem oddziaływania siłowego krawędzi roboczych gwintu lufy na pierścień wiodący pocisku, wymuszającego ruch obrotowy. Występowanie nacisku powierzchniowego dochodzącego do wartości 345 MPa powoduje przewyższenie granicy plastyczności miedzi, z której wykonywane są pierścienie wiodące pocisków. Wielkości nacisków są porównywalne z wartością wytrzymałości miedzi na rozciąganie, natomiast ciepło wytwarzane przez tarcie pierścienia o gwintowane bruzdy lufy może wpływać na topienie wierzchniej warstwy pierścieni. Powstawanie stopionego materiału pierścienia działa wówczas na zasadzie smaru, który zmniejsza sily tarcia [10].

Na poziom tarcia dodatkowy wpływ ma rodzaj zastosowanego ładunku miotającego w przypadku luf gwintowanych oraz rodzaj ładunku i pocisków w przypadku luf gładkościennych armat i moździerzy. W celu odbioru elementów uzbrojenia stosuje się wzmocnione ładunki miotające. Są to ładunki etatowe podgrzane do określonej temperatury lub ładunki etatowe z dodatkową naważką prochu, zapewniające uzyskanie odpowiedniego ciśnienia maksymalnego w przewodzie lufy (zwykle około 15% większego niż standardowe).

Przeznaczenie haubic i dział przeciwlotniczych do strzelania wysokimi kątami wymusza stosowanie typowych pocisków odłamkowo-burzących o zwartej skorupie wypełnionej materiałem wybuchowym. W przypadku czolgowych luf gładkościennych przeznaczonych do strzelania na wprost stosowane są pociski odłamkowo-burzące oraz podkalibrowe pociski przeciwpancerne. Te ostatnie ze względu na swoją budowę (wolframowa strzałka otoczona sabotami wiodącymi pozbawionymi opływowego kształtu) najbardziej zużywają przewód lufy w wyniku tarcia. Nabój z podkalibrowym pociskiem przeciwpancernym kalibru 120 mm w przekrojach pokazujących ładunek miotający przedstawiono na rysunkach 1.3 i 1.4.



Rysunek 1.3: Nabój podkalibrowy z pełnym ładunkiem miotającym



Rysunek 1.4: Nabój podkalibrowy z ładunkiem miotającym pozbawionym prochu ziarnistego

### 1.2.3. Erozja chemiczna spowodowana powybuchowymi gazami

Każdy strzał oddawany z broni palnej skutkuje współistnieniem szkodliwych gazów powybuchowych, które oddziałują na materiał lufy i prowadzą do jego niszczenia. Proces ten określa się mianem erozji chemicznej, która jest jednym z najbardziej istotnych problemów związanych z rozwojem oraz eksploatacją artylerii lufowej. Erozja chemiczna jest zjawiskiem ciągłym i długotrwałym, powodującym powolne niszczenie materiału lufy. Powierzchnie przewodu nowej lufy są początkowo gładkie i wypolerowane, następnie stają się matowe, później szorstkie, a dalsza eksploatacja wiąże się z wystąpieniem drobnych pęknięć i rys, które następnie tworzą siatkę pęknięć. Kolejne strzały powodują pogłębianie i rozszerzanie się pęknięć, które są w znacznym stopniu ukierunkowane wzdłuż osi lufy, czyli w kierunku zgodnym z ruchem gazów powybuchowych. Skoncentrowane pęknięcia tworzące siatkę można najczęściej spotkać w obszarze stożka przejściowego lufy, rzadziej w części wylotowej.

W skład mieszaniny gazów powybuchowych wchodzi następujące pierwiastki i związki chemiczne, takie jak: dwutlenek węgla ( $\text{CO}_2$ ), tlenek węgla ( $\text{CO}$ ), woda ( $\text{H}_2\text{O}$ ), wodór ( $\text{H}_2$ ) i azot ( $\text{N}_2$ ), które zostały wymienione

w kolejności odpowiadającej poziomowi ich agresywności oddziaływania. Dodatkowymi gazami mieszaniny są śladowe ilości  $\text{NH}_3$  (amoniak),  $\text{CH}_4$  (metan),  $\text{NO}$  (tlenek azotu) oraz  $\text{H}_2\text{S}$  (siarkowodór) [5].



Rysunek 1.5: Występowanie wżerów i białej warstwy w przewodzie lufy 120 mm armaty

W czasie trwania strzału, wraz ze zmianą temperatury następują zmiany stężenia poszczególnych gazów powybuchowych. W zależności od ilości pozostałego tlenu w procesie spalania się prochu wyróżnia się ładunki miotające z dodatnim i ujemnym bilansem tlenowym. W przypadku dodatniego bilansu tlenowego i wysokiej temperatury wybuchu stosunek tlenku węgla do dwutlenku węgla wynosi około 1, natomiast na powierzchniach przewodu lufy dochodzi do wytworzenia austenitu i tlenku żelaza ( $\text{FeO}$ ). Tlenek żelaza z uwagi na niską temperaturę topnienia zostaje rozprzestrzeniony i usunięty z przewodu lufy za sprawą mieszaniny gazów powybuchowych. Jednakże jego chwilowa obecność powoduje na powierzchniach przewodu lufy charakterystyczne bąbelkowate wżery.

W przypadku ujemnego bilansu tlenowego i niskiej temperatury wybuchu stosunek tlenku węgla do dwutlenku węgla zawiera się w przedziale od 2 do 3, a na powierzchniach przewodu lufy dochodzi do wytworzenia zewnętrznej białej warstwy. Składnikami białej warstwy są: cementyt ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ),

związki azotu ( $\text{Fe}_2\text{Nx}$  i  $\text{Fe}_4\text{N}$ ) oraz śladowe ilości tlenku żelaza, austenitu szczałkowego oraz martenzytu tetragonalnego. Idąc w głąb materiału lufy można napotkać wewnętrzną białą warstwę tworzącą ustabilizowany austenit z rozpuszczonych pierwiastków azotu i węgla. Poniżej wymienionych powłok znajduje się warstwa wyróżniająca się zmęczeniem cieplnym materiału.

Efekty erozji chemicznej w postaci wżerów i białej warstwy na powierzchniach przewodu lufy przedstawiono na rysunku 1.5.

W związku z powyższym można stwierdzić, że jednym z najważniejszych czynników wpływających na przebieg zjawisk wywołujących erozję luf jest temperatura mieszaniny powybuchowych gazów prochowych. Temperatura ta decyduje o przebiegu reakcji chemicznych, przemian fazowych i dyfuzji [10].

### **1.3. Wskaźniki umożliwiające ocenę stanu luf artyleryjskich**

Zużywanie luf postępuje w zależności od ilości oddawanych strzałów, dlatego proces ten powinien być stale nadzorowany w celu bezpiecznej eksploatacji działa. W przypadku armat czołgowych żywotność luf jest znacznie mniejsza niż dla typowych dział artyleryjskich. Na parametr żywotności luf wpływają dwie składowe:

- wytrzymałość zmęczeniowa określająca dopuszczalną liczbę strzałów w celu bezpiecznego użytkowania;
- dokładność balistyczna związana ze spadkiem mierzonych parametrów balistycznych i destabilizacja elementów amunicji służących do jej prowadzenia w przewodzie lufy, wpływająca na zaburzony tor lotu pocisków i wzrost ich rozrzutu względem zadanego celu [12].

W zależności od typu działa, zastosowanej technologii wykonania przewodu lufy, konstrukcji używanych naboji i rodzaju wystrzeliwanych pocisków okres żywotności, zakończony wycofaniem lufy z eksploatacji, jest zróżnicowany. W przypadku braku powłok ochronnych na powierzchniach przewodu luf następuje powiększenie średnicy wewnętrznej. Największe wartości powiększenia można zaobserwować w okolicy stożka przejściowego. Wartości te stopniowo maleją w kierunku wylotu. Dla luf, których powierzchnie przewodu są pokryte powłoką ochronną z chromu lub irydu, średnica wewnętrzna lufy powiększa się, ale w znacznie mniejszym stopniu.

Lufy te są sprawdzane pod kątem wystąpienia defektów zastosowanej powłoki w postaci wżerów, których obszar i głębokość wzrasta wraz z ilością oddawanych strzałów.

Brak powłok ochronnych powoduje bardziej regularne zużywanie luf, których ocena stanu odbywa się na podstawie pomiaru średnicy. Lufy pokryte od wewnątrz powłokami ochronnymi cechuje zużycie erozyjne, które jest mierzone na podstawie istniejących wżerów za pomocą specjalistycznego sprzętu, jak np. videoskop cyfrowy wyposażony w optyczną sondę. Ponadto istnieje jeszcze jedno kryterium oceny zużycia luf zarówno z powłokami ochronnymi, jak i bez a mianowicie jest nim wydłużenie komory nabojojowej. Wydłużenie jest mierzone na podstawie przesunięcia stożka przejściowego i zależy od rodzaju wystrzeliwanych naboji. W przypadku dział umożliwiających strzelanie nabojami rozdzielnego ładowania (składającymi się z dwóch osobnych, elementów takich jak pocisk i ładunek miotający) przesunięciu stożka przejściowego dodatkowo towarzyszy powiększenie objętości komory nabojojowej powodujące zwiększenie dystansu pomiędzy ładunkiem a pociskiem, który przedstawiono na rysunku 1.6.



Rysunek 1.6: Schemat naboju rozdzielnego ładowania w lufie

Zmiana objętości komory nabojojowej wpływa na spadek ciśnienia gazów prochowych, które mają więcej miejsca do rozprężania się, w wyniku czego dochodzi do proporcjonalnego zmniejszenia prędkości początkowej pocisków [11]. Natomiast dla dział przeznaczonych do strzelania nabojami scalonymi dochodzi do wystąpienia luzu zaporowego pomiędzy nabojem a stożkiem przejściowym, co pokazano na rysunku 1.7.



Rysunek 1.7: Schemat naboju scalonego w lufie

Nawiązując do powyższego, przesunięcie stożka przejściowego jest dopuszczalne do długości nieprzekraczającej tylnej części pocisku, mierzonej od pierścieniem wiodącego (uszczelniającego). Niespełnienie powyższego warunku umożliwi gazom prochowym przedostanie się przez powstałą szczelinę, między pierścieniem wiodącym a przewodem zużytej lufy, w pierwszej fazie ruchu pocisku [8].

W związku z postępującym zużyciem luf, poszczególne armaty posiadają klasy zużycia, które decydują o ich przeznaczeniu i doliczaniu poprawek balistycznych do uzyskiwanych parametrów.

Lufy ze względu na klasę zużycia mogą być przeznaczone do badań:

- skupienia pocisków na tarczy i w terenie;
- mających na celu ustalenie naważek prochowych ładunków miotających i ich odbioru;
- wytrzymałości i funkcjonowania pocisków i innych elementów naboju.

#### 1.4. Metody sprawdzające stopień zużycia luf

W trakcie eksploatacji sprzętu uzbrojenia dochodzi do zmian geometrii lufy w postaci powiększenia średnicy przewodu lufy, wydłużenia komory naboju i wystąpienia ubytków powłoki ochronnej. Rozpatrywanie powyższych zjawisk zostało przeprowadzone odpowiednio na 125 mm armacie 2A46 z lufą gładkościenną bez powłoki ochronnej, 122 mm haubicy 2A31 z lufą gwintowaną bez powłoki ochronnej i 120 mm armacie 2A4 z lufą gładkościenną chromowaną.

Pomiar średnicy przewodu lufy w 125 mm armacie odbywa się za pomocą średnicówki cyfrowej podłączonej do oprogramowania komputerowego, którą przedstawiono na rysunku 1.8.





Rysunek 1.8: Średnicówka cyfrowa z oprogramowaniem komputerowym

Przed rozpoczęciem pomiaru średnicówkę należy skalibrować za pomocą legalizowanego pierścienia kalibrującego, którego wymiar wynosi 124,99 mm. Zestaw pomiarowy posiada elementy umożliwiające zarówno wydłużenie, jak i skrócenie przyrządu pomiarowego w celu dotarcia do każdego miejsca na całej długości lufy.

Lufy 125 mm armat posiadają 4 kategorie zużycia:

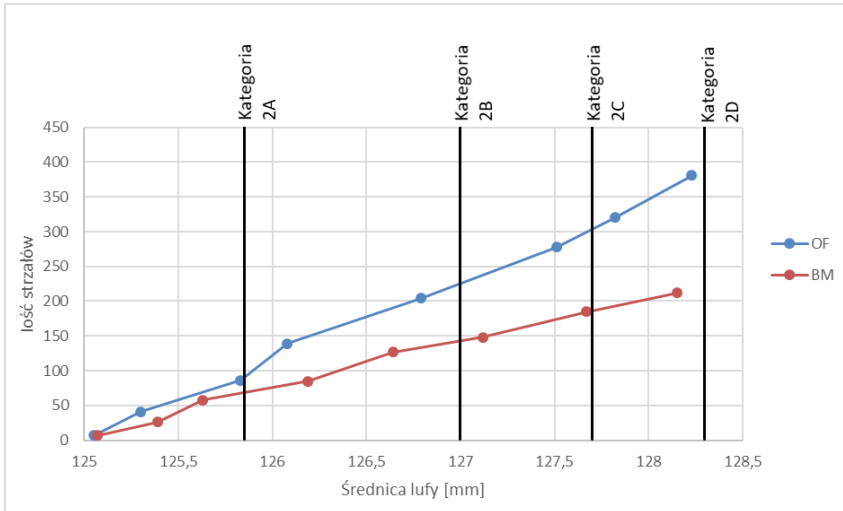
– 2A →  $\varnothing = 125,00 \div 125,85$  mm;

– 2B →  $\varnothing = 125,85 \div 127,00$  mm;

– 2C →  $\varnothing = 127,00 \div 127,70$  mm;

– 2D →  $\varnothing = 127,70 \div 128,30$  mm.

Na rysunku 1.9 przedstawiono zależność powiększenia średnicy lufy od ilości oddanych strzałów pociskami odłamkowo-burzącymi (OF) i podkalibrowymi (BM).



Rysunek 1.9: Wykres zależności powiększenia średnicy lufy od ilości oddanych strzałów

Do obliczeń balistycznych prędkości początkowej pocisku należy uwzględnić poprawkę ze względu na zużycie lufy  $\Delta V_{zl}$ . Poprawkę  $\Delta V_{zl}$  określa się na podstawie zmierzonego przed strzelaniem powiększenia średnicy przewodu lufy  $\Delta d$  zgodnie z tabelą 1.1. Wartości pośrednie poprawek należy obliczać metodą interpolacji z dokładnością 0,05% [14].

Tabela 1.1: Wartości poprawek w odniesieniu do powiększenia średnicy lufy

$\Delta d$ [mm]	0.5	1.0	1.5	2.0
$\Delta V_{zl}$ [%]	0.1	0.2	0.4	0.6

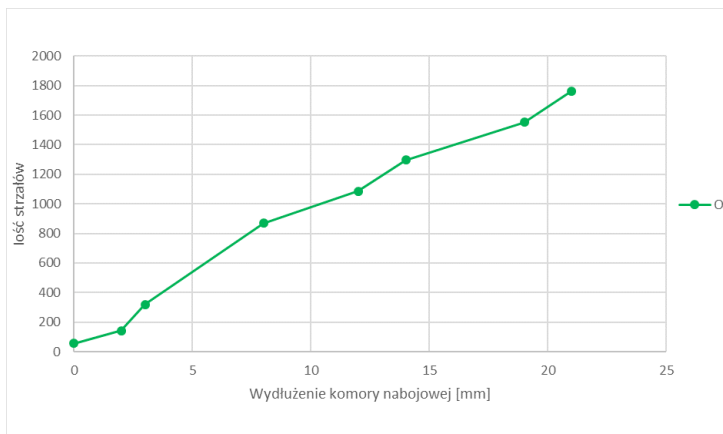
Pomiar wydłużenia komory nabojeowej w 122 mm haubicy odbywa się za pomocą uniwersalnego przyrządu przedstawionego na rysunku 1.10. Przyrząd pomiarowy składa się z legalizowanych pierścieni środkujących o średnicach odpowiadających kalibrom mierzonych luf, elementów stabilizujących i umożliwiających odczyt wartości na analogowej podziałce. Pomiar polega na przemieszczaniu pierścienia środkującego o średnicy 122 mm (zamocowanego do skręcanych, podłużnych elementów) do momentu pojawienia się oporu, czyli zetknięcia z końcem stożka przejściowego. Odczyt wartości odbywa się po zablokowaniu elementu stabilizującego poprzez jego podarcie na wewnętrznych powierzchniach komory nabojeowej. Wszystkie

części zestawu są opisane symbolami armat tak, aby zapewnić bezproblemowe złożenie przyrządu. Wartość wydłużenia komory jest określana w milimetrach.



Rysunek 1.10: Zestaw do pomiaru wydłużenia komory nabojeowej w haubicach

Na rysunku 1.11 przedstawiono zależność wydłużenia komory nabojeowej od ilości oddanych strzałów pociskami odłamkowo-burzącymi.



Rysunek 1.11: Wykres zależności wydłużenia komory nabojeowej od ilości oddanych strzałów

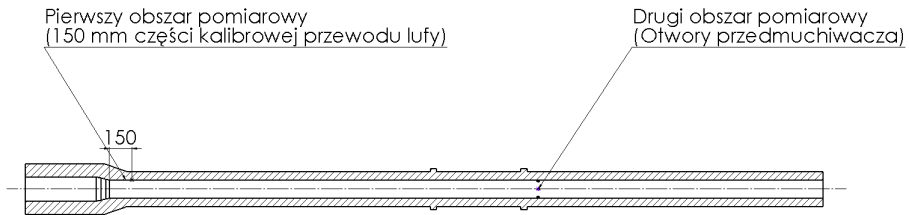
Podczas wykonywania obliczeń balistycznych prędkości początkowej po-

cisku należy pamiętać o uwzględnieniu poprawki ze względu na zużycie lufy  $\Delta V_{zl}$ . Poprawkę  $\Delta V_{zl}$  określa się na podstawie pomiaru wydłużenia komory naboowej  $\Delta L$ , wykonanego przed strzelaniem. W tabeli 1.2 przedstawiono wartości poprawek  $\Delta V_{zl}$  w zależności od wydłużenia komory naboowej  $\Delta L$  122 mm haubicy. Wartości pośrednie poprawek należy obliczać metodą interpolacji z dokładnością 0,1% [13].

Tablica 1.2: Wartości poprawek w odniesieniu do wydłużenia komory naboowej lufy

$\Delta L$ [mm]	7	14	22	30
$\Delta V_{zl}$ [%]	0.5	1.0	1.5	2.0

Pomiar ubytków powłoki ochronnej w 120 mm armacie czołgowej polega na wizualnej ocenie dwóch obszarów lufy, które charakteryzują się wzmożoną podatnością na zużycie poprzez oddziaływanie gazów prochowych. Pierwszy obszar występuje na początku lufy, w odległości do 150 mm za stożkiem przejściowym, natomiast drugi obszar znajduje się w pobliżu otworów przedmuchiwaça. Miejsca pomiarów przedstawiono na rysunku 1.12



Rysunek 1.12: Lufa 120 mm armaty czołgowej z uwzględnieniem obszarów pomiarowych

Pomiar defektów w lufie przeprowadzono za pomocą videoskopu firmy General Electric Mentor Visual IQ. Przed pomiarem zweryfikowano ilość oddanych strzałów ze 120 mm armaty czołgowej, która wynosiła 635. Spośród wszystkich strzałów, 333 oddano pociskami odłamkowo-burzącymi, 225 pociskami podkalibrowymi oraz 77 makietami pocisków podkalibrowych. Na rysunkach 1.13 i 1.14 przedstawiono ubytki zarejestrowane videoskopem znajdujące się w poszczególnych obszarach lufy [15].



(a)

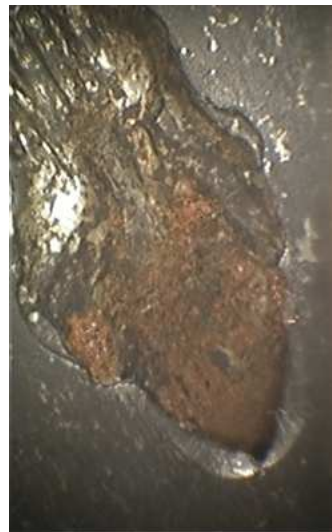


(b)

Rysunek 1.13: Stan przewodu lufy w obszarze za stożkiem przejściowym



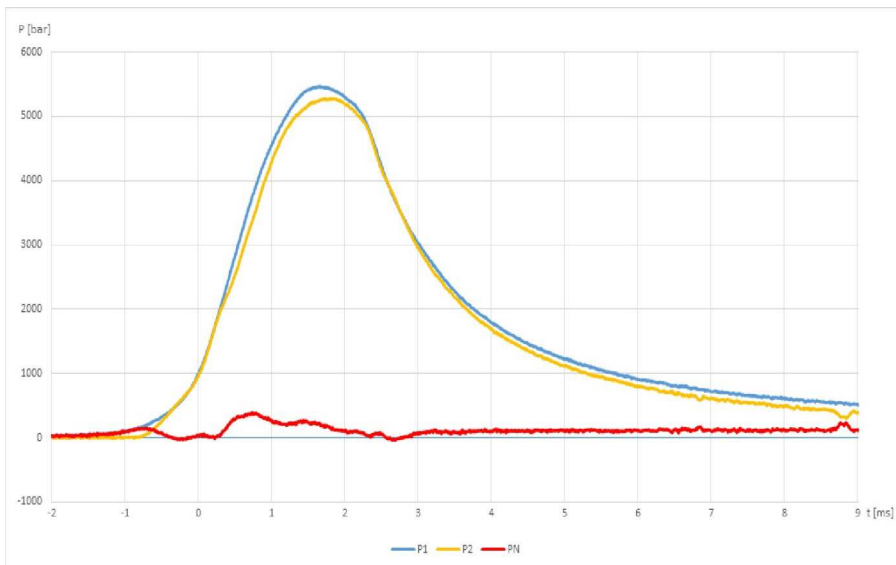
(a)



(b)

Rysunek 1.14: Stan przewodu lufy w obszarze za przedmuchiwaczem

Dodatkowo do analizy stanu komory naboju 120 mm armaty czołgowej na przestrzeni strzałów oraz do wykrycia niebezpiecznych zjawisk zachodzących w komorze naboju podczas strzału stosuje się pomiar ciśnienia negatywnego gazów prochowych. Istotą pomiaru jest określenie ciśnienia na podstawie różnicy ciśnień zmierzonych na początku i na końcu komory naboju. Pomiar jest wykonywany za pomocą dwóch czujników piezoelektrycznych. Zarejestrowane punkty pomiarowe z krzywych przebiegu ciśnień na początku i na końcu komory naboju są umieszczane w arkuszu kalkulacyjnym na jednym wykresie, w funkcji ciśnienia od czasu. Na podstawie obliczeń opierających się na różnicy ciśnień występującego na końcu komory naboju względem ciśnienia na początku komory, dla pojedynczych punktów pomiarowych (pików tworzących krzywe), uzyskuje się maksymalne negatywne ciśnienie gazów prochowych. Wszystkie punkty pomiarowe spełniające powyższą zależność są zaliczane do krzywej przebiegu ciśnienia negatywnego. Przykładowy wykres przebiegów ciśnienia w czasie dla dwóch czujników piezoelektrycznych wraz z wynikowym ciśnieniem negatywnym przedstawiono na rysunku 1.15.



Rysunek 1.15: Przebieg ciśnień w czasie wraz z wynikowym ciśnieniem negatywnym [3]

## 1.5. Podsumowanie

Spowodowane erozją mechaniczną i chemiczną powiększenie średnicy przewodu lufy w pobliżu stożka przejściowego przyczynia się do wzrostu objętości komory nabojoyej oraz pogorszenia współpracy pierścieni wiodących pocisków z powierzchniami luf wzdłuż całego przewodu. W rezultacie czego dochodzi do obniżenia gęstości ładowania oraz pogorszenia szczelności układu lufa-pocisk, co bezpośrednio wpływa na zmianę parametrów balistycznych w postaci obniżenia prędkości początkowej pocisku i ciśnienia maksymalnego gazów prochowych w przewodzie lufy. W przypadku luf gwintowanych niewłaściwe prowadzenie pocisku może dodatkowo wywoływać ścinanie pierścienia wiodącego odpowiedzialnego również za uszczelnienie. Wówczas dochodzi do spadku prędkości obrotowej pocisku, a w konsekwencji do pogorszenia jego stabilizacji po wyjściu z lufy i w początkowej fazie ruchu na torze lotu, co wpływa na zwiększony rozrzut balistyczny.

Analiza stanu luf, rozpatrywanych we wcześniejszym punkcie, opierająca się na pomiarze średnicy, wydłużeniu komory nabojoyej i identyfikacji ubytków prowadzi do wysunięcia następujących wniosków.

Porównując wykresy pomiaru średnicy luf gładkościennych 125 mm armat 2A46 można zaobserwować, że zużycie lufy przeznaczonej do strzelania pociskami podkalibrowymi nastąpiło znacznie wcześniej niż tej, z której strzelano pociskami odłamkowo-burzącymi.

Nierównomierne zużycie luf jest spowodowane kształtem pocisku. Optywowy pocisk odłamkowo-burzący łagodniej oddziałuje na powierzchnie przewodu lufy niż saboty otaczające przeciwpancerną strzałkę. W obu nabojach rozdzielnego ładowania stosuje się ładunek miotający zasadniczy 4Z40, jednak przy pocisku podkalibrowym występuje dodatkowy ładunek miotający, który w połączeniu z małą masą pocisku daje prędkość początkową w granicach  $1700 \div 1800$  m/s. Jest to prędkość niemal dwukrotnie wyższa od pocisku odłamkowo-burzącego, co również wpływa na erozję mechaniczną lufy.

Odnosząc się do wykresu wydłużenia komory nabojoyej lufy gwintowanej 122 mm haubicy 2A31 można stwierdzić, że zużycie lufy jest w miarę proporcjonalne do ilości oddawanych strzałów. Wartość wydłużenia wzrasta o 1 mm po oddaniu około 90 strzałów. Różnice pomiędzy poszczególnymi odcinkami krzywej są spowodowane stosowaniem dwóch ładunków miotających – zmniejszonego zmiennego i pełnego zmiennego, który powoduje większe zużycie.

Na podstawie analizy z pomiaru ubytków lufy gładkościennej 120 mm armaty podpartej przekroczonymi, znormalizowanymi wartościami ciśnienia negatywnego oraz znacznym spadkiem parametrów balistycznych stwier-

dzono, że doszło do pełnego zużycia lufy. Wobec tego lufę wycofano z użytku, ponieważ dalsza eksploatacja mogłaby zagrażać bezpieczeństwu obsługi [1].

Istnieją działania, po wdrożeniu których, można spowolnić zjawiska powodujące zużycie luf artyleryjskich. Poniżej wymieniono kilka przykładów [2]:

- obniżenie temperatury przewodu lufy przez zastosowanie sztucznej warstwy przyściennej lub przez używanie ładunków miotających, charakteryzujących się niższą temperaturą spalania;
- modyfikacja składu mieszaniny gazów powybuchowych przez zastosowanie prochów o mniejszych właściwościach erozyjnych;
- zapewnienie prawidłowej współpracy pierścienia wiodącego z gwintem lufy przez zastosowanie kilku pierścieni wiodących, wykonanie gwintu lufy o zmiennym skoku lub wytworzenie pierścienia z materiału obojętnego chemicznie;
- produkcja luf z materiałów charakteryzujących się większą odpornością na erozję mechaniczną i chemiczną.

## Bibliografia

- [1] *Norma Obronna NO-13-A235: Amunicja artyleryjska. Naboje 120 × 570 mm do gładkolufowych armat czołgowych. Wymagania.* MON, Warszawa, 2006.
- [2] I. Ahmad. The Problem of Gun Barrel Erosion: An Overview. *Gun Propulsion Technology. Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics*, 109, 1988.
- [3] P. Bieniek, P. Śnios. Pomiar negatywnego ciśnienia gazów prochowych podczas strzelania 120 mm amunicją czołgową zgodnie z normą STANAG 4493. *Problemy Techniki Uzbrojenia*, 153(1):65–74, 2020.
- [4] A. Ciepliński, R. Woźniak. *Encyklopedia współczesnej broni palnej.* WiS s.c, Warszawa, 1993.
- [5] W.T. Ebihara, D.T. Rorabaugh. Mechanisms of Gun-Tube Erosion and Wear. *Gun Propulsion Technology. Vol. 109 of Progress in Astronautics and Aeronautics*, 109, 1988.
- [6] M. Hara. *Wytwarzanie i badanie właściwości materiałów miotających o obniżonej wrażliwości.* Rozprawa doktorska, Warszawa, 2020.
- [7] A.I. Jonston. Understanding and Predicting Gun Barrel Erosion. *Defence Science and Technology Organisation, DSTO-TR-1757*, 2005.
- [8] Z. Pankowski. Żywotność luf 120 mm armat czołgowych. *Problemy Techniki Uzbrojenia*, 3:95–103, 2008.
- [9] M. Radomski. *Obliczenia balistyczne, Projekt wstępny naboju kal. 35mm × 228 z pociskiem APDS.* IMiK PW, Warszawa, 1996.



- [10] M. Radomski. Warunki pracy luf i związane z tym zagadnienia wytrzymałości i żywotności. *Problemy Techniki Uzbrojenia*, 47:90–170, 1997.
- [11] M. Sieriebriakow. *Balistyka wewnętrzna*. MON, Warszawa, 1955.
- [12] W. Stępiak. *Badania balistyczne przy użyciu Dopplerowskiego Zestawu Balistycznego*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1995.
- [13] Wojskowy Instytut Techniczny Uzbrojenia. *Dobór masy i badania zdawczo-odbiorcze ładunków miotających pełnych naboji do 122 mm haubicy samobieżnej bez stosowania ładunków wzorcowych*. Zielonka, 2006.
- [14] Wojskowy Instytut Techniczny Uzbrojenia. *Metodyka doboru masy i badań zdawczo-odbiorczych ładunków miotających Ż40 naboji z pociskiem OF19 do 125 mm armat czołgowych bez stosowania ładunków wzorcowych*. Zielonka, 2008.
- [15] A. Wasilewski, J. Weiss, R. Woźniak, J. Gacek. Wyniki zużycia przewodu lufy armaty czołgu Leopard 2A4. *Problemy Mechatroniki: Uzbrojenie, Lotnictwo, Inżynieria Bezpieczeństwa*, 1:91–102, 2020.

### **Characteristics of the phenomenon in the cannon barrel while shot artillery ammunition and their effect on wear**

**Abstract:** The study analyzes the phenomena occurring in the cannon barrel happen during a shot and the wear mechanisms related to them. The design and material factors of the barrels and the ballistic factors of the ammunition used were characterized. The article contains criteria for assessing the condition of the current barrel line of various types of artillery guns. The methods of measuring wear for selected types of barrels, used at the Military Institute of Armament Technology, were also presented, along with the analysis of the obtained results.



## 2. Metody numerycznego modelowania i symulowania eksplozji

AGNIESZKA KRAMEK<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, A.KRAMEK@PRZ.EDU.PL

JUSTYNA GUMIENIAK<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, J.GUMIENIAK@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie** Wybuch jest zjawiskiem trudnym do modelowania ze względu na złożony i dynamiczny charakter. Symulacje numeryczne opierają się na równaniach matematycznych opisujących fizykę zjawiska wybuchu, łącznie z prawem zachowania masy, pędu i energii, a także zaawansowanego opisu wyrażonego w równaniach konstytutywnych modelu materiałowego. Wyniki uzyskane na wykonanych modelach numerycznych porównuje się z danymi eksperymentalnymi w celu walidacji. Metoda Elementów Skończonych (MES) jest jedną z najbardziej uniwersalnych metod symulacji często stosowaną w rozwiązywaniu problemów inżynierskich. Poprawne odwzorowanie zjawiska eksplozji wymaga doboru właściwego typu kodu obliczeniowego oraz techniki jego użycia. W praktyce stosuje się kombinacje technik symulacyjnych lub pracujących współbieżnie różnych kodów obliczeniowych. Wśród metod symulacji działania fali uderzeniowej na obciążony obiekt wyróżniamy: model Kingery’ego-Bulmasha, metodę Lagrange’a, Eulera, MM-ALE (Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian), CONWEP + ALE, metody bezsiatkowe.

---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-5463-6771, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-5873-8791, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

## 2.1. Wprowadzenie

Zjawisko wybuchu jest jedną z trzech form rozkładu materiałów wybuchowych. Jego zasadniczo odmienny charakter, od dwóch pozostałych - spalania i detonacji, wynika z prędkości przebiegu - rzędu kilometrów na sekundę - zawsze większej od prędkości fali dźwiękowej w danym otoczeniu, w znikomy sposób zależnej od ciśnienia i temperatury. Cechą charakterystyczną jest występowanie huku oraz dużego potencjału niszczenia spowodowanego falą uderzeniową, która rozprzestrzenia się bardzo szybko przekraczając w istotny sposób prędkość przenoszenia rozkładu materiałów wybuchowych przez przewodnictwo cieplne, dyfuzję i promieniowanie. Szczególnym przypadkiem wybuchu jest detonacja czyli wybuch przebiegający ze stałą prędkością, największą z możliwych dla wybranego materiału wybuchowego i dla określonych warunków [29]. Z uwagi na złożony, dynamiczny charakter oraz szereg procesów w nim występujących, wybuch jest zjawiskiem trudnym do modelowania. Wydzielana energia jest związana z przebiegiem reakcji egzotermicznych w materiale wybuchowym. Od lat sześćdziesiątych XX wieku przeprowadzono wiele badań eksperymentalnych i analitycznych w celu zbadania skutków podmuchu i odpowiedzi strukturalnych. Istnieje wiele zawiłości dotyczących zachowania fali uderzeniowej i jej charakterystyki - dominującymi czynnikami są rodzaj i waga ładunku, dystans i rodzaj konstrukcji. Dodatkowo bardzo duża szybkość reakcji powoduje powstanie w materiale naddźwiękowej fali uderzeniowej. Do oszacowania obciążenia konstrukcji pod wpływem wybuchu oraz zniszczeń można wykorzystać metody empiryczne i numeryczne. Pierwsze z nich polegają na badaniu związku pomiędzy eksperymentem a wybranymi zależnościami analitycznymi. Opracowana przez Kingerego i Bulmasha w 1992 roku metoda CONWEP [35] na podstawie równania pozwala określić parametry wybuchu kulistego lub półkolistego, takie jak ciśnienie fali nacierającej i odbitej oraz obciążenie dowolnie oddalonej przeszkody od ładunku wybuchowego o masie od 1 do 400 000 kg. Otrzymywane wyniki dobrze obrazują rozkład ciśnień w przestrzeni bez przeszkód, ale w ośrodkach gdzie fale mogą się odbijać, wzmacniać lub osłabiać bardziej zasadne będzie użycie metod numerycznych, które dadzą dokładniejsze wyniki [8]. Umożliwią one również analizę odporności na wybuch trójwymiarowego modelu mezoskopowego złożonych struktur warstwowych [40] oraz numeryczne podejście do odkształcania się struktur plastra miodu podczas eksplozji bezpośredniej i pośredniej [36]. Symulacje numeryczne opierają się na równaniach matematycznych opisujących fizykę zjawiska wybuchu, łącznie z prawem zachowania masy, pędu i energii, a także zaawansowanego opisu wyrażo-

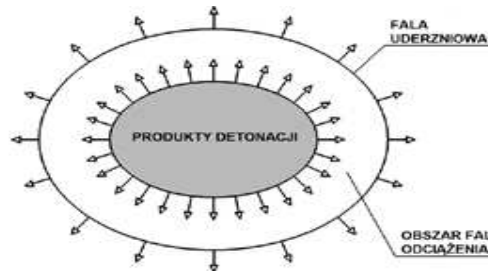
nego w równaniach konstytutywnych modelu materiałowego. Wykorzystują ponadto metodę objętości skończonych z metodą elementów skończonych i jawnym schematem całkowania w dziedzinie czasu pozwalające na zastosowanie w analizie nieliniowego dynamicznego zachowania ciał stałych, płynów i gazów - jak w programie ANSYS AUTODYN, kodzie obliczeniowym LS-DYNA i ABAQUS [30], [23], [22], [2], [5], [39]. Wyniki uzyskane na wykonanych modelach numerycznych porównuje się z danymi eksperymentalnymi w celu walidacji. Symulacje numeryczne są wykorzystywane w wielu dziedzinach przemysłu i nauki, a ich analizy pozwalają eliminować błędy konstrukcyjne oraz kosztowne modele i prototypy.

## **2.2. Czynniki rażące przy wybuchu ładunku**

Podczas eksplozji czynnikiem wykonującym pracę są gazy lub pary o wysokiej energii znajdujące się w układzie przed wybuchem lub powstające w wyniku przemiany o charakterze jądrowym, fizycznym lub chemicznym. Przyczyną wybuchu jądrowego są reakcje rozszczepienia jąder ciężkich atomów (uranu, plutonu) lub syntezy lekkich jąder, np. jąder izotopów wodoru — deuteru i trytu. Podczas wybuchu wyzwala się w czasie rzędu kilku sekund bardzo duża energia, a temperatura wynosi dziesiątki milionów kelwinów, natomiast ciśnienie osiąga miliony MPa. W drugim przypadku układ ulega tylko zmianom fizycznym, np. wybuch przegrzanego kotła parowego. Natomiast wybuch chemiczny inicjują szybkie, egzotermiczne reakcje, których produktami są gazy i pary o wysokiej temperaturze i ciśnieniu przyspieszające ich przebieg. Często mają one mechanizm łańcuchowy i niekontrolowany przebieg, dlatego w konsekwencji prowadzą do katastrof przemysłowych. Inny jest mechanizm rozwoju reakcji chemicznej prowadzącej do wybuchu materiałów wybuchowych. Zasadniczą rolę w przebiegu zjawiska detonacji odgrywiają fale uderzeniowe, których właściwości różnią się od fal dźwiękowych. Prędkość rozchodzenia się fal uderzeniowych jest zawsze większa od prędkości dźwięku w odpowiedniej strefie niewzruszonej. Na czole fali uderzeniowej parametry stanu i ruchu środowiska ulegają zmianie skokowej. Towarzyszy jej ruch gorących gazów środowiska w kierunku rozchodzenia się czoła wzbudzenia a jej prędkość zależy od intensywności (ciśnienia) [29].

Cechą materiału wybuchowego jest zdolność ulegania gwałtownej reakcji chemicznej w wyniku, której pojawia się obszar nagrzanego ośrodka gazowego nazywanego produktem detonacji. Ich ciśnienie przewyższa kilkaset tysięcy razy ciśnienie atmosferyczne - wartość nadciśnienia w chwili

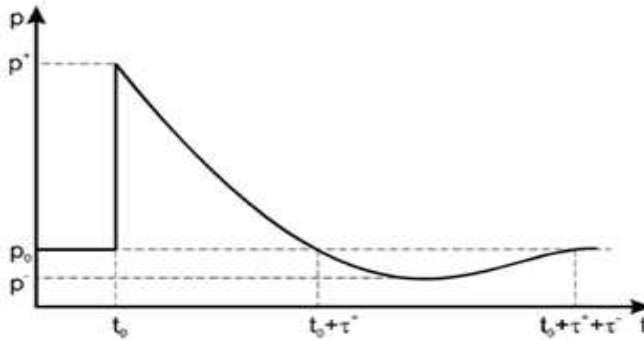
wybuchu może sięgać nawet kilkudziesięciu GPa. Działa ono na granicę ośrodka otaczającego produkty detonacji i wytwarza w nim intensywne fale ciśnienia, które wprawiają go w ruch. Przejście fali detonacyjnej przez całą objętość materiału wybuchowego nazywa się detonacją. Jest to najbardziej idealna forma wybuchu, z maksymalnym wydzieleniem energii i zachodząca z największą mocą, co umożliwia wykonanie największej ilości pracy użytecznej lub zniszczeń w otoczeniu. Szybkość rozchodzenia się frontu fali detonacyjnej mieści się w przedziale 1000–10 000 m/s. Głównym czynnikiem rażącym wybuchu jest zatem mechaniczne działanie fal uderzeniowych i propagujących za nimi fal odciążenia. Współistniejące zjawisko nagłego i skokowego zwiększenia ciśnienia fali uderzeniowej oraz płynnego odciążenia nazywa się falą podmuchową. Energia wybuchu jest wykorzystywana w górnictwie, a także przy budowie tuneli i dróg do kruszenia twardych skał oraz do formowania, utwardzania, przecinania oraz łączenia metali. Zjawisko wybuchu ma powszechne zastosowanie w sektorze militarnym, głównie w amunicji burzącej, kumulacyjnej oraz paliwowo-powietrznej [23], [12]. Schemat rozprężania się produktów detonacji został przedstawiony na Rysunku 2.1.



Rysunek 2.1: Schemat rozprężania się produktów detonacji [23]

Kształt typowego impulsu fali uderzeniowej przedstawiono na Rysunku 2.2. Wzrost ciśnienia na froncie impulsu występuje gwałtownie, a następnie zmiana ciśnienia ma charakter wykładniczy. Ciśnienie za frontem spada i w pewnym miejscu występuje obszar podciśnienia. Odległość od czoła fali do początku strefy rozrzedzenia jest długością fali uderzeniowej. Widoczny jest podział czasu działania ciśnienia na dwie fazy. Oddziaływanie nadciśnienia w fazie pierwszej charakteryzuje się maksymalnym nadciśnieniem  $p^+$  ponad ciśnienie atmosferyczne  $p_0$  oraz czasem trwania nadciśnienia  $\tau^+$ , gdzie  $t_0$  jest czasem dojścia fali nadciśnienia do przegrody, a  $t_0 + \tau^+$  czasem zaniku nadciśnienia. Strefa podciśnienia w fazie drugiej charakteryzuje

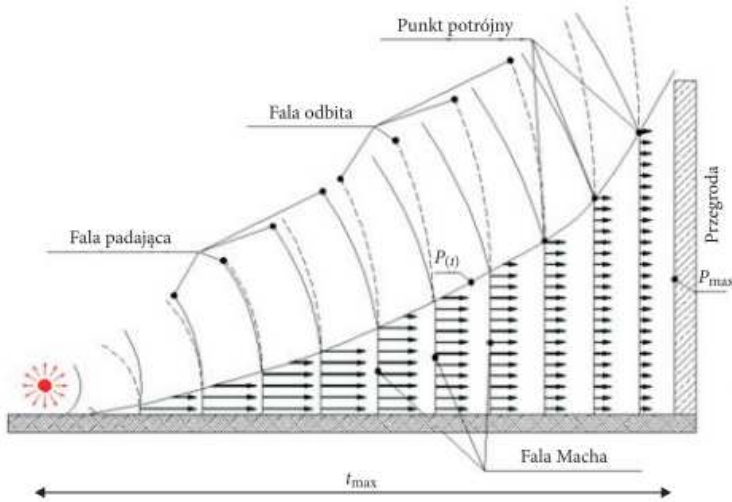
się maksymalnym podciśnieniem  $p^-$  poniżej ciśnienia atmosferycznego  $p_0$  i czasem trwania podciśnienia  $\tau^-$ , gdzie  $t_0 + \tau^+ + \tau^-$  jest czasem zaniku podciśnienia. Dla najczęściej stosowanych materiałów wybuchowych, takich jak trotyl (TNT) czy heksogen (cyklonit, RDX), impuls fali propaguje z prędkością rzędu 7–9 km/s [29], [30], [12].



Rysunek 2.2: Impuls ciśnienia fali uderzeniowej [30]

Istotnym czynnikiem wtórnym fali uderzeniowej jest tak zwana fala Macha (Rysunek 2.3). Formuje się ona w przypadku odbicia fali uderzeniowej od powierzchni ziemi. Nadchodzi zwykle z przeciwnego kierunku, tworzy drugie czoło fali uderzeniowej i może powodować podobne szkody. Przejście pierwszego czoła fali zmienia własności gazów (temperaturę, ciśnienie), fala odbita przemieszcza się zatem z większą prędkością niż pierwotna i w konsekwencji może ją dogonić. Wartości nadciśnień obu z nich sumują się i w efekcie powstaje dużo silniejsza pojedyncza fala. Zjawisko to najszybciej zachodzi najbliższej powierzchni ziemi, wraz z upływem czasu i odległością silna pojedyncza fala może osiągnąć wysokość kilku kilometrów tworząc tzw. słup Macha. Zjawiskiem utrudniającym ocenę oddziaływania ładunków na przeszkodę jest wzmocnienie impulsu ciśnienia fali padającej (poprzez odbicie). Sztywność przeszkody jest czynnikiem determinującym wzmocnienie, które może być nawet dziesięciokrotne. Właściwie każda sztywna lub podatna przeszkoda, która znajduje się na drodze impulsu ciśnienia zwiększa jego wartość. W trakcie analiz numerycznych należy zwrócić uwagę, że zgodnie z normami konstrukcje ochronne są obliczane na wartość wzmocnionego (odbitego) impulsu ciśnienia [12].

W wielu pracach [29], [35], [12], [28], [26], [7] dokonano przeglądu najczęściej stosowanych metod obliczania parametrów fal podmuchowych generowanych wybuchem ładunku materiału wybuchowego, zarówno w powietrzu



Rysunek 2.3: Fazy powstawania fali Macha [12]

(wybuch swobodny), jak i na powierzchni gruntu (wybuch kontaktowy) oraz pod wodą. W analizach wykorzystano empiryczne wzory Sadowskiego, Henrycha, Kingery’ego-Bulmasha, a także wzory stosowane w normach NATO oraz w przepisach obowiązujących w Polsce. Dokonano także przybliżeń danych uzyskanych za pomocą dostępnych wzorów i uproszczono postać wyrażeń do obliczania charakterystyk fal podmuchowych.

### 2.3. Metody numeryczne do symulowania zjawisk dynamicznych

Metody numeryczne są jedną z dziedzin matematyki stosowanej, których wykorzystanie w praktyce jest szczególnie powszechne i użyteczne. Stosowane są wówczas, gdy badany problem nie ma w ogóle rozwiązania analitycznego (opisanego wzorami) lub korzystanie z takich rozwiązań jest uciążliwe ze względu na ich złożoność. Wyniki otrzymane w ten sposób są na ogół przybliżone, jednak dokładność obliczeń może być z góry określona i dobiera się ją zależnie od potrzeb [38], [3].

W opracowaniu dokonano porównania metod numerycznych wykorzystywanych w projektowaniu konstrukcji odpornych na działanie eksplozji, analizie wybuchów, przestrzałów, propagacji pęknięć w różnych ośrodkach,



spekaniu betonu, utracie stabilności, wybuchowym łączeniu metali czy kontrolowanym wyburzaniu obiektów budowlanych.

Metoda Elementów Skończonych (MES) jest jedną z najbardziej uniwersalnych metod symulacji często stosowaną w rozwiązywaniu problemów inżynierskich do oceny stanu wyężenia struktury metodą niejawną (*implicit*) w ujęciu bezpośrednim (*explicit*). W ramach MES możliwe jest zastosowanie różnych technik symulacyjnych w zależności od warunków przebiegu detonacji materiału wybuchowego lub propagacji fali uderzeniowej, odległości materiału wybuchowego od obciążanego obiektu oraz od rodzaju medium. Poprawne odwzorowanie zjawiska eksplozji wymaga doboru właściwego typu kodu obliczeniowego oraz techniki jego użycia. W praktyce stosuje się kombinacje technik symulacyjnych lub kombinacje pracujących współbieżnie różnych kodów obliczeniowych [1], [24].

Wśród metod symulacji działania fali uderzeniowej na obciążany obiekt można wyróżnić:

- model Kingery’ego-Bulmasha,
- metodę Lagrange’a,
- metodę Eulera,
- metodę MM-ALE (*Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian*),
- CONWEP + ALE,
- metody bezsiatkowe.

### 2.3.1. Model Kingery’ego-Bulmasha

Najprostszym podejściem w modelowaniu numerycznym inicjacji i propagacji fali uderzeniowej pochodzącej od wybuchu jest przyłożenie bezpośrednio do obciążanego obiektu zmiennego w czasie i przestrzeni pola ciśnienia. Jego wartość zależy wyłącznie od masy ekwiwalentnego ładunku TNT, odległości od punktu detonacji oraz od kąta padania fali uderzeniowej. Zależności opisujące wartości ciśnień w modelu Kingery’ego-Bulmasha opierają się na wynikach danych eksperymentalnych i początkowo zostały opracowane dla programu CONWEP [35], [20]. Ciśnienie jest zdefiniowane zarówno dla detonacji ładunku w powietrzu jak i detonacji bezpośrednio na powierzchni podłoża. Jednak w tym przypadku występuje zjawisko odbicia fali od podłoża i wzmocnienie ciśnienia w czole fali uderzeniowej, które zależne jest w dużym stopniu od podatności podłoża. Niestety parametr ten nie jest

definiowany w przyjętym modelu. Ciśnienie zdefiniowane na podstawie danych eksperymentalnych wykazuje bardzo dobrą zgodność symulacji z rzeczywistym obciążeniem dla ładunków detonowanych w powietrzu [12], [1], [20].

Wartości parametrów okazały się dokładne dla średnich i dużych skalowanych odległości, ale naukowcy wyrazili poważne wątpliwości co do ich zasadności w przypadku małej skali tj. detonacji z bliska. Ponieważ dane doświadczalne w tym zakresie odległości są niewystarczające stosuje się symulacje numeryczne z wykorzystaniem kodu skończonego elementu EUROPLEXUS do badania propagacji kulistych fal podmuchowych i ich wartości parametrów dla różnych odległości detonacji [32].

W komercyjnych kodach obliczeniowych LS-DYNA, ABAQUS wykorzystujących bezpośrednio całkowanie równań ruchu zaimplementowano funkcje z programu CONWEP. Daje to możliwość obciążenia ciśnieniem obiektów zamodelowanych z użyciem klasycznych elementów powłokowych lub bryłowych. W programie LS-DYNA za funkcję tę odpowiada karta LOAD\_BLAZT lub LOAD\_BLAZT\_ENHANCED [1], [18] umożliwiająca symulowanie detonacji w powietrzu w pobliżu płaskiego, nieodkształconego podłoża, którego współrzędne można zdefiniować. Uwzględnienie w modelu zjawiska formowania się fali Macha [12], [1], [4] ma istotne znaczenie przy analizie oddziaływania wybuchu zewnętrznego na przegrody budowlane czy obciążeniu pojazdu ładunkiem zdetonowanym na poboczu drogi zgodnie z normą STANAG 4569.

Do opisu materiału powietrza można wykorzystać model MAT\_NULL, a dla ładunku wybuchowego można zastosować inny wariant MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN uzupełnione odpowiednimi równaniami stanu, a wielkość i obszar występowania ładunku kartą INITIAL\_VOLUME\_FRACTION\_GEOMETRY w zależności od symulowanego przypadku [24].

Niezaprzeczalną zaletą algorytmu CONWEP jest jego duża efektywność obliczeniowa, ale ma on również liczne ograniczenia:

- brak symulacji propagacji fali (nie uwzględnienia się dyfrakcji fal na przeszkodzie, wielokrotnego odbicia fali od podłoża i obciążanego obiektu),
- nie uwzględnia wzajemnego przesłaniania się różnych powierzchni (obciążane są wszystkie zdefiniowane powierzchnie),
- wartości ciśnień nie zależą od sztywności obciążanego obiektu (pojawiają się zafałszowania w przypadku stosunkowo lekkich i wiotkich powierzchni),

- nie można wykonać symulacji ładunków pod powierzchnią gruntu (brak możliwości uwzględnienia parametrów gruntu ani głębokości, na której znajduje się ładunek) [1].

### 2.3.2. Metoda Lagrange’a

Metoda Lagrange’a umożliwia modelowanie procesu detonacji materiału wybuchowego oraz ośrodka jakim może być powietrze lub grunt. Zespół definiowanych elementów opisany jest za pomocą siatki Lagrange’a zgodnie z podejściem do modelowania continuum. Bezpośrednim następstwem jej użycia jest zablokowanie możliwości przepływu materiału przez granice elementów skończonych, ponieważ ich granice poruszają się w przestrzeni wraz z opisywanym przez nie materiałem. W trakcie detonacji materiału wybuchowego następuje gwałtowne zwiększenie objętości oraz deformacja elementów siatki co w konsekwencji generuje duże problemy w analizie. W pewnym stopniu można zminimalizować deformację wyłączając z symulacji fragmenty modelu, które powodują jej największe zniekształcenie poprzez zablokowanie w przestrzeni części siatki elementów skończonych w wyniku odebrania wszystkich translacyjnych stopni swobody [1], [24], [16], [41], [17].

### 2.3.3. Metoda Eulera

Zjawisko detonacji, w którym dochodzi do gwałtownego wydzielenia energii można opisać za pomocą równań mechaniki ośrodków ciągłych wyrażających prawa zachowania masy, pędu i energii w ujęciu Eulera. Układ równań opisujący prawa zachowania należy uzupełnić związkami konstytutywnymi opisującymi poszczególne materiały [27].

Opis Eulera bazuje na algorytmach opartych na równaniach przepływów Naviera-Stokesa i pozwala na symulację zjawisk związanych z propagacją fali uderzeniowej w medium (powietrze, woda) – tj. załamanie fali na przeszkodzie, odbicie, spiętrzenie. Zakłada się, że granice elementów skończonych są stałe, a w trakcie symulacji materiał jest przez nie transportowany. Kluczowe jest wykorzystanie kodów obliczeniowych dedykowanych do symulacji przepływów (CFD – *Computational Fluid Dynamics*) [11], które umożliwiają analizę propagacji fali ciśnienia w skomplikowanym otoczeniu geometrycznym, na przykład złożonym z różnych faz równocześnie przemieszczających się w przestrzeni. Wymagają modelowania całej analizowanej objętości stosunkowo dużą gęstością siatki. Znaczący wpływ w podejściu Eulera ma więc dyskretyzacja czyli odpowiednie zagęszczenie

elementów w obszarze ładunku wybuchowego niezbędnego do zachowania poprawności pod względem fizyki zjawiska wybuchu. Do ograniczenia przestrzeni nad powierzchnią gruntu można wykorzystać płaszczyznę Rigidwall w kształcie półkola, która w przypadku badań numerycznych wybuchu sferycznego ładunku TNT sprawdza się lepiej niż domena prostokątna [24], [34].

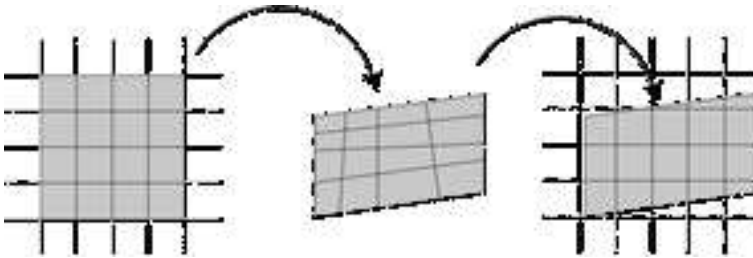
Opis procesu detonacji z wykorzystaniem podejścia Eulera wspiera program AUTODYN. W kodzie obliczeniowym typu CFD, struktura obciążana falą uderzeniową jest opisem warunków brzegowych, dlatego program wyznacza jedynie rozkład pola ciśnienia działającego na obiekt w czasie, ale nie wyznacza przemieszczania powierzchni i nie modyfikuje jego geometrii. W przypadku deformacji obciążanego elementu wymagane jest sprzężenie symulacji CFD z symulacją w kodzie explicit (np. LS-DYNA) na zasadzie równoległej współpracy [1]. W opisie Eulera wykorzystano również kod obliczeniowy EAGLE do definiowania nowoczesnych materiałów, skomplikowanych geometrycznie obiektów oraz przewidywania skutków działania fali uderzeniowej [9].

#### **2.3.4. Metoda MM-ALE (Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian)**

Podejście ALE opisuje zjawisko przejścia fali wybuchu za pomocą osiowej symetrii. Cechą metody ALE (Rysunek 2.4) jest możliwość poruszania się siatki elementów skończonych niezależnie od przepływu materiału, którego ruch jest zdefiniowany we współrzędnych układu odniesienia. Dodatkowo algorytmny ruchomej siatki pozwalają na swobodne odwzorowanie granic materiału, powierzchni swobodnych i dużych odkształceń. W celu rozwiązania równania Naviera-Stokesa pojedynczy krok czasowy dzieli się na dwie fazy - Lagrange'a i adwekcji (transportu). Pierwsza faza jest realizowana za pomocą jawnej metody elementów skończonych - siatka porusza się wraz z cząsteczkami medium. Obliczane są zmiany prędkości, ciśnienia i energii wewnętrznej w wyniku sił zewnętrznych i wewnętrznych. W drugiej fazie wyznaczany jest transport masy, pędu i energii przez granice elementów. W pewnym sensie można to potraktować jako mapowanie przemieszczonej w fazie Lagrange'a siatki do pozycji wyjściowej - w szczególnym przypadku - przywrócenie początkowej pozycji węzłów. Skutkiem obu kroków jest zachowanie modelu siatki o stałej geometrii i materiału przepływającego przez granice elementów, podobnie jak w opisie Eulera. Mechanizm deformacji i interakcji płyn - struktura FSI (Fluid-Structure-Interaction) dobrze sprawdza się w dynamicznej odpowiedzi struktury, gdzie fala ude-

rzeniowa i powierzchnia obiektu obciążanego są połączone w analizie. Algorytm sprzęgania wykorzystuje siatkę powietrzną ALE do wyprowadzenia sił dynamicznych na obiekt [34], [19].

W modelowaniu zjawiska detonacji istnieje możliwość implementacji modelu ALE jako rozszerzonej funkcjonalności w kodach typu explicit co pozwala odwzorować cały proces wraz z interakcjami w szerokim zakresie bez użycia kosymulacji [16].



Rysunek 2.4: Fazy kroku ALE – stan początkowy, stan po fazie Lagrange’a, stan po kroku adwekcyjnym - opracowanie własne

Pojedynczy element modelu ALE może być wypełniony tylko jednym materiałem co znacznie ogranicza zastosowanie metody do propagacji fali uderzeniowej w jednym ośrodku (wyklucza symulację ładunków zakopanych w gruncie).

W ujęciu MM-ALE w objętości jednego elementu można zamodelować kilka materiałów w zdefiniowanych proporcjach. Przemieszczanie się poszczególnych materiałów pomiędzy elementami wyznaczone jest indywidualnie dla każdego materiału z możliwością wskazania procentowej zawartości poszczególnych faz w każdym kroku symulacji.

Możliwe jest również sprzęganie modelu medium w opisie ALE z modelem obciążanej powierzchni zdefiniowanej za pomocą siatki Lagrange’a. Stosuje się dwa rozwiązania – bezpośrednie sprzężenie obu siatek lub model siatek niezależnych [22], [2], [1], [33].

Podejście ALE zastosowano do badania numerycznego barier wodnych zbudowanych z dostępnych w handlu pojemników polietylenowych przeciw obciążeniom podmuchowym [15], zachowań wybuchowych pyłu aluminium i analizie zmiany wielkości cząstek Al po eksplozji [21], przewidywania fragmentarycznego rozkładu przestrzennego obudowy pryzmatycznej pod wpływem wewnętrznego obciążenia wybuchowego [31], opisu modelu odśrodkowego dla podwodnej fali uderzeniowej [25], symulacji numerycznej uszkodzeń nawierzchni i rurociągów spowodowanych wybuchem [37], [10]

czy eksplozji w bliskiej odległości od obciążanego obiektu [6].

### 2.3.5. Algorytm CONWEP i technika ALE

Znaczne ograniczenie nakładów finansowych oraz wymagania mocy obliczeniowej można osiągnąć w wyniku połączenia techniki CONWEP i ALE. W tym przypadku modelowana jest wyłącznie relatywnie cienka warstwa płynu geometrycznie spójna z otaczającym obiektem, a nie cała przestrzeń pomiędzy ładunkiem a obciążoną powierzchnią. Charakterystyka zmiany ciśnienia odpowiadającego punktom pomiarowym przyłożonym do tej powierzchni jest wyznaczana algorytmem CONWEP i uwzględnia odbicia fali uderzeniowej od podłoża i wytworzenie fali Macha. Następnie dane są przekazywane do obszaru ALE, gdzie realizowana jest symulacja dalszej propagacji fali i jej interakcja z powierzchnią.

Dużą wadą tej metody jest ograniczenie symulacji do jednej fazy - nie ma możliwości modelowania propagacji produktów spalania materiału wybuchowego i wyrzuconego gruntu, ponieważ model CONWEP generuje tylko pole ciśnienia, dlatego w obszarze ALE analizowana jest wyłącznie propagacja fal ciśnienia w powietrzu [1], [24].

### 2.3.6. Metody bezsiatkowe (ang. mesh-free)

Metody bezsiatkowe znalazły zastosowanie w modelowaniu ładunków zakopanych w podłożu, gdzie symulowany jest wyłącznie ładunek i grunt, natomiast pomija się zazwyczaj modelowanie fazy zawierającej powietrze. Proces przenoszenia energii pomiędzy ładunkiem a obciążaną strukturą realizowany jest na zasadzie interakcji produktów spalania oraz wyrzuconego eksplozją gruntu z obiektem modelowanym przeważnie w opisie Lagrange'a. Nie jest możliwe wówczas symulowanie propagacji fali uderzeniowej w powietrzu.

W metodach tych siatki elementów skończonych zastąpione zostały zbiorem punktów masowych, na którym określone są relacje łączące każdy punkt z jego sąsiadami. Brak stałych połączeń między punktami umożliwia swobodne zmiany położenia punktów w przestrzeni, a siły działające na poszczególne punkty są wyznaczone na podstawie aktualnych odległości do okolicznych punktów w każdym kroku obliczeniowym [8], [1]. Poszczególne cząsteczki zdefiniowane są poprzez wielkości takie jak masa, wektor prędkości, wektor położenia itp. Tworzą one dyskretną przestrzeń dla rozwiązywania różniczkowych równań zachowania masy, pędu, energii oraz równania stanu, które zawarte są kolejno w układzie równań [33].

W wielu pracach przedstawiono przykłady wykorzystania metody SPH (ang. *Smooth Particle Hydrodynamics*) do modelowania obciążenia falą podmuchową podwozia pojazdu terenowego [22], symulacji wybuchu [33], modelowania procesu penetracji pociskiem pancerza Kevlarowego [2].

Innym typem metody bezsiatkowej jest Metoda Punktów Swobodnych [1], [13], [14] stosowana do symulacji procesów przebijania pancerza.

## 2.4. Matematyczny opis układu szybkozmiennych zjawisk dynamicznych

Dokładne określenie interakcji między elementami podłoża, ośrodka i materiałów wybuchowych jest warunkiem koniecznym właściwego wyboru parametrów do modelowania.

Ładunki wybuchowe najczęściej modelowano za pomocą równania stanu Jonesa-Wilkinsa-Lee (JWL) [22], [24], [32], [18], [17], [11], [19], [33], [31] obliczając ciśnienie w oparciu o objętość względną, energię wewnętrzną dla początkowej objętości ładunku i stałe materiałowe zaczerpnięte z literatury.

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)^{-R_2 V} + \omega \rho E, \quad (2.1)$$

gdzie:  $E$  - energia wewnętrzna,  $V$  - objętość względna,  $\rho$  - gęstość początkowa,  $A$ ,  $B$ ,  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $\omega$  - wartości stałe.

Równanie to pozwala wyznaczać ciśnienie  $p$  produktów detonacji na podstawie znajomości stałych związanych z danym materiałem wybuchowym.

Dla powietrza przyjmuje się model gazu idealnego [32]

$$P = (\gamma - 1) \rho e_{int} = \omega \rho e_{int}, \quad (2.2)$$

gdzie:  $\gamma$  - stała rozszerzalności adiabatycznej. Obie krzywe dobrze się sprawdzają i zgodnie z oczekiwaniami dla standardowych warunków atmosferycznych (tj.  $\rho \approx 1.29 \text{ kg/m}^3$  i  $V \approx 1263.5 \text{ m}^3$ ) dają ciśnienie około  $P \approx 0.1 \text{ MPa} = 101 \text{ kPa}$ , które jest ciśnieniem otoczenia (atmosferycznym).

W przypadku symulowania zjawiska eksplozji w wodzie konieczne jest określenie jej zachowania w zależności od ciśnienia, gęstości i energii oraz opisanie odpowiednim równaniem stanu - zwykle według Gruneisena [24], [18], [17], [31], [25].

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2) E, \quad (2.3)$$

gdzie:  $C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$  - stałe,

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1, \quad (2.4)$$

gdzie:  $\frac{\rho}{\rho_0}$  - stosunek gęstości obecnej do referencyjnej.

Materiał wybuchowy i wodę można modelować za pomocą siatki Eulera. Przeprowadzając testy numeryczne wykonuje się analizę porównawczą symulowanych krzywych ciśnienia od czasu dla fali uderzeniowej ze zmierzonymi danymi testowymi przyjmując różne wartości parametrów równania stanu dla wody. Najlepsze wyniki uzyskano przy modelu Webstera, który pozwolił prawidłowo uchwycić zależność gęstość - ciśnienie [39], [25].

Wyniki analiz jedno- i trójwymiarowych są porównywane z wynikami innych specjalistycznych programów lub ograniczonymi rzeczywistymi danymi eksperymentalnymi. Dla numerycznej dyskretyzacji prowadzone są badania czułości siatki i proponowane jest równanie, które pozwala na zastosowanie zmiennej wielkości komórek w stosunku do skalowanych odległości, która zapewnia zarówno dokładne wyniki, jak i mniejsze koszty obliczeniowe.

Jednym z podstawowych parametrów określanych w trakcie analizy oddziaływania wybuchu na otoczenie jest ciśnienie fali uderzeniowej. Wyprowadzono wiele wzorów na podstawie zebranych danych eksperymentalnych.

Przebieg ciśnienia w padającej fali podmuchowej można aproksymować zmodyfikowanym równaniem Friedlandera [12], [32], [11]:

$$P_s(t) = P_{s0} \left(1 - \frac{t}{t_0}\right) e^{-b\frac{t}{t_0}} \quad (2.5)$$

gdzie:  $p_{s0}$  - amplituda nadciśnienia na froncie fali uderzeniowej,  $t_0$  - czas trwania fazy dodatniej nadciśnienia,  $b$  - współczynnik rozpadu kształtu fali,  $t$  - czas od momentu eksplozji.

Z analizy literatury wynika, że równanie Friedlandera nie może uchwycić zachowania w czasie nadciśnienia w małych skalach, ponieważ nie uwzględnia ono efektu rozszerzających się produktów detonacyjnych i formowania fali Macha [32], [11].

Inne zależności związane z analizą eksplozji ładunków sferycznych w powietrzu zostały opisane przez:



1. Kinneya [33]

$$p(Z) = \frac{808 \left[ 1 + \left( \frac{Z}{4.5} \right)^2 \right]}{\sqrt{1 + \left( \frac{Z}{0.048} \right)^2} \sqrt{1 + \left( \frac{Z}{0.32} \right)^2} \sqrt{1 + \left( \frac{Z}{1.35} \right)^2}}, \quad (2.6)$$

2. Brode'a [12], [9]

$$p(Z) = 0.0975Z^{-1} + 0.1455Z^{-2} + 0.585Z^{-3} - 0.0019, \quad (2.7)$$

dla  $0.01 < p < 1\text{MPa}$ ,

$$p(Z) = 0.1 + 0.67Z^{-3}, \quad (2.8)$$

dla  $p > 1\text{MPa}$ .

3. Henrych'a (w strefie bliskiej)[bar] [35], [12]

$$p(Z) = 6.194Z^{-1} - 0.326Z^{-2} + 2.132Z^{-3}, \quad (2.9)$$

dla  $0.3 < Z < 1$ ,

$$p(Z) = 0.662Z^{-1} + 4.05Z^{-2} + 3.228Z^{-3}, \quad (2.10)$$

dla  $1 < Z < 10$ .

4. Sadowskiego (w strefie dalekiej)[MPa] [35], [12], [9]

$$p(Z) = 0.085Z^{-1} + 0.3Z^{-2} + 0.8Z^{-3} \quad (2.11)$$

Występujący w przedstawionych wzorach składnik  $Z$  nazywany odległością zredukowaną, jest zależny od masy ładunku  $m$  i odległości od środka ładunku  $R$  zgodnie z równaniem:

$$Z = \frac{R}{m^{\frac{1}{3}}} \quad (2.12)$$

W 1984 r. Kingery i Bulmash opracowali zależność wielomianową wysokiego stopnia do obliczania amplitudy, impulsu i innych parametrów fali podmuchowej jako funkcji zredukowanej odległości. Bezpośrednie korzystanie z tych wzorów jest dość niewygodne. W rezultacie metodą aproksymacji danych Kingery'ego-Bulmasha uzyskano nowy zestaw równań w zakresie

skalowanej odległości, który dobrze przybliży zależność w całym zakresie stosowalności. Wzory dla wybuchu kontaktowego zostały zaimplementowane w kodzie komputerowym CONWEP i innych kodach wykorzystywanych do oceny skutków oddziaływania fal podmuchowych na obiekty [35], [32], [34].

Równanie Randersa-Pehrsona i Bannistera [24] opisujące wartość ciśnienia fali uderzeniowej zaimplementowano do LS-DYNA. Wartość ciśnienia fali uderzeniowej  $p$  padającej na powierzchnię pod kątem  $\Theta$  dana jest równaniem:

$$p = p_i (1 + \cos \Theta - 2 \cos^2 \Theta) + p_r \cos^2 \Theta, \quad (2.13)$$

gdzie:  $p_i$  - ciśnienie fali padającej,  $p_r$  - ciśnienie fali odbitej.

W symulowaniu zjawisk związanych z dynamiczną deformacją ciał najczęściej stosuje się modele plastycznego płynięcia uwzględniające efekty lepkościowe. Pozwalają one na właściwe odwzorowanie materiału. Najczęściej stosowanymi modelami uwzględniającymi zniszczenie materiału są:

1. Cowpera-Symonds'a [17], [33], [37]

$$\sigma = \left( 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right) \sigma_0, \quad (2.14)$$

gdzie:  $\sigma$  - dynamiczna granica plastyczności,  $\dot{\varepsilon}$  - szybkość odkształceń,  $\sigma_0$  - statyczna granica plastyczności,  $C$ ,  $p$  - parametry empiryczne.

2. Johnsona-Cooka [2], [19], [31], [25]

$$\sigma = [A + B\varepsilon_p^m] [1 + C \ln \dot{\varepsilon}_p^n] \left[ 1 - \dot{T}^m \right], \quad (2.15)$$

gdzie:  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$ ,  $m$  - parametry empiryczne,  $\varepsilon_p$  - efektywne odkształcenia plastyczne,  $\dot{\varepsilon}_p^n = \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}$  - efektywna szybkość odkształceń dla  $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ ,  $\dot{T}$  - unormowana szybkość zmian temperatury.

Dany element skończony jest usuwany jeżeli odkształcenia w elemencie, w danym kroku czasowym przekroczą wartość odkształcenia niszczącego [33].

Wszystkie wyprowadzane zależności uwzględniają jako materiał wybuchowy trotyl. Jeśli stosowany jest inny typ materiału należy wyznaczyć

zastępczą masę ładunku TNT o równoważnym działaniu ze wzoru [12], [1], [37]:

$$M_{TNT} = M \frac{DJC^2}{DJC_{TNT}^2} \quad (2.16)$$

gdzie:  $M_{TNT}$  - zastępcza masa ładunku,  $M$  - masa użytego materiału wybuchowego,  $DJC$  - prędkość detonacji Chapmana-Jouquet'a dla TNT,  $DJC_{TNT}$  - prędkość detonacji Chapmana-Jouquet'a dla użytego materiału wybuchowego.

Destrukcyjny efekt eksplozji chmury gazowej jest zwykle określany przez energię, jaką ona wyzwala. Często zdarza się, że należy przeliczyć ją na ekwiwalent TNT, aby zasymulować szkody, jakie wybuch gazu wyrządza w otaczającym środowisku. Równanie konwersji wycieku gazu na równoważnik TNT jest następujące:

$$W_{TNT} = \alpha \frac{W_c Q_c}{Q_{TNT}} \lambda \quad (2.17)$$

gdzie:  $W_{TNT}$  - równoważnik TNT przeliczonym z chmury par,  $\alpha$  - równoważny współczynnik gazu palnego, przyjmuje się średnią statystyczną 0.04,  $W_c$  - masa składnika palnego w chmurze par,  $Q_c$  - ciepło wydzielane podczas spalania na kilogram, które wynosi 54 MJ/kg,  $Q_{TNT}$  - ciepło detonacji na kilogram TNT, średnia wartość wynosi około 4500 kJ/kg,  $\lambda$  - wskaźnik wydzielania energii wybuchowej w chmurze par, który wynosi 5%.

Dla różnych typów podłoża przyjęto określone modele opisujące ich zachowanie i właściwości, wiele z nich zaimplementowano w systemie LS-DYNA [18]. W trakcie numerycznego modelowania oddziaływań powybuchowych fal uderzeniowych na konkretne obiekty, jako proces cząstkowy konieczne jest wyczerpujące rozwiązanie problemu rozprzestrzeniania się fali detonacyjnej w ładunku materiału wybuchowego. Rozkłady parametrów w tym obszarze w momencie dotarcia do granicy ładunku stanowią dane początkowe dla całego zagadnienia eksplozji i jego rozprzestrzeniania się w obciążanym ośrodku. Ze względu na trudności występujące w trakcie całkowania układu równań różniczkowych w obszarze fali detonacyjnej stosuje się różne uproszczenia. W tym celu opracowano m. in. tzw. sekwencyjny model natychmiastowej detonacji ładunku materiału wybuchowego o skończonej objętości. Opiera się on na założeniu odpowiedniej kolejności (sekwencji) przebiegu zjawisk w procesie wybuchowym, obejmującym najpierw proces detonacji i wyrównywanie czyli ustalenie się uśrednionych parametrów w powstałych produktach detonacji oraz ich oddziaływania

z otaczającym ładunek ośrodkiem. Założono, że procesy w materiale wybuchowym i produktach detonacji zachodzą natychmiastowo ze względu na duże różnice w prędkościach rozchodzenia się zaburzeń w produktach detonacji o wysokich parametrach i w niezaburzonem ośrodku otaczającym ładunek. Do oszacowania stałych, uśrednionych wartości parametrów produktów detonacji: gęstości masowej, gęstości energii wewnętrznej i kinetycznej wykorzystano numeryczne rozwiązania równania ciągłości oraz równania ruchu pełnego problemu rozchodzenia się fali detonacyjnej w ładunku materiału wybuchowego. Ich wartości definiowano w postaci odpowiednich średnich całkowitych wyznaczanych numerycznie metodą złożonych kwadratur interpolacyjnych Newtona-Cotesa z wykorzystaniem wielomianów bazowych Lagrange'a [41].

## 2.5. Zjawisko eksplozji w silniku spalinowym

Analizę przeprowadzono na danych wygenerowanych dla pełnego obciążenia silnika przy prędkości obrotowej wałka rozrządu 904 obr./min., tj. 1808 obr./min. wału korbowego. Specyfikację techniczną silnika przedstawiono w Tabeli 2.1.

Chwilową objętość komory spalania  $V$  obliczono jako sumę objętości  $V_{ZZ}$  komory spalania w położeniu  $ZZ$  tłoka i zmiennej objętości skokowej  $V_s$ :

$$V = V_{ZZ} + V_s \quad (2.18)$$

Z geometrii silnika i kinematyki układu korbowego wynika, że:

$$V_{ZZ} = \frac{V_{ss}}{\varepsilon - 1} \quad (2.19)$$

$$V_s = \frac{\pi D^2}{4} \left[ \frac{S}{2}(1 - \cos \varphi) + L \left( 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{S}{2L} \right)^2 \sin^2 \varphi} \right) \right] \quad (2.20)$$

gdzie:  $V_{ss}$  - objętość skokowa silnika [ $m^3$ ],  $\varepsilon$  - stopień sprężania,  $D$  - średnica cylindra [m],  $S$  - skok tłoka [m],  $L$  - długość korbowodu [m],  $\varphi$  - kąt obrotu wału korbowego [°].

Określone dane eksperymentalne zastosowano do modelu teoretycznego opisującego zjawisko eksplozji. Pewne trudności w zastosowaniu procedury dopasowania stwarzały odmienne warunki procesu oraz materiały zastosowane w eksperymencie. Na wykresie (Rysunek 2.5) przedstawiono zależność ciśnienia od objętości przedstawiono za pomocą:

Tablica 2.1: Specyfikacja techniczna silnika

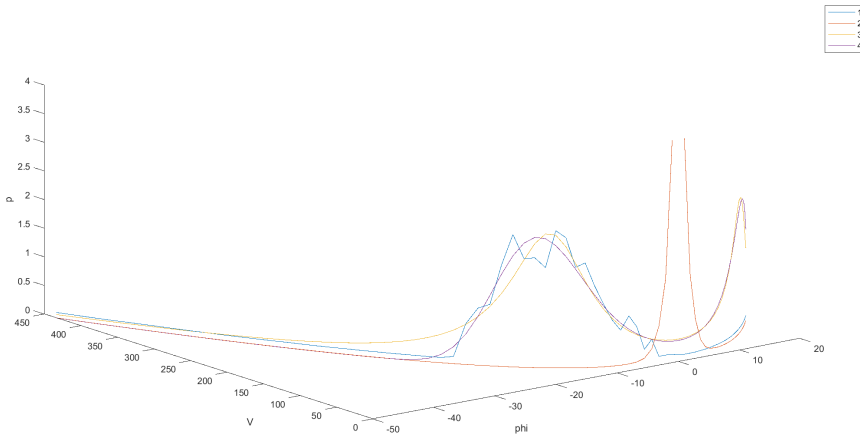
Lp.	Parametr	Charakterystyka
1	Rodzaj silnika	wysokoprężny, niedoładowany, czterosurowy, z niedzieloną komorą spalania
2	Liczba i układ cylindrów	1, pionowy
3	Srednica cylindra/skok tłoka	127 mm/146 mm
4	Pojemność skokowa silnika	1849 cm <sup>3</sup>
5	Długość korbowodu	266,7 mm
6	Stopień sprężania	15,8
7	Fazy rozrządu: - zawór dolotowy  - zawór wylotowy	otwarcie: 4° przed ZZ; zamknięcie: 57° po ZW otwarcie: 42° przed ZW; zamknięcie: 24° po ZZ
8	Znamionowa prędkość obrotowa	2100 obr/min
9	Moc znamionowa	~ 23 kW
10	Maksymalny moment obrotowy	~ 102 Nm
11	Prędkość obrotowa max. momentu obr.	1550 obr/min
12	Prędkość obrotowa biegu jałowego	600 obr/min
13	Smarowanie	obiegowe pod ciśnieniem, rozbryzgowe
14	Ciśnienie oleju przy nagrzanym silniku	200 do 400 kPa
15	System wtrysku	bezpośredni, do komory toroidalnej
16	Pompa wtryskowa	system F&M, P56 WAW 'PZL Mielec'
17	Ciśnienie otwarcia wtryskiwacza	17,5 ± 0,5 MPa
18	Statyczny początek tłoczenia paliwa	26° przed ZZ
19	Chłodzenie	wodne, wymuszone
20	Odbiór mocy	z koła zamachowego przez sprzęgło elastyczne lub wyłączone
21	Rozruch silnika	rozrusznik elektryczny

1. danych eksperymentalnych  $p - V$ ,
2. zmodyfikowanego równania stanu Jonesa-Wilkinsa-Lee (JWL),
3. ogólnego modelu Rat12 (MATLAB)

$$f(x) = \frac{18.51x + 987.2}{x^2 - 84.05x + 2527}, \quad (2.21)$$

4. ogólnego modelu Gaussa

$$f(x) = 2.292 \exp\left(-\left(\frac{x - 52.33}{38.64}\right)^2\right). \quad (2.22)$$



Rysunek 2.5: Wykres zależności kąta obrotu wału [rad], objętości [cm<sup>3</sup>] i ciśnienia [MPa]

Na wykresach znajdują się zarówno punkty doświadczalne, jak i interpretacje przebiegu zjawiska opisane krzywymi teoretycznymi. Celem dopasowania było nie tylko uzyskanie efektu wizualnego, ale przede wszystkim uzyskanie wartości parametrów opisujących zaproponowane zależności. Nie potwierdzono zgodności wyników eksperymentu, z danymi opisanymi wybranymi zależnościami. Wyraźnie widać różnice pomiędzy poszczególnymi wykresami ciśnienia. Znaczne przesunięcia ich przebiegów wskazują, że zapoczątkowanie poszczególnych wybuchów następowało w niektórych przypadkach po upływie długiego czasu, czego nie przewiduje model. Zakłada on, że wybuch rozpoczyna się natychmiast po zadziałaniu źródła zapłonu. Zjawisko powodujące opóźnienie zapłonu trudno również uwzględnić w modelu ze względu na jego nieoczywisty charakter. Wyznaczenie parametrów równania modelu polega na znalezieniu najlepszej zgodności opisującej zmiany ciśnienia od objętości z przebiegami doświadczalnymi. Zależność funkcji od parametrów jest nieliniowa, a to oznacza, że procedura dopasowania jest procedurą iteracyjną. Otrzymane wyniki wskazują na rozbieżność warunków, w których oznaczane są analizowane wielkości. Rzeczywista detonacja jest związana z kolejno następującymi po sobie oddziaływaniami ciśnienia zależnego od masy ładunku TNT oraz okresami pomiędzy kolejnymi impulsami. Należy wziąć również pod uwagę zależności masy ładunku i odległości od epicentrum eksplozji czy kąta pomiędzy normalną fali uderzeniowej a styczną do analizowanego punktu pomiarowego.

## 2.6. Podsumowanie

Wyniki analiz numerycznych modeli opracowywane są na podstawie badań eksperymentalnych odzwierciedlających warunki badań poligonowych. Złożoność procesu wybuchu w znacznym stopniu utrudnia pełny opis zjawiska oraz ocenę bezpieczeństwa. Szczytowe nadciśnienie związane z falą uderzeniową, która rozchodzi się od podmuchu, jest czynnikiem decydującym o uszkodzeniach obciążanych obiektów. Zaprezentowane metody numeryczne są skuteczne w modelowaniu eksplozji. Istotny jest właściwy dobór podejścia do definiowania poszczególnych elementów układu. Każda z metod posiada wady i zalety, których znajomość pozwala na wybór odpowiedniej techniki z perspektywy rozwiązywania konkretnego problemu. Oszacowano, że przygotowanie modelu numerycznego przy użyciu metody elementów skończonych (MES) jest bardziej pracochłonne niż w przypadku metody bezsiatkowej (SPH), w której wymagana jest wyłącznie dyskretyzacja ładunku. W MES dokładność i poprawność obliczeń jest w znacznym stopniu uzależniona od jakości i odpowiedniej gęstości siatki zarówno dla obszaru, w którym propaguje fala uderzeniowa jak i dla ładunku.

## Bibliografia

- [1] Iluk A. *Wybrane aspekty bezpieczeństwa biernego w pojazdach narażonych na eksplozje min*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 2013.
- [2] Wiśniewski A., Gmitrzuk M. Selection of the number of the Kevlar armour layers in the numerical analysis of the 5.56 mm projectile penetration with the use of the ANSYS – AUTODYN v12.1.0 program. *Problemy Techniki Uzbrojenia*, 40(18):33–40, 2011.
- [3] Pańczyk B., Łukasik E., Sikora J., Guziak T. *Metody numeryczne w przykładach*. Politechnika Lubelska, 2012.
- [4] Rao B., Chen L., Fang Q., Hong J., Liu Z.X., Xiang H.B. Dynamic responses of reinforced concrete beams under double-end-initiated close-in explosion. *Defence Technology*, 15(5):527–539, 2018.
- [5] Hung C.W., Lai H.H., Shen B.C., Wu P.W., Chen T.A. Development and validation of overpressure response model in steel tunnels subjected to external explosion. *Applied Sciences*, 6166(10):1–18, 2020.
- [6] Hung C.W., Tsai Y.K., Chen T.A., Wu P.W. An experimentally validated numerical model for the near-field explosion of an ammunition storage magazine. *Applied Sciences*, 6849(10):1–19, 2020.
- [7] Włodarczyk E. *Wstęp do mechaniki wybuchu*. PWN, 1994.
- [8] G.E. Fairlie. The numerical simulation of high explosives using AUTODYN-2D and 3D, 1998.

- [9] Cullis I. G., Nikiforakis N., Frankl P., Blakely B., Bennett B., Greenwood P. Simulating geometrically complex blast scenarios. *Defence Technology*, (12):134–146, 2016.
- [10] Zhang G. Experimental study on shock wave propagation of the explosion in a pipe with holes by High-Speed Schlieren Method. *Shock and Vibrations*, strony 1–9, 2020.
- [11] Shin J., Whittaker A.S., Cormie D., Wilkinson W. Numerical modeling of close-in detonations of high explosives. *Engineering Structures*, (81):88–97, 2014.
- [12] Siwiński J., Stolarski A. Analiza oddziaływania wybuchu zewnętrznego na przegrody budowlane. *Biuletyn WAT*, (2):173–196, 2015.
- [13] Jach K. *Komputerowe modelowanie dynamicznych oddziaływań ciał metodą punktów swobodnych*. PWN, Warszawa, 2001.
- [14] Jach K., Rutyna K., Świerczyński R., Żuk J. Teoretyczno-eksperymentalne badania penetracji pancerza RHA litego i warstwowego pociskiem EFP. *Problemy Techniki Uzbrojenia*, 94(16):135–143, 2005.
- [15] Chen L., Fang Q., Zhang L., Chen W. Numerical investigation of a water barrier against blast loadings. *Engineering Structures*, (111):199–216, 2016.
- [16] Flis L. Analiza numeryczna kontenerów transportowych w aspekcie ich możliwości ochronnych przed wybuchem. *Logistyka*, (6):636–643, 2014.
- [17] Hai L., Ren X. Computational investigation on damage of reinforced concrete slab subjected to underwater explosion. *Ocean Engineering*, (195):1–13, 2020.
- [18] LST. LS-DYNA Keyword User’s Manual, LS-DYNA Dev., 2020.
- [19] Abada M., Ibrahim A.A. Metallic ribbon-core sandwich panels subjected to air blast loading. *Applied Sciences*, 4500(10):1–16, 2020.
- [20] Kingery C. N., Bulmash G., US Army Ballistic Research Laboratory. *Airblast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical surface burst*. Aberdeen Proving Ground, MD : Ballistic Research Laboratories, 1984.
- [21] Kadir N.A.A., Rusli R., Buang A., Rahim N.S.A. Investigation of the explosive behavior affected by the changes of particle size. *Procedia Engineering*, (148):1156–1161, 2016.
- [22] Baranowski P., Małachowski J. Wybrane numeryczne metody modelowania obciążenia falą podmuchową podwozia pojazdu terenowego — analiza porównawcza. *Biuletyn WAT*, (3):117–128, 2012.
- [23] Koślik P., Wilk Z. Badania w zakresie oceny zdolności ochronnych układów zabezpieczających przed rażącym działaniem wybuchu. *Materiały Wysokoenergetyczne*, (7):53–62, 2015.
- [24] Malesa P., Sławiński G., Bogusz P., Świerczewski M. Walidacja badań eksperymentalnych zjawiska wybuchu z wykorzystaniem metody elementów skończonych. *Modelowanie Inżynierskie*, (66):46–52, 2018.
- [25] Wang Q., Liu S., Lou H. Calibration of numerical simulation methods for underwater explosion with centrifugal tests. *Shock and Vibrations*, strony 1–9, 2019.
- [26] Krzewiński R. *Dynamika wybuchu, Część I. Metody określania obciążeń. Część II. Działanie wybuchu w ośrodkach inercyjnych*. WAT, 1983, 1982.



- [27] Panowicz R., Barnat W. Wpływ umiejscowienia ładunku wybuchowego na intensywność fali podmuchowej. *Biuletyn WAT*, (1):143–151, 2010.
- [28] Cudziło S., Maranda A., Nowaczewski J., Trębiński R., Trzciński W.A. *Wojskowe materiały wybuchowe*. Wydawnictwo Wydziału Metalurgii i Inżynierii Materiałowej, Częstochowa, 2000.
- [29] D. Smoleński. *Detonacja materiałów wybuchowych*. Wydawnictwo MON, Warszawa, 1981.
- [30] Czyż T. Modelowanie zjawiska wybuchu w programie ANSYS AUTODYN. *Projektowanie i Konstrukcje Inżynierskie*, 40(12):52–56, 2010.
- [31] Ma T., Shi X., Li J., Ning J. Fragment spatial distribution of prismatic casing under internal explosive loading. *Defence Technology*, (16):910–921, 2020.
- [32] Karlos V., Solomos G., Larcher M. Analysis of blast parameters in the near-field for spherical free-air explosions. Raport instytutowy, JRC Technical Report, Italy, 2016.
- [33] Ogierman W. Numeryczne modelowanie zjawiska wybuchu. *Modelowanie Inżynierskie*, (51):62–69, 2014.
- [34] Xiao W., Andrea M., Ruediger L., Gebbeken N. Numerical prediction of blast wall effectiveness for structural protection against air blast. *Procedia Engineering*, (199):2519–2524, 2017.
- [35] Trzciński W.A. Przegląd metod obliczania parametrów fal podmuchowych. *Problemy Mechatroniki, Uzbrojenie, Lotnictwo, Inżynieria Bezpieczeństwa*, 1(7):61–78, 2016.
- [36] Li X., Lin Y., Lu F. Numerical simulation on in-plane deformation characteristics of lightweight aluminum honeycomb under direct and indirect explosion. *Materials*, 2222(12):1–17, 2019.
- [37] Zhuohua Y., Qing Y., Zhenzhen J., He. L. Numerical simulation of pipeline-pavement damage caused by explosion of leakage gas in buried PE pipelines. *Advances in Civil Engineering*, strony 1–18, 2020.
- [38] Fortuna Z., Macukow B., Wąsowski J. *Metody numeryczne*. WNT, 2005.
- [39] Huang Z., Chen Z., Ren X., Hu J., Zhang X., Hai L. Centrifuge model tests and numerical simulations of the impact of underwater explosion on an air-backed steel plate. *CMES*, 118(1):139–155, 2019.
- [40] Wang Z., Gu W. B., Xie X. B., Yuan Q., Chen Y. T., Jiang T. Explosion resistance of three-dimensional mesoscopic model of complex closed-cell aluminum foam sandwich structure based on random generation algorithm. *Complexity*, strony 1–16, 2020.
- [41] Łęgowski Z. Sekwencyjny model natychmiastowej detonacji ładunku materiału wybuchowego o skończonej objętości. *Biuletyn WAT*, (3):147–163, 2011.

### Methods of numerical modelling and simulation of explosions

**Abstract:** An explosion is a difficult phenomenon to model due to its complex and dynamic nature. Numerical simulations are based on mathematical equations describing the physics of the explosion phenomenon, including the law of conservation of mass, momentum and energy, as well as an advanced description

expressed in constitutive equations of the material model. The results obtained from the performed numerical models are compared with experimental data for validation. Finite Element Method (FEM) is one of the most versatile simulation methods often used in solving engineering problems. Correct representation of the explosion phenomenon requires the selection of the correct type of calculation code and technique for its use. In practice, combinations of simulation techniques or combinations of concurrently working different computational codes are used. The methods of simulating the effect of a shock wave on the load object include: Kingery-Bulmash model, Lagrange method, Euler method, MM-ALE (Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian), CONWEP + ALE, meshless methods.

### 3. Pośredni pomiar rozkładu naprężeń w zbiorniku ciśnieniowym za pomocą tensometrii oporowej

MAREK SZEWCZYK<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, M.SZEWCZYK@PRZ.EDU.PL

GRZEGORZ DZIENISZEWSKI<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, G.DZIENISZEW@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie** Proces formowania materiałów sypkich ma szerokie zastosowanie w różnych branżach technik wytwarzania, np. w produkcji ostrzy narzędzi skrawających czy też elementów części maszyn, takich jak koła zębate. Wytwórcy elementów powstałych w procesie prasowania borykają się z problemem nierównomiernego zużycia matrycy stosowanej do prasowania mas sypkich. Powyższy problem wynika z faktu zróżnicowanego rozkładu ciśnienia prasowania wewnątrz matrycy. Ten nierównomierny rozkład ciśnienia prasowania  $p(z)$  powoduje zmienny rozkład siły tarcia wzdłuż ścian matrycy. Celem badań była ocena przydatności pomiaru rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy za pomocą metod pośrednich. Jako metodę pośrednią w badaniu przyjęto odkształcenie względne ścian matrycy zachodzące w procesie prasowania. Pomiar odkształcenia postanowiono przeprowadzić stosując w tym celu tensometrię oporową. Przeprowadzone badania wykazały przydatność pomiaru odkształcenia na powierzchni zewnętrznej

---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-3622-6613, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

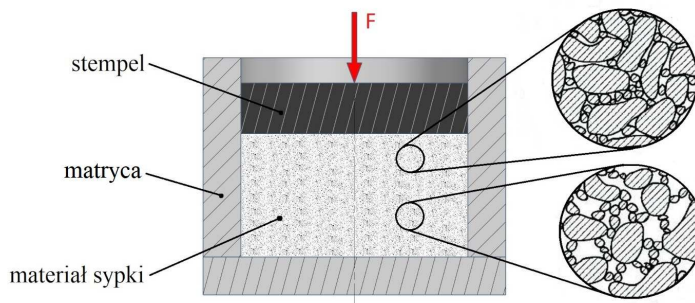
<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-2712-1131, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

matrycy do pośredniego rozkładu wartości ciśnienia prasowania wewnątrz matrycy. Znając model rozkładu odkształcenia można będzie sterować procesem prasowania w aspekcie reologicznym. Co pozytywnie wpłynie na jakość produktów otrzymywanych metodą prasowania.

### 3.1. Analiza literatury

Procesy formowania mas sypkich są stosowane w różnych branżach. Przykładem może być proces produkcji oparty na metalurgii proszków, który stosuje się do wytwarzania elementów części maszyn, materiałów budowlanych, czy do produkcji ostrzy narzędzi skrawających. Głównymi problemami, na które napotykają się producenci jest uzyskanie gotowego wyrobu, który charakteryzowałby się odpowiednią wytrzymałością oraz minimalizowanie zużycia matryc w postaci ubytków powstających na skutek dużych nacisków bocznych i tarcia ziaren masy wzdłuż ścianek matrycy [11] [20] [10].

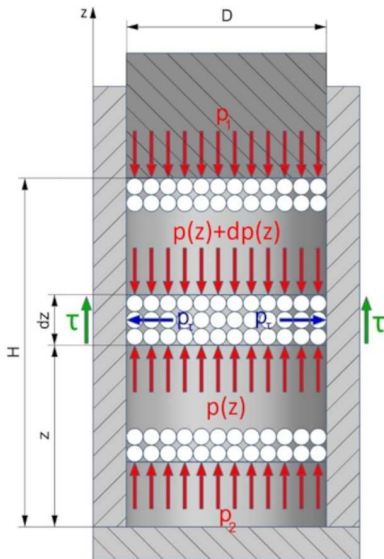
Proces prasowania jest jedną z metod formowania materiałów sypkich, polegającą na zagęszczaniu materiału w matrycy. Podczas procesu zagęszczania obserwuje się zarówno ruch pomiędzy cząstkami materiału zagęszczonego, jak i powierzchnią matrycy [23] [22]. Procesowi prasowania towarzyszą dodatkowo siły oddziaływania, jak również siły tarcia występujące pomiędzy cząstkami materiału, ścianami matrycy i dnem stempla. Ponieważ rozkład wymienionych sił jest nierównomierny na całym obszarze matrycy, wartość występującego ciśnienia formującego również się zmienia w całej objętości materiału. W efekcie czego produkt finalny wykonany tą metodą, charakteryzuje się niejednorodnością zagęszczenia materiału, co zostało przedstawione na rysunku 3.1.



Rysunek 3.1: Rozkład zagęszczenia materiału podczas procesu prasowania

Rozkład ciśnienia występującego wewnątrz matrycy ma bezpośredni wpływ na występujące naprężenia na powierzchni matrycy. Chcąc uzyskać wartość rozkładu naprężeń pośrednich i ciśnienia wewnątrz matrycy podczas procesu prasowania można zastosować jedną z metod określania wielkości naprężeń.

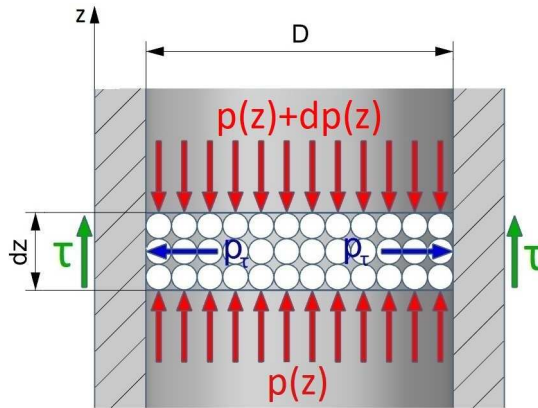
Rozważmy wobec tego schemat obciążenia elementarnego fragmentu materiału o wysokości  $dz$  w matrycy o średnicy  $D$  przedstawiony na rysunku 3.2. Ciśnienie działające na materiał w górnej części matrycy wynosi  $p_1$ , w dolnej  $p_2$ , naprężenia styczne  $\tau$  – działające pomiędzy materiałem a matrycą. W związku z tym, że rozmiary poprzecznie sprasowanych ziaren są niewielkie w porównaniu z rozmiarem matrycy, to w trakcie analizowania sił można zastosować teorię zhomogenizowanego (jednorodnego) ośrodka [20]. Hipoteza ta opiera się na założeniu, że stan i strukturę materiału przedstawia się w taki sposób, że materiał przyjmuje się jako jednolitą całość, którą podczas analizy na warunek równowagi rozpatruje się korzystając z równań mechaniki ośrodka ciągłego.



gdzie:  
 $p(z)$  – ciśnienie prasowania wywierane na elementarny fragment od dołu  
 $p(z) + dp(z)$  – ciśnienie prasowania wywierane na elementarny fragment od góry  
 $p_1$  – ciśnienie wywierane na materiał w górnej części  
 $p_2$  – ciśnienie wywierane na materiał w dolnej części  
 $p_r$  – ciśnienie wywierane na ścianki matrycy  
 $\tau$  – naprężenia styczne  
 $H$  – wysokość próbki po sprasowaniu  
 $D$  – średnica stempla  
 $dz$  – elementarna wysokość rozpatrywanego materiału prasowanego  
 $z$  – wysokość na jakiej znajduje się rozpatrywany fragment elementarny mierząc od podstawy

Rysunek 3.2: Rozkład ciśnienia w procesie zagęszczania ośrodków sypkich.

W celu lepszego przeanalizowania rozkładu ciśnienia na elementarnej wysokości rozpatrywanego materiału przedstawionego na rysunku 3.2, wyodrębnilo jego fragment i przedstawiono go na rysunku 3.3.



Rysunek 3.3: Siły działające na fragment zagęszczonego ośrodka.

Na rysunku 3.3 przedstawiono rozkład sił działających na rozpatrywany elementarny fragment materiału prasowanego i na ich podstawie sformułowano równanie równowagi (3.1)

$$p(z) \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} - (p(z) + dp(z)) \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} + \pi \cdot D \cdot dz \cdot \tau = 0 \quad (3.1)$$

gdzie:

$p(z) \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$  – siła skupiona działająca na rozpatrywany element materiału od dołu

$(p(z) + dp(z)) \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$  – siła skupiona działająca na rozpatrywany element materiału od góry

$\pi \cdot D \cdot dz \cdot \tau$  – siła tarcia

Upraszczając zależność (3.1) ostatecznie otrzymamy:

$$\frac{dp(z)}{dz} = \frac{4 \cdot \tau}{D} \quad (3.2)$$

Całkując równanie (3.2) obustronnie uzyskano:

$$p(z) = \int_0^\infty \frac{4 \cdot \tau}{D} dz \quad (3.3)$$

Z powyższej zależności można stwierdzić, że rozkład ciśnienia w zagęszczonym ośrodku zależy od naprężenia stycznego ( $\tau$ ) [9].

Jak już wcześniej wspomniano do obliczeń nacisku na ścianki przyjęto hipotezę ośrodka jednorodnego, wobec którego można zastosować równanie mechaniki ośrodków ciągłych. Dla tych z kolei można przyjąć, że ciśnienie prasowania na wybranej wysokości badanej próbki w całym jej przekroju jest stałe. Analizując warunki tarcia ziaren masy o ścianki matrycy można zastosować model tarcia Amontonsa-Coulomba. Oznacza to, że naprężenia styczne  $\tau$  są proporcjonalne do bocznego nacisku  $p_\tau$  ( $\tau = fp_\tau$ ,  $f$  – współczynnik tarcia). Dodatkowo w czasie prasowania proszków metali lub tworzyw sztucznych ma miejsce zależność zmniejszania się współczynnika tarcia wraz ze wzrostem nacisku stempla [22]. Można przyjąć również, że nacisk boczny  $p_\tau$  jest wprost proporcjonalny do ciśnienia prasowania  $p(z)$ , czyli  $p(\tau) = \xi p(z)$ , gdzie  $\xi$  to współczynnik nacisku bocznego. Wiedząc, że wartość naprężeń stycznych oraz nacisku bocznego zależna jest od przedstawionych współczynników, jak również wiedząc, że wartość współczynników dla danego nacisku stempla jest stała zdefiniowany został nowy współczynnik prasowania  $\psi$  [21]. Jego wartość przy określonym nacisku stempla jest charakterystyczna dla pary ciernej, czyli dla prasowanego materiału i materiału, z którego jest wykonana matryca. Używając zdefiniowanego współczynnika prasowania, można opisać naprężenia styczne  $\tau$  równaniem (3.4):

$$\tau = \psi p(z) \quad (3.4)$$

Biorąc pod uwagę równanie różniczkowe (3.2), otrzymane na podstawie równowagi sił działających na elementarną warstwę zagęszczonego medium na wysokości  $dz$  oraz korzystając z warunków brzegowych  $p(z = H) = p_1$ , otrzymujemy:

$$p(z) = p_1 e^{\frac{4\psi}{D}(z-H)} \quad (3.5)$$

Z tych samych przyjętych założeń możliwe jest wyznaczenie nacisków bocznych:

$$p_\tau = \xi p_1 e^{\frac{4\psi}{D}(z-H)} \quad (3.6)$$

Bezpośredni pomiar rozkładu ciśnienia w obszarze prasowania może napotkać na problemy techniczne. Z tego względu w pracy postanowiono użyć metody pośredniej, polegającej na pomiarze odkształcenia na powierzchni matrycy. Odkształcenie z kolei, korzystając ze wzoru (3.7), posłuży do wy-

znaczenia naprężeń występujących w wybranych miejscach matrycy umożliwiając tym samym określenie rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy.

$$\sigma = E\varepsilon \quad (3.7)$$

Pierwszą a zarazem jedną z najpopularniejszych metod pomiaru naprężeń jest metoda pomiaru przy użyciu tensometrii oporowej [17] [8] [13]. Pomiar naprężeń za pomocą tej metody odbywa się w sposób pośredni i polega na określeniu wielkości naprężeń na podstawie zarejestrowanego odkształcenia przez tensometry naklejone na powierzchni badanego elementu, co zostało przedstawione na rysunku 3.4. Ma ona szereg zalet, które decydują o jej szerokim zastosowaniu. Metodę tę można stosować do prowadzenia pomiarów statycznych, jak również dynamicznych a dzięki bezpośredniemu połączeniu tensometrów z rejestratorem za pomocą przewodów, pomiar charakteryzuje się wysoką dokładnością [18] [19]. Dodatkową zaletą prowadzenia pomiaru za pomocą omawianej metody jest możliwość rejestrowania odkształceń przy użyciu więcej niż jednego tensometru. Z kolei niewątpliwą jej wadą jest wpływ warunków otoczenia, przede wszystkim temperatury, na mierzone odkształcenie. Zakłócenia można jednak wyeliminować stosując tensometry kompensacyjne.



Rysunek 3.4: Badanie naprężeń przy pomocy tensometrów. [1]

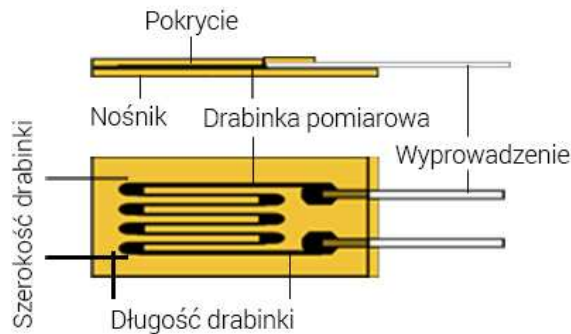


Podstawowym elementem służącym do pomiaru odkształceń za pomocą tensometrii oporowej jest tensometr elektrooporowy [7] [12]. W jego działaniu wykorzystuje się zjawisko tensooporowe odkryte przez Thomsona-Kelvina w roku 1856. Polega ono na zmianie rezystancji metalu w zależności od zmieniających się odkształceń. Mówiąc innymi słowami jest to zależność pomiędzy oporem elektrycznym  $R$  drutu a jego długością  $l$ , polem powierzchni przekroju poprzecznego  $A$  i oporem właściwym.

$$R = \frac{L}{A} \cdot \rho \quad (3.8)$$

Pomimo tego, że zjawisko tensooporowe zostało odkryte już w połowie dziewiętnastego wieku to jego zastosowanie miało miejsce dopiero w 1937 roku przez A.C. Ruge i E.E. Simmonsa [14].

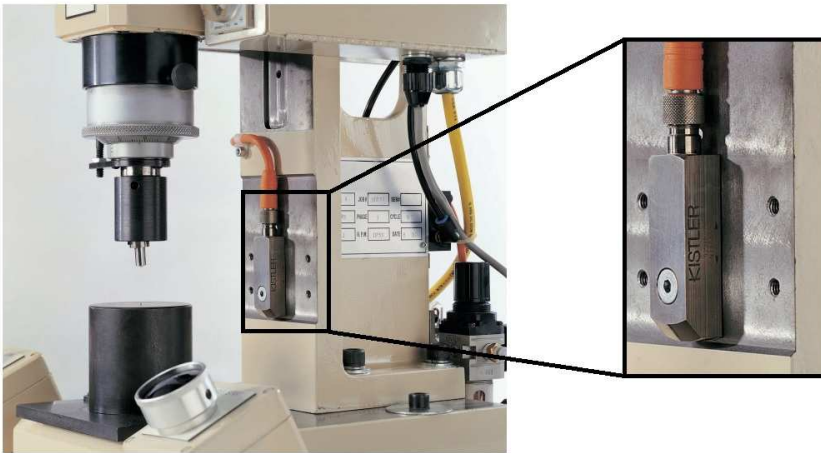
Proces przygotowania do przeprowadzenia pomiaru jest stosunkowo długi, ponieważ oprócz połączenia tensometrów z aparaturą pomiarową za pomocą przewodów, konieczne jest ich właściwe naklejenie na powierzchni, która wcześniej musi zostać właściwie przygotowana. Powierzchnia naklejenia musi zostać dokładnie oczyszczona ze wszystkich niedoskonałości mechanicznych oraz musi zostać starannie odtłuszczona. Budowa przykładowego tensometru, używanego do prowadzenia pomiarów przy pomocy tensometrii oporowej, została przedstawiona na rysunku 3.5.



Rysunek 3.5: Budowa tensometru foliowego. [2]

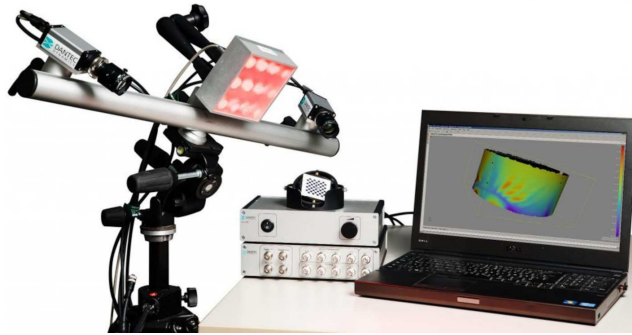
Drugą metodą stosowaną do pomiaru naprężeń jest pomiar przy użyciu czujników do pomiaru odkształceń, które w swojej zasadzie działania wykorzystują efekt piezoelektryczny. Działanie czujników piezoelektrycznych polega na przetwarzaniu przyłożonej siły do kryształu kwarcu na sygnał elektryczny, proporcjonalny do przyłożonej wartości siły. Pomiar za pomocą

czujników kwarcowych jest możliwy do przeprowadzenia w sposób bezpośredni i pośredni. Pomiar bezpośredni wymaga zamocowania czujnika dokładnie na kierunku działania siły powodującej odkształcenia. Pomiar pośredni stosowany jest w przypadku kiedy zamontowanie czujnika dokładnie na kierunku działania siły jest niemożliwe, wówczas czujnik mierzy jedynie siłę składową [6] [18] [19]. Czujniki mierzące odkształcenia można montować wewnątrz badanego elementu we wcześniej przygotowanym otworze lub w łatwiejszy sposób – przykręcając go za pomocą śruby do powierzchni elementu, co zostało przedstawione na rysunku 3.6.



Rysunek 3.6: Pomiar odkształceń za pomocą czujnika piezoelektrycznego. [3]

Trzecią metodą stosowaną do prowadzenia pomiarów z zakresu przemieszczeń i odkształceń w czasie rzeczywistym jest metoda oparta na optycznym, trójwymiarowym i bezdotykowym systemie. System ten oferuje użytkownikowi wygodną obsługę danych, dokładną ocenę i wizualizację odkształcenia. Pomiar przy pomocy systemu cyfrowej korelacji polega na nakładaniu przez program zdjęć wykonanych pod różnym kątem, przy pomocy zespołu kamer, tworząc graficzną mapę odkształceń. Metoda ta jest idealna do prowadzenia badań z zakresu mechaniki pęknięć, ze względu na możliwość prowadzenia pomiaru całego pola, co dostarcza dokładne informacje o lokalnym i całościowym rozkładzie odkształceń. Przykład takiego systemu został przedstawiony na rysunku 3.7.



Rysunek 3.7: System cyfrowej korelacji. [4]

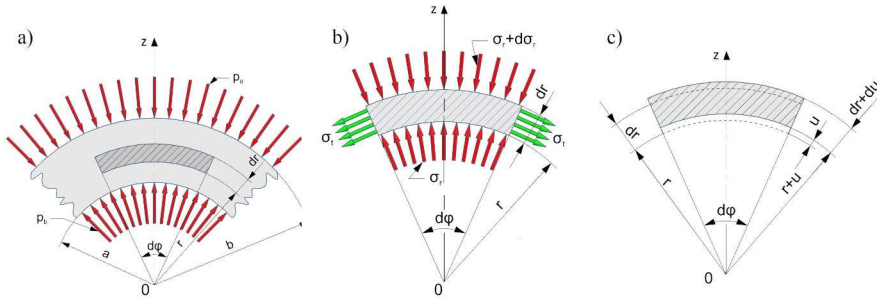
Reasumując, z przedstawionych metod pomiaru odkształceń pod kątem łatwości montażu, ceny i dokładności pomiaru najczęściej stosowana jest metoda oparta na zjawisku tensometrii oporowej.

### 3.2. Rozkład naprężeń (zadanie Lamégo)

W przedstawionej analizie postanowiono zastosować matrycę w kształcie rury. Ma to też swoje uzasadnienie w tym, że zagęszczenie to możemy także odnieść do silosów zbożowych, które są w kształcie cylindra.

Analizując rozkład ciśnienia w zbiornikach należy zwrócić uwagę na to, czy będziemy traktować zbiornik jako cienkościenny czy grubościenny. W rurach grubościennych poddanych działaniu ciśnienia wewnętrznego  $p_a$  i zewnętrznego  $p_b$  naprężenia obwodowe nie rozkładają się w równomierny sposób na całej grubości ścianki, a dodatkowo naprężenia promieniowe w rurach grubościennych są znacznie większe niż w rurach cienkościennych, wobec czego nie można ich pomijać [15].

W celu przeprowadzenia analizy stanu naprężeń w rurze grubościennej wycięto z niej myślowo fragment rury o długości jednostkowej, w postaci pierścienia ograniczonego z dwóch stron płaszczyznami prostopadłymi do osi rury. Z powstałego pierścienia, przedstawionego na rysunku 3.8 a), wycięto fragment ograniczony dwiema płaszczyznami nachylonymi względem siebie o nieskończenie mały kąt  $d\varphi$  i przechodzącymi przez oś rury oraz dwiema walcowymi powierzchniami o promieniu  $r$  i  $r + dr$ .



Rysunek 3.8: Naprężenia i odkształcenia w rurach grubościennych.

Naprężenia promieniowe  $\sigma_r$ , przedstawione na rysunku 3.8 b), oddziałujące na wewnętrzną powierzchnię walcową o polu  $r d\varphi \cdot 1$  można przedstawić jako wartość wypadkową skierowaną do osi rury wynoszącą:

$$\sigma_r r d\varphi \cdot 1. \quad (3.9)$$

W ten sam sposób możliwe jest przedstawienie naprężeń  $\sigma_r + d\sigma_r$ , czyli naprężeń  $\sigma_r$  zwiększonych o przyrost  $d\sigma_r$  i działających na zewnętrzną walcową powierzchnię o promieniu  $r + dr$ :

$$(\sigma_r + d\sigma_r) (r + dr) d\varphi \cdot 1. \quad (3.10)$$

Rzutując siły wypadkowe wynikające z działania naprężeń obwodowych  $\sigma_t$  na oś z, otrzymujemy:

$$-2dr \cdot 1 \cdot \sigma_t \sin\left(\frac{1}{2}d\varphi\right) \approx -dr \cdot 1 \cdot \sigma_t d\varphi. \quad (3.11)$$

Po zastosowaniu warunku równowagi dla rozpatrywanego elementu uzyskujemy:

$$\sum P_z = -\sigma_r r d\varphi \cdot 1 + (\sigma_r + d\sigma_r) (r + dr) d\varphi \cdot 1 + \\ - dr \cdot 1 \cdot \sigma_t d\varphi = 0 \quad (3.12)$$

Po skróceniu przez  $d\varphi = 0$  oraz po przeprowadzeniu redukcji:

$$\sigma_r dr + d\sigma_r r + d\sigma_r dr - dr \sigma_t = 0. \quad (3.13)$$

Pomijając małą wyższego rzędu  $d\sigma_r dr$  i dzieląc powyższe równanie przez  $dr$  otrzymujemy:

$$\sigma_r + \frac{d\sigma_r}{dr} r - \sigma_t = 0. \quad (3.14)$$

Na podstawie równania równowagi przedstawionego we wzorze (3.12), w którym występują dwie niewiadome:  $\sigma_r$  oraz  $\sigma_t$  określono to zadanie, jako jednokrotnie statycznie niewyznaczalne i aby je rozwiązać niezbędne jest rozpatrzenie odkształceń.

Odkształcenie, a konkretnie wydłużenie względne rozpatrywanego fragmentu, zgodnie z prawem Hooke'a dla płaskiego stanu naprężeń można przedstawić jako:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} (\sigma_r - \nu\sigma_t), \quad \varepsilon_t = \frac{1}{E} (\sigma_t - \nu\sigma_r), \quad (3.15)$$

dlatego

$$\sigma_r = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_r - \nu\varepsilon_t), \quad \sigma_t = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_t - \nu\varepsilon_r). \quad (3.16)$$

Patrząc na oznaczenia wycinka przedstawionego na rys 3.8 c), gdzie literą  $u$  oznaczono przyrost wartości promienia  $r$ , natomiast symbolem  $du$  wydłużenie na kierunku promieniowym wycinka o wymiarze  $dr$  można zapisać że:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}. \quad (3.17)$$

W pierścieniu grubościennym (w odróżnieniu od krążków cienkościennych i pełnych, w których wydłużenie względne na kierunku promieniowym jest zawsze równe obwodowemu wydłużeniu względne na kierunku promieniowym  $\varepsilon_r$  nie jest równe wydłużeniu względnemu obwodowemu  $\varepsilon_t$ . W związku z tym, biorąc pod uwagę rysunek 3.8 c), gdzie obwód powierzchni walcowej o promieniu  $r$  przed odkształceniem wynosił  $2\pi r$  a po odkształceniu wynosi  $2\pi (r + u)$ , względne wydłużenie obwodowe będzie wynosić:

$$\varepsilon_t = \frac{2\pi (r + u) - 2\pi r}{2\pi r} = \frac{u}{r}. \quad (3.18)$$

Podstawiając wyznaczone wartości  $\varepsilon_r$  i  $\varepsilon_t$  z wzoru 3.17 i 3.18 do wzoru 3.16 otrzymujemy:

$$\sigma_r = \frac{E}{1 - \nu^2} \left( \frac{du}{dr} + \nu \frac{u}{r} \right), \quad \sigma_t = \frac{E}{1 - \nu^2} \left( \frac{u}{r} + \nu \frac{du}{dr} \right). \quad (3.19)$$

Powyższe równanie różniczkujemy względem zmiennej  $r$ :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{E}{1 - \nu^2} \left( \frac{d^2u}{dr^2} + \frac{\nu du}{r dr} - \nu \frac{u}{r^2} \right), \quad (3.20)$$

a następnie otrzymane równanie wraz z zależnościami przedstawionymi w równaniu 3.19 do równania 3.14:

$$\begin{aligned} & \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{du}{dr} + \nu \frac{u}{r} \right) + \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{d^2u}{dr^2} + \frac{\nu du}{r dr} - \nu \frac{u}{r^2} \right) + \\ & - \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{u}{r} + \nu \frac{du}{dr} \right) = 0 \end{aligned} \quad (3.21)$$

Z tego równania otrzymujemy:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1 du}{r dr} - \frac{u}{r^2} = 0 \quad (3.22)$$

Po wprowadzeniu nowej zmiennej  $u$  oraz rozpatrzeniu odkształceń uzyskaliśmy jednorodne równanie różniczkowe drugiego stopnia, które zawiera zmienne  $r$  oraz  $u$ , które po rozwiązaniu ma postać:

$$u = C_1 r + \frac{1}{r} C_2. \quad (3.23)$$

Po podstawieniu równania 3.23 do wzoru 3.17, 3.18 i 3.16 uzyskano:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E}{1-\nu^2} \left( C_1 - \frac{C_2}{r^2} + \nu C_1 + \nu \frac{C_2}{r^2} \right) \\ \sigma_t &= \frac{E}{1-\nu^2} \left( C_1 + \frac{C_2}{r^2} + \nu C_1 - \nu \frac{C_2}{r^2} \right), \end{aligned} \quad (3.24)$$

stąd

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E}{1-\nu^2} \left[ C_1 (1+\nu) - \frac{C_2}{r^2} (1-\nu) \right] \\ \sigma_t &= \frac{E}{1-\nu^2} \left[ C_1 (1+\nu) + \frac{C_2}{r^2} (1-\nu) \right]. \end{aligned} \quad (3.25)$$

Otrzymane wzory umożliwiają określenie naprężeń w rurach grubościennych zależnie od stałych całkowania i zmiennej  $r$ . Stałe całkowania  $C_1$  i  $C_2$  można wyznaczyć z warunków brzegowych, które dla wycinka rury pokazanego na rysunku 3.8 a) przyjmują wartość:

$$(\sigma_r)_{r=a} = -p_a, \quad (\sigma_r)_{r=b} = -p_b. \quad (3.26)$$

Podstawiając te warunki do równań 3.25 otrzymujemy:

$$C_1 = \frac{1-\nu}{E} \frac{\nu p_b b^2 - p_a a^2}{a^2 - b^2}, \quad C_2 = \frac{1+\nu}{E} \frac{(p_b - p_a) a^2 b^2}{a^2 - b^2}. \quad (3.27)$$

W efekcie naprężenia w rurze można zapisać za pomocą wzorów nazwanych wzorami Lamégo:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{p_b b^2 - p_a a^2}{a^2 - b^2} - \frac{p_b - p_a}{a^2 - b^2} \frac{a^2 b^2}{r^2} \\ \sigma_t &= \frac{p_b b^2 - p_a a^2}{a^2 - b^2} + \frac{p_b - p_a}{a^2 - b^2} \frac{a^2 b^2}{r^2}.\end{aligned}\quad (3.28)$$

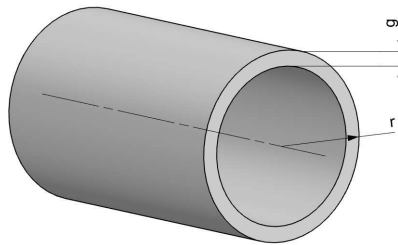
Po podstawieniu wzorów 3.27 do równania 3.23 wydłużenie  $u$  promienia  $r$  przedstawionego na rysunku 3.8 c) przyjmuje postać:

$$u = \frac{1}{E(a^2 - b^2)} \left[ r(p_b b^2 - p_a a^2)(1 - \nu) + \frac{1}{r}(p_b - p_a)a^2 b^2(1 + \nu) \right]. \quad (3.29)$$

Dodatkowo z wzorów 3.25 oraz 3.28 wynika, że suma naprężeń promieniowych i obwodowych dla wszystkich punktów rury grubościennej jest stała:

$$\sigma_r + \sigma_t = const. \quad (3.30)$$

Na podstawie przeprowadzonej analizy rozkładu naprężeń w trakcie procesu prasowania dowiadujemy się, że rozkład naprężeń należy rozpatrywać w zależności od grubości ścianki matrycy. Aby to zobrazować analiza została przeprowadzona na elemencie prostym typu rura. I tak jak wspomniano wcześniej przeprowadzono analizę naprężeń dla rury cienkościennej i grubościennej. Zależność, która odróżnia te dwa typy rury to stosunek promienia do grubości ścianki rury. W związku z tym wyróżniamy rurę cienkościenną która spełnia zależność  $\frac{r}{g} > 20$  oraz rurę grubościenną spełniającą zależność  $\frac{r}{g} < 20$  (rysunek 3.9).



Rysunek 3.9: Zależność promienia do grubości ścianki, czyli podział na rurę cienkościenną oraz grubościenną

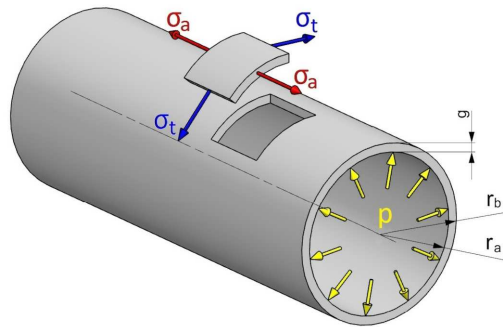
Analizując rozkład naprężeń w rurze cienkościennej rozpatrywane są naprężenia działające na dwóch kierunkach – na kierunku osiowym oraz

stycznym. Z kolei wartość tych naprężeń jest możliwa do obliczenia za pomocą poniżej przedstawionych wzorów: 3.31 dla naprężeń działających na kierunku osiowym oraz 3.32 dla naprężeń działających na kierunku stycznym.

$$\sigma_a = \frac{p \cdot r_b}{2 \cdot g} \quad (3.31)$$

$$\sigma_t = \frac{p \cdot r_b}{g} \quad (3.32)$$

Schemat rozkładu naprężeń w rurze cienkościennej został przedstawiony na rysunku 3.10.



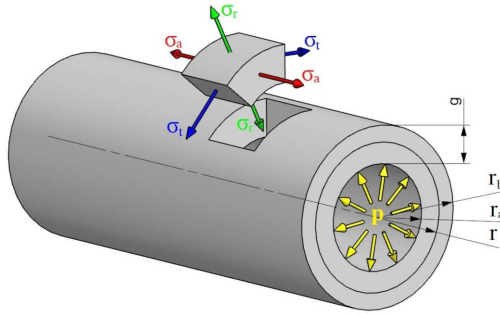
Rysunek 3.10: Rozkład naprężeń w rurze cienkościennej.

W przypadku rur grubościennych, poza naprężeniami działającymi na kierunku osiowym i stycznym, rozpatruje się również naprężenia działające na kierunku promieniowym. Schemat rozłożenia naprężeń w rurach grubościennych działających na wszystkich kierunkach został przedstawiony na rysunku 3.11, natomiast wartości naprężeń są wyrażone za pomocą wzorów Lamégo, które zostały przedstawione w poniższych równaniach.

$$\sigma_t = \frac{p_a \cdot r_a^2}{r_b^2 - r_a^2} \left( 1 + \frac{r_b^2}{r^2} \right) \quad (3.33)$$

$$\sigma_r = \frac{p_a \cdot r_a^2}{r_b^2 - r_a^2} \left( 1 - \frac{r_b^2}{r^2} \right) \quad (3.34)$$





Rysunek 3.11: Rozkład naprężeń w rurze grubościennej.

Naprężenia działające na kierunku osiowym rozpatrywanego zbiornika grubościennego pojawiają się niezależnie od naprężeń działających na kierunku stycznym i promieniowym. W momencie kiedy długość rury  $l \gg r_b$ , równanie naprężeń działających na kierunku osiowym przyjmuje postać przedstawioną w równaniu (3.35):

$$\sigma_a = \frac{p_a^2}{r_b^2 - r_a^2}. \quad (3.35)$$

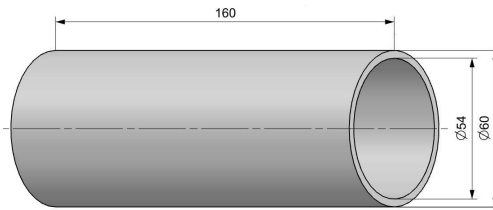
### 3.3. Metodyka badań

#### 3.3.1. Materiał badany

Do przeprowadzenia badań z zakresu pomiaru odkształceń podczas procesu prasowania zastosowano matryce w kształcie rury oraz piasek kwarcowy pełniący rolę sypkiego medium. Rura została wykonana z stopu aluminium 2017 charakteryzującego się dobrymi własnościami wytrzymałościowymi oraz wysoką wytrzymałością na rozciąganie i zmęczenie. Właściwości fizyczne materiału, z którego została wykonana rura zostały przedstawione w tabeli 3.1. Natomiast jej wymiary zostały przedstawione na rysunku 3.12.

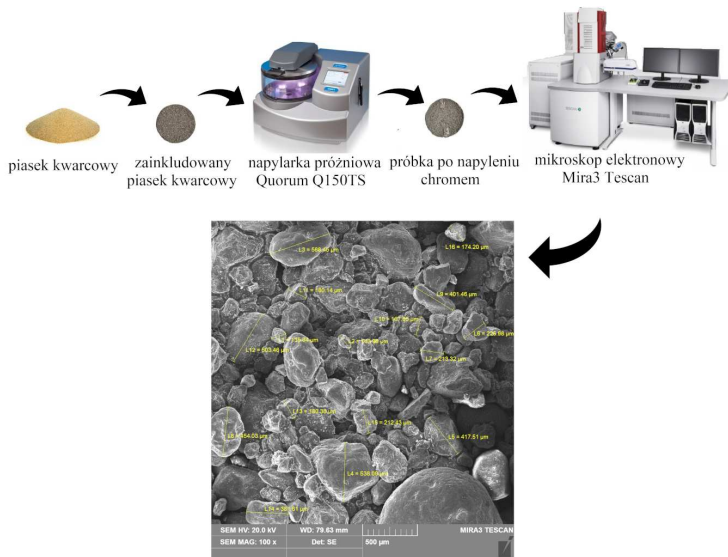
Tablica 3.1: Właściwości fizyczne stopu aluminium 2017

Własność fizyczna	Wartość
twardość, HB	110
gęstość, g/cm <sup>3</sup>	2.79
liczba Poissona	0.33
współczynnik rozszerzalności cieplnej, um/mK	22.9
opór właściwy, nWm	51
moduł Younga, MPa	72500



Rysunek 3.12: Wymiary rury użytej do badań.

Materiał sypki użyty na potrzeby badań to piasek kwarcowy, który nie został podzielony na frakcje. Z tego względu można zaobserwować dysproporcje w wielkości ziaren piasku. Przed przystąpieniem do badań materiał sypki poddano analizie, której celem było określenie rozmiaru wielkości ziaren występujących w zastosowanym w badaniach proszku kwarcowym. Proces przygotowania piasku do zbadania wielkości poszczególnych ziaren został przedstawiony na rysunku 3.13. W tym celu przygotowano specjalną próbkę z ziaren piasku wtopionych w żywicę poliestrową, a następnie próbkę poddano napyleniu chromem przy zastosowaniu napyłarki próżniowej Quorum Q150TS. Proces napylenia chromem był konieczny do zapewnienia odpowiedniej przewodności przez próbkę prądu elektrycznego. Jest to niezbędne do przeprowadzenia pomiarów z użyciem mikroskopu elektronowego Mira3 Tescan, przy pomocy którego można jedynie badać materiały przewodzące prąd. Po napyleniu przeprowadzono badanie próbki i zmierzono wielkości ziaren piasku przy użyciu skaningowego mikroskopu elektronowego Mira3 Tescan.



Rysunek 3.13: Proces przygotowania piasku do pomiaru wielkości ziaren

Jak można zauważyć, występująca w próbce wielkość frakcji ziaren zawiera się w przedziale od 0.1 do 0.55 mm.

### 3.3.2. System archiwizacji danych pomiarowych

Działanie tensometru oparte jest na zmianie rezystancji elektrycznej na skutek zmiany długości przewodnika foliowego. Zmiana ta przekształciła się w różnicę potencjałów w poprzek ramion ćwierćmostka, który jest skonfigurowany i znajduje się w module NI 9236 wyposażonym w system DAQ. Parametry stosowane dla jednoosiowych tensometrów to między innymi współczynnik (K), który określa czułość odkształceniową tensometru oraz jego rezystancja.

Tensometry zastosowane w badaniach to tensometry foliowe typu TF-5/350, których przykład został przedstawiony na rysunku 3.14, z kolei jego parametry w tabeli 3.2.



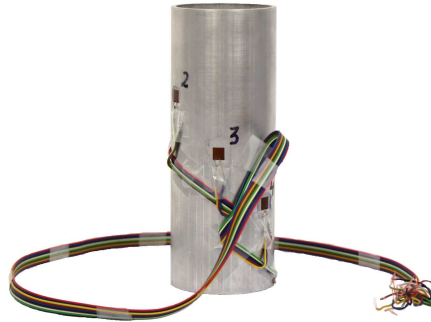
Rysunek 3.14: Tensometr foliowy typu TF-5/350 [5]

Tablica 3.2: Parametry tensometru TF-5/350

Parametr	Wartość
Rezystancja, $\Omega$	$350 \pm 0.2\%$
Szerokość, mm	5.0
Długość, mm	8.5
Grubość, $\mu\text{m}$	60
Maksymalne natężenie prądu pomiarowego, mA	50
Skrajne temperatury użytkowania, $^{\circ}\text{C}$	$-40 \div 200$
Wytrzymałość zmęczeniowa	$n > 10^7$ dla $\varepsilon = 0.1\%$
Maksymalne odkształcenie, %	ok. 4
Współczynnik czułości odkształceniowej k	2.1-2.2
Tolerancja współczynnika k, %	0.5

W przeprowadzonych badaniach użyto 5 tensometrów przyklejając je na różnych wysokościach matrycy na kierunku osiowym.

Każdy tensometr został przyklejony za pomocą kleju cyjanoakrylowego TB 1731 do powierzchni matrycy, która została wcześniej dokładnie wyszlifowana, oczyszczona i odtłuszczona. Do przyklejonych tensometrów dołączono przewody służące do połączenia z systemem akwizycji w sposób pokazany na rysunku 3.15.



Rysunek 3.15: Próbką z naklejonymi tensometrami

Następnie w środowisku NI LabVIEW opracowano system archiwizacji danych. Służy on do zbierania w czasie rzeczywistym danych pomiarowych pochodzących z badań przeprowadzonych na próbce poddanej procesowi zagęszczania sypkiego medium.

Tensometry typu TF-5/350 naklejone na rurze zostały podłączone do karty modułu pomiarowego NI 9236, umieszczonej w gnieździe kontrolera NI c-DAQ 9132, zgodnie ze schematem na rysunku 3.16.



Rysunek 3.16: Schemat skonstruowanego toru pomiarowego

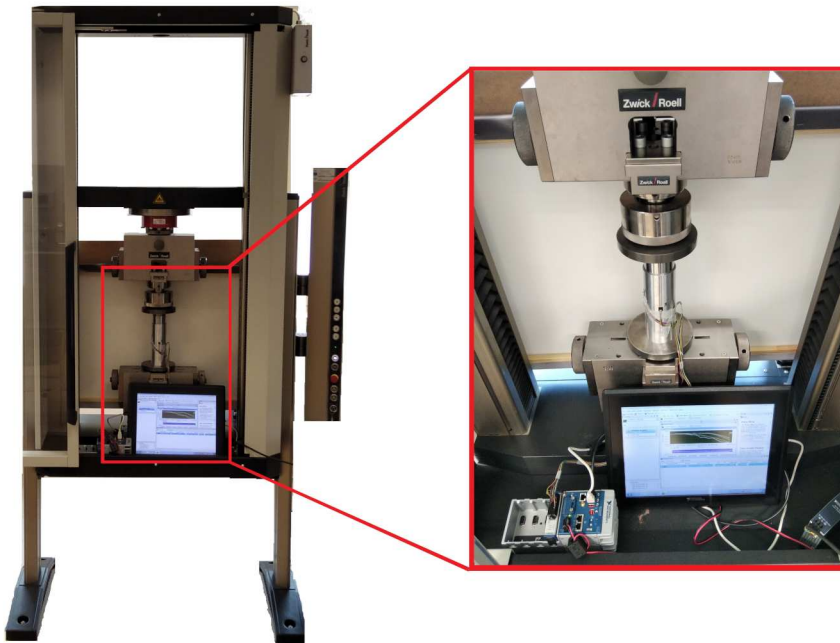
Do wizualizacji zebranych danych pomiarowych, opracowano oprogramowania w środowisku LabVIEW, nazywanym również językiem programowania bloków funkcjonalnych.

Ponadto, użyty podczas badań tor pomiarowy ma możliwość konfiguracji z wirtualnym asystentem DAQ, dostępnym w LabVIEW, do wprowadzania wymaganych parametrów odkształceń, właściwej częstotliwości próbkowania oraz filtrów, które umożliwiają uniknięcie aliasingu oraz szumu w rejestrowanych danych pomiarowych. Tak zebrane dane są gromadzone na osobistym komputerze w czasie rzeczywistym.

### 3.3.3. Przebieg eksperymentu

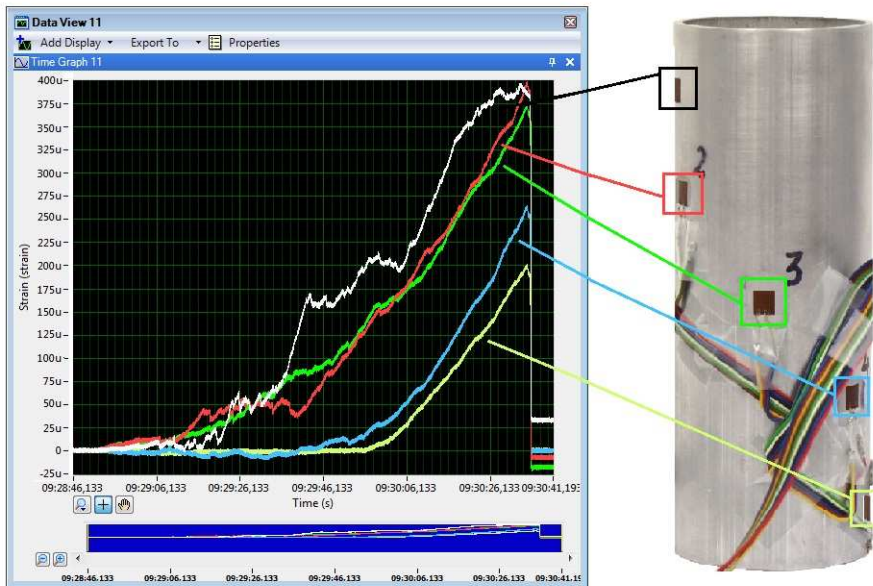
W celu zbadania możliwości określenia rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy, na podstawie zarejestrowanego odkształcenia na jej powierzchni przy pomocy metod tensometrycznych, przeprowadzono eksperyment. W czasie eksperymentu rejestrowana została siła i przemieszczenie z częstotliwością 5 Hz za pomocą komputera połączanego z maszyną wytrzymałościową.

Pomiar rozkładu wartości ciśnienia występującego w procesie prasowania wykonano metodą pośrednią, za pomocą pomiaru odkształceń występujących na zewnętrznej powierzchni cylindrycznej matrycy. Quasi-statyczne badania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Zwick/Roell Z100 (rysunek 3.17), na której przygotowana matryca została ustawiona na dolnej belce będącej nieruchomo w czasie badania. Proces zagęszczania został wywołany za pośrednictwem przemieszczającego się tłoczyska przymocowanego do ruchomej belki trawersowej przemieszczającej się ze stałą prędkością 10 mm/min. W czasie eksperymentów obciążano (ściskano) osiowo sypkie medium znajdujące się wewnątrz matrycy. Siła z jaką ściskano medium zmieniano w zakresie od 0 N do 80150 N z przyrostem 2290 N.



Rysunek 3.17: Stanowisko do pomiaru odkształceń

Po przeprowadzeniu serii prób prasowania sypkiej masy, z zastosowaniem przedstawionych parametrów, zarejestrowano odkształcenie na zewnętrznej powierzchni matrycy, które zgodnie z założeniami zmieniało się na wysokości matrycy zgodnie z kierunkiem przyłożenia siły. Przykład zarejestrowanego odkształcenia przez poszczególne tensometry, podczas jednej z prób procesu prasowania, został przedstawiony na rysunku 3.18.



Rysunek 3.18: Wykres wielkości odkształcenia zarejestrowanego podczas badań

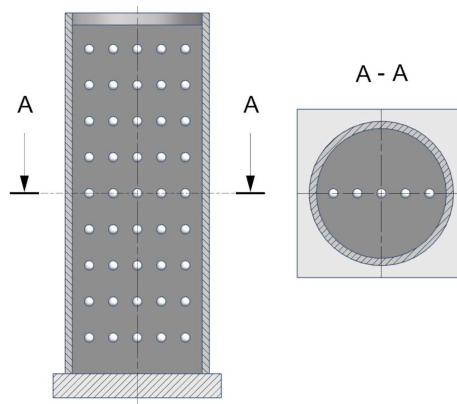
Analizując zarejestrowane wartości odkształcenia przedstawione na rysunku 3.18 można dostrzec, że największe odkształcenie zarejestrowano w miejscu najbliższym stempla. Dodatkowo można zaobserwować zależność przedstawiającą, że wartość tego odkształcenia maleje wraz z oddalaniem się od stempla na kierunku działania siły.

Chcąc zaobserwować rozkład ciśnienia prasowania w zależności od odległości od stempla postanowiono przeprowadzić dodatkowy pomiar z zastosowaniem tomografu komputerowego phoenix v|tome|x m firmy General Electric przedstawionego na rysunku 3.19.



Rysunek 3.19: Tomograf rentgenowski phoenix v|tome|x m firmy General Electric.

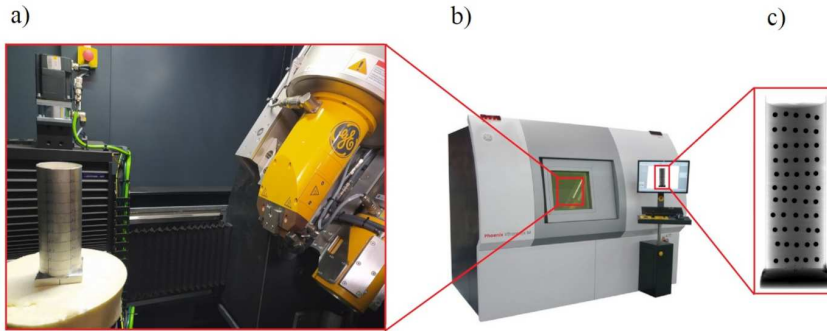
Tomograf komputerowy pozwala otrzymać wyraźny obraz struktury wewnątrz badanego elementu [16]. Jednak ze względu na jednolitość struktury medium, która uniemożliwia zaobserwowanie przemieszczenia ziaren po procesie zagęszczania, wewnątrz matrycy wypełnionej piaskiem kwarcowym ułożono warstwy kulek o średnicy 4 mm zachowując zbliżone wartości odległości pomiędzy poszczególnymi warstwami (wynoszące około 15 mm) w sposób przedstawiony na rysunku 3.20.



Rysunek 3.20: Schemat ułożenia kulek w matrycy.

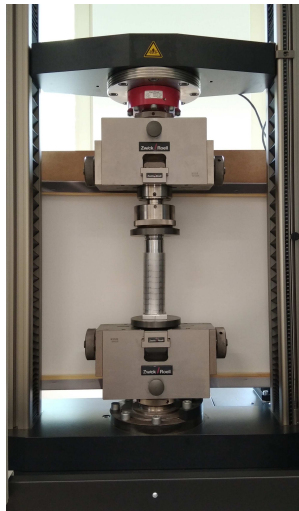
Tak przygotowaną matrycę poddano następnie analizie przy użyciu tomografu komputerowego phoenix v|tome|x m firmy General Electric, której celem było poznanie rozmieszczenia kulek wewnątrz matrycy przed procesem prasowania w celu późniejszego porównania i określenia wartości przemieszczenia (rysunek 3.21).





Rysunek 3.21: Stanowisko do badań radiologicznych, a) ustawienie matrycy na obrotowym stole tomografu komputerowego, b) tomograf komputerowy phoenix v|tome|x m firmy General Electric, c) prześwietlona matryca

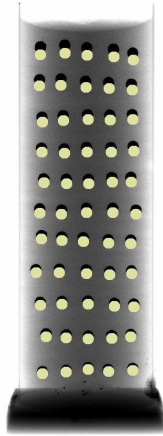
Następnie, przygotowaną matrycę poddano procesowi zagęszczania przy pomocy maszyny wytrzymałościowej Zwick/Roel Z100, ściskając medium znajdujące się wewnątrz matrycy do momentu osiągnięcia wartości maksymalnej ciśnienia wynoszącej 30 MPa. Proces zagęszczania medium w matrycy został przedstawiony na rysunku 3.22.



Rysunek 3.22: Proces prasowania medium z kulkami.

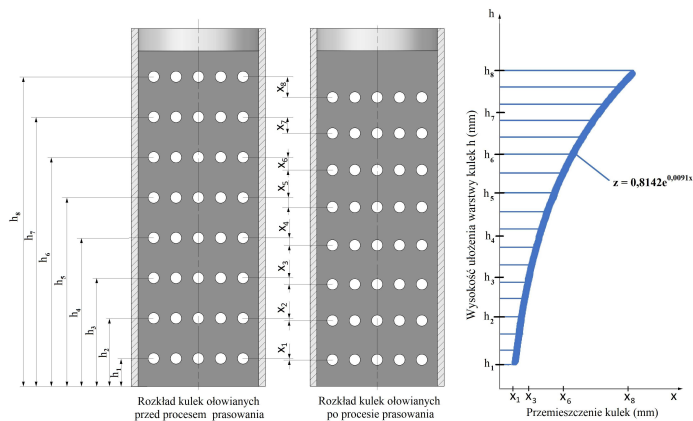
Po przeprowadzonym procesie prasowania matryca została ponownie przeanalizowana przy użyciu tomografu komputerowego. Otrzymane zdjęcie zostało nałożone na zdjęcie matrycy wykonane przed procesem prasowa-

nia, otrzymując tym samym schemat przemieszczenia kulek przedstawiony na rysunku 3.23.



Rysunek 3.23: Schemat przemieszczenia kulek (kolorem czarnym oznaczono ułożenie kulek przed procesem prasowania, kolorem beżowym po procesie prasowania)

Na podstawie zmieniającej się wartości przesunięcia kulek potwierdzono, że zagęszczenie sypkiego materiału wewnątrz matrycy podczas procesu prasowania zmienia się na kierunku przyłożenia siły. Może to świadczyć o zmianie rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy. Schemat opisujący przemieszczenie kulek po procesie prasowania został przedstawiony na rysunku 3.24.

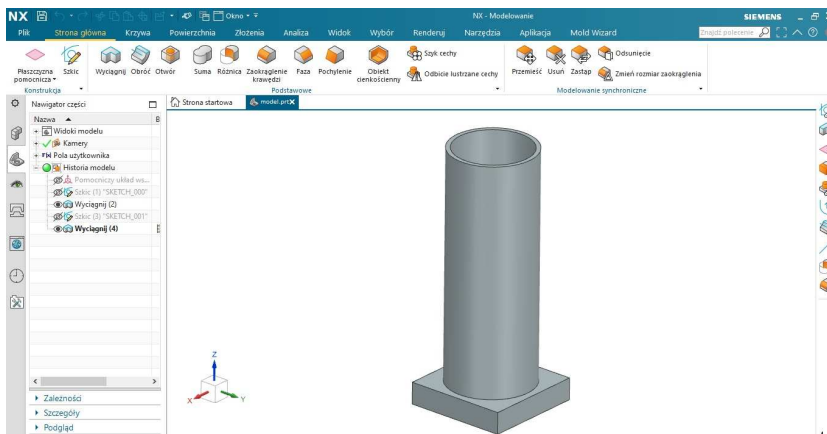


Rysunek 3.24: Przesunięcie kulek po procesie prasowania.

Analizując wartości przemieszczenia kulek po procesie prasowania, przedstawione na rysunku 3.24, można zaobserwować zależność zmieniającą się wartości przemieszczenia w zależności od odległości od stempla, którą można opisać za pomocą funkcji wykładniczej. Największe przemieszczenie kulek zostało zaobserwowane najbliżej tłoka i wraz z oddalaniem się od jego powierzchni odległość przemieszczenia kulek malała, co w sposób jednoznaczny określa zmienny charakter zagęszczenia sypkiego materiału wewnątrz matrycy, a tym samym potwierdza zmienny charakter rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy podczas procesu prasowania.

### 3.3.4. Symulacja procesu prasowania przy użyciu programu Siemens NX

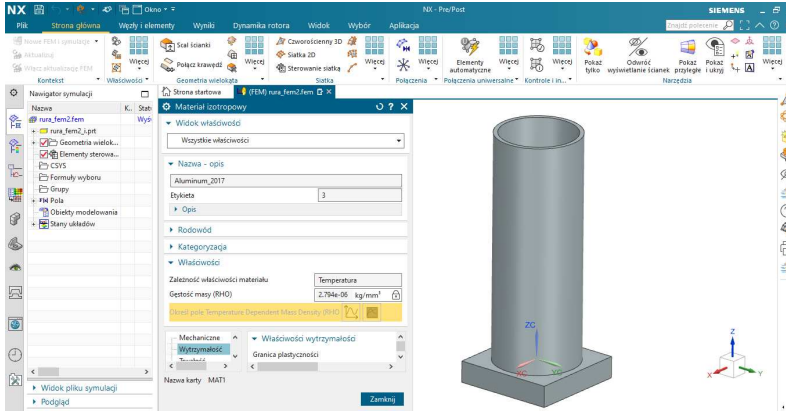
W pracy przedstawiono problem modelowania rozkładu naprężeń i odkształceń podczas prasowania mas sypkich. Symulację numeryczną powyższego procesu przedstawiono z zastosowaniem programu Siemens NX. Istotnym wynikiem symulacji numerycznej jest uzyskanie informacji o rozkładzie odkształceń i naprężeń na powierzchni matrycy. Standardowo analizę symulacji numerycznej procesu rozpoczęto od zamodelowania analizowanego zjawiska. W tym celu przyjęto ogólny schemat obciążenia z jednocześnie narzuconymi wielkościami geometrycznymi matrycy, w tym przypadku matrycy w kształcie rury aluminiowej przedstawionej na rysunku 3.25.



Rysunek 3.25: Zamodelowany model matrycy do procesu prasowania.

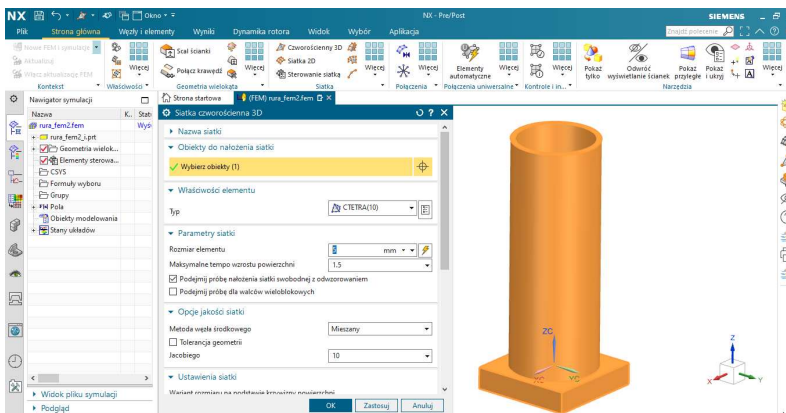
Mając wstępne założenie przystąpiono do tworzenia analizy wytrzymałościowej modelu podczas procesu prasowania. W tym celu ze środowi-

ską służącego do modelowania przeniesiono model do środowiska Pre/Post, gdzie przypisano materiał, z którego w rzeczywistości jest wykonana matryca. Proces ten został przedstawiony na rysunku 3.26.



Rysunek 3.26: Przypisanie modeliowi materiału z którego została wykonana matryca.

Kolejnym krokiem niezbędnym do wykonania analizy przy pomocy metody elementów skończonych było stworzenie siatki, czyli wykonanie podziału modelu na elementy skończone, które w przypadku modelu 3D przybierają postać czworokątnu foremnego. Siatka elementów skończonych jest generowana w sposób automatyczny po wybraniu funkcji do tworzenia siatki czworokątnej 3D, tak jak zostało to przedstawione na rysunku 3.27.



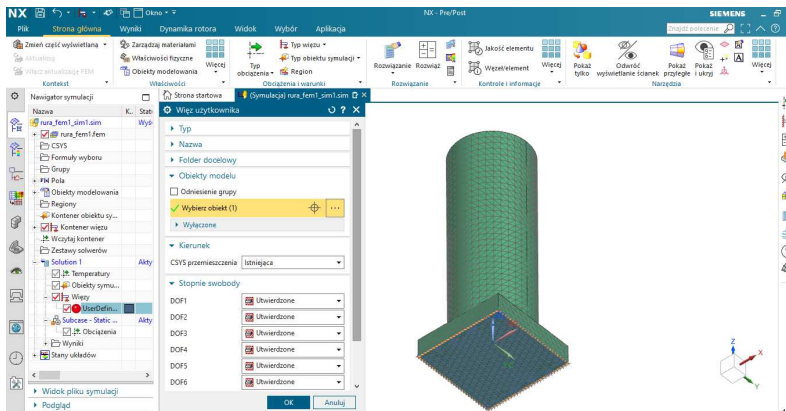
Rysunek 3.27: Ustawienie właściwości siatki elementów skończonych.

Po czym na rysunku 3.28 przedstawiono ostateczny model z naniesioną na niego siatką elementów skończonych.



Rysunek 3.28: Model podzielony na czworokątne elementy skończone.

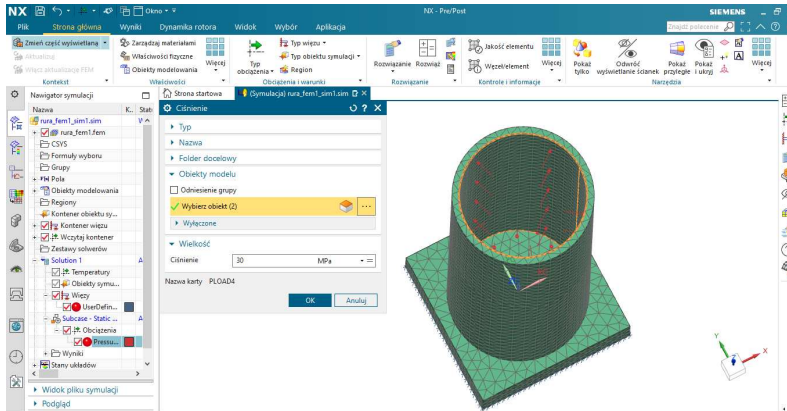
Dla tak już przygotowanego modelu możliwe jest przystąpienie do symulacji obciążenia. Początkowym etapem tworzenia symulacji procesu prasowania jest odebranie stopni swobody, czyli przypisanie więzów w sposób przedstawiony na rysunku 3.29.



Rysunek 3.29: Odebranie stopni swobody.

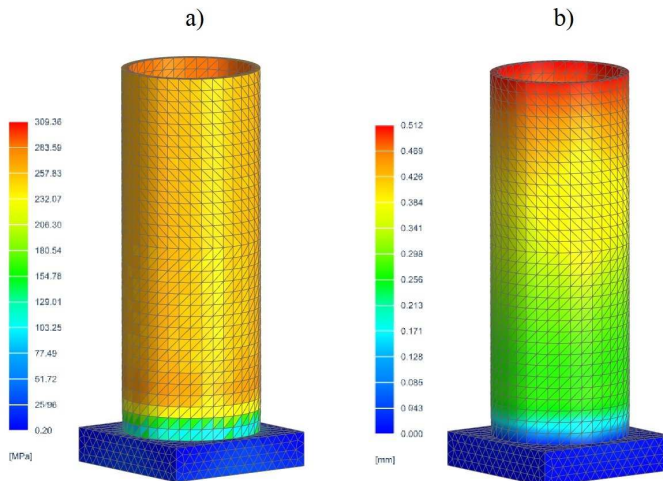
Ostatnim elementem tworzenia modelu jest narzucenie samego obciążenia, czyli siły bądź też ciśnienia działającego na model podczas procesu prasowania. Z dostępnych opcji obciążenia takich jak: przyspieszenie, siła, temperatura, moment, moment obrotowy, ciśnienie, ciśnienie hydrostatyczne, ciśnienie odśrodkowe, grawitacja czy obrót najbliższym typem obciążenia

rzeczywistego było ciśnienie. Dlatego właśnie ciśnienie o wartości 30 MPa zostało przypisane jako obciążenie działające na ścianki wewnątrz matrycy, w sposób przedstawiony na rysunku 3.30.



Rysunek 3.30: Narzucenie obciążenia działającego wewnątrz matrycy.

Tak przygotowany model poddano analizie wytrzymałościowej i w efekcie otrzymano wyniki w postaci map graficznych przedstawionych na rysunku 3.31 zarówno dla odkształcenia, jak również dla naprężeń.



Rysunek 3.31: Wyniki symulacji: a) naprężenia, b) odkształcenie.

Analizując wyniki symulacji przedstawione na rysunku 3.31 można do-

strzec zmianę na powierzchni zewnętrznej matrycy zarówno w stosunku do wartości naprężeń, jak również odkształceń. Patrząc na otrzymane wartości naprężeń można zaobserwować, że naprężenia zmieniają się jedynie przy podstawie matrycy, gdzie przybierają wartość od 0.2 do 265 MPa. Pozostała część matrycy natomiast posiada stałą wartość naprężeń wynoszącą około 265 MPa. Jest to związane z teorią o zbiornikach ciśnieniowych mówiącą, że przyrostowi promienia zbiornika, w trakcie obciążania go ciśnieniem wewnętrznym, towarzyszy przyrost zaokrąglenia dennicy. Przyrostowi promienia zbiornika o wartość  $\Delta R$  odpowiada przyrost promienia zaokrąglenia dennicy o wartości  $2\Delta R$ . W przypadku odkształceń sytuacja wygląda zupełnie inaczej. Widoczna jest tutaj płynna zmiana wartości na całej wysokości matrycy pomiędzy maksymalnym i minimalnym odkształceniem, gdzie największe odkształcenie wynoszące około 0.5 mm zostało wyznaczone w górnej części matrycy, natomiast najmniejsze – równe zero – na jej podstawie.

Ze względu na fakt, że program Siemens NX nie umożliwia przeprowadzenia symulacji prasowania przy zastosowaniu ośrodka w postaci sypkiego medium, które oddziaływałoby na wewnętrzne ścianki matrycy, w taki sposób jak ma to miejsce podczas rzeczywistego zagęszczania materiału, wyniki przeprowadzonej symulacji są niewiarygodne.

### **3.4. Podsumowanie**

W pracy przedstawiono badania dotyczące sposobu określenia rozkładu ciśnienia wewnątrz matrycy podczas procesu prasowania przy użyciu metody pośredniej. Na podstawie zebranych wyników otrzymanych po przeprowadzeniu badań metodą tensometrii oporowej oraz przy zastosowaniu tomografii komputerowej można stwierdzić, że:

- zaobserwowane różnice w zarejestrowanym odkształceniu na powierzchni matrycy przy użyciu tensometrii oporowej mogą świadczyć o nierównomiernym rozkładzie ciśnienia podczas procesu prasowania mas sypkich;
- rozkład wartości ciśnienia w matrycy podczas procesu prasowania zmienia się w sposób wykładniczy, co zostało zaobserwowane przy pomocy badań tomografii komputerowej oraz tensometrii oporowej;
- w programie Siemens NX, służącym między innymi do symulacji obciążeń i do prowadzenia analiz wytrzymałościowych, brakuje ogólnie

dostępnych modułów umożliwiających przeprowadzenie badań nad zachodzącymi zjawiskami podczas procesu prasowania mas sypkich.

## Bibliografia

- [1] <https://www.mdpi.com/2076-3417/10/7/2521/htm>.
- [2] [https://tensometry.com.pl/users/uploads/satelite/tensometry/budowa\\_tensometru.jpg](https://tensometry.com.pl/users/uploads/satelite/tensometry/budowa_tensometru.jpg).
- [3] [https://intertechnology.com/Kistler/pdfs/Force\\_Model\\_9234A.pdf](https://intertechnology.com/Kistler/pdfs/Force_Model_9234A.pdf).
- [4] <https://www.dantecdynamics.com/solutions-applications/solutions/stress-strain-espi-dic/digital-image-correlation-dic/dic-standard-3d/>.
- [5] <https://www.annapol.eu//images/maxi/46388.jpg>.
- [6] V.G. Barsukov, V.V. Barsukov, B. Krupicz. The effect of interparticulate and external friction on the orientation of shear sites when brittle dispersed materials undergo compaction. *Journal of Friction and Wear*, 33(1):53–59, 2012. DOI: 10.3103/S1068366612010035.
- [7] A. Chwaleba, J. Czajewski. *Przetworniki pomiarowe wielkości fizycznych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1993.
- [8] A Chwaleba, M. Poniński, A Siedlecki. *Metrologia elektryczna*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa, 2011.
- [9] Z. Drzymała, M. Hryniewicz, B. Kostrukiewicz. Badania zmienności tarcia zewnętrznego w procesie zagęszczania materiałów drobnoziarnistych. *Mechanika*, 11(2):135–144, 1992.
- [10] Jeng-Haur Horng, Chin-Chung Wei, Hung-Jung Tsai, Bai-Chiuan Shiu. A study of surface friction and particle friction between rough surfaces. *International Journal on the Science and Technology of Friction Lubrication and Wear*, 267(5):1257–1263, 2009. DOI: 10.1016/j.wear.2009.02.017.
- [11] P. Izak, J. Lis, S. Serkowski. Model zagęszczenia granulowanych proszków ceramicznych. *Szkło i Ceramika*, 56(5):2–6, 2005.
- [12] D. Kowalski. Naprężenia w płaszczu zbiornika stalowego z lokalnymi deformacjami. *Inżynieria i Budownictwo*, 57(6):351–353, 2001.
- [13] M. Miłek. *Pomiary wielkości nieelektrycznych metodami elektrycznymi*. Oficyna Wydawnicza Uniwersytetu Zielonogórskiego, Zielona Góra, 1998.
- [14] M. Miłek. *Metrologia elektryczna wielkości nieelektrycznych*. Oficyna Wydawnicza Uniwersytetu Zielonogórskiego, Zielona Góra, 2006.
- [15] M. Niezgodziński, T. Niezgodziński. *Wytrzymałość materiałów*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2004.
- [16] D.H. Phillips, J.J. Lannutti. X-ray computer tomography for the testing and evaluation of ceramic processes. *American ceramic Society Bulletin*, 72(11):69–75, 1993.
- [17] Z. Roliński. *Tensometria oporowa*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa, 1981.



- [18] K. Sz wajka, T. Trzepieciński. On the machinability of medium density fiberboard by drilling. *BioResources*, 13(4):8263–8278, 2018. DOI: 10.15376 / biores.13.4.8263-8278.
- [19] K. Sz wajka, J. Zielińska-Sz wajka, T. Trzepieciński. Experimental study on drilling mdf with tools coated with tialn and zrn. *Materials*, 12(3):386, 2019. DOI: 10.3390/ma12030386.
- [20] W. Tarasiuk, B. Krupicz. Analiza sił tarcia w procesie zagęszczania mieszanki wapienno-piaskowej. *Tribologia*, 3:273–283, 2009.
- [21] W. Tarasiuk, B. Krupicz. Wpływ składu granulometrycznego zagęszczanej mieszanki wapienno-piaskowej na współczynnik tarcia zewnętrzznego. *Tribologia*, 5:191–198, 2012.
- [22] W. Tarasiuk, B. Krupicz. Wpływ siły tarcia na właściwości wyrobów otrzymanych poprzez zagęszczanie materiałów sypkich. *Tribologia*, 4:87–95, 2015.
- [23] P. Wiśniewski, M. Szafran. Prasowanie proszków ceramicznych. *Szkło i Ceramika*, 57(5):37–41, 2006.

### **Indirect measurement of the stress distribution in a pressure vessel using resistive strain gauges**

**Abstract:** The process of forming loose materials is widely used in various industries of manufacturing techniques, e.g. in the production of cutting tool blades or elements of machine parts, such as gears. Producers of elements created in the pressing process are struggling with the problem of uneven wear of the matrix used for pressing loose masses. The above problem is due to the different distribution of the pressing pressure inside the die. This non-uniform distribution of the compaction pressure  $p(z)$  causes a variable distribution of the friction force along the die walls. The aim of the research was to evaluate the usefulness of measuring the pressure distribution inside the matrix with the use of indirect methods. Relative deformation of the die walls occurring during the pressing process was adopted as an indirect method in the study. It was decided to measure the deformation using resistance strain gauges. The conducted research proved the usefulness of the measurement of the deformation on the outer surface of the die for the indirect distribution of the pressing pressure inside the die. Knowing the model of the deformation distribution, it will be possible to control the pressing process in the rheological aspect. Which will positively affect the quality of products obtained by pressing.



## 4. Modelowanie naprężeń statycznych i dynamicznych w rurach grubościennych przy użyciu MES

ARKADIUSZ BELCARZ<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, A.BELCARZ@PRZ.EDU.PL

ALICJA SIKORSKA<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, A.SIKORSKA@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie** Pierwsze trzy części rozdziału obejmują wprowadzenie w tematykę badania naprężeń w rurach grubościennych, ze szczególnym zwróceniem uwagi na badania wytrzymałościowe luf. Pierwsza część zawiera przegląd artykułów naukowych ukazujących jak różnorodne w badaniach może być zdefiniowanie postawionego problemu i metodyka jego rozwiązania. Druga i trzecia część zawiera opis teoretycznego rozwiązania rozkładu naprężeń w przypadku wewnętrznego obciążenia statycznego i dynamicznego. W czwartej części rozdziału zaprezentowana jest analiza naprężeń powstałych w ścianie cylindra dla obciążeń statycznych i dynamicznych z wykorzystaniem metody elementów skończonych.

---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-3818-7558, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-4033-4203, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

## 4.1. Wprowadzenie

Badania wytrzymałościowe rur grubościennych mają duże znaczenie ze względu na ich szerokie zastosowanie w przemyśle. Przykładami mogą być rurociągi, różnego typu zbiorniki ciśnieniowe np. reaktorów, czy też lufy w przemyśle zbrojeniowym. W celu przeprowadzenia teoretycznej analizy, czy też obliczeń numerycznych stanu naprężeń w tego typu obiektach, ich przybliżenie modelem cylindra grubościennego staje się więc bardzo użyteczne. Badania tego typu pozwalają ocenić żywotność poddawanych analizie elementów, a w konsekwencji zmodyfikować dobór materiału, proces produkcji czy też wprowadzić jakieś poprawki konstrukcyjne lub montażowe.

W przypadku badania luf istotna jest analiza stanu naprężeń wywołanych wystrzałem pocisku. W zakresie tej tematyki większość prac badawczych skupia się na analizie powstawania i propagacji pęknięć oraz na analizie zmęczeniowej materiału lufy. Można wyszczególnić tu kilka różnych sposobów przeprowadzania tego typu analiz zależnych od przyjętego rodzaju obciążenia. Wystrzelenie pocisku można określić jako złożone zjawisko termo-chemo-mechaniczne. Autorzy wielu prac naukowych podejmują się, w związku tym, rozwiązania problemu stanu naprężeń w ścianach lufy podczas strzału w odpowiedzi na obciążenie termo-mechaniczne [25, 7, 21]. Oczywiście można też spotkać się z podejściem, w którym istotne znaczenie ma jedynie obciążenie cieplne [4, 9]. Biorąc jednak pod uwagę badanie rozkładu naprężeń w materiale lufy podczas strzału w pierwszym przybliżeniu najistotniejsze znaczenie ma obciążenie mechaniczne związane z nagłym impulsem ciśnienia powstałym wewnątrz otworu lufy [1, 2].

Najczęściej zagadnienie rozkładu naprężeń powstałych w rurze grubościennej pod wpływem obciążenia mechanicznego rozwiązuje się w ramach liniowej teorii sprężystości. Podstawą do teoretycznego wyznaczenia stanu naprężeń i odkształceń powstałych pod wpływem stałego i równomiernie rozłożonego ciśnienia działającego na wewnętrzne i zewnętrzne ściany cylindra jest tzw. rozwiązanie Lamé'go [6, 17]. Należy jednak zaznaczyć, iż zagadnienie Lamé'go dotyczy statycznego rozkładu naprężeń w cylindrze grubościennym. Tymczasem podczas wystrzału pocisku z lufy mamy do czynienia z nagłym impulsem ciśnienia, trwającym co najwyżej kilka ms. W takim przypadku wzory Lamé'go wydają się być niewystarczające i konieczne jest przeprowadzenie analizy dynamicznego rozkładu naprężeń, co lepiej przybliży zjawiska występujące wewnątrz lufy podczas strzału. Teoretyczne rozwiązanie dynamicznego stanu naprężeń w cylindrze grubościennym zostało przedstawione m.in. w pracach [20, 1, 18].

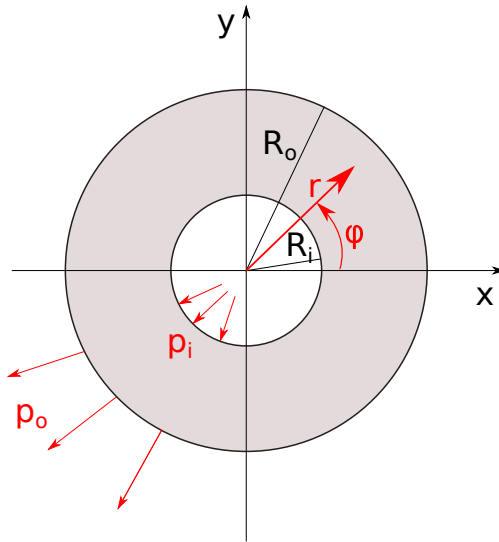
Warto wspomnieć, że w niektórych przypadkach, jak na przykład dla obciążenia termo-mechanicznego, problem złożonych naprężeń rozwiązywany jest z wykorzystaniem modelu sprężysto-plastycznego. Takie podejście, w którym autorzy zakładają, że podczas nagłego zjawiska wystrzału pocisku, w pewnym obszarze ścian lufy zachodzi zjawisko uplastycznienia, zostało zaprezentowane w pracy [7].

Stany naprężeń w rurach grubościennych można wyznaczać analitycznie [20, 1, 18, 19, 8, 12], jednakże w praktyce najczęściej stosuje się obliczenia numeryczne. Najbardziej popularna stała się w tym obszarze badań Metoda Elementów Skończonych (MES) [21, 10, 2]. W niniejszej pracy zaprezentowana zostanie analiza stanu naprężeń powstałych w cylindrze grubościennym pod wpływem wewnętrznego ciśnienia z wykorzystaniem MES. Analiza ta została przeprowadzona dla dwóch przypadków. Pierwszy z nich dotyczy wyznaczenia stanu naprężeń dla statycznego obciążenia wewnętrznego, tzn. gdy na wewnętrzne ścianki cylindra działa stałe, równomiernie rozłożone ciśnienie. Drugi przypadek stanowi przeprowadzenie analizy stanu naprężeń dla obciążenia dynamicznego, tzn. gdy na wewnętrzne ścianki cylindra działa ciśnienie zmienne w funkcji czasu. Przy czym przyjęto dwie metody rozłożenia ciśnienia wzdłuż osi cylindra: impuls ciśnienia rozłożony równomiernie wzdłuż całej długości cylindra oraz impuls ciśnienia rozłożony nierównomiernie zgodnie z wybraną przykładową funkcją rozkładu.

## 4.2. Zagadnienie Lamé'go

Zagadnienie Lamé'go stanowi szczególny przypadek liniowej teorii sprężystości [17, 15]. Zagadnienie to zostało sformułowane i rozwiązane przez francuskiego matematyka Gabriela Lamé, który w swojej pracy dotyczącej teorii sprężystości ciał stałych w roku 1852 zaprezentował rozwiązanie problemu wyznaczenia naprężeń i odkształceń powstałych w ścianach rury grubościennej obciążonej stałym, równomiernie rozłożonym ciśnieniem zewnętrznym i wewnętrznym [6].

Zadanie Lamé'go sprowadza się do wyznaczenia stanu naprężeń, odkształceń oraz pola przemieszczeń dla płaskiej tarczy kołowej o promieniu  $R_o$  ze zlokalizowanym centralnie otworem kołowym o promieniu  $R_i$ . Zakładamy, że tarcza wykonana jest z nieważkiego, jednorodnego i izotropowego materiału liniowo-sprężystego oraz jest obciążona na brzegu wewnętrznym i zewnętrznym jednorodnym obciążeniem normalnym odpowiednio  $p_i$  i  $p_o$  (rysunek 4.1). Problem rozwiązywany jest na płaszczyźnie



Rysunek 4.1: Zagadnienie Lamé'go

w układzie współrzędnych biegunowych przyjmując środek układu współrzędnych w środku otworu kołowego. Ze względu na to, że zagadnienie to jest osiowosymetryczne wszystkie poszukiwane wielkości nie zależą od kąta  $\phi$  a jedynie od promienia  $r$ . Stany odkształceń są reprezentowane przez: odkształcenie promieniowe (radialne)  $\epsilon_{rr}$  (4.1) i odkształcenie obwodowe (styczne)  $\epsilon_{\phi\phi}$  (4.2):

$$\epsilon_{rr} = \frac{\partial u}{\partial r} \quad (4.1)$$

$$\epsilon_{\phi\phi} = \frac{u}{r}, \quad (4.2)$$

gdzie  $u$  - jest przemieszczeniem radialnym.

Analogicznie stany naprężeń dla rozpatrywanego przypadku są reprezentowane przez dwie składowe: naprężenie promieniowe (radialne)  $\sigma_{rr}$  i naprężenie obwodowe (styczne)  $\sigma_{\phi\phi}$  określone odpowiednio przez wyrażenia 4.3 i 4.4.

$$\sigma_{rr} = (2\mu + \lambda)\epsilon_{rr} + \lambda\epsilon_{\phi\phi} \quad (4.3)$$

$$\sigma_{\phi\phi} = (2\mu + \lambda)\epsilon_{\phi\phi} + \lambda\epsilon_{rr}, \quad (4.4)$$

gdzie  $\mu$  i  $\lambda$  - stałe Lamé'go.

Pozostałe składowe tensorów naprężenia i odkształcenia są równe zero. Stałe Lamé'go określone są przez moduł Younga  $E$  i liczbę Poissona  $\nu$  odpowiednimi wzorami:

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (4.5)$$

Dla zagadnienia Lamé'go statyczne warunki brzegowe mają następującą postać:

$$\sigma_{rr}(R_o) = p_o \quad (4.6)$$

$$\sigma_{rr}(R_i) = p_i \quad (4.7)$$

Aby rozwiązać zagadnienie Lamé'go należy skorzystać ze szczególnej postaci równań przemieszczeniowych dla zagadnień osiowosymetrycznych:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r^2} = 0, \quad (4.8)$$

Ogólne rozwiązanie równania 4.8 wyraża się wzorem:

$$u(r) = C_1 r + \frac{C_2}{r} \quad (4.9)$$

Stałe całkowania  $C_1$  i  $C_2$  wyznaczone są ze statycznych warunków brzegowych (wzory 4.6 i 4.7). W pracy [8] przedstawiono dwie analityczne metody wyznaczenia przybliżonego rozwiązania równania różniczkowego rządzącego dla przemieszczenia promieniowego w cylindrze grubościennym. Ostatecznie uzyskuje się następujące rozwiązane zagadnienia Lamé'go:

$$u(r) = \frac{R_o^2 p_o - R_i^2 p_i}{(2\mu + \lambda)(R_o^2 - R_i^2)} r + \frac{R_i^2 R_o^2 (p_o - p_i)}{2\mu(R_o^2 - R_i^2)} \frac{1}{r} \quad (4.10)$$

$$\epsilon_{rr}(r) = \frac{R_o^2 p_o - R_i^2 p_i}{(2\mu + \lambda)(R_o^2 - R_i^2)} - \frac{R_i^2 R_o^2 (p_o - p_i)}{2\mu(R_o^2 - R_i^2)} \frac{1}{r^2} \quad (4.11)$$

$$\epsilon_{\phi\phi}(r) = \frac{R_o^2 p_o - R_i^2 p_i}{(2\mu + \lambda)(R_o^2 - R_i^2)} + \frac{R_i^2 R_o^2 (p_o - p_i)}{2\mu(R_o^2 - R_i^2)} \frac{1}{r^2} \quad (4.12)$$

$$\sigma_{rr}(r) = \frac{R_o^2 p_o - R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} - \frac{R_i^2 R_o^2 (p_o - p_i)}{R_o^2 - R_i^2} \frac{1}{r^2} \quad (4.13)$$

$$\sigma_{\phi\phi}(r) = \frac{R_o^2 p_o - R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{R_i^2 R_o^2 (p_o - p_i)}{R_o^2 - R_i^2} \frac{1}{r^2} \quad (4.14)$$

Przyjmując założenie, że ciśnienie zewnętrzne jest równe zero ( $p_o = 0$ ), zaś tarcza obciążona jest jedynie ciśnieniem wewnętrznym, otrzymujemy:

$$u(r) = -\frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left( \frac{r}{2\mu + \lambda} + \frac{R_o^2}{2\mu r} \right) \quad (4.15)$$

$$\epsilon_{rr}(r) = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left( \frac{R_o^2}{r^2} \frac{1}{2\mu} - \frac{1}{2\mu + \lambda} \right) \quad (4.16)$$

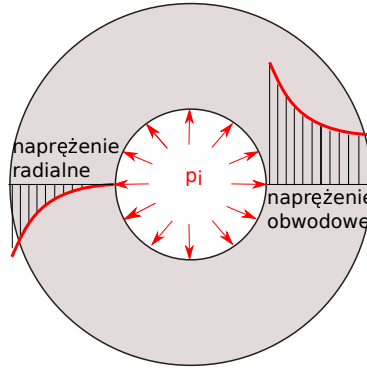
$$\epsilon_{\phi\phi}(r) = -\frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left( \frac{R_o^2}{r^2} \frac{1}{2\mu} + \frac{1}{2\mu + \lambda} \right) \quad (4.17)$$

$$\sigma_{rr}(r) = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left( 1 - \frac{R_o^2}{r^2} \right) \quad (4.18)$$

$$\sigma_{\phi\phi}(r) = \frac{R_i^2 p_i}{R_o^2 - R_i^2} \left( 1 + \frac{R_o^2}{r^2} \right) \quad (4.19)$$

Rozkład naprężeń radialnych i obwodowych w rozwiązaniu Lamé'go dla powyższych założeń przedstawiony jest na rysunku 4.2.





Rysunek 4.2: Rozkład naprężeń radialnych i obwodowych w rozwiązaniu Lamé'go w przypadku, gdy tarcza obciążona jest jedynie ciśnieniem wewnętrznym  $p_i$

Z rozwiązania zagadnienia Lamé'go wynika, że suma naprężeń radialnego i obwodowego jest stała i nie zależy od promienia  $r$  określającego położenie elementu cylindra:

$$\sigma_{rr}(r) + \sigma_{\phi\phi}(r) = 2 \frac{R_i^2 p_i - R_o^2 p_o}{R_o^2 - R_i^2} = const \quad (4.20)$$

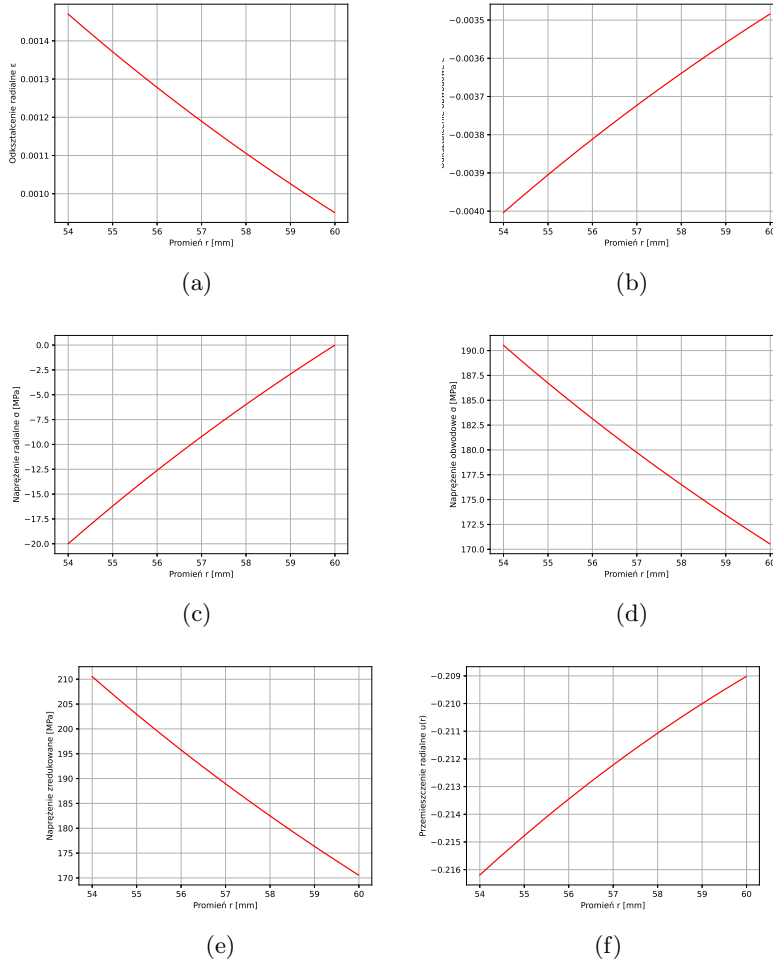
Z uogólnionego prawa Hook'a wiemy, że odkształcenie w kierunku osiowym opisane jest zależnością (przy założeniu, że  $\sigma_{zz} = 0$ ):

$$\epsilon_{zz} = -\frac{\nu}{E} (\sigma_{rr} + \sigma_{\phi\phi}) = const \quad (4.21)$$

Odkształcenie to jest stałe, co oznacza, że cylinder grubościenny można traktować jako zbiór płaskich tarcz i stosować rozwiązanie zagadnienia Lamé'go do wyznaczania stanu naprężeń i odkształceń w rurach grubościennych obciążonych równomiernie rozłożonym zewnętrznym i wewnętrznym stałym ciśnieniem.

Przyjmując, że promień zewnętrzny cylindra jest równy  $R_o = 30$  mm, zaś wewnętrzny  $R_i = 27$  mm oraz że cylinder obciążony jest wewnętrznym ciśnieniem o wartości  $p_i = 20$  MPa, dla stali, dla której  $E = 210$  GPa i  $\nu = 0.3$  policzone zostały wartości odkształceń, naprężeń i przemieszczenie dla rozpatrywanego zagadnienia i zaprezentowane na rysunku 4.3.

Jednym z przykładów zastosowania statycznego rozwiązania Lamé'go jest analiza zmęczenia lufy (zaprezentowana w pracy [10]), dla której problem naprężeń uproszczono do cylindrycznie symetrycznych obciążeń



Rysunek 4.3: Wyznaczone wielkości dla zagadnienia Lamé’go odpowiednio: (a) odkształcenie radialne, (b) odkształcenie obwodowe, (c) napężenie radialne, (d) napężenie obwodowe, (e) napężenie zredukowane, (f) przemieszczenie radialne

statycznych. Autorzy wskazanej pracy przyjęli, że w takim przypadku do wyznaczenia naprężeń i odkształceń wystarczające jest przyjęcie średniego bądź maksymalnego ciśnienia panującego wewnątrz lufy podczas strzału. Rozwiązując problem balistyki wewnętrznej autorzy wspomnianej pracy wyznaczyli maksymalne ciśnienie panujące w komorze podczas strzału i przyjmują cykliczne oddziaływanie tego ciśnienia na wewnętrzne ściany lufy wykonali, z wykorzystaniem metody MES, jej analizę zmęczeniową.

Innym, wartym uwagi rozwiązaniem problemu statycznych naprężeń w cylindrze grubościennym, jest zastosowanie modelu gradientu odkształcenia z wykorzystaniem zasady minimum całkowitej energii potencjalnej, przedstawionym w pracy [19]. Zaprezentowany model uwzględnia trzy stałe materiałowe, przy czym dwie z nich to stałe Lamé'go, zaś trzecią jest tzw. współczynnik gradientu odkształcenia. W szczególnym przypadku, gdy współczynnik ten przyjmuje wartość zero, rozwiązanie Lamé'go staje się szczególnym rozwiązaniem modelu gradientu odkształcenia prezentowanego we wspomnianej pracy. Jednakże w przypadku materiałów wykazujących znaczące efekty mikrostrukturalne, dla których współczynnik gradientu odkształcenia przyjmuje wartości różne od zera, rozwiązanie Lamé'go może nie być dokładne i konieczne może stać się wtedy zastosowanie rozwiązania gradientu odkształcenia.

### **4.3. Teoretyczne rozwiązanie problemu dynamicznego obciążenia rury grubościennej**

W przypadku, gdy obciążenie wewnętrznych ścian rury grubościennej ma charakter nagły i impulsowy, w materiale rury generowany jest dynamiczny stan naprężenia i odkształcenia. Ma to miejsce w przypadku wystrzału pocisku z lufy. W takiej sytuacji analiza oparta na statycznych wzorach Lamé'go jest zdecydowanie niewystarczająca.

W wielu pracach dotyczących dynamicznego obciążenia rury grubościennej autorzy skupiają się na analizie propagacji pęknięć w ścianach rury i wyznaczeniu dynamicznego współczynnika intensywności naprężenia SIF (ang. stress intensity factor) [1, 24, 11] bądź też, jak już wcześniej wspomniano, wyznaczeniu złożonego stanu naprężeń dla obciążeń cieplno-mechanicznych [25, 7]. Jednakże podstawową analizą pozostaje wciąż wyznaczenie stanu naprężeń dla jednorodnego cylindra grubościennego poddanego dynamicznemu obciążeniu czysto mechanicznemu jakim jest m.in. ciśnienie powstałe podczas strzału pocisku wywierane na wewnętrzne ściany lufy. Xi i Yuning w swojej pracy [20] zaprezentowali teoretyczne rozwiązanie problemu wyznaczenia dynamicznych stanów naprężeń dla zagadnień osiowo-symetrycznych ze szczególnym omówieniem przypadku cylindra grubościennego obciążonego zewnętrznym i wewnętrznym ciśnieniem dynamicznym. W oparciu o tę pracę Chen i in. [1] zaprezentowali podobne rozwiązanie rozkładu naprężeń w rurze grubościennej obciążonej wewnętrznym ciśnieniem impulsowym. Rozwiązanie to przedstawione w postaci szeregu Fouriera-Bessela składa się z rozwiązania quasi-statycznego spełniającego

niejednorodnie warunki brzegowe i rozwiązania dynamicznego spełniającego jednorodne warunki brzegowe. Poniżej przedstawiony zostanie zarys teoretycznego rozwiązania problemu dynamicznego stanu naprężeń w jednorodnym cylindrze grubościennym na podstawie prac [20, 1].

Podstawowe równanie przemieszczeniowe dla zagadnień osiowosymetrycznych dynamicznej teorii sprężystości ma postać [20]:

$$\frac{\partial^2 u(r, t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u(r, t)}{\partial r} - \frac{u(r, t)}{r^2} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 u(r, t)}{\partial t^2} \quad (4.22)$$

gdzie prędkość propagacji fali  $c$  wyraża się wzorem:

$$c = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{(1 - 2\nu)(1 + \nu)\rho}}, \quad \rho - \text{gęstość materiału} \quad (4.23)$$

Warunki brzegowe w przypadku, gdy cylinder obciążony jest wewnątrz impulsem ciśnienia mają następującą postać:

$$\sigma_{rr}(R_i) = \frac{E(1 - \nu)}{(1 - 2\nu)(1 + \nu)} \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\nu}{1 - \nu} \frac{u}{r} \right) = -p(t) \quad (4.24)$$

$$\sigma_{rr}(R_o) = \frac{E(1 - \nu)}{(1 - 2\nu)(1 + \nu)} \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\nu}{1 - \nu} \frac{u}{r} \right) = 0 \quad (4.25)$$

gdzie  $p(t)$  określa zmiany ciśnienia w funkcji czasu.

Z kolei warunki początkowe:

$$u(t = 0) = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial t}(t = 0) = 0 \quad (4.26)$$

Przyjęto, że ogólne rozwiązanie dla tak sformułowanego zagadnienia ma postać:

$$u(r, t) = u_s(r, t) + \bar{u}(r, t) \quad (4.27)$$

gdzie  $u_s(r, t)$  - rozwiązanie quasi-statyczne, zaś  $\bar{u}(r, t)$  - rozwiązanie dynamiczne, które odpowiednio określone są przez wyrażenia:

$$u_s(r, t) = \frac{R_i^2 p(t)(1 - \nu^2)}{E(R_o^2 - R_i^2)} \left[ \frac{1}{1 - \nu} \frac{R_o^2}{r} + \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} r \right] \quad (4.28)$$

$$\bar{u}(r, t) = \sum_{i=1}^{\infty} \phi_i(r) T_i(r) \quad (4.29)$$

gdzie  $\phi_i(r)$  - drgania własne cylindra grubościennego, które można zapisać w postaci:

$$\phi_i(r) = A_i J_1 \left( \frac{\omega_i r}{c} \right) + B_i N_1 \left( \frac{\omega_i r}{c} \right) \quad (4.30)$$

gdzie  $J_1, N_1$  - funkcje Bessela pierwszego i drugiego rodzaju pierwszego rzędu,  $\omega_i$  - częstość kołowa, zaś  $A_i, B_i$  - pewne współczynniki.

Z kolei:

$$T_i = C_i \cos \omega_i t + D_i \sin \omega_i t + \hat{T}_i \quad (4.31)$$

gdzie  $C_i, D_i$  - pewne współczynniki, które można wyznaczyć z warunków początkowych.

Autorzy przedstawionej pracy uzyskują następujące równanie częstotliwości drgań własnych cylindra:

$$\begin{aligned} & \left[ \frac{\omega_i}{c} J_0 \left( \frac{\omega_i R_i}{c} \right) - J_1 \left( \frac{\omega_i R_i}{c} \right) \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \frac{1}{R_i} \right] \\ & \cdot \left[ \frac{\omega_i}{c} N_0 \left( \frac{\omega_i R_o}{c} \right) - N_1 \left( \frac{\omega_i R_o}{c} \right) \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \frac{1}{R_o} \right] \\ & = \left[ \frac{\omega_i}{c} J_0 \left( \frac{\omega_i R_o}{c} \right) - J_1 \left( \frac{\omega_i R_o}{c} \right) \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \frac{1}{R_o} \right] \\ & \cdot \left[ \frac{\omega_i}{c} N_0 \left( \frac{\omega_i R_i}{c} \right) - N_1 \left( \frac{\omega_i R_i}{c} \right) \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \frac{1}{R_i} \right] \end{aligned} \quad (4.32)$$

Ostateczne rozwiązanie zaprezentowane w pracy [1] zawiera następujące wyrażenia na przemieszczenie  $u(r, t)$  oraz naprężenie radialne i obwodowe:

$$\begin{aligned} u(r, t) = & \frac{R_i^2 p(t)(1 - \nu^2)}{E(R_o^2 - R_i^2)} \left[ \frac{1}{1 - \nu} \frac{R_o^2}{r} + \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} r \right] \\ & + \sum_{i=1}^{\infty} \left[ A_i J_1 \left( \frac{\omega_i r}{c} \right) + B_i N_1 \left( \frac{\omega_i r}{c} \right) \right] \\ & \left[ C_i \cos \omega_i t + D_i \sin \omega_i t + \hat{T}_i \right] \end{aligned} \quad (4.33)$$

$$\sigma_{rr}(r, t) = \frac{E}{1 - \nu^2} \left[ \frac{\partial u(r, t)}{\partial r} + \nu \frac{u(r, t)}{r} \right] \quad (4.34)$$

$$\sigma_{\phi\phi}(r, t) = \frac{E}{1 - \nu^2} \left[ \nu \frac{\partial u(r, t)}{\partial r} + \frac{u(r, t)}{r} \right] \quad (4.35)$$

Autorzy pracy [1] wykazali, iż dla przykładowych danych rozkład naprężeń w cylindrze w odpowiedzi na nagły skok ciśnienia wewnętrznego wyznaczony na podstawie powyższych obliczeń analitycznych jest w dużej zgodności z wynikami uzyskanymi z wykorzystaniem metody elementów skończonych.

## 4.4. Analiza naprężeń w rurach grubościennych przy użyciu MES

### 4.4.1. Metoda Elementów Skończonych (MES)

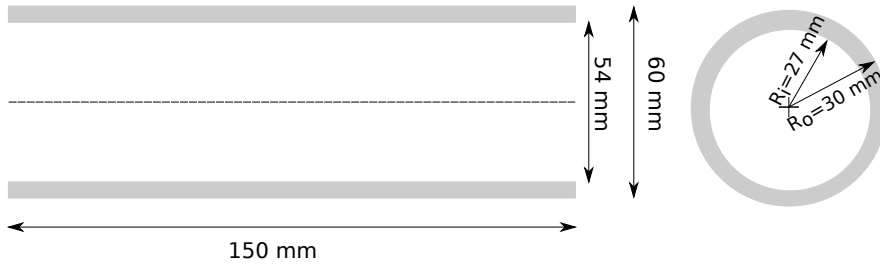
Współczesne komercyjne badania konstrukcji najczęściej wykonuje się z wykorzystaniem metod numerycznych. Wśród znanych i stosowanych metod numerycznych należy wymienić: Metodę Elementów Brzegowych (MEB), Metodę Elementów Skończonych (MES), Metodę Różnic Skończonych (MRS) oraz Metodę Całkowania Numerycznego (MCN) [16]. Z wyżej wymienionych, na przestrzeni lat najbardziej rozwinęła się Metoda Elementów Skończonych. Obecnie jest to jedna z najpopularniejszych metod wykorzystywanych w przemyśle, dlatego też stała się powszechnie akceptowanym standardem obliczeń numerycznych. Jej główną zaletą jest duża prostota w zastosowaniu, szczególnie dla bardziej skomplikowanych konstrukcji.

Podstawą do obliczeń metodą MES jest model fizyczny. Model ten jest odwzorowaniem problemu konstrukcyjnego, zachowującego jego najbardziej istotne dla analizy własności. Są to głównie założenia dotyczące kształtu konstrukcji, rodzaju materiału, obciążeń działających na konstrukcje, czy też warunków brzegowych. Na podstawie modelu fizycznego formowany jest model matematyczny, który ma postać równań różniczkowych i całkowych. Równania te w MES rozwiązywane są metodami przybliżonymi. Przybliżenie polega na przekształceniu opisu pola wyrażonego za pomocą nieskończonej liczby parametrów w opis wyrażony przez skończoną liczbę wartości zlokalizowanych w skończonej liczbie punktów. Bardziej szczegółowy opis przybliżenia bardzo dobrze został przedstawiony w pracach [16, 5].

Najważniejsze, z praktycznego punktu widzenia analizy MES, jest wiarygodne dobranie warunków początkowych. Warunki te ustalane są w preprocesorze programu. Na wstępie buduje się model geometryczny odpowiadający kształtom analizowanej konstrukcji, mogą to być linie, okręgi, powierzchnie czy bryły. Często model fizyczny może pomijać niektóre cechy geometrii niemające wpływu na przebieg analizowanych zjawisk, które znacznie wydłużają czas trwania symulacji. Model fizyczny w programach MES najczęściej rozpatrywany jest jako element trójwymiarowy o sześciu stopniach swobody. Deklarując warunki brzegowe zabieramy konstrukcji poszczególne stopnie swobody. W celu przeprowadzenia poprawnej symulacji niezbędne jest odebranie odpowiedniej ilości stopni swobody tak, aby konstrukcja mogła przemieszczać się w dopuszczalny i przewidywalny przez nas sposób, ale też nie zachowywała się jak ciało sztywne. W innym wypadku wyniki symulacji mogłyby być efektem deformacji struktury oraz niepoprawnego pola przemieszeń i naprężeń konstrukcji. Warunki brzegowe w programach MES można narzucać odnosząc się do geometrii konstrukcji wybierając charakterystyczne cechy takie jak linie, punkty, ścianki, bryły, powierzchnie. Następnie należy wskazać kierunki, w których składowe wektorów mają wartość zero, a w których mogą się przemieszczać. Dyskretyzacja, tzn. podział modelu fizycznego na elementy skończone jest końcowym etapem wprowadzania modelu fizycznego. Sposób i podział konstrukcji zależy od geometrii obszaru i zakładanej dokładności obliczeń. Rodzaj podziału uwarunkowany jest przez liczbę niewiadomych, ale również wielkość i kształt elementów. Wzorcowe elementy skończone powinny być czworokątne lub sześciokątne.

Wykonana analiza MES, której wyniki prezentowane są w niniejszym rozdziale, skupia się na przedstawieniu sposobów modelowania naprężeń i odkształceń w rurze grubościennej. Zostały przeprowadzone dwa rodzaje analiz: dla obciążenia statycznego i dynamicznego. Do symulacji został wykorzystany program Ansys 2020R1. W analizowanym przypadku obiektem fizycznym jest rura o średnicy zewnętrznej  $\phi 60$  i wewnętrznej  $\phi 54$ , której długość wynosi 150 mm. Wybrany model rury grubościennej przedstawiony jest na rysunku 4.4.

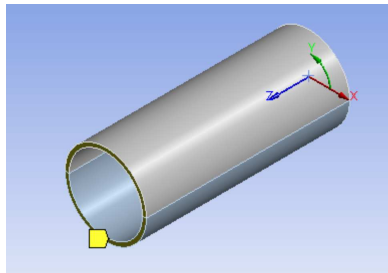
Przyjęto, że rura wykonana jest z izotropowej stali J105, dla której stałe materiałowe, takie jak moduł Younga oraz współczynnik Poissona przyjmują odpowiednio wartości:  $E = 210$  GPa oraz  $\nu = 0.3$ . Granica plastyczności dla wybranej stali wynosi 1200 MPa. Stal ta znajduje swoje zastosowanie przede wszystkim w przemyśle zbrojeniowym.



Rysunek 4.4: Schematyczny rysunek wymiarów analizowanej rury

#### 4.4.2. Analiza naprężeń statycznych przy użyciu MES

W pierwszej kolejności przeprowadzono analizę statyczną. Wnętrze rury zostało obciążone siłą stałą w czasie, wywieraną przez ciśnienie o wartości 20 MPa. Założono, że ciśnienie działające na wewnętrzną ścianę rury, jest rozłożone równomiernie wzdłuż osi analizowanego cylindra. Wektor przemieszczeń w osiach Y, Z wynosił 0, zaś konstrukcja mogła się przemieszczać jedynie w kierunku osi X względem układu współrzędnych, co przedstawiono na rysunku 4.5.

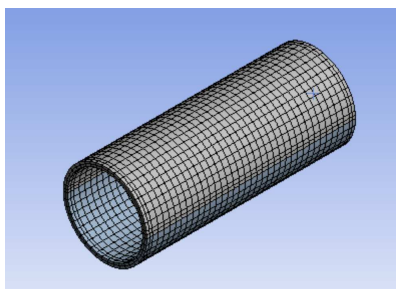


Rysunek 4.5: Poglądowy rysunek zawierający graficzne informacje o przemieszczeniach względem układu współrzędnych

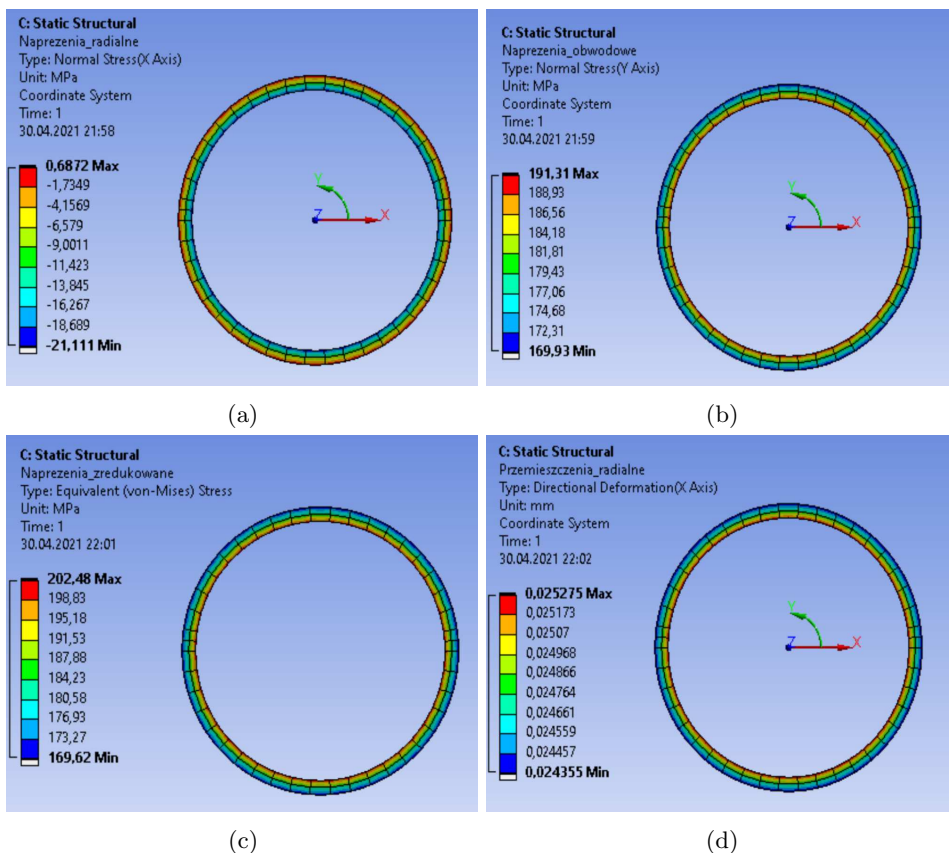
Model fizyczny analizowanej rury został podzielony na 3344 elementów skończonych. Zastosowana została czworościenna siatka typu Quad4 przedstawiona na rysunku 4.6.

Kolejnym etapem symulacji było przejście do solvera programu, w którym opisywany model fizyczny został przekształcony w model matematyczny. Model matematyczny konstrukcji składał się z wzorów Lamé'go. Efektem rozwiązania przez solver układów równań było wygenerowanie wykresów bitmapowych przedstawionych na rysunku 4.7. Wykresy przedstawiają rozkłady wartości naprężeń i przemieszczeń w przekroju rury. Ko-





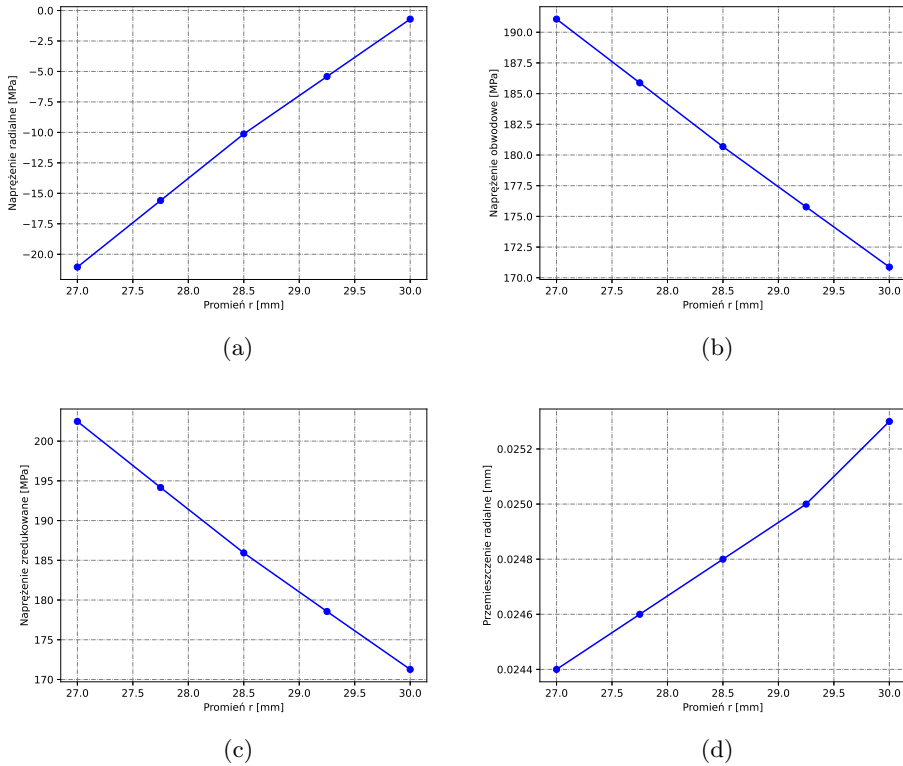
Rysunek 4.6: Poglądowy rysunek podziału rury zawierający narzuconą siatkę obliczeniową



Rysunek 4.7: Wyniki statycznej analizy MES: (a) naprężenie radialne, (b) naprężenie obwodowe, (c) naprężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne

lorem czerwonym zostały zaznaczone maksymalne wartości wspomnianych wielkości, niebieskim natomiast minimalne.

Z kolei na rysunku 4.8 przedstawiono wykresy naprężeń i przemieszczenia w funkcji promienia  $r$  cylindra dla obciążenia statycznego.

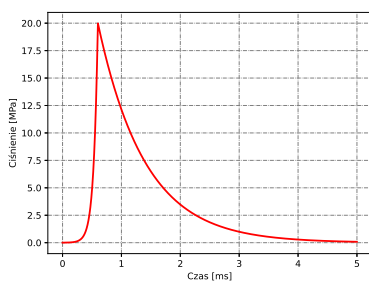


Rysunek 4.8: Wyniki analizy MES dla symulacji statycznej obciążenia cylindra: (a) naprężenie radialne, (b) naprężenie obwodowe, (c) naprężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne

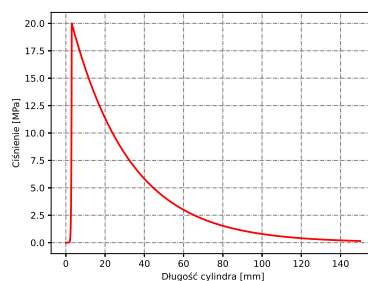
#### 4.4.3. Analiza naprężeń dynamicznych przy użyciu MES

W przypadku badania dynamicznego stanu naprężeń wybranego modelu rury grubościenniej przyjęto, że na jej wewnętrzne ściany działa zmienne w czasie ciśnienie. Przykładem takiego dynamicznego obciążenia, dla modelu rury grubościenniej, jest zjawisko wystrzału pocisku z lufy. Zjawisko to ma charakter nagły, w którym impuls działającego obciążenia trwa nie więcej niż kilka ms. Przedstawiona poniżej analiza dynamiczna w pewnym

przybliżeniu stanowi model obciążenia towarzyszącego wystrzałowi pocisku z lufy. W celu przeprowadzenia takiej analizy koniecznym jest prawidłowe wyznaczenie charakterystyki ciśnienia w funkcji czasu, jak i jego rozkładu wzdłuż osi lufy. Można tego dokonać na bazie eksperymentu bądź obliczeń teoretycznych [2, 3, 14]. Najczęściej jednak charakterystykę ciśnienia w funkcji czasu, jak i długości przewodu lufy uzyskuje się przez rozwiązanie Problemu Głównego Balistyki Wewnętrznej [23]. Jednakże do rozwiązania tego problemu potrzebne są szczegółowe informacje dotyczące typu pocisku i lufy. W analizie dynamicznej przedstawionej w niniejszej pracy przyjęto zatem taki kształt impulsu ciśnienia w funkcji czasu i długości przewodu cylindra, który stanowi jedynie pewne przybliżenie charakterystyk ciśnienia towarzyszącego wystrzałowi pocisku.



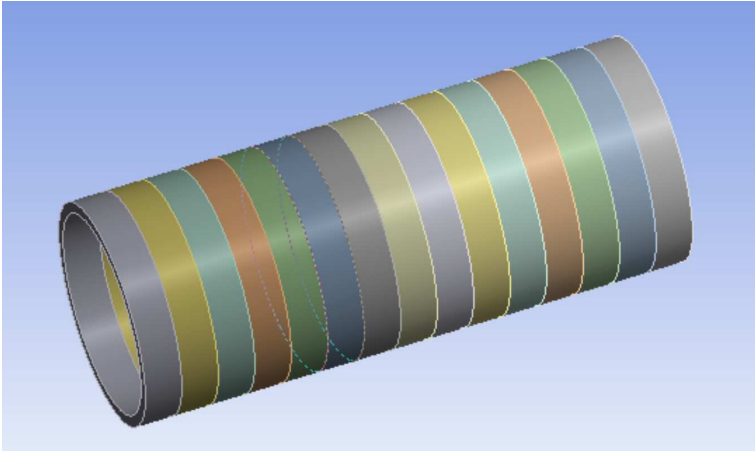
(a) Rozkład ciśnienia w funkcji czasu



(b) Rozkład ciśnienia w funkcji długości cylindra

Rysunek 4.9: Charakterystyka rozkładu ciśnienia

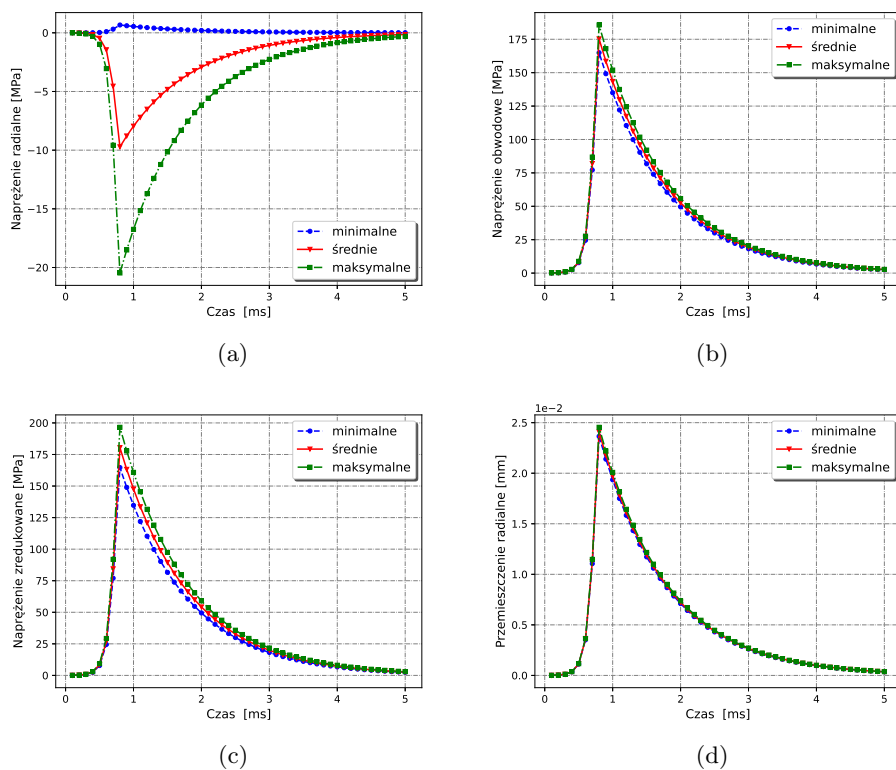
Wybrany kształt impulsu ciśnienia został przybliżony sumą dwóch eksponent o odpowiednio dobranych czasach narastania i opadania. Charakterystyka ciśnienia w funkcji czasu przedstawiona jest na rysunku 4.9a, natomiast rozkład ciśnienia w funkcji długości przewodu cylindra na rysunku 4.9b. Analizę dynamicznego stanu naprężeń przeprowadzono w dwóch krokach. W pierwszym przyjęto, iż wybrany impuls ciśnienia rozłożony jest równomiernie wzdłuż osi lufy, z kolei w drugim przyjęto rozkład nierównomierny zgodny z rysunkiem 4.9b.



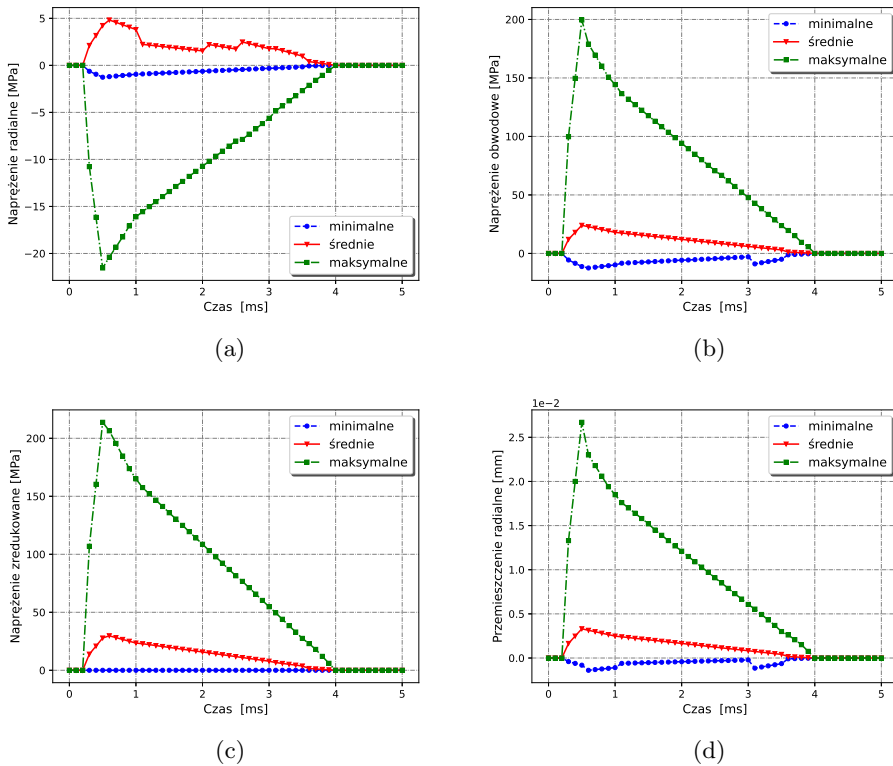
Rysunek 4.10: Podział cylindra na 15 segmentów o długości 10 mm

W celu przeprowadzenia analizy dynamicznej dla impulsu ciśnienia rozłożonego nierównomiernie wzdłuż osi cylindra model rury podzielono na 15 segmentów, każdy o długości 10 mm (rysunek 4.10). Do każdego z segmentów przyłożono impuls ciśnienia o charakterystyce przedstawionej na rysunku 4.9a, jednakże ze skorygowaną wartością maksymalną tego impulsu odpowiednio do rozkładu ciśnienia wzdłuż osi cylindra (rysunek 4.9b).

Dla obu przypadków: impulsu ciśnienia rozłożonego równomiernie i nierównomiernie wzdłuż osi cylindra, przeprowadzono tzw. analizę dynamiczną stanów przejściowych. Analiza ta jest stosowana do określania odpowiedzi dynamicznej konstrukcji, na którą działa obciążenie zmienne w czasie [13]. W obu przypadkach efektem symulacji były wykresy maksymalnych, minimalnych i średnich naprężeń oraz przemieszczeń w czasie, co przedstawiono na rysunkach 4.11 i 4.12.



Rysunek 4.11: Wyniki analizy MES dla symulacji dynamicznej impulsu ciśnienia rozłożonego równomiernie wzdłuż długości cylindra: (a) naprężenie radialne, (b) naprężenie obwodowe, (c) naprężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne

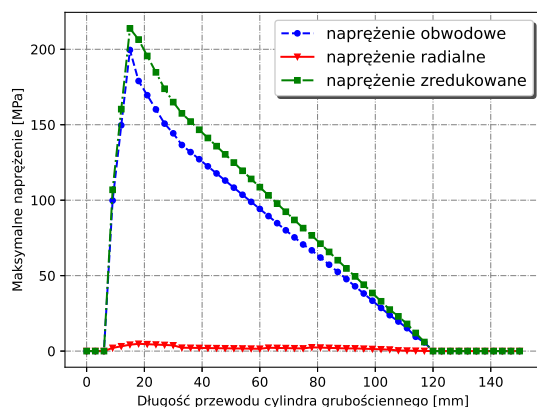


Rysunek 4.12: Wyniki analizy MES dla symulacji dynamicznej impulsu ciśnienia rozłożonego nierównomiernie wzdłuż osi cylindra: (a) napężenie radialne, (b) napężenie obwodowe, (c) napężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne

W przypadku, gdy impuls ciśnienia rozłożony jest wzdłuż osi cylindra zgodnie z charakterystyką przedstawioną na rysunku 4.9b przedstawiono również rozkłady naprężeń maksymalnych w funkcji długości rury (rysunek 4.13).

## 4.5. Podsumowanie

W rozdziale przedstawiona została analiza statycznych i dynamicznych stanów naprężeń przykładowego modelu rury grubościenniej z wykorzystaniem metody elementów skończonych MES. Przyjęty model rury równocześnie z założonymi przebiegami ciśnienia w funkcji czasu i długości osi cylindra, szczególnie dla analizy dynamicznej, stanowi pewne przybliżenie zjawiska towarzyszącego wystrzałowi pocisku z lufy. Dla przyjętych wartości ob-



Rysunek 4.13: Rozkład ciśnienia o zmiennej charakterystyce w czasie

ciężenia (maksymalne ciśnienie działające na wewnętrzne ściany cylindra wynosiło 20 MPa), na podstawie wyników analizy MES stwierdzono, że:

- wartość maksymalnych naprężeń zredukowanych otrzymanych z analizy jest o wiele niższa od granicy plastyczności materiału J105 (1200 MPa). Oznacza to, że z punktu widzenia analizy statycznej jak i dynamicznej konstrukcja nie deformuje plastycznie.
- wyznaczone pola naprężeń i odkształceń przyjmują kształt impulsu ciśnienia, zaś wartości maksymalne i minimalne odpowiadają warunkom brzegowym.

W celu bardziej precyzyjnego odwzorowania warunków panujących podczas strzału wewnątrz lufy, co pozwoliłoby z większą dokładnością wyznaczyć stany naprężeń, należałoby:

- zbudować dokładniejszy model lufy odpowiadający wybranemu typowi, uwzględniając przy tym np. komorę nabożową oraz to czy lufa jest wewnątrz gwintowana,
- dla wybranego typu lufy ustalić rodzaj pocisku i rozwiązać Problem Główny Balistyki Wewnętrznej [23], co pozwoliłoby precyzyjniej określić charakterystyki ciśnienia działającego na wewnętrzne ściany cylindra,

- uwzględnić wewnętrzną dodatkową warstwę wykonaną z innego materiału, co przekłada się na wykonanie analizy stanów naprężeń dla rury warstwowej [22].

## Bibliografia

- [1] Chen A., Liao L., Zhang D. Analysis of dynamic stress intensity factors of thick-walled cylinder under internal impulsive pressure. *Acta Mech Sin*, 25:803–809, 2009.
- [2] Dębski A., Janiszewski J., Grażka M. and Płatek P. Analiza wytrzymałościowa lufy wykonanej ze stali stopowej wcl (1.2343) i 38hmj (1.8509) obciążonej dynamicznie ciśnieniem. *Mechanik*, R. 84, nr 7(CD):205–212, 2011.
- [3] Degirmenci E. Semi-empirical prediction of internal pressure distribution and muzzle velocity in the rifled barrel of a light weapon. *Measurements*, 70:123–128, 2015.
- [4] Degirmenci E., Husnu Dirikolu M. A thermochemical approach for the determination of convection heat transfer coefficients in a gun barrel. *Applied Thermal Engineering*, 37:275–279, 2012.
- [5] Krzesinski G., Zagrajek T., Borkowski P. *Metoda elementów skończonych w mechanice materiałów i konstrukcji*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2015.
- [6] Lamé G. Leçons sur la théorie mathématique de l'élasticité des corps solides. 1852.
- [7] Lin G., Ming L., Feng he T., Xiang dong M. A simplified method for calculating surface stress of thick walled cylinder based on numerical calculation method. *Cluster Comput*, 22:6471–6482, 2019.
- [8] Fereidoon A. i in. Analytic approach to investigation of distributions of stresses and radial displacement at the thick-wall cylinder under the internal and external pressures. *Middle-East Journal of Scientific Research*, 5(5):321–328, 2010.
- [9] Noh J-H. i in. Inverse heat conduction modeling to predict heat flux in a hollow cylindrical tube having irregular cross-sections. *Applied Thermal Engineering*, 128:1310–1321, 2018.
- [10] Ren J., Wang D. Micro/nanocrack propagation and fatigue strength analysis of gun barrel. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 20:843–852, 2020.
- [11] Śladek J., Śladek V. A boundary integral equation method for dynamic crack problems. *Engineering Fracture Mechanics*, 27(3):269–277, 1987.
- [12] Zhong J., Xia W., Ren J. Theoretical calculation and research on the strength of a artillery barrel. *Advances in Engineering Research, 7th International Conference on Energy, Environment and Sustainable Development*, 163:310–314, 2018.
- [13] Kozień M., Scisło Ł. Analiza stanu przejściowego drgań belki z elementami pizoelektrycznymi metodą elementów skończonych. *Mechanik*, 37:76–79, 2016.
- [14] Gungor O., Celik V. Numerical evaluation of an autofrettaged thick-walled cylinder under dynamically applied axially non-uniform internal service pressure distribution. *Defence Technology*, 14:412–416, 2018.
- [15] Szeptyński P. *Szczegółowe omówienie podstawowych zagadnień teorii sprężystości*. Wydawnictwo PK, Kraków, 2020.



- 
- [16] Kacprzyk Z Rakowski G. *Metoda Elementów Skończonych w mechanice konstrukcji*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2016.
- [17] Timoshenko S., Goodier J.N. *Theory of Elasticity*. McGRAW-HILL BOOK COMPANY, New York, Toronto, London, 1951.
- [18] Lopa I. V., Proskurakov N.E., Zhukaev A.I. Radial waves of pipeline pressure at the hydraulic shock. *Journal of Physics: Conf. Series*, 1210:012083, 2019.
- [19] Gao X.-L., Park S.K. Variational formulation of a simplified strain gradient elasticity theory and its application to a pressurized thick-walled cylinder problem. *International Journal of Solids and Structures*, 44:7486–7499, 2007.
- [20] W. Xi, G. Yuning. A theoretical solution for axially symmetric problems in elastodynamics. *Acta Mech Sinica*, 7:275–282, 1991.
- [21] Yang Y., Zhang X., Cheng X., Fan L. Dynamic stress analysis of anisotropic gun barrel under coupled thermo-mechanical loads via finite element method. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 17(1):e243, 2020.
- [22] Chen Y.Z. A novel numerical solution for a functionally graded hollow cylinder with arbitrary elastic property along the radial direction. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 191:104301, 2021.
- [23] Wrzesiński Z. *Balistyka wewnętrzna klasycznych broni lufowych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2018.
- [24] Wang Z.Q. The calculation of dynamic stress intensity factors for a cracked thick walled cylinder. *Int J Fract*, 73:359–366, 1995.
- [25] Şentürk A., Işık H., Evci C. Thermo-mechanically coupled thermal and stress analysis of interior ballistics problem. *International Journal of Thermal Sciences*, 104:39–53, 2016.

### **Modeling of static and dynamic stresses in thick-wall cylinders using FEM**

**Abstract:** The first three parts of the chapter contain an introduction to the problem of stress distribution in thick-wall cylinders, with particular attention to the research of barrels. The first part contains an overview of scientific articles showing how diverse the definition of a given problem and the methodology for solving it. The second and third parts describe the theoretical solution of the stress distribution in the case of internal static and dynamic loads. The fourth part of the chapter presents the analysis of the stresses generated in the cylinder wall, also for the case of static and dynamic loads, using the finite element method.



## 5. Wpływ rodzaju obróbki na jakość lufy

JANUSZ CZAJA<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, J.CZAJA@PRZ.EDU.PL

WIESŁAW ŻELASKO<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, W.ZELASKO@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie** W artykule opisano proces nagniatania tocznego przeprowadzonego na powierzchni rury ze stali specjalnej J105. Końcówką roboczą nagniatąka była kulka ceramiczna łożyskowana hydrostatycznie o średnicy 6.5 mm wykonana z azotku krzemu Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>. Skok kulki mieścił się w granicach 3-4 mm. W trakcie procesu zmieniano ciśnienie działające na kulkę podczas obróbki poszczególnych powierzchni odpowiednio 5 MPa, 25 MPa i 35 MPa. Posuw podczas procesu nagniatania wynosił 0.4 mm/obr, prędkość dogniatania  $V_c = 75$  m/min. Dla powierzchni przed i po nagniataniu przeprowadzono pomiary stereometrii powierzchni przy zastosowaniu profilometru optycznego oraz pomiary twardości. Stwierdzono, że nagniatanie może doprowadzić do około dwukrotnego zmniejszenia wysokości nierówności oraz pochylenia w stosunku do powierzchni przed zastosowaniem tej obróbki. Proces nagniatania spowodował wzrost twardości do około 10%.

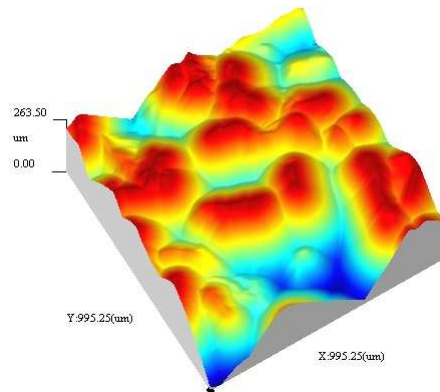
---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-5759-9806, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-5759-9806, 0000-0003-2321-3466, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

## 5.1. Wprowadzenie

Obróbka części maszyn powinna zapewnić korzystne właściwości warstwy wierzchniej (WW), nadając jej odporność na zużycie tribologiczne, co prowadzi do poprawy trwałości i niezawodności części maszyn (rysunek 5.1). Jedną z metod umożliwiających poprawę gładkości powierzchni, umocnienie warstwy wierzchniej oraz wytworzenie w niej naprężeń ściskających jest nagniatanie. Wywołuje ono miejscowe odkształcenie plastyczne powierzchni [20, 12, 19, 18, 25, 21, 17]. Obróbka odbywa się na zimno, a narzędzie podczas procesu nagniatania dociskane jest z określonym obciążeniem do przedmiotu obrabianego. W wyniku nacisku narzędzia (nagniataka) następuje zgniot w warstwie wierzchniej i odkształcenie nierówności powierzchni, co powoduje zmniejszenie jej chropowatości i znaczne zmiany w warstwie wierzchniej części maszyn. Jest to jeden z najczęściej stosowanych sposobów obróbek wykańczających umożliwiających uzyskanie korzystnych właściwości warstwy zewnętrznej przedmiotu obrabianego. Procesy nagniatania, poprzez odpowiedni dobór oprzyrządowania i parametrów procesu obróbki, pozwalają na poprawę dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobów. Często ma to również aspekt ekonomiczny pozwalający na obniżenie kosztów procesu wytwarzania części maszyn i zastąpienie procesem nagniatania w niektórych przypadkach obróbek ściernych wykańczających, takich jak szlifowanie, honowanie, dogładzanie oscylacyjne czy polerowanie. Ponadto proces nagniatania jest obróbką bezubytkową, co wpływa m.in. na aspekt ekologiczny procesu wytwarzania.



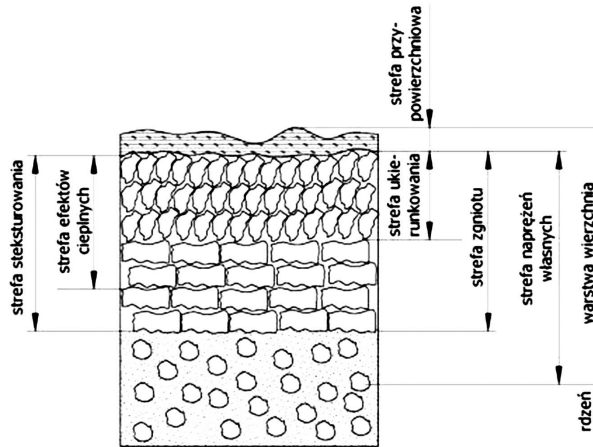
Rysunek 5.1: Widok powierzchni zdeformowanej

Celem pracy jest określenie wpływu nagniatania tocznego stali specjalnej J105 na stereometrię powierzchni obrobionej oraz twardość.

## 5.2. Charakterystyka procesów nagniatania

Procesy nagniatania mogą mieć istotny wpływ na zużycie tribologiczne współpracujących części maszyn. Pierwsze zmiany wywołane poprzez procesy tarcia pojawiają się w warstwie wierzchniej stykających się elementów co przejawia się ubytkiem masy, objętości lub trwałym odkształceniem powierzchni współpracujących. Ślady zużycia mogą pojawić się zarówno podczas tarcia suchego, mieszanego ale również płynnego. Jest to główna przyczyna zmniejszania trwałości elementów maszyn, dlatego przeciwdziałanie procesowi zużycia rozpoczyna się na etapie konstruowania, poprzez odpowiedni dobór materiałów konstrukcyjnych. Kolejnym etapem jest opracowanie operacji procesu technologicznego wytwarzania części maszyn w taki sposób, aby jednocześnie można było zapobiegać zużyciu. Można do nich zaliczyć obróbkę cieplną, ciepłno–chemiczną, nanoszenie powłok i pokryć ochronnych czy też procesy nagniatania. Wynika to stąd, że zużycie tribologiczne w dużym stopniu zależy od właściwości warstwy wierzchniej współpracujących elementów, jej kształtu, nierówności powierzchni, stopnia umocnienia oraz rozkładu naprężeń własnych [20, 25, 21, 11, 15]. Najważniejszym zadaniem procesu nagniatania jest najczęściej zmiana właściwości warstwy wierzchniej obrabianych części maszyn i poprawa ich własności eksploatacyjnych. Jest to zewnętrzna warstwa materiału przedmiotu, która obejmuje zarówno jego powierzchnię zewnętrzną, jak również część jego objętości położoną bezpośrednio pod powierzchnią. Często w wyniku złożonych procesów technologicznych charakteryzuje się innymi właściwościami fizycznymi i chemicznymi w porównaniu z właściwościami rdzenia. Jej budowa i struktura wewnętrzna są ukształtowane w procesie wytwarzania przedmiotu i zależą od wielu czynników, takich jak skład chemiczny, właściwości i struktura materiału rdzenia, sposób i warunki technologiczne obróbki. Stan powierzchni ukształtowany w procesie wytwarzania może ulegać zmianom podczas użytkowania danego przedmiotu, co prowadzi do powstania eksploatacyjnej warstwy wierzchniej [25]. Warstwa wierzchnia często jest przedstawiana w postaci modeli o różnym stopniu szczegółowości [25, 3]. Na rysunku 5.2 przedstawiono uproszczony schemat modelu warstwy wierzchniej przedmiotu po obróbce mechanicznej.

W warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego wyróżnia się kilka stref, które określają zmiany zachodzące w półfabrykatakach i gotowych wyrobach zarówno podczas procesu wytwarzania jak i procesów eksploatacji. Do najczęściej występujących stref powstałych w wyniku obróbki mechanicznej należą:

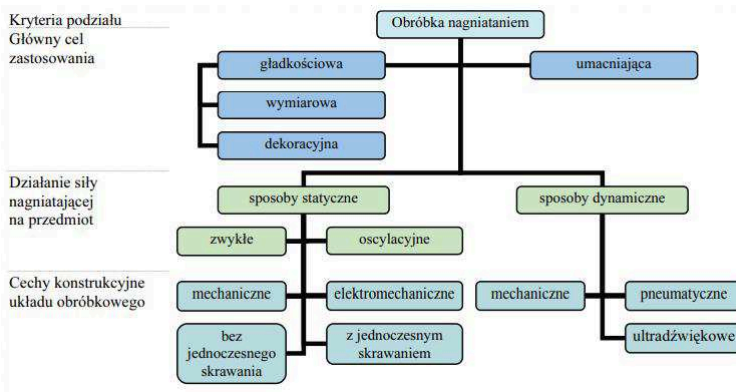


Rysunek 5.2: Schemat modelu warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego mechanicznie [25, 3]

- strefa przypowierzchniowa, w której występują zaadsorbowane cząsteczki organiczne, np. oleju, oraz cząsteczki wody i gazów;
- strefa ukierunkowana, charakteryzująca się wyraźnym ukierunkowaniem ziaren materiału;
- strefa zgniotu, umocniona w wyniku odkształceń plastycznych materiału;
- strefa naprężeń własnych;
- strefa efektów cieplnych, charakteryzująca się występowaniem przemian wskutek wzrostu temperatury;
- strefa stekstrowana, w której występuje uprzywilejowana orientacja kryształów lub ziaren ze względu na elementy sieci;
- strefa przypowierzchniowa, w której występują zaadsorbowane cząsteczki organiczne, np. oleju, oraz cząsteczki wody i gazów [25].

Warstwę wierzchnią przedmiotu można scharakteryzować za pomocą jej właściwości, takich jak mikrostruktura, twardość, chropowatość czy fałistość powierzchni. W mniejszym stopniu uwzględniane są właściwości magnetyczne, adsorpcyjne, dyfuzyjne czy adhezyjne przedmiotu. Procesy obróbki nagniataniem można podzielić na [20, 25] (rysunek 5.3)

- obróbkę gładkościową mającą na celu zmniejszenie chropowatości powierzchni;
- obróbkę umacniającą stosowaną w celu uzyskania wymaganych właściwości warstwy wierzchniej;
- obróbkę wymiarowo-gładkościową, której celem jest zwiększenie dokładności wymiarowo-kształtowej nagniatanego przedmiotu oraz zmniejszenie chropowatości powierzchni. W tym przypadku konieczne jest użycie narzędzi ze sztywnym dociskiem.



Rysunek 5.3: Klasyfikacja procesu nagniatania [20, 5]

Procesy nagniatania można również podzielić uwzględniając następujące parametry [20, 21]:

- kształt i liczba elementów nagniatających;
- cechy kinematyczno-konstrukcyjne układu obróbkowego;
- sposób działania sił nagniatających wywieranych na przedmiot przez narzędzie podczas obróbki;
- rodzaj współpracy narzędzia z przedmiotem;
- rodzaj kontaktu elementu nagniatającego narzędzia z powierzchnią obrabianą.

Proces nagniatania następuje w wyniku nacisku na powierzchnię obrabianą przedmiotu części roboczej narzędzia nagniatającego zakończonego najczęściej końcówką w kształcie kuli, walca lub stożka.



Rysunek 5.4: Narzędzie do nagniatania z końcówką kulistą

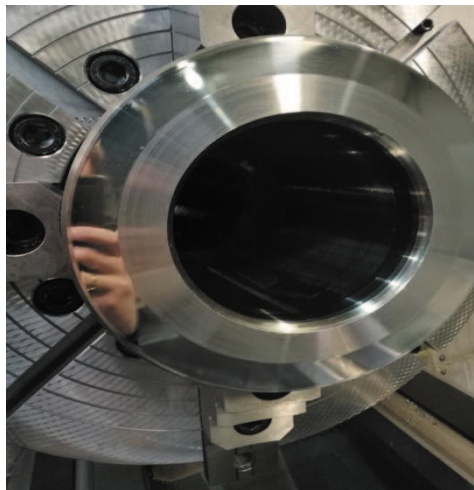
Narzędzia stosowane w podczas nagniatania można podzielić na nagniataki i głowice nagniatające (rysunek 5.4). Podział wynika z liczby elementów nagniatających biorących udział w bezpośrednim procesie obróbki. Nagniatak posiada tylko jeden element nagniatający i jako narzędzie nie wykonuje ruchu obrotowego elementów nagniatających [20, 21, 22]. Konstrukcja narzędzia obróbkowego ma istotny wpływ na kinematykę obróbki. Oprócz ruchu głównego posuwowego głowica nagniatająca wykonuje dodatkowy ruch obrotowy elementów nagniatających. Obecnie coraz częściej stosowane są urządzenia nagniatające sprzężone z maszynami obróbkowymi lub posiadające własny napęd [21, 22]. W tabeli 5.1 przedstawiono wybrane metody nagniatania [25, 23].



Tablica 5.1: Wybrane metody nagniatania [25, 23].

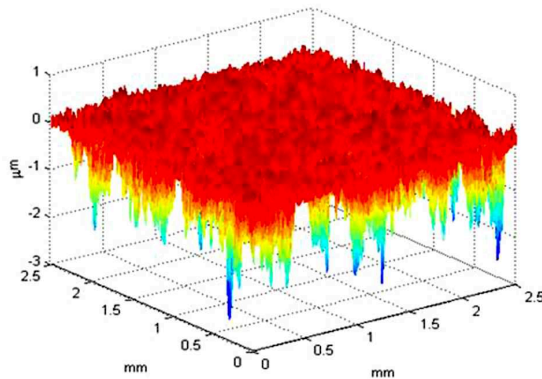
Nazwa procesu	Narzędzie
Statyczne krążkowanie naporowe	Nagniatak krążkowy naporowy (imakowy)
Statyczne kulkowanie naporowe	Nagniatak kulkowy naporowy (imakowy)
	Głowica naporowa kulkowa: a) sztywna b) sprężysta
	Nagniatak kulkowy naporowy (imakowy)
	Głowica kulkowa tocząco-nagniatająca
Statyczne kulkowanie naporowe oscylacyjne	Głowica kulkowa oscylacyjna (imakowa)
	Głowica kulkowa oscylacyjna

Istotny wpływ na stan warstwy wierzchniej (rysunek 5.5) wyrobu mają parametry technologiczne nagniatania. W procesie nagniatania statycznego siła docisku może być wywierana w sposób sztywny lub sprężysty przez elementy konstrukcyjne narzędzia. W przypadku docisku sprężystego parametrami procesu są siła normalna, prędkość i posuw.



Rysunek 5.5: Widok powierzchni nagniatanej

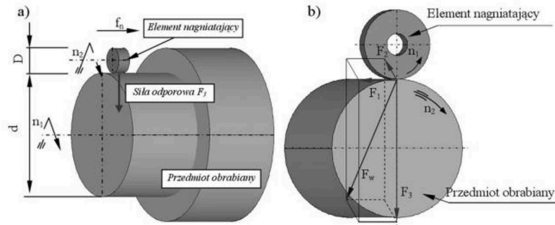
Podstawowym parametrem technologicznym jest siła nagniatania [18, 23, 8, 10]. Jej nieodpowiedni dobór może prowadzić do zniszczenia warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego. Jakość technologiczna powierzchni po nagniataniu zależy w dużym stopniu od obróbki poprzedzającej [7, 26, 11]. Istnieje wiele korzyści ze stosowania powierzchni dwuprosocowych (rysunek 5.6), do których należą m.in. dobre właściwości ślizgowe powierzchni gładkich, jak również zdolność do magazynowania oleju przez powierzchnie porowate.



Rysunek 5.6: Widok izometryczny powierzchni dwuprosocowej

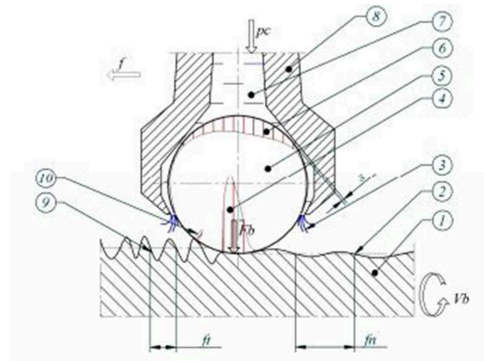
W związku z tym prowadzonych jest szereg badań mających na celu określenie optymalnych parametrów WW przed nagniataniem oraz parametrów nagniatania prowadzących do zmniejszenia wysokości nierówności powierzchni przez nagniatanie [6, 4, 27, 13, 10, 8, 23, 28]. Podczas nagniatania statycznego narzędzie działa ze stałą siłą na powierzchnię przedmiotu obrabianego. Ze względu na kształt końcówki roboczej nagniataka oraz rodzaj tarcia występującego pomiędzy narzędziem a powierzchnią obrabianą można wyróżnić nagniatanie toczne (rysunek 5.7) i nagniatanie ślizgowe. Nagniatanie toczne, to proces nagniatania statycznego. Element nagniatający w kształcie kulki, krążka lub rolki wykonuje ruch obrotowy po powierzchni obrabianej. Jest to proces powodujący umocnienie warstwy wierzchniej przedmiotu nagniatanego, powodujący powstawanie naprężeń ściskających. Następuje również duży wzrost twardości warstwy wierzchniej. Uzyskanie takich właściwości przedmiotu obrabianego jest możliwe jednak pod warunkiem zastosowania znacznych wartości sił nagniatających oraz obrabiarki o dużej sztywności. Proces nagniatania tocznego jest także często stosowany jako obróbka gładkościowa. Podczas tego typu procesów obróbkowych stosowana jest mniejsza siła nagniatania, posuw oraz narzę-

dzia z mniejszymi elementami nagniatającymi.



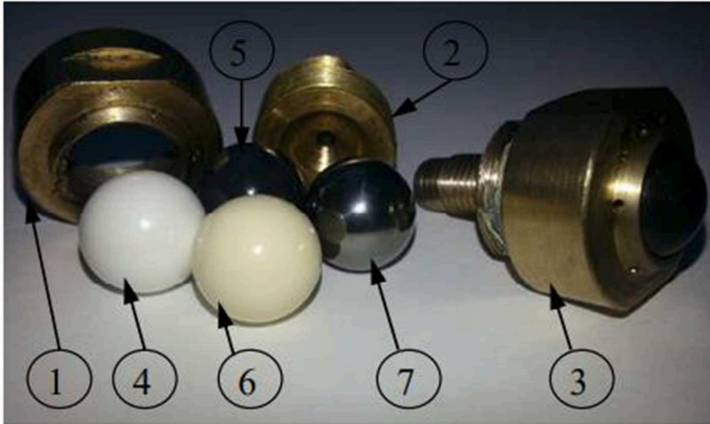
Rysunek 5.7: Proces nagniatania toczonego powierzchni walcowych [16]

Jednym z najczęściej stosowanych procesów obróbki powierzchni wierzchniej przedmiotu, jest nagniatanie z dociskiem hydrostatycznym przy pomocy elementów toczonego wykonanych z materiałów ceramicznych. Poprzez regulację ciśnienia oleju, który pełni jednocześnie rolę środka chłodzącego, istnieje możliwość precyzyjnego określenia siły docisku kulki. Na rysunku 5.8 przedstawiono schemat procesu nagniatania z dociskiem hydrostatycznym [26].



Rysunek 5.8: Schemat nagniatania z dociskiem hydrostatycznym [26] ( $p_c$  – ciśnienie oleju,  $f$  - posuw narzędzia nagniatającego,  $F_b$  – wypadkowa siła nagniatania,  $s$  - szczelina łożyska hydrostatycznego,  $v_b$  - prędkość nagniatania,  $f_t$  - odstęp pomiędzy nierównościami po toczeniu,  $f_n$  - odstęp pomiędzy nierównościami po nagniataniu): 1 - element nagniatany, 2 - powierzchnia po nagniataniu, 3 - wypływ oleju z łożyska hydrostatycznego, 4 - pole nacisków powstające w wyniku nacisku na przedmiot, 5 - kulka, 6 - naciski na kulkę spowodowane ciśnieniem oleju w łożysku, 7 - olej łożyska hydrostatycznego, 8 - oprawka, 9 - powierzchnia po toczeniu, 10 - naciski początkowe na wierzchołkach nierówności

Ze względu na dużą twardość, wytrzymałość na ściskanie i odporność na ścieranie stosowane są kulki ceramiczne wykonane z tlenku glinu  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , azotku krzemu  $\text{Si}_3\text{N}_4$  czy tlenku cyrkonu  $\text{ZrO}_2$  [26]. Na rysunku 5.9 przedstawiono przykłady najczęściej stosowanych kulek ceramicznych z łożyskowaniem hydrostatycznym [26].



Rysunek 5.9: Oprawka kulek ceramicznych  $\frac{1}{2}$ '' z łożyskowaniem hydrostatycznym: 1 - nakrętka, 2 - gniazdo, 3 - oprawka - komplet (nakrętka, gniazdo i kulka), 4 - kulka  $\text{ZrO}_2$ , 5 - kulka  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 6 - kulka  $\text{Si}_3\text{N}_4$ , 7 - kulka WC [26]

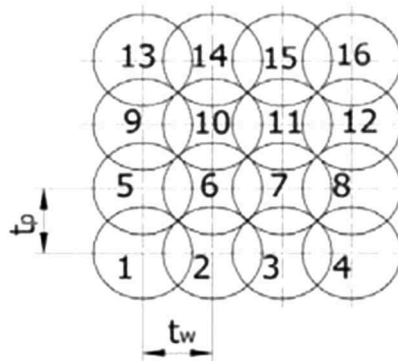
Nagniatanie ślizgowe to proces występujący pomiędzy narzędziem, np. w kształcie wycinka nieobracającej się kuli a przedmiotem obrabianym. Jest to obróbka mająca, przede wszystkim, na celu wygładzenie powierzchni obrabianej, ponieważ niewielkie wartości promieni elementów nagniatających nie mają większego wpływu na głębokość umocnienia materiału obrabianego. Nagniatanie dynamiczne to obróbka wykańczająca i mająca na celu wytworzenie w warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego naprężeń ścisających i jej utwardzenie. Kinematyka tego procesu charakteryzuje się uderzeniowym oddziaływaniem elementów nagniatających na powierzchnię obrabianą. Jest on często stosowany, jako obróbka umacniająca powodująca poprawę właściwości użytkowych i wzrost wytrzymałości zmęczeniowej. Wymaganą chropowatość powierzchni obrabianych można uzyskać poprzez odpowiedni dobór elementów nagniatających oraz parametrów technologicznych występujących podczas procesu [28]. Obciążenia, które występują podczas nagniatania dynamicznego są stosunkowo niewielkie w porównaniu z np. nagniataniem tocznym. Dlatego też ten sposób obróbki jest często stosowany w przemyśle lotniczym, motoryzacyjnym przy produkcji

elementów cienkościennych. Ze względu na sposób nanoszenia odcisków na powierzchnię obrabianą pod wpływem uderzeń elementów nagniatających, nagniatanie dynamiczne można podzielić na następujące rodzaje przedstawione na rysunku 5.10:



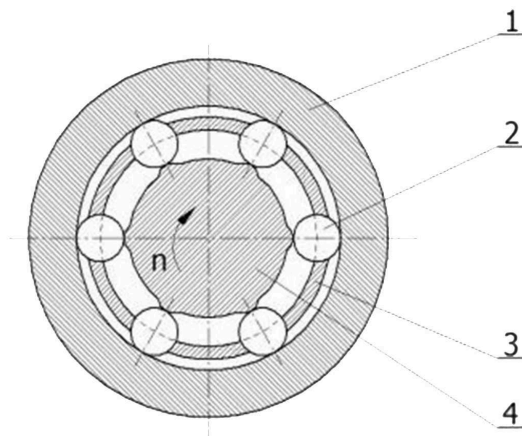
Rysunek 5.10: Klasyfikacja nagniatania dynamicznego [20, 25, 21]

Nagniatanie dynamiczne skoncentrowane (NDS) to proces obróbki, w którym elementy nagniatające przesuwały się w prowadnicach narzędzia, uderzając kolejno w obrabianą powierzchnię [25]. Na skutek uderzeń następuje nanoszenie odcisków w kolejnych rzędach na powierzchnię obrabianego przedmiotu (rysunek 5.11). Odległości między środkami odcisków w danym rzędzie są jednakowe i równe podziałce wzdłużnej  $t_w$ . Dla tego typu nagniatania można określić wartości podziałek  $t_p$  i  $t_w$  na podstawie geometrii narzędzia nagniatającego, parametrów technologicznych nagniatania skoncentrowanego oraz kierunku ruchu elementów nagniatających [25].



Rysunek 5.11: Kolejność nanoszenia i układ odcisków elementów nagniatających na powierzchni obrabianej nagniataniem dynamicznym skoncentrowanym (NDS) [25]

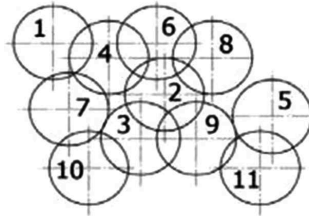
Ze względu na budowę narzędzi nagniatających, nagniatanie skoncentrowane (NDS) można podzielić na nagniatanie impulsowe (NDSI) i nagniatanie odśrodkowe (NDSO). Podczas procesu nagniatania impulsowego (NDSI) stosuje się urządzenia o różnorodnej konstrukcji, a ze względu na rodzaj ruchu elementów nagniatających, wyróżnia się nagniatanie impulsowe obrotowe, krzywkowe, elektromagnetyczne, piezoelektryczne i pneumatyczne. Najszersze zastosowanie podczas realizacji tego typu procesów obróbki znalazło nagniatanie impulsowe obrotowe, kiedy to uderzenia elementów nagniatających w powierzchnię obrabianą następują na skutek ruchu obrotowego narzędzia [25]. Jako elementy nagniatające stosowane są najczęściej elementy toczne w postaci kulek lub wałeczków (rysunek 5.12).



Rysunek 5.12: Schemat nagniatania głowicą obrotową z bieżnią rowkowaną: 1 – przedmiot obrabiany, 2 – element nagniatający, 3 – koszyk, 4 – trzpień głowicy [25]

Podczas nagniatania dynamicznego rozproszonego (NDR) elementy nagniatające przemieszczają się swobodnie po powierzchni obrabianego przedmiotu. Powstające odciski nie nakładają się na siebie jak w przypadku nagniatania skoncentrowanego, ale powodują ich zagęszczenie, co powoduje pokrycie nimi całej powierzchni obrabianej (rysunek 5.13).

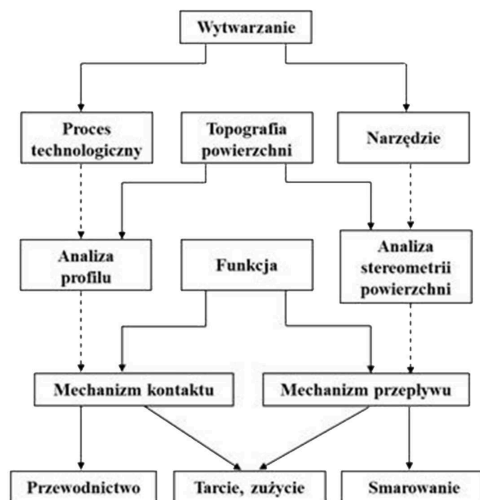
Procesy nagniatania stosuje się również w celu uzyskania określonych właściwości dekoracyjnych warstwy wierzchniej obrabianych części maszyn i urządzeń. Poprzez np. nagniatanie impulsowe można zastąpić inne rodzaje obróbek wykańczających, takich jak m.in. dogładzanie oscylacyjne, docieranie, polerowanie czy też honowanie. Daje to również możliwość uzyskania wymaganych walorów estetycznych i dekoracyjnych materiału obrabianego.



Rysunek 5.13: Kolejność nanoszenia i układ odcisków elementów nagniatających na powierzchni obrabianej nagniataniem dynamicznym rozproszonym (NDR) [25]

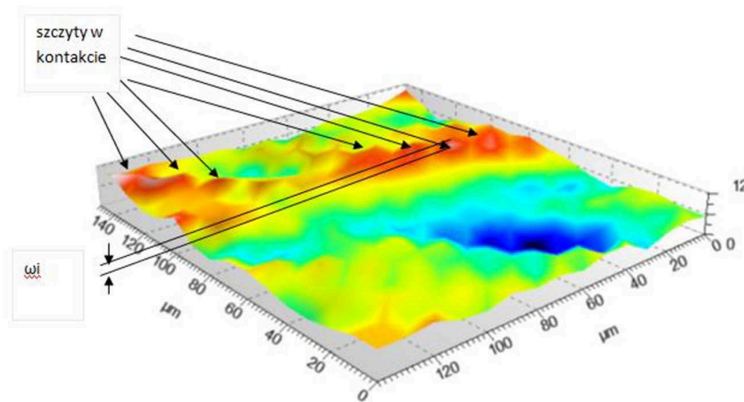
### 5.3. Stereometria powierzchni i parametry przestrzenne

Na właściwości mechaniczne i tribologiczne części maszyn w dużym stopniu mają wpływ parametry stereometryczne, które zgodnie z nazwą opisują strukturę stereometryczną powierzchni (SGP). Analiza zagadnień kontaktu współpracujących powierzchni ma duże znaczenie z punktu widzenia zrozumienia problemów takich jak tarcie, zużycie, smarowanie, szczelność, przewodnictwo cieplne i elektryczne. Rysunek 5.14 przedstawia elementarne powiązania pomiędzy techniką wytwarzania, powierzchnią i jej walorami użytkowymi.



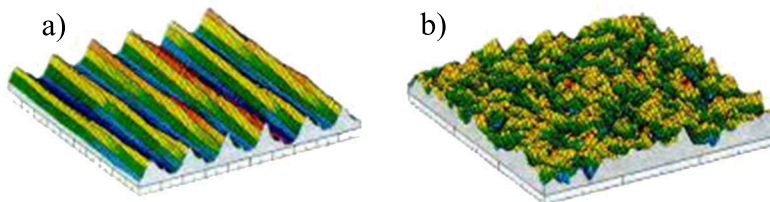
Rysunek 5.14: Połączenia pomiędzy wytwarzaniem, powierzchnią i właściwościami użytkowymi [17]

W modelach kontaktu powierzchni współpracujących istotna jest znajomość parametrów charakteryzujących szczyty (rysunek 5.15), takich jak ich gęstość, średni promień zaokrąglenia, odchylenie standardowe wysokości. Parametry te można otrzymać na podstawie analizy stereometrii powierzchni. Istotnym problemem jest sposób identyfikacji szczytu. Zazwyczaj stosuje się definicję szczytu opartą na czterech i ośmiu punktach sąsiednich.



Rysunek 5.15: Identyfikacja szczytów w kontakcie

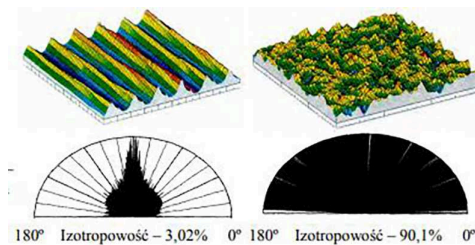
Istnieje wiele publikacji [20, 12, 7, 26, 6, 27, 9, 24, 17, 14], w których prezentowane są zagadnienia dotyczące wpływu warunków obróbki na parametry chropowatości powierzchni. Ważnym elementem w przypadku oceny SGP jest również kierunkowość struktury powierzchni. O jej właściwościach w dużym stopniu decyduje wzajemny układ nierówności, wynikający z kinematyki procesów obróbki i zużycia. Dlatego też powierzchnie można podzielić również na powierzchnie ukierunkowane i powierzchnie nieukierunkowane, co przedstawiono na Rysunku 5.16 [14].



Rysunek 5.16: Struktura geometryczna powierzchni ukierunkowanej (a) i nieukierunkowanej (b) [14]



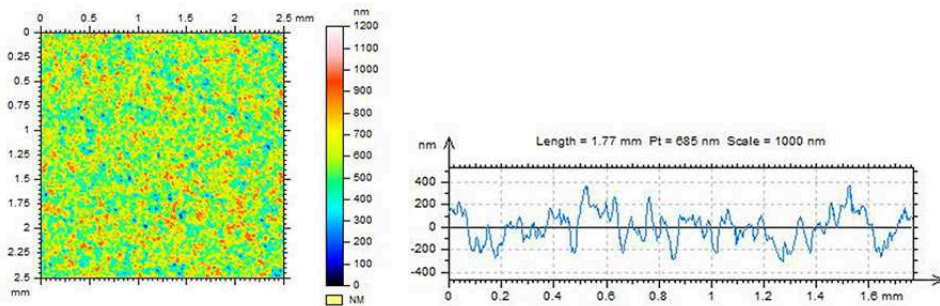
Powierzchnia obrabiana może charakteryzować się bardzo dużym zróżnicowaniem ze względu na ślady pozostawione przez narzędzia obróbkowe, kinematykę procesu technologicznego czy też właściwości materiału obrabianego. Z technologią wytwarzania ściśle związana jest kierunkowość struktury powierzchni. Jeżeli ślady obróbki są wyraźne i w strukturze geometrycznej można zaobserwować tzw. kierunki uprzywilejowane, to powierzchnię określa się jako powierzchnię anizotropową. Jeśli na powierzchni nie występują kierunki uprzywilejowane, to strukturę takiej powierzchni określa się jako izotropową. Izotropia charakteryzuje się jednakową strukturą geometryczną powierzchni we wszystkich kierunkach. Stopień izotropowości jest jednym z parametrów pozwalających na określenie kierunkowości struktury powierzchni. Powierzchnie ukierunkowane można również podzielić na powierzchnie okresowe lub losowe. W analizie struktury geometrycznej powierzchni opartej na funkcjach widmowych można uzyskać różę morfologiczną, która może przyjmować kształt asymetryczny, smukły i wydłużony w jednym kierunku w przypadku powierzchni anizotropowych, oraz okrągły i symetryczny dla powierzchni izotropowych [14]. Rysunek 5.17 przedstawia różę morfologiczną powierzchni anizotropowej i różę morfologiczną dla struktury bez uprzywilejowanych kierunków śladów obróbki, czyli powierzchni izotropowej.



Rysunek 5.17: Obraz powierzchni i róża morfologiczna dla struktury anizotropowej (a) i struktury izotropowej (b) [14]

W budowie maszyn i urządzeń współpraca stykających się ze sobą powierzchni ma charakter trójwymiarowy. Przestrzenny obraz struktury geometrycznej powierzchni 3D pozwala na dokładniejszą interpretację zjawisk zachodzących w strefie kontaktu stykających się elementów. W procesie parametrycznej analizy chropowatości powierzchni w układzie trójwymiarowym 3D najczęściej stosowane są metody profilometryczne. Polega to na zebraniu danych pomiarowych w określonych punktach oraz sumowaniu wyników tych pomiarów, co powoduje powstanie topografii powierzchni. Po zebraniu danych pomiarowych oraz określeniu elementu odniesienia obecnie

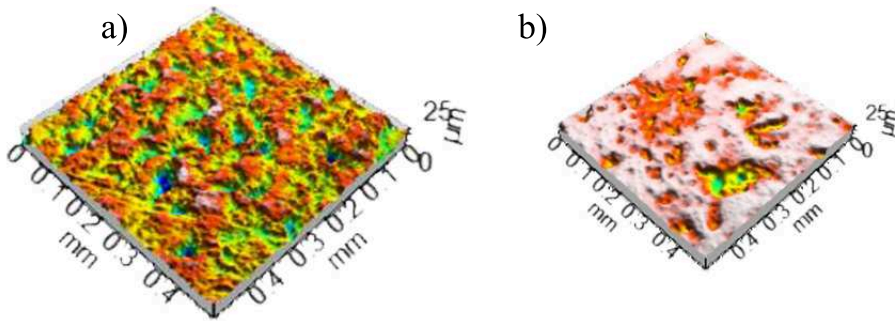
jest wiele możliwości przedstawiania analizowanych powierzchni w formie graficznej. Jest to proces polegający na odpowiednim połączeniu zebranych punktów, tak aby można było uzyskać obraz badanej powierzchni. Jednym ze sposobów może być mapa konturowa, której tworzenie polega na ustaleniu płaszczyzny na zadanej wysokości, znalezieniu punktów przecięć i połączeniu tych punktów przy pomocy linii warstwicznych. Często stosowane są również aplikacje umożliwiające łączenie ze sobą powierzchni o mniejszych wymiarach i tworzenie w ten sposób większych obszarów. Dzięki temu możliwe jest uzyskanie szeregu parametrów charakteryzujących strukturę geometryczną powierzchni. Na rysunku 5.18 przedstawiono przykładową mapę konturową oraz profil powierzchni o wysokości nierówności  $S_q=0.1 \mu\text{m}$  i długości korelacji  $50 \mu\text{m}$ .



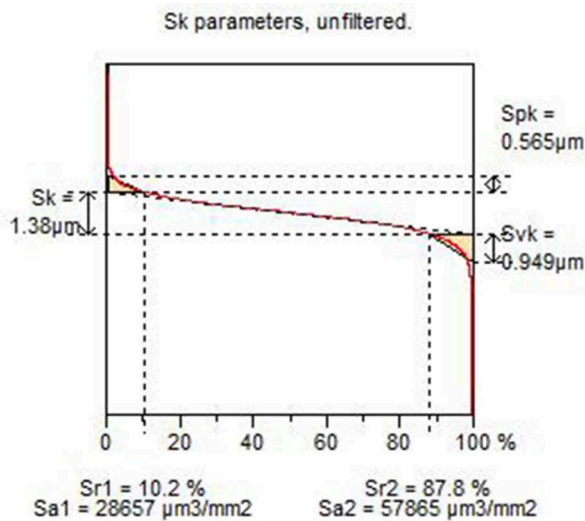
Rysunek 5.18: Mapa konturowa i profil powierzchni o wysokości nierówności  $S_q=0.1 \mu\text{m}$  i długości korelacji  $50 \mu\text{m}$

Najczęstsze zastosowanie ma jednak graficzna prezentacja powierzchni w postaci obrazów izometrycznych tworzonych w rzutach aksonometrycznych. Powstają one w wyniku nałożenia na siebie kolejnych profili zdejmowanych w płaszczyznach równoległych i po ukryciu linii niewidocznych [24]. Poprzez odpowiedni dobór szerokości i rozdzielczości analizowanej powierzchni, jest możliwość jej oceny pod kątem konkretnego zastosowania. Na rysunku 5.19 przedstawiono przykładowy obraz izometryczny wybranych powierzchni jedno i dwuprosocowych.

Innym sposobem oceny topografii powierzchni jest analiza parametryczna krzywej udziału materiałowego. Odbywa się ona podobnie jak ocena struktury geometrycznej powierzchni na podstawie profilu. Krzywa udziału materiałowego jest dzielona na obszary związane ze wzniesieniami, rdzeniem i wgłębieniami analizowanej powierzchni, co pozwala na określenie analizowanych parametrów. Na rysunku 5.20 przedstawiono krzywą udziału materiałowego z analizowanymi parametrami z grupy  $S_k$ .



Rysunek 5.19: Widok izometryczny wybranej powierzchni jednoprosesowej (a) i dwuprosesowej (b).



Rysunek 5.20: Wykres krzywej udziału materiałowego i analizowane parametry z grupy Sk.

Do oceny struktury geometrycznej powierzchni obecnie najczęściej wykorzystywane są parametry przestrzenne. W analizie trójwymiarowej w większości przypadków oznacza się symbolem S odpowiadającym R w parametrach profilu. Są one rozwinięciem parametrów profilu nierówności, a i ich definicje są analogiczne, tzn. parametr Ra odpowiada parametrowi Sa, parametr Rq parametrowi Sq czy parametr Rz parametrowi Sz. Parametry objętościowe oznacza się literą V. Elementy topografii powierzchni można podzielić na dwie grupy: związane z obszarem (ang. field) i związane z ce-

chami (ang. feature). Parametry związane z obszarem wykorzystują aparat statystyczny do powierzchni będącej chmurą punktów. Parametry związane z cechami wykorzystują aparat statystyczny do pewnego podzbioru zebranej powierzchni [24]. Analizowane parametry struktury geometrycznej powierzchni określa norma PN-EN ISO 25178-2:2012 [1]. Parametry te zostały przedstawione w Tabelach 5.2, 5.3, 5.4 i 5.5.

Tablica 5.2: Parametry wysokościowe struktury geometrycznej powierzchni

Lp.	Parametr	Nazwa
Parametry wysokościowe		
1.	Sq	średnie kwadratowe odchylenie powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
2.	Sku	współczynnik nachylenia, określany jako miara gęstości prawdopodobieństwa wysokości nierówności powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
3.	Ssk	współczynnik asymetrii, współczynnik skupienia rozkładu wysokości rzędnych powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
4.	Sp	maksymalna wysokość szczytów powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
5.	Sv	maksymalna głębokość wgłębień powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
6.	Sz	maksymalna wysokość powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
7.	Sa	średnie arytmetyczne odchylenie powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]

Tablica 5.3: Parametry funkcyjne i przestrzenne struktury geometrycznej powierzchni

Lp.	Parametr	Nazwa
Parametry funkcyjne (ogólne)		
1.	Smr	udział materiałowy powierzchni na określonej wysokości [%]
2.	Smc	odwrotność udziału materiałowego [ $\mu\text{m}$ ]
3.	Sxp	skrajna wysokość szczytu [ $\text{mm}$ ]
Parametry przestrzenne		
4.	Sal	długość odcinka najszybszego zanikania funkcji autokorelacji [ $\text{mm}$ ]
5.	Str	wskaźnik tekstury powierzchni
6.	Std	kierunkowość struktury powierzchni [ $^{\circ}$ ]

Tablica 5.4: Parametry hybrydowe i funkcyjne (Sk)

Lp.	Parametr	Nazwa
Parametry hybrydowe		
1.	Sdq	średnie kwadratowe nachylenie nierówności powierzchni
2.	Sdr	współczynnik rozwinięcia obszaru wydzielonego [%]
Parametry funkcyjne (Sk)		
3.	Vm	całkowita objętość materiału nierówności na jednostkowej powierzchni [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
4.	Vv	całkowita objętość pustek materiału na jednostkowej powierzchni [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
5.	Vmp	objętość materiału w strefie wierzchołków na jednostkowej powierzchni, określona dla STp=10% [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
6.	Vmc	objętość materiału w strefie rdzenia na jednostkowej powierzchni, określona dla STp=10%-80% [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
7.	Vvc	objętość pustek w strefie rdzenia na jednostkowej powierzchni, określona dla STp=10%-80% [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
8.	Vvv	objętość pustek w strefie wgłębień na jednostkowej powierzchni, określona dla STp=80% [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]

Tablica 5.5: Parametry cech

Lp.	Parametr	Nazwa
Parametry cech		
1.	Spd	gęstość szczytów powierzchni [ $1/\text{mm}^2$ ]
2.	Spc	średnia arytmetyczna krzywizna szczytów powierzchni [ $1/\text{mm}$ ]
3.	S10z	wysokość wg 10 punktów [ $\mu\text{m}$ ], będąca sumą dwóch parametrów S5p i S5v
4.	S5p	średnia pięciu najwyższych pików powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
5.	S5v	średnia pięciu największych wgłębień powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
6.	Sda	średnia powierzchnia dolin [ $\text{mm}^2$ ]
7.	Sha	średnia powierzchnia wzniesień [ $\text{mm}^2$ ]
8.	Sdv	średnia objętość dolin [ $\text{mm}^3$ ]
9.	Shv	średnia objętość wzniesień [ $\text{mm}^3$ ]

## 5.4. Zakres badań doświadczalnych

Materiałem, na którym przeprowadzono proces nagniatania była stal J105. Jest to stal specjalna chromowo-niklowa z dodatkiem molibdenu i wanadu stosowana m.in. na lufy dział artyleryjskich. Charakteryzują się one wysoką odpornością na działanie gazów utleniających, które w wysokich temperaturach mogą powodować powstawanie śladów korozji. Właściwości stali specjalnej zostały ukształtowane poprzez odpowiedni dobór dodatków stopowych, takich jak duża ilość chromu, niklu i molibdenu. Skład chemiczny stali pokazano w tabeli 5.6.

Tablica 5.6: Skład chemiczny materiału próbek [2]

Skład chemiczny [%]									
C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	S	P	Al
0,32	0,249	0,446	3,42	1,13	0,555	0,178	0,0005	0,0044	0,007

Materiał został poddany obróbce cieplnej zgodnie z tabelą 5.7.

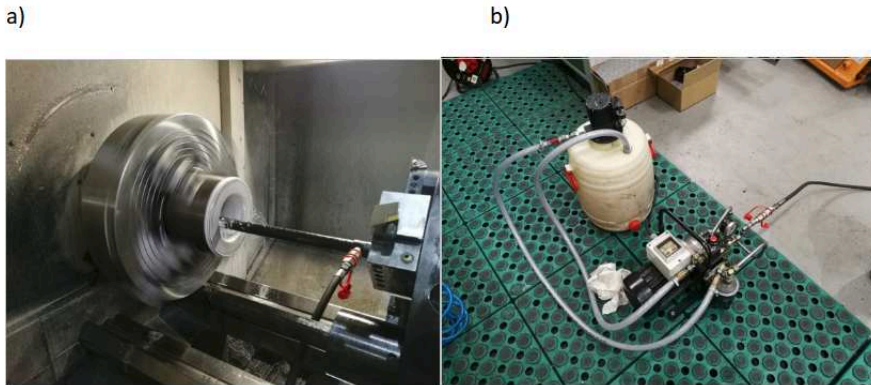
Tablica 5.7: Parametry obróbki cieplnej materiału próbek [2]

DETAILS OF PREHEATING						
16-G34-031-920/928°C-8h 05-Air						
DETAILS OF ANNEAILING						
I6-G34-032-640/658°C-24h 30-Air						
HEAT TREATMENT SPECIFIED	HEATING RECORD		QUENCHING RECORD			
TREATMENT	Time at temp.	Time out	Quench	Temp in	Temp	Time
HARDEN	21h 16	1h 10	Water	865/879,2°C	R.T.	1h 55
TEMPER	11h 20	19h 00	Water	595/603,8°C	R.T.	19h 45
STABILISE	9h 01	16h 59	Furnace	582/590°C	<350°C	



Rysunek 5.21: Stal żaroodporna J105 przed procesem nagniatania.

Powierzchnia przed nagniataniem był szlifowana (rysunek 5.21). Proces nagniatania tocznego przeprowadzono na stanowisku pokazanym na rysunku 5.22. W procesie wykorzystano system narzędziowy firmy Ecoroll HG13, składający się z agregatu hydraulicznego oraz narzędzia z hydraulicznym tłoczkiem i końcówką nagniatającą z kulką łożyskową hydrostatycznie. Procesowi nagniatania poddano powierzchnię wewnętrzną rury o wymiarach  $D_z=253$  mm,  $D_w=147$  mm. Do jego realizacji wykorzystano narzędzie do procesu nagniatania o średnicy 40 mm i długości 470 mm. Końcówką roboczą nagniataka była kulka ceramiczna łożyskowa hydrostatycznie o średnicy 6.5 mm wykonana z azotku krzemu  $Si_3N_4$ . Jej zastosowanie wynikało z wysokich parametrów wytrzymałościowych, dużej twardości i odporności na ścieranie. Docisk kulki podczas obróbki był regulowany poprzez agregat hydrauliczny składający się z pompy hydraulicznej i zasobnika z chłodziwem wykorzystywanego podczas procesu nagniatania. Skok kulki mieścił się w granicach 3-4 mm. Ciśnienie działające na kulkę podczas obróbki poszczególnych powierzchni wynosiło odpowiednio podczas przejścia przez poszczególne powierzchnie 5 MPa (próbka A), 25 MPa (próbka B) i 35 MPa (próbka C). Posuw podczas procesu nagniatania wynosił 0.4 mm/obr, prędkość dogniatania 75 m/min.



Rysunek 5.22: Proces nagiatania (a) i zasobnik chłodziwa wykorzystywany podczas procesu nagiatania (b)

Z tak obrobionej rury wycięto dwa pierścienie (zawierające powierzchnię po szlifowaniu i po nagiataniu) o wymiarach  $\text{Ø}253 \text{ mm}/\text{Ø}147 \text{ mm}$  i grubości 50 mm. Następnie z wyciętych pierścieni przygotowano próbki pokazane w tabeli 5.8.

Tablica 5.8: Parametry obróbki cieplnej materiału próbek [2]

Oznaczenie próbki	Posuw na obrót	Prędkość	Ciśnienie	Siła docisku
	[mm/obr]	[m/min]	[MPa]	[N]
przed nagiataniem				
Próbka A	0.4	75	5	500
Próbka B			25	2500
Próbka C			35	3500

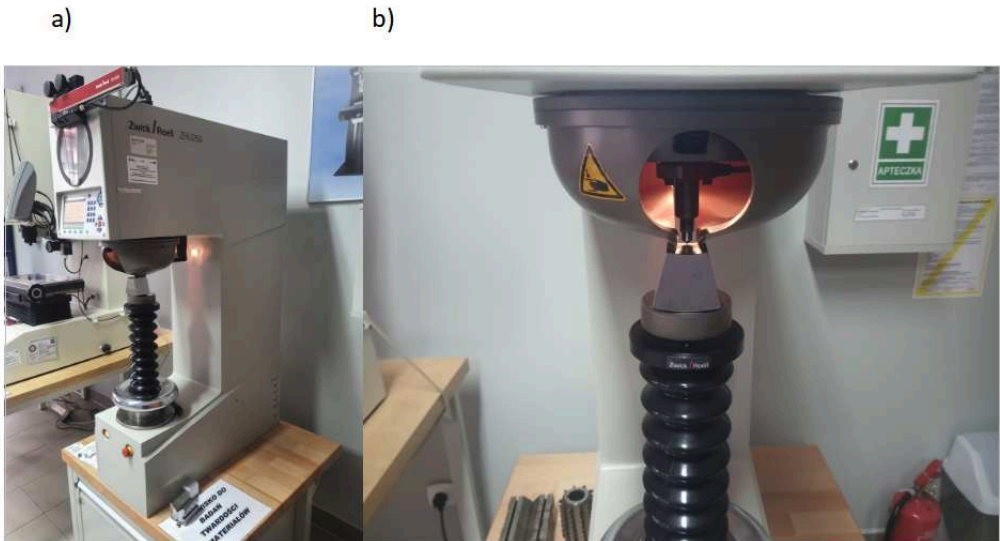
Pomiary stereometrii powierzchni przeprowadzono z wykorzystaniem interferometru światła białego Talysurf CCI Lite (rysunek 5.23). Zastosowano obiektyw 5x. Pole powierzchni 3.29 mm x 3.29 mm zawierało 1024 x 1024 punktów pomiarowych. Krzywiznę usunięto wielomianem stopnia trzeciego. Nie stosowano filtracji cyfrowej. Przed analizą stereometrii powierzchni usunięto szpilki.





Rysunek 5.23: Interferometr światła białego Talysurf CCI Lite

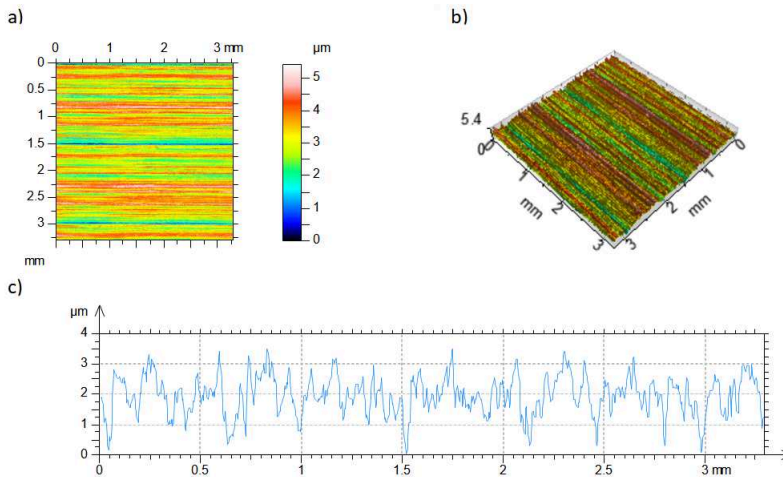
Do pomiaru twardości Rockwella użyto twardościomierza Zwick Roell BTC-ZHU250 (rysunek 5.24). Pomiar wykonano stożkiem diamentowym o przekroju kołowym z wierzchołkiem diamentowym (kąt stożka=120°, promień zaokrąglenia 200 $\mu$ m). Twardość określono w skali HRC, siła wstępna wynosiła 98.07 N, natomiast siła łączna podczas pomiaru wynosiła 1471.1 N. Pomiar przeprowadzono na powierzchniach po nagniataniu i powierzchniach przed nagniataniem.



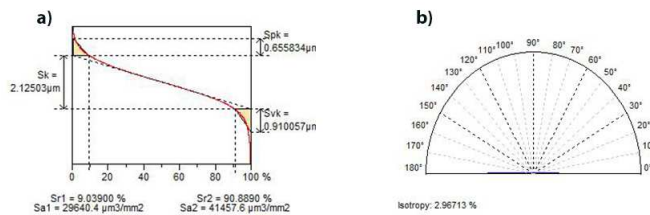
Rysunek 5.24: Twardościomierz Zwick Roell BTC-ZHU250 (a) i pomiar twardości (b)

## 5.5. Wyniki badań i ich analiza

Na rysunku 5.25 przedstawione zostały: mapa konturowa, widok izometryczny oraz reprezentatywny profil osiowy przed nagniataniem (po szlifowaniu). Natomiast rysunek 5.26 przedstawia wykres udziału materiału z parametrami z grupy Rk oraz wykres kierunkowości struktury.



Rysunek 5.25: Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentatywny profil powierzchni przed operacją nagniatania (c)



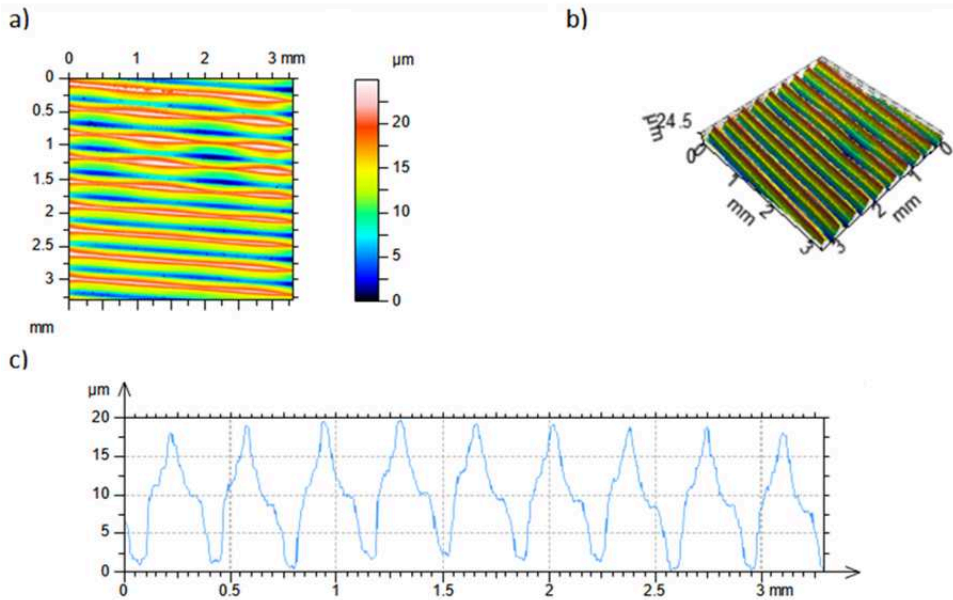
Rysunek 5.26: Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a) oraz wykres kierunkowości struktury (b) powierzchni przed operacją nagniatania.

Tabela 5.9 przedstawia wybrane parametry stereometrii powierzchni przed nagniataniem zgodnie z normą ISO 25178.

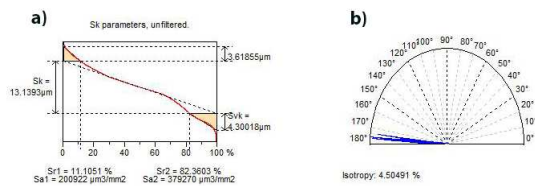
Tablica 5.9: Parametry topografii powierzchni przed nagniataniem

Parametr	Wartość	Jednostka
Sq	0.807532	$\mu\text{m}$
Ssk	-0.20127	
Sku	3.17068	
Sp	2.18900	$\mu\text{m}$
Sv	3.21821	$\mu\text{m}$
Sz	5.40721	$\mu\text{m}$
Sa	0.642668	$\mu\text{m}$
Sal	0.0486952	mm
Str	0.0296713	
Sdq	0.123005	
Spd	1076.23	$1/\text{mm}^2$
Spc	80.1684	$1/\text{mm}$
S10z	3.10113	$\mu\text{m}$
S5p	1.41294	$\mu\text{m}$
S5v	1.68819	$\mu\text{m}$

Analizowana powierzchnia jest powierzchnią jednokierunkową anizotropową, o czym świadczy niewielka wartość wskaźnika tekstury powierzchni Str oraz wykres kierunkowości struktury. Wartości współczynnika skośności Ssk i kurtozy Sku są charakterystyczne dla powierzchni o strukturze losowej. Ujemna wartość współczynnika skośności Ssk oraz wartość współczynnika niepełności Sp/St mniejsza od 0.5 świadczy o niewielkiej asymetrii rozkładu rzędnych, co jest charakterystyczne dla powierzchni po szlifowaniu. Charakterystyka powierzchni A została przedstawiona na rysunkach 5.27 i 5.28 oraz w tabeli 5.10. Powierzchnia ma charakter okresowy, jest podobna do powierzchni po toczeniu, co widać na rysunku 5.27. Jest to powierzchnia anizotropowa (rysunek 5.28), o niewielkiej asymetrii rozkładu rzędnych. Wartość kurtozy Sku jest charakterystyczna dla powierzchni okresowej. Wysokość nierówności znacznie wzrosła w porównaniu do powierzchni szlifowanej. Wartości parametrów amplitudowych Sq, Sz, Sp, Sv, Sa oraz Spk, Svk, Sk, S5z, S5v, S10z i parametr hybrydowy Sdq zwiększyły się. Wzrosły również wartości parametrów przestrzennych Sal i Str oraz parametry cech Spc. Natomiast zmniejszyła się znacznie gęstość wierzchołków Spd.



Rysunek 5.27: Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentatywny profil powierzchni A po nagniataniu (c)

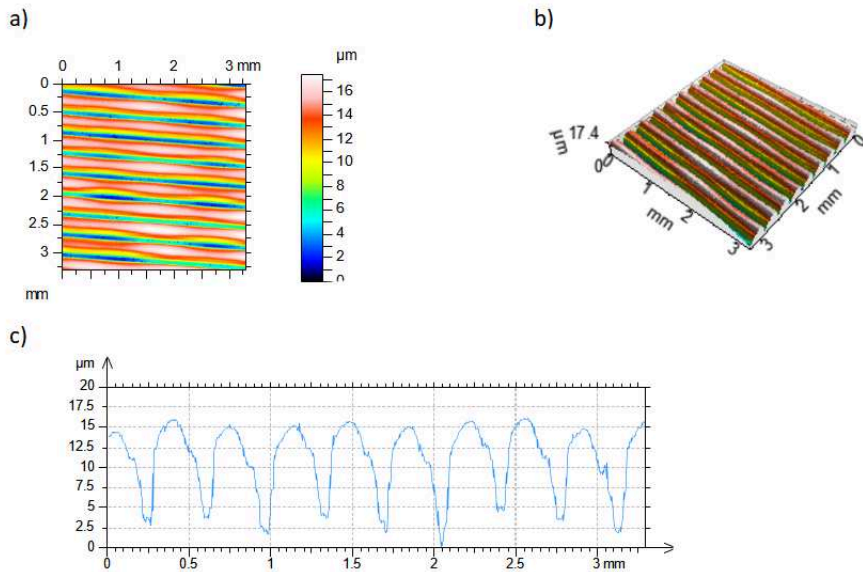


Rysunek 5.28: Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a) oraz wykres kierunkowości struktury powierzchni A po nagniataniu (b)

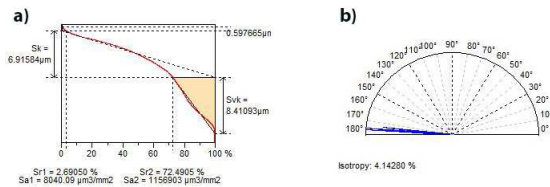
Tablica 5.10: Parametry topografii powierzchni nagniatanej A

Parametr	Wartość	Jednostka
Sq	5.39320	$\mu\text{m}$
Ssk	-0.126019	
Sku	2.26743	
Sp	11.6665	$\mu\text{m}$
Sv	13.2657	$\mu\text{m}$
Sz	24.9322	$\mu\text{m}$
Sa	4.37817	$\mu\text{m}$
Sal	0.074658	mm
Str	0.0450491	
Sdq	0.181767	
Sdr	1.58116	%
Spd	5.34980	$1/\text{mm}^2$
Spc	127.420	$1/\text{mm}$
S10z	9.14705	$\mu\text{m}$
S5p	4.88031	$\mu\text{m}$
S5v	4.26674	$\mu\text{m}$

Rysunki 5.29 i 5.30 oraz tabela 5.11 przedstawiają charakterystykę powierzchni B. Jest ona podobna do powierzchni A, zmienił się charakter profilu na bardziej łukowy. Główna zmiana dotyczy części wierzchołkowej powierzchni. Jednakże ta powierzchnia jest również powierzchnią okresową, jednoprosową anizotropową. Wysokość nierówności jest jednak mniejsza od wysokości powierzchni A, dotyczy to parametrów amplitudowych Sq, Sz, Sp, Sv, Sa oraz Spk, Svk, Sk, S5z, S5v, S10z i parametru hybrydowego Sdq. Jednakże wartości tych parametrów były nadal większe w porównaniu do powierzchni szlifowanej. Natomiast parametry charakteryzujące rozkład rzędnych powierzchni Ssk i Sku oraz parametry Sal, Str i Spd były podobne do odpowiednich parametrów powierzchni A, co potwierdza przypuszczenie o zmianie części wierzchołkowej powierzchni.



Rysunek 5.29: Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b) oraz reprezentatywny profil powierzchni po nagniataniu B (c)

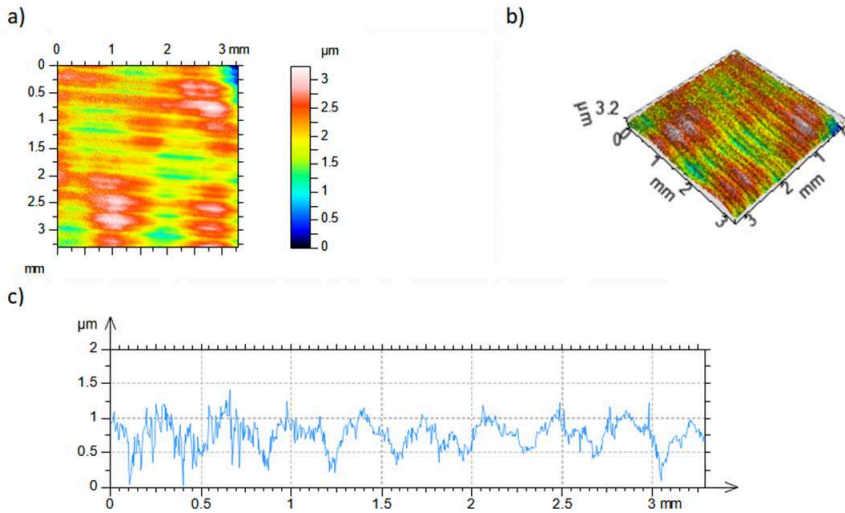


Rysunek 5.30: Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a), wykres kierunkowości struktury powierzchni B po nagniataniu (b)

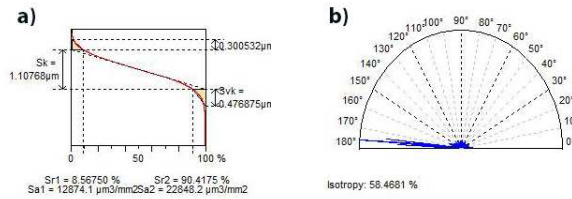
Tablica 5.11: Parametry topografii powierzchni nagniatanej B

Parametr	Wartość	Jednostka
Sq	4.24124	$\mu\text{m}$
Ssk	-0.808549	
Sku	2.38271	
Sp	5.87110	$\mu\text{m}$
Sv	11.5931	$\mu\text{m}$
Sz	17.4642	$\mu\text{m}$
Sa	3.54543	$\mu\text{m}$
Sal	0.068657	mm
Str	0.041428	
Sdq	0.157333	
Sdr	1.16229	%
Spd	5.81099	$1/\text{mm}^2$
Spc	119.208	$1/\text{mm}$
S10z	5.39304	$\mu\text{m}$
S5p	2.42372	$\mu\text{m}$
S5v	2.96932	$\mu\text{m}$

Rysunki 5.31 i 5.32 oraz tabela 5.12 przedstawiają charakterystyki powierzchni C. Powierzchnia ta jest powierzchnią mieszaną. Analiza rysunku 5.31 wskazuje, że powierzchnia ta ma charakter powierzchni okresowej z nałożonymi zakłóceniami losowymi. Świadczy o tym również wartość parametru Sku. Powierzchnia ta ma asymetryczny rozkład rzędnych. Powierzchnia jest również mieszana uwzględniając wartość parametru Str (0.59), która jest większa od wartości odpowiedniego parametru poprzednio analizowanych powierzchni. Wartości parametrów Sq, Sz, Sp, Sv, Sa oraz Spk, Svk, Sk i parametru hybrydowego Sdq zmniejszyły się w porównaniu do powierzchni szlifowanej o około 50%, niewielkie zmiany dotyczyły parametrów S5p, S5v i S10z. Parametry przestrzenne Sal i Str oraz gęstość wierzchołków wzrosły w porównaniu do powierzchni szlifowanej oraz innych powierzchni nagniatanych.



Rysunek 5.31: Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentacyjny profil powierzchni po nagniataniu C (c)



Rysunek 5.32: Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a), wykres kierunkowości struktury powierzchni C po nagniataniu (b)



Tablica 5.12: Parametry topografii powierzchni nagniatanej C

Parametr	Wartość	Jednostka
Sq	0.420219	$\mu\text{m}$
Ssk	-0.319075	
Sku	3.43197	
Sp	1.12327	$\mu\text{m}$
Sv	2.11555	$\mu\text{m}$
Sz	3.23882	$\mu\text{m}$
Sa	0.334872	$\mu\text{m}$
Sal	0.326142	mm
Str	0.584681	
Sdq	0.0659536	
Spd	1354.79	$1/\text{mm}^2$
Spc	59.4585	$1/\text{mm}$
S10z	3.39189	$\mu\text{m}$
S5p	1.50410	$\mu\text{m}$
S5v	1.88778	$\mu\text{m}$

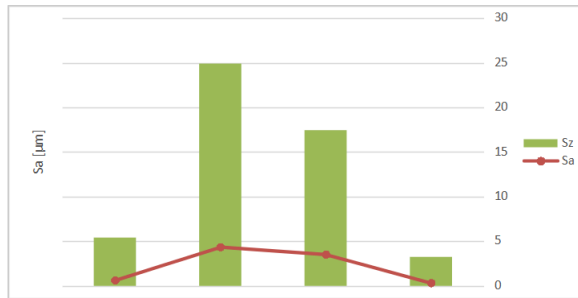
Nagniatanie przy najmniejszym ciśnieniu działającym na kulkę wynoszącym 5 MPa spowodowało początkowo wzrost wysokości nierówności oraz pochylenia. Dalszy wzrost ciśnienia do 25 MPa spowodował zmniejszenie wysokości nierówności oraz pochylenia, które były jednak większe w porównaniu do powierzchni szlifowanej (przed nagniataniem). Najkorzystniejsze parametry nierówności powierzchni uzyskano przy największym ciśnieniu działającym na kulkę wynoszącym 35 MPa. Osiągnięto wówczas zmniejszenie wysokości nierówności i pochylenia o około 50% w porównaniu do powierzchni szlifowanej. Zmniejszenie pochylenia prowadzi do mniejszej skłonności powierzchni do odkształceń plastycznych i w konsekwencji do zużycia tribologicznego. Twardość próbki przed nagniataniem (po szlifowaniu) wynosiła 40 HRC. Twardość próbki A po nagniataniu wynosiła 43.9 HRC, zaś twardość pozostałych próbek (B i C) wynosiła 42.2 HRC. Przyrost twardości w wyniku nagniatania wynosił od 5.5 (próbki B i C) do 9.75%.

Tablica 5.13: Wyniki pomiaru twardości

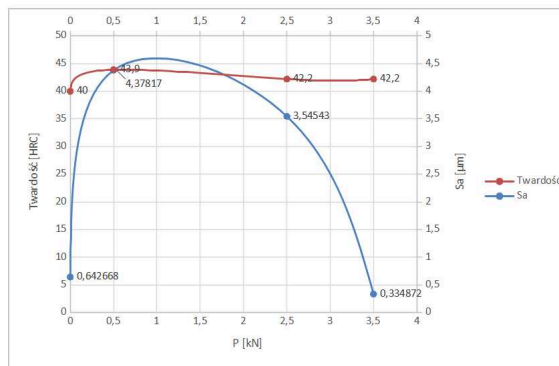
Lp.	Powierzchnie	Twardość HRC
1.	Powierzchnia przed nagniataniem	40 HRC
2.	Powierzchnia A	43.9 HRC
3.	Powierzchnia B	42.2 HRC
4.	Powierzchnia C	42.2 HRC

## 5.6. Podsumowanie

Nagniatanie toczne końcówką ceramiczną może doprowadzić do około dwukrotnego zmniejszenia wysokości nierówności oraz pochylenia oraz do wzrostu twardości do około 10% (rysunek 5.33).



Rysunek 5.33: Zależność twardości [HRC] i średniej arytmetycznej odchylenia powierzchni Sa[mm] od siły nagniatania P[kN]



Rysunek 5.34: Wybrane parametry stereometryczne WW dla badanych próbek

Nagniatanie doprowadziło do znacznych zmian struktury geometrycznej powierzchni po szlifowaniu (rysunek 5.34). Przy najmniejszym ciśnieniu działającym na kulkę wynoszącym 5 MPa, wysokość nierówności znacznie wzrosła, powierzchnia miała charakter okresowy. Dalszy wzrost ciśnienia do 25 MPa spowodował zmniejszenie wysokości nierówności, która nadal była większa w porównaniu do powierzchni szlifowanej. Przy największym ciśnieniu działającym na kulkę otrzymano około dwukrotne zmniejszenie wysokości nierówności i pochylenia w stosunku do powierzchni przed nagniataniem. Powierzchnia ta ma najmniejszą skłonność do deformacji plastycznej. W wyniku operacji nagniatania osiągnięto wzrost twardości. Największy przyrost twardości, wynoszący około 10% osiągnięto dla najmniejszej wartości ciśnienia działającego na kulkę. Większe wartości ciśnienia spowodowały wzrost twardości o 5.5%.

## Bibliografia

- [1] PN-EN ISO 25178-2:2012. Specyfikacje geometrii wyrobów (gps), struktura geometryczna powierzchni. przestrzenna część 2: Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni. Raport instytutowy, PN-ISO, 2012.
- [2] Atest 388. Materiały własne autorów. Raport instytutowy, PN-ISO.
- [3] B. Buldum, Cagan. S. Study of ball burnishing process on the surface roughness and microhardness of az91d alloy. *Experimental Techniques*, 42(9):233–241, 2018.
- [4] K. Czechowski, J. Kalisz. Wybrane aspekty procesu nagniatania. *Mechanik*, 5(6):452–462, 2015.
- [5] T. Dyl. *Nagniatanie powierzchni płaskich elementów części maszyn okrętowych*. Wydawnictwo Akademii Morskiej w Gdyni, Gdynia, 2011.
- [6] A. Dzierwa, P. Markopoulos. Influence of ball-burnishing process on surface topography parameters and tribological properties of hardened steel. *Machines*, 7(1):11, 2019.
- [7] A. Dzierwa, P. Pawlus, W. Żelasko. The influence of disc surface topography after vapor blasting on wear of sliding pairs under dry sliding conditions. *Coatings*, 10(10):1–13, 2020.
- [8] S. Dzionk, B. Ścibiorski, W. Przybylski. Surface texture analysis of hardened shafts after ceramic ball burnishing. *Materials*, 12(2):1–15, 2019.
- [9] R. Hill. *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford At The Clarendon Press, Oxford, 1986.
- [10] K.L. Johnson. *Contact mechanics*. Cambridge University Press, Cambridge, 1985.
- [11] Z.F. Kovács, Z.J. Viharos, J. Kodácsy. Determination of the working gap and optimal machining parameters for magnetic assisted ball burnishing. *Measurement*, 118(3):172–180, 2018.
- [12] L. Kukiełka. *Theoretical and experimental foundations of surface roller burnishing with the elektrocontact heating*. Technical University of Koszalin, Koszalin, 1994.

- [13] A. Kułakowska, L. Kukiełka. Numerical analysis and experimental researches of burnishing rolling process with taking into account deviations in the surface asperities outline after previous treatment. *Steel Research International*, 2(1):29–57, 2008.
- [14] K.E. Oczóś, V. Liubimov. *Struktura geometryczna powierzchni*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2003.
- [15] M. Okada, M. Shinya, H. Matsubara, H. Kozuka, H. Tachiya, N. Asakawa, M. Otsu. Development and characterization of diamond tip burnishing with a rotary tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 244(7):106–115, 2017.
- [16] R. Patyk, A. Kułakowska, Ł. Bohdal. Ekologiczne, ekonomiczne i eksploatacyjne aspekty stosowania obróbki nagniataniem. *Wydawnictwo Politechniki Koszalińskiej*, 1(16):351–362, 2014.
- [17] P. Pawlus. *Topografia powierzchni-pomiar, analiza, oddziaływanie*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2006.
- [18] P. Pawlus, W. Żelasko, R. Reizer, M. Wieczorowski. Calculation of plasticity index of two-process surfaces. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*, 231(5):572–582, 2017.
- [19] W. Polowski. *Nagniatanie*. Wydawnictwo Verlag Dashofer, Warszawa, 2008.
- [20] W. Przybylski. *Technologia obróbki nagniataniem*. WNT, Warszawa, 1987.
- [21] W. Przybylski. *Nagniatanie powierzchni cylindrycznych, płaskich i kształtowych na tokarkach*. Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, Gdańsk, 2005.
- [22] W. Przybylski. *Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie*. Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, Gdańsk, 2008.
- [23] R. Teimouri, S. Amini, A.B. Bami. Evaluation of optimized surface properties and residual stress in ultrasonic assisted ball burnishing of aa6061-t6. *Measurement*, 116(10):129–139, 2018.
- [24] M. Wieczorowski. *Metrologia nierówności powierzchni. Metody i systemy*. Wydawnictwo Zapol, Szczecin, 2013.
- [25] K. Zaleski. *Technologia nagniatania dynamicznego*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2018.
- [26] B. Ścibiorski. Wybrane problemy nagniatania tocznego stali twardych ceramiką na tokarce cnc. *Inżynieria Maszyn*, 18(2):32–44, 2013.
- [27] S. Świrad, P. Pawlus. The effect of ball burnishing on tribological performance of 42crmo4 steel under dry sliding conditions. *Materials*, 13(9):21–27, 2020.
- [28] S. Świrad, D. Wydrzyński, P. Niesłony, G. Królczyk. Influence of hydrostatic burnishing strategy on the surface topography of martensitic steel. *Measurement*, 138(5):590–601, 2019.

### **The effect of the type of processing on the quality of the barrel.**

**Abstract:** The roller burnishing process was conducted on the pipe surface from H13JS steel. Ceramic hydrostatically bearing ball of 6.5 mm diameter from Si3N4 material was the tool. The stroke of the ball ranged from 3–4 mm. Pressures acted on the ball during treatment of individual surfaces were 5, 25 and 35 MPa. The

feed was set to 0.4 mm. Surface textures before and after burnishing were measured using optical profilometer, measurements of hardness were also performed. It was found that burnishing can lead to near twice reductions of surface height and slope and to a decrease in hardness of near 10%.



## 6. Metody pomiaru czasu strzału podczas strzelania 120 mm amunicją czołgową

PIOTR BIENIEK<sup>1</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, D538@STUD.PRZ.EDU.PL

KRZYSZTOF SZWAJKA<sup>2</sup>

POLITECHNIKA RZESZOWSKA, KSWAJKA@PRZ.EDU.PL

**Streszczenie.** W pracy przedstawiono pomiar czasu strzału podczas strzelania 120 mm amunicją czołgową ze stanowiska balistycznego wyposażonego w armatę L44 czołgu Leopard 2A4. Scharakteryzowano metody pomiaru stosowane w Wojskowym Instytucie Technicznym Uzbrojenia w odniesieniu do globalnych sposobów pomiaru czasu strzału dla armat artyleryjskich. Na podstawie wyników czasu strzału dla 120 mm naboju z balistycznymi pociskami odłamkowo-burzącymi (termostatowanymi w temperaturze normalnej oraz w skrajnych temperaturach eksploatacji), dokonano porównania zastosowanych metod.

---

<sup>1</sup>ORCID: 0000-0002-0591-2231, Szkoła Doktorska Nauk Inżynierjno-Technicznych na Politechnice Rzeszowskiej

<sup>2</sup>ORCID: 0000-0002-1038-1148, Wydział Mechaniczno-Technologiczny Politechniki Rzeszowskiej, Kwiatkowskiego 4, 37-450 Stalowa Wola

## **6.1. Charakterystyka pomiaru czasu strzału**

Za czas strzału uznaje się przedział, którego punktem początkowym jest podanie impulsu elektromagnetycznego na zapłonnik, a punktem końcowym moment minięcia płasku wylotowego lufy przez pierścień uszczelniający pocisk. Czas strzału określa się w milisekundach i jest to parametr:

- sprawdzający przydatność amunicji do strzelania, zaliczany do oceny interoperacyjności naboju na etapie projektowania oraz podczas badań odbiorczych gotowej partii,
- wpływający na drgania luf w działach artyleryjskich i będący podstawą do analizy danych z pomiarów dotyczących wibracji wylotowych,
- mający wpływ na poziom bezpieczeństwa załogi czołgu i zużycia przewodu lufy w wyniku erozji mechanicznej oraz chemicznej.

Zgodnie z zapisami Normy Obronnej NO-13-A513:2006 dopuszczalna maksymalna wartość czasu strzału wynosi 50 ms dla naboju z pociskami odłamkowo-burzącymi oraz 35 ms dla naboju z pociskami podkalibrowymi. Wyżej wymienione wartości odnoszą się do amunicji termostатовanej w temperaturze normalnej, która według normy STANAG wynosi  $+21^{\circ}\text{C}$ . Zróżnicowane wartości czasów strzału są podyktowane po części konstrukcją naboju oraz ładunku miotającego, ale głównie masą pocisków. Zatem cięższe pociski odłamkowo-burzące potrzebują więcej czasu na opuszczenie przewodu lufy 120 mm armaty L44 czołgu Leopard 2A4 [2].

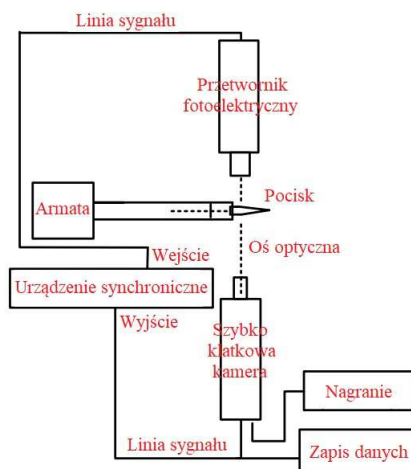
W oparciu o literaturę, na podstawie podjętych prób pomiaru czasu strzału dowiedziono, że sposoby stosowane dla broni małokalibrowej, takie jak metoda kurtyny świetlnej i kurtyny cieplej oraz metoda akustyczna, nie nadają się do analiz podczas strzelania z działa dużego kalibru. W przypadku dział artyleryjskich najczęściej stosowanymi sposobami pomiaru czasu strzału są metoda przewodowa i ciśnienia wylotowego oraz metody oparte na kamerze szybko klatkowej i przetworniku fotoelektrycznym [5].

W metodzie pomiaru polegającej na zaciskaniu sondy ciśnieniowej (na obwodzie lufy w odległości 50 mm od jej wylotu) sygnał ciśnienia określa czas wyjścia pocisku z lufy. Wymaga to doskonałej ochrony urządzenia pomiarowego przed działaniem fali uderzeniowej podmuchu z dopalanego ładunku miotającego, co jest trudne do zapewnienia [4].

Na uwagę zasługuje praca H.X. Chao i in. [3] opisująca prowadzenie pomiarów przy użyciu przetwornika fotoelektrycznego i szybko klatkowej



kamery sprzężonych w tej samej podstawie czasu za pomocą urządzenia synchronicznego. W trakcie strzału, jeszcze przed zmianą poziomu światła, odpowiedni poziom napięcia jest wysyłany przez przetwornik fotoelektryczny do urządzenia synchronicznego, które dostosowuje napięcie wyzwalań tak, aby sygnał był najbardziej zbliżony do stabilnego. Po przekroczeniu poziomu wyzwalań urządzenia synchronicznego dochodzi do odwrócenia napięcia umożliwiającego rozpoczęcie pomiaru przez szybkołatkową kamerę. Tym samym następuje początek rejestracji danych, które są wysyłane do zapisu w celu zrealizowania synchronizacji. Zastosowanie tej metody zapewnia precyzyjny czas bazowy poprzez uniknięcie błędu odczytu, spowodowanego szmerami sygnału wyzwalanej ręcznie szybkołatkowej kamery. W zależności od typu działa należy jednak pamiętać o precyzyjnym ustawieniu przetwornika fotoelektrycznego względem lufy. Nieodpowiednie położenie wpływa na powstawanie trudnego do identyfikacji przedziału na krzywej napięcia w funkcji czasu. Zasadę pomiaru z użyciem urządzenia synchronicznego przedstawiono na rysunku 6.1.



Rysunek 6.1: Schemat pomiaru czasu strzału przy użyciu urządzenia synchronicznego [3]

Dodatkowo w pracy [3] zakwestionowano pomiar czasu metodą przewodową, co na podstawie badań zawartych w niniejszym artykule okazało się irracjonalne.

Weryfikacja metody optoelektronicznej za pomocą szybkołatkowej kamery została opisana przez B. Wang'a i inni [6]. W pracy przedstawiono jed-

noczesne uzyskanie sygnału wyjściowego z czujnika optoelektrycznego oraz sygnału wyzwalania szybkołatkowej kamery. Porównując krzywą napięcia w czasie z czujnika optoelektrycznego wraz ze zdjęciami z szybkołatkowej kamery zidentyfikowano związek pomiędzy charakterystycznymi punktami krzywej sygnału, a czasem wyjścia strzału. Na podstawie uzyskanej krzywej ustalono, że czas początku impulsu napięcia jest:

- taki sam jak początek płomienia wylotowego,
- późniejszy od momentu przejścia początku pocisku poza płask wylotu lufy.

## **6.2. Zastosowane metody pomiarowe**

Do określenia czasu strzału dla 120 mm naboju z balistycznymi pociskami odłamkowo-burzącymi podczas strzelania ze stanowiska balistycznego wyposażonego w armatę L44 czołgu Leopard 2A4 zastosowano dwie metody pomiaru. Pierwsza z nich miała charakter metody bazowej, natomiast druga metody uzupełniającej.

Na rysunku 6.2 przedstawiono układy pomiarowe stosowane do rejestracji czasu strzału podczas strzelania ze stanowiska balistycznego wyposażonego w 120 mm armatę.

## **6.3. Metoda przewodowa**

Układ pomiarowy metody przewodowej składa się z oscyloskopu cyfrowego pełniącego rolę urządzenia bazowego, komputerowego oprogramowania rejestrującego dane oraz wiązek sygnałowych zintegrowanych z mechanizmem odpalającym i zespołem drutu wylotowego. Aby zapobiec niepewności pomiarowej związanej z przedwczesnym przerwaniem drutu przez gazy prochowe, uzupełnieniem metody przewodowej jest rejestracja wylotu pocisku z lufy za pomocą szybkołatkowej kamery. Pomiar czasu strzału rozpoczyna się w momencie przekazania impulsu elektromagnetycznego z odpalarki zasilanej akumulatorami do 120 mm armaty.

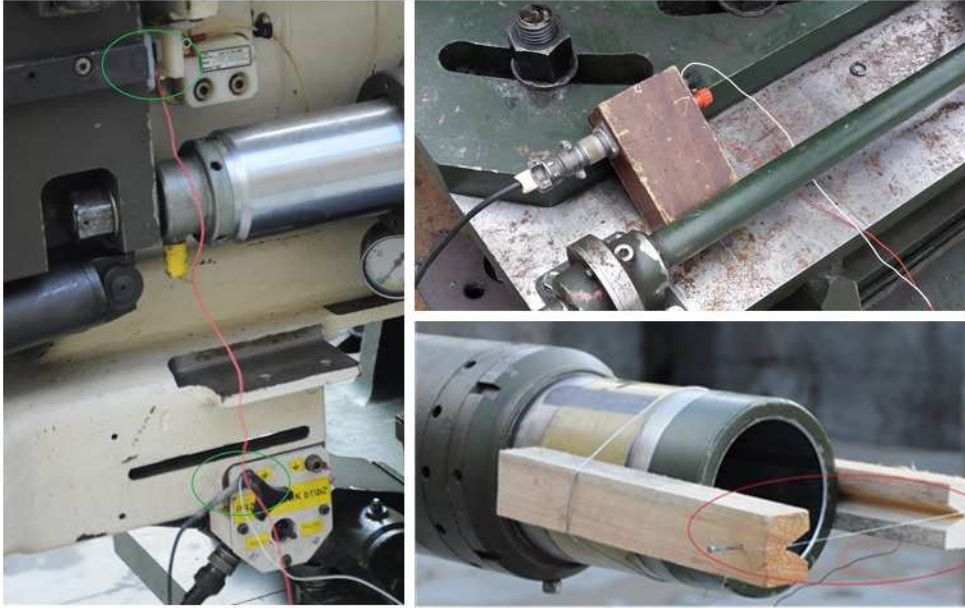
Zadaniem impulsu jest pobudzenie zapłonika wkręconego w zespół okucia naboju, który znajduje się w komorze naboju armaty. Jeden z końców wiązki sygnałowej początku układu składa się z dwóch swobodnych przewodów, z których pierwszy jest masowy, natomiast drugi łączy się z miejscem przepływu impulsu znajdującym się na nasadzie armaty. Po przeciwnej stronie wiązka jest zakończona złączem BMC, które umieszcza



Rysunek 6.2: Układy pomiarowe do rejestracji czasu strzału za pomocą kamery szybkoklatkowej i oscyloskopu cyfrowego

się w porcie oscyloskopu. Układ ten pozwala uzyskać sygnał wejściowy, natomiast w celu otrzymania sygnału wyjściowego kończącego pomiar stosuje się kolejną wiązkę, również złożoną z dwóch przewodów. Analogicznie do poprzedniej wiązki, pierwszy koniec połączony jest z oscyloskopem, a drugi z czujnikiem zbliżeniowym umieszczonym w drewnianym korpusie. Czujnik zbliżeniowy zasilany jest przez dwie baterie o łącznym napięciu równym 9 V oraz posiada dwa gniazda do zaplatania przewodów sygnałowych, które łączą czujnik z drutem wylotowym nawiniętym na metalowe trzpienie umieszczone pomiędzy wspornikami.

Podczas strzału pocisk balistyczny uzbrojony w makiętę masową zapalnika przerywa drut zapleciony pomiędzy wspornikami, co powoduje wzrost napięcia na czujniku zbliżeniowym i przekazanie sygnału do oscyloskopu. Sposób podłączenia przewodów do 120 mm armaty stanowiska balistycznego przedstawiono na rysunku 6.3.



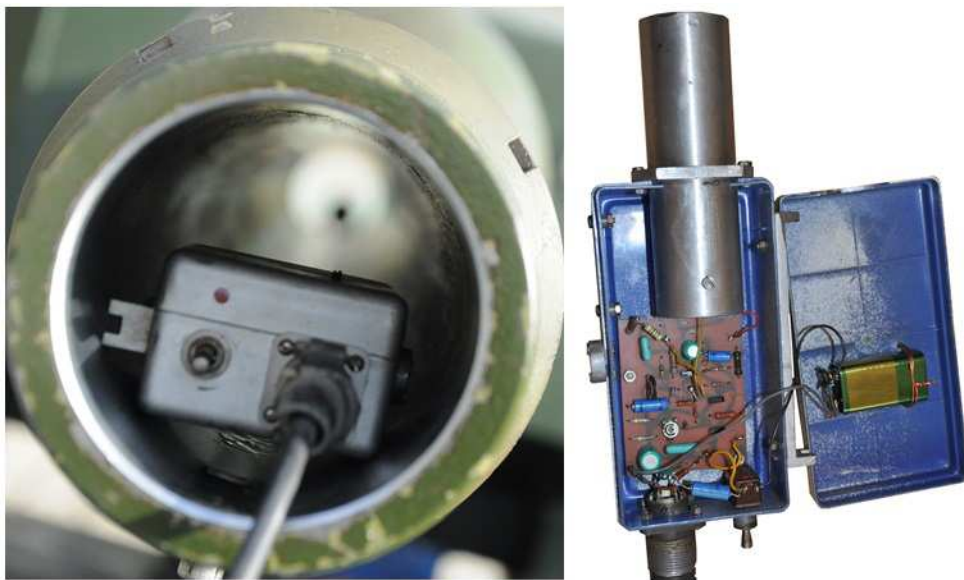
Rysunek 6.3: Integracja przewodów sygnałowych ze 120 mm armatą

## 6.4. Metoda szybkoklatkowej kamery

Podstawowym elementem układu pomiarowego jest szybkoklatkowa kamera, która pozwala na rejestrację obrazu w zadanym przedziale czasu w trakcie strzału. Istotnym czynnikiem wpływającym na pomiar jest odpowiednie położenie szybkoklatkowej kamery względem armaty. W tym celu urządzenie pomiarowe ustawia się tak, aby zapewnić jednoczesną obserwację wylotu lufy oraz nasady armaty. Połączenie szybkoklatkowej kamery z oprogramowaniem komputerowym umożliwia zapis nagrania oraz jego analizę.

Za początek pomiaru czasu strzału przyjmuje się pierwszy widoczny ruch nasady 120 mm armaty w kierunku przeciwnym do wylotu pocisku z lufy, natomiast końcowy punkt pomiaru wyznacza natomiast przejście pierścienia uszczelniającego pocisku poza płask wylotu lufy.

Niemniej jednak, aby uzyskać pełny czas strzału należy do zdefiniowanego powyżej przedziału doliczyć czas inicjacji. Jest to moment od podania impulsu elektromagnetycznego z odpalarki do zadziałania zapłonika. Pomiar czasu inicjacji wykonuje się za pomocą oscyloskopu cyfrowego zintegrowanego z czujnikiem błysku przedstawionym na rysunku 6.4.



Rysunek 6.4: Czujnik błysku

Rozpoczęcie pomiaru i sposób podpięcia oscyloskopu od strony nasady są analogiczne do opisu z punktu 6.3, natomiast zakończenie pomiaru odbywa się za pomocą czujnika błysku zastępującego czujnik zbliżeniowy. Zasada działania obydwu urządzeń jest zbliżona do siebie pod względem sposobu przekazania sygnału do oscyloskopu w wyniku zmiany napięcia. Czujnik błysku umieszcza się wewnątrz lufy (od strony wylotu) po załadowaniu do komory nabojeowej okucia metalowego ukompletowanego w zapłonnik.

Podczas odpalenia zapłonnika w przewodzie lufy powstaje błysk, który zostaje przechwycony przez czujnik powodując spadek napięcia w urządzeniu pomiarowym (wyposażonym w baterię) i przekazanie sygnału do oscyloskopu. Aby nie dopuścić do uszkodzenia czujnika należy pamiętać o występowaniu podmuchu gazów prochowych towarzyszącemu odpaleniu zapłonnika, które mogą wypchnąć zbyt płytko umieszczone urządzenie.

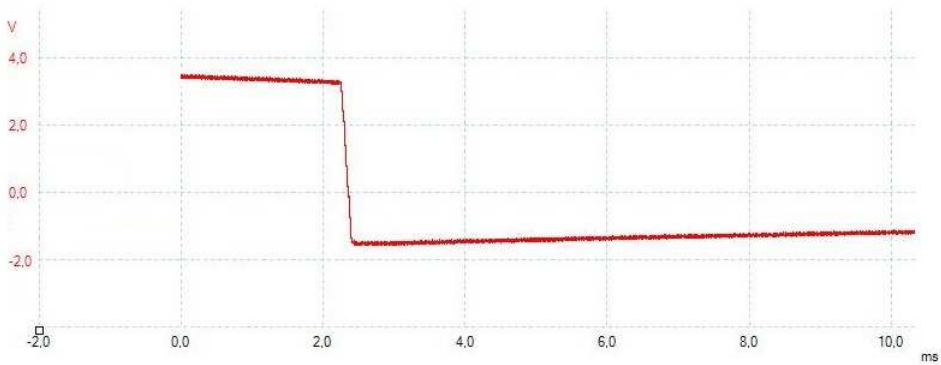
## 6.5. Wyniki

Pomiar czasu strzału wyżej scharakteryzowanymi metodami został przeprowadzony podczas strzelania 120 mm amunicją ze stanowiska balistycznego wyposażonego w armatę L44 czołgu Leopard 2A4. Naboje z balistycznymi pociskami odłamkowo-burzącymi ukompletowanymi w makiety

masowe zapalnikiw termostatowano w temperaturze normalnej wynoszącej +21°C (wg normy STANAG) i +15°C (wg normy GOST) oraz w skrajnych temperaturach eksploatacji wynoszących -40°C i +50°C przez co najmniej 48 godzin.

Dodatkowo dokonano pomiaru czasu inicjacji zapłonnika, a uzyskane wartości doliczono do pomiaru czasu strzału metodą szybkoklatkowej kamery. W tym celu odpalono zapłonniki wkręcone w okucia metalowe bez ładunków miotających i pocisków. Zapłonniki miały taką samą partię jak ta, której użyto do kompletacji naboji balistycznych i były termostatowane w analogicznych warunkach temperaturowych.

Na rysunku 6.5 przedstawiono przykładową krzywą przebiegu czasu inicjacji. Spadek napięcia na czujniku błysku oznaczający zakończenie i określający wartość pomiaru został pokazany w postaci pionowego odcinka.



Rysunek 6.5: Krzywa pomiaru czasu inicjacji

Wartości czasów inicjacji dla zapłonników termostatowanych w temperaturach normalnych wg STANAG i GOST oraz w skrajnych temperaturach eksploatacji zostały zamieszczone w tabeli 6.1.

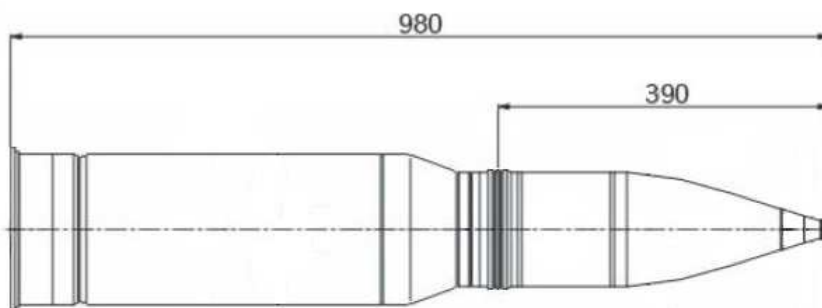
Tablica 6.1: Uzyskane wartości czasów inicjacji

Temperatura zapłonnika[°C]	-40	+15	+21	+40
Czas inicjacji[ms]	2.65	1.27	1.41	0.96
	2.87	1.16	1.23	0.81

W przypadku pomiaru czasu strzału metodą przewodową uwzględniono odległość od środka pierścienia uszczelniającego pocisk do początku ma-



kiety zapalnika i zastosowano ją do przygotowywania drewnianych wsporników. Jest to odległość przejścia pocisku poza płask wylotu lufy, którą uznaje się za punkt końcowy pomiaru. Jej wartość przedstawiono na rysunku 6.6.



Rysunek 6.6: Wymiary 120 mm naboju z pociskiem odłamkowo-burzącym [1]

W odniesieniu do powyższych wymiarów pocisku odłamkowo-burzącego dokonano sprawdzenia wpływu długości zastosowanych wsporników na końcowy wynik. W tym celu przeprowadzono pomiary czasu strzału dla dwóch rodzajów wsporników. W pierwszym wariantcie użyto wsporników krótkich z drutem wylotowym nawiniętym bezpośrednio za płaskiem wylotu lufy, natomiast wariant drugi uwzględniał dystans 390 mm. Różnicę czasu związaną z długością zastosowanych wsporników określono na podstawie obrazu z szybkoklatkowej kamery. Uzyskane wartości z obydwu pomiarów różniły się od siebie o dziesiątne części milisekundy. Po sprawdzeniu niezawodności mocowania i analizie rzeczywistych warunków panujących przy wyjściu pocisku z lufy do pozostałych strzałów zastosowano wariant z wydłużonymi wspornikami.

Na rysunkach 6.7 i 6.8 odtworzono moment przerwania drutu wylotowego zaplecionego pomiędzy wspornikami krótkimi i wydłużonymi.



Rysunek 6.7: Pomiar czasu strzału przy użyciu krótkich wsporników



Rysunek 6.8: Pomiar czasu strzału przy użyciu wydłużonych wsporników

Rysunek 6.9 przedstawia przykładową krzywą przebiegu czasu strzału podczas pomiaru z zastosowaniem wydłużonych wsporników. Wzrost napięcia na czujniku zbliżeniowym oznaczający zakończenie i określający wartość pomiaru został pokazany w postaci pionowego odcinka.





Rysunek 6.9: Krzywa pomiaru czasu strzału

Do zestawienia ostatecznych wyników pomiaru czasu strzału dwoma metodami, zastosowano wydłużone wsporniki w przypadku metody przewodowej oraz doliczono czasy inicjacji do metody szybkoklatkowej kamery. Otrzymane wyniki zestawiono w tabeli 6.2.

Tablica 6.2: Uzyskane wartości czasów strzału

Temperatura naboju [°C]	Pomiar czasu strzału [ms]	
	Metoda przewodowa	Metoda szybkoklatkowej kamery
-40	34.2	28.3
	36.6	29.8
+15	24.2	19.5
	21.7	18.7
+21	20.6	17.6
	23.3	19.2
+40	19.1	16.2
	18.6	15.4

## 6.6. Wnioski

Na podstawie przebiegu pomiarów i uzyskanych wyników można stwierdzić, że kwestionowana dotychczas, w przypadku pomiaru czasu strzału w armatach większego kalibru, metoda przewodowa okazała się niezawodna. Świadczą o tym nagrania z szybkoklatkowej kamery, która stanowiła niezbędne uzupełnienie metody przewodowej. Podczas każdego z oddanych strzałów nie doszło do przedwczesnego przerwania drutu przez podmuch gazów pro-

chowych. Podobne jak przy strzelaniu amunicją strzelecką z luf karabino-  
wych, drut zapleciony pomiędzy wspornikami 120 mm armaty przerywały  
pociski. Jednoczesne zastosowanie metody przewodowej oraz szybko-klatko-  
wej kamery pozwoliło na zebranie dokładnych wyników i umożliwiło stały  
nadzór lokalizacji pocisku dzięki sygnałom początku i końca pomiaru pierw-  
szej z wymienionych metod. Ponadto dokonano porównania obu zastoso-  
wanych metod, jako niezależnych układów pomiarowych.

Przedstawione w tabeli 6.2 wartości czasów strzału cechują się powta-  
rzalnością w przypadku obu metod. Rozpatrując uzyskane wyniki można  
dostrzec, że pomiary czasu strzału prowadzone za pomocą szybko-klatko-  
wej kamery niezależnie od temperatur naboju mają niższe wartości od tych  
zmierzonych metodą przewodową. Krótsze czasy uzyskane podczas pomiaru  
szybkoklatkową kamerą wynikają z utrudnionej widoczności początkowych  
mikroruchów nasady, które są kryterium rozpoczęcia pomiaru.

Zabiegi związane z przygotowaniem sprzętu pomiarowego i prowadze-  
niem pomiarów podczas strzelania udowadniają, że zastosowane metody  
uzupełniają się. Czas inicjacji zapłonika jest mierzony czujnikiem błysku  
połączonym z oscyloskopem stosowanym przy metodzie przewodowej, a na-  
stępnie jest doliczany czas strzału uzyskanego za pomocą szybko-klatkowej  
kamery. Z kolei sprawdzenie poprawnego zamocowania wsporników oraz  
skutecznego przerwania drutu przez pocisk w metodzie przewodowej za-  
pewniają nagrania z szybko-klatkowej kamery. Dzięki materiałom filmowym  
określono również różnicę czasu strzału pomiędzy pomiarami z zastoso-  
waniem krótkich i wydłużonych wsporników.

Stosowanie metody przewodowej polegającej na każdorazowym moco-  
waniu wsporników oraz na zaplataniu między nimi drutów wpływa na  
zwiększoną czasochłonność w porównaniu do rozstawienia szybko-klatko-  
wej kamery. Uwzględniając jednak czynności związane z pomiarem czasu  
inicjacji czasochłonność obydwu metod staje się bardziej wyrównana. Każ-  
dorazowy pomiar czasu inicjacji wymusza dodatkowe zużycie zapłonników,  
co wiąże się z generowaniem kosztów amunicji przeznaczonej do badań.

Wpływ czynników zewnętrznych w postaci niekorzystnych warunków  
atmosferycznych, takich jak ujemna temperatura oraz opady deszczu, utrud-  
niają właściwe działanie układów pomiarowych obydwu metod. W takich  
przypadkach pomocne jest stosowanie ogrzewanych i mobilnych bunkrów na  
stanowiskach ogniowych podczas strzelania. Ponadto na prawidłowy prze-  
bieg pomiaru w znacznej mierze wpływają kwalifikacje personelu odpowie-  
dzialnego za konserwację i obsługę sprzętu pomiarowego. Ich doświadczenie  
umożliwia wykrycie ewentualnych błędów związanych z odpowiednim usta-

wieniem aparatury oraz podjęcie czynności naprawczych.

Jednoczesna sposobność pomiaru czasu strzału za pomocą metody przewodowej i szybkoklatkowej kamery umożliwia zebranie wszystkich pomiarów. Takie rozwiązanie zapewnia ciągłość pomiarową w razie awarii któregoś z urządzeń oraz porównanie zebranych wyników dotyczących indywidualnego strzału.

## Bibliografia

- [1] Norma obronna no-13-a235: Amunicja artyleryjska. naboje 120 x 570 mm do gładkolufowych armat czołgowych; wymagania, 2006.
- [2] Norma obronna no-13-a513: Amunicja artyleryjska. naboje 120 x 570 mm do gładkolufowych armat czołgowych; badania, 2006.
- [3] H. X. Chao, M. Guo, H. S. Huang, X. Y. Gao, S. L. Li, W. B. Du. An accurate method to determine the muzzle leaving time of guns. *Sensors & Transducers Journal*, 183:142–146, 2014.
- [4] J. M. Garner. Muzzle motion measurements for the m198 when fired at 30 and 45 the degrees. *10th U.S. Army Gun Dynamics Symposium*, strony 23–26, Austin Texas, 2001.
- [5] B. Y. Wang, H. X. Chao, S. X. Hongxia. Measurement methods for muzzle leaving time of projectile. *Acta Armamentarii*, 33:736–740, 2012.
- [6] B. Y. Wang, B. Li, W. B. Du, P. Zhang. Research on measuring method of shot exit time for muzzle vibration analysis. *Vibroengineering Procedia*, 167-172, 2018.

### Methods of measuring shot time during shooting 120 mm tank ammunition

**Abstract:** The paper presents the measurement of the shot time during firing 120 mm tank ammunition from a ballistic stand equipped with the L44 gun of the Leopard 2A4 tank. The measurement methods used at the Military Institute of Armament Technology in relation to global methods of measuring the shot time for artillery cannons have been characterized. Based on the results of the shot time for 120 mm rounds with high-explosive ballistic cartridges (thermostated at normal temperature and at extreme operating temperatures), the methods used were compared.

# Spis rysunków

1.1	Przykładowy przebieg temperatury gazów prochowych w funkcji czasu .	17
1.2	Temperatura płomienia oraz teoretyczna siła wybranych typów prochów	18
1.3	Nabój podkalibrowy z pełnym ładunkiem miotającym . . . . .	20
1.4	Nabój podkalibrowy z ładunkiem miotającym pozbawionym prochu ziarnistego . . . . .	20
1.5	Występowanie wżerów i białej warstwy w przewodzie lufy 120 mm armaty	21
1.6	Schemat naboju rozdzielnego ładowania w lufie . . . . .	23
1.7	Schemat naboju scalonego w lufie . . . . .	24
1.8	Średnicówka cyfrowa z oprogramowaniem komputerowym . . . . .	25
1.9	Wykres zależności powiększenia średnicy lufy od ilości oddanych strzałów	26
1.10	Zestaw do pomiaru wydłużenia komory naboju w haubicach . . . . .	27
1.11	Wykres zależności wydłużenia komory naboju od ilości oddanych strzałów . . . . .	27
1.12	Lufa 120 mm armaty czołgowej z uwzględnieniem obszarów pomiarowych	28
1.13	Stan przewodu lufy w obszarze za stożkiem przejściowym . . . . .	29
1.14	Stan przewodu lufy w obszarze za przedmuchiwaczem . . . . .	29
1.15	Przebieg ciśnień w czasie wraz z wynikowym ciśnieniem ujemnym . .	30
2.1	Schemat rozprężania się produktów detonacji [23] . . . . .	38
2.2	Impuls ciśnienia fali uderzeniowej [30] . . . . .	39
2.3	Fazy powstawania fali Macha [12] . . . . .	40
2.4	Fazy kroku ALE – stan początkowy, stan po fazie Lagrange’a, stan po kroku adwekcyjnym - opracowanie własne . . . . .	45
2.5	Wykres zależności kąta obrotu wału [rad], objętości [cm <sup>3</sup> ] i ciśnienia [MPa]	54
3.1	Rozkład zagęszczenia materiału podczas procesu prasowania . . . . .	60
3.2	Rozkład ciśnienia w procesie zagęszczania ośrodków sypkich. . . . .	61
3.3	Siły działające na fragment zagęszczonego ośrodka. . . . .	62
3.4	Badanie naprężeń przy pomocy tensometrów. [1] . . . . .	64
3.5	Budowa tensometru foliowego. [2] . . . . .	65
3.6	Pomiar odkształceń za pomocą czujnika piezoelektrycznego. [3] . . . . .	66
3.7	System cyfrowej korelacji. [4] . . . . .	67
3.8	Naprężenia i odkształcenia w rurach grubościennych. . . . .	68
3.9	Zależność promienia do grubości ścianki, czyli podział na rurę cienko- oraz grubościenną . . . . .	71
3.10	Rozkład naprężeń w rurze cienkościennej. . . . .	72
3.11	Rozkład naprężeń w rurze grubościennej. . . . .	73

3.12	Wymiary rury użytej do badań. . . . .	74
3.13	Proces przygotowania piasku do pomiaru wielkości ziaren . . . . .	75
3.14	Tensometr foliowy typu TF-5/350 [5] . . . . .	76
3.15	Próbka z naklejonymi tensometrami . . . . .	77
3.16	Schemat skonstruowanego toru pomiarowego . . . . .	77
3.17	Stanowisko do pomiaru odkształceń . . . . .	78
3.18	Wykres wielkości odkształcenia zarejestrowanego podczas badań . . . . .	79
3.19	Tomograf rentgenowski phoenix v tome x m firmy General Electric. . . . .	80
3.20	Schemat ułożenia kulek w matrycy. . . . .	80
3.21	Stanowisko do badań radiologicznych, a) ustawienie matrycy na obrotowym stole tomografu komputerowego, b) tomograf komputerowy phoenix v tome x m firmy General Electric, c) prześwietlona matryca . . . . .	81
3.22	Proces prasowania medium z kulkami. . . . .	81
3.23	Schemat przemieszczenia kulek (kolorem czarnym oznaczono ułożenie kulek przed procesem prasowania, kolorem beżowym po procesie prasowania) . . . . .	82
3.24	Przemieszczenie kulek po procesie prasowania. . . . .	82
3.25	Zamodelowany model matrycy do procesu prasowania. . . . .	83
3.26	Przypisanie modelowi materiału z którego została wykonana matryca. . . . .	84
3.27	Ustawienie właściwości siatki elementów skończonych. . . . .	84
3.28	Model podzielony na czworościenne elementy skończone. . . . .	85
3.29	Odebranie stopni swobody. . . . .	85
3.30	Narzućenie obciążenia działającego wewnątrz matrycy. . . . .	86
3.31	Wyniki symulacji: a) naprężenia, b) odkształcenie. . . . .	86
4.1	Zagadnienie Lamé'go . . . . .	94
4.2	Rozkład naprężeń radialnych i obwodowych w rozwiązaniu Lamé'go w przypadku, gdy tarcza obciążona jest jedynie ciśnieniem wewnętrznym $p_i$ . . . . .	97
4.3	Przykładowe rozkłady . . . . .	98
4.4	Schematyczny rysunek wymiarów analizowanej rury . . . . .	104
4.5	Poglądowy rysunek zawierający graficzne informacje o przemieszczeniach względem układu współrzędnych . . . . .	104
4.6	Poglądowy rysunek podziału rury zawierający narzuconą siatkę obliczeniową . . . . .	105
4.7	Wyniki statycznej analizy MES: (a) naprężenie radialne, (b) naprężenie obwodowe, (c) naprężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne . . . . .	105
4.8	Przykładowe rozkłady . . . . .	106
4.9	Charakterystyka rozkładu ciśnienia . . . . .	107
4.10	Podział cylindra na 15 segmentów o długości 10 mm . . . . .	108
4.11	Przykładowe rozkłady . . . . .	109
4.12	Wyniki analizy MES dla symulacji dynamicznej impulsu ciśnienia rozłożonego nierównomiernie wzdłuż osi cylindra: (a) naprężenie radialne, (b) naprężenie obwodowe, (c) naprężenie zredukowane, (d) przemieszczenie radialne . . . . .	110
4.13	Rozkład ciśnienia o zmiennej charakterystyce w czasie . . . . .	111
5.1	Widok powierzchni zdeformowanej . . . . .	116
5.2	Schemat modelu warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego mechanicznie [25, 3] . . . . .	118

5.3	Klasyfikacja procesu nagniatania [20, 5] . . . . .	119
5.4	Narzędzie do nagniatania z końcówką kulistą . . . . .	120
5.5	Widok powierzchni nagniatanej . . . . .	121
5.6	Widok izometryczny powierzchni dwuprocesowej . . . . .	122
5.7	Proces nagniatania tocznego powierzchni walcowych [16] . . . . .	123
5.8	Schemat nagniatania z dociskiem hydrostatycznym [26] ( $p_c$ – ciśnienie oleju, $f$ - posuw narzędzia nagniatającego, $F_b$ – wypadkowa siła nagniatania, $s$ - szczelina łożyska hydrostatycznego, $V_b$ - prędkość nagniatania, $f_t$ - odstępy pomiędzy nierównościami po toczeniu, $f_n$ - odstępy pomiędzy nierównościami po nagniataniu): 1 - element nagniatany, 2 - powierzchnia po nagniataniu, 3 - wypływ oleju z łożyska hydrostatycznego, 4 - pole nacisków powstające w wyniku nacisku na przedmiot, 5 - kulka, 6 - naciski na kulkę spowodowane ciśnieniem oleju w łożysku, 7 - olej łożyska hydrostatycznego, 8 - oprawka, 9 - powierzchnia po toczeniu, 10 - naciski początkowe na wierzchołkach nierówności . . . . .	123
5.9	Oprawka kulek ceramicznych $\frac{1}{2}$ " z łożyskowaniem hydrostatycznym: 1 - nakrętka, 2 - gniazdo, 3 - oprawka - komplet (nakrętka, gniazdo i kulka), 4 - kulka $ZrO_2$ , 5 - kulka $Al_2O_3$ , 6 - kulka $Si_3N_4$ , 7 - kulka WC [26] . . . . .	124
5.10	Klasyfikacja nagniatania dynamicznego [20, 25, 21] . . . . .	125
5.11	Kolejność nanoszenia i układ odcisków elementów nagniatających na powierzchni obrabianej nagniataniem dynamicznym skoncentrowanym (NDS) [25] . . . . .	125
5.12	Schemat nagniatania głowicą obrotową z bieżnią rowkową: 1 – przedmiot obrabiany, 2 – element nagniatający, 3 – koszyk, 4 – trzpień głowicy [25] . . . . .	126
5.13	Kolejność nanoszenia i układ odcisków elementów nagniatających na powierzchni obrabianej nagniataniem dynamicznym rozproszonym (NDR) [25] . . . . .	127
5.14	Połączenia pomiędzy wytwarzaniem, powierzchnią i właściwościami użytkowymi [17] . . . . .	127
5.15	Identyfikacja szczytów w kontakcie . . . . .	128
5.16	Struktura geometryczna powierzchni ukierunkowanej (a) i nieukierunkowanej (b) [14] . . . . .	128
5.17	Obraz powierzchni i róża morfologiczna dla struktury anizotropowej (a) i struktury izotropowej (b) [14] . . . . .	129
5.18	Mapa konturowa i profil powierzchni o wysokości nierówności $Sq=0.1 \mu m$ i długości korelacji $50 \mu m$ . . . . .	130
5.19	Widok izometryczny wybranej powierzchni jednoprocesowej (a) i dwuprocesowej (b). . . . .	131
5.20	Wykres krzywej udziału materiałowego i analizowane parametry z grupy Sk. . . . .	131
5.21	Stal żaroodporna J105 przed procesem nagniatania. . . . .	135
5.22	Proces nagniatania (a) i zasobnik chłodziwa wykorzystywany podczas procesu nagniatania (b) . . . . .	136
5.23	Interferometr światła białego Talysurf CCI Lite . . . . .	137
5.24	Twardościomierz Zwick Roell BTC-ZHU250 (a) i pomiar twardości (b) . . . . .	137
5.25	Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentatywny profil powierzchni przed operacją nagniatania (c) . . . . .	138

5.26	Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a) oraz wykres kierunkowości struktury (b) powierzchni przed operacją nagniatania.	138
5.27	Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentatywny profil powierzchni A po nagniataniu (c)	140
5.28	Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a) oraz wykres kierunkowości struktury powierzchni A po nagniataniu (b)	140
5.29	Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b) oraz reprezentatywny profil powierzchni po nagniataniu B (c)	142
5.30	Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a), wykres kierunkowości struktury powierzchni B po nagniataniu (b)	142
5.31	Mapa konturowa (a), widok izometryczny (b), reprezentatywny profil powierzchni po nagniataniu C (c)	144
5.32	Wykres udziału materiału wraz z parametrami z grupy Sk (a), wykres kierunkowości struktury powierzchni C po nagniataniu (b)	144
5.33	Zależność twardości [HRC] i średniej arytmetycznej odchylenia powierzchni Sa[mm] od siły nagniatania P[kN]	146
5.34	Wybrane parametry stereometryczne WW dla badanych próbek	146
6.1	Schemat pomiaru czasu strzału przy użyciu urządzenia synchronicznego	153
6.2	Układy pomiarowe do rejestracji czasu strzału.	155
6.3	Integracja przewodów sygnałowych ze 120 mm armatą	156
6.4	Czujnik błysku	157
6.5	Krzywa pomiaru czasu inicjacji	158
6.6	Wymiary 120 mm naboju z pociskiem odłamkowo-burzącym	159
6.7	Pomiar czasu strzału przy użyciu krótkich wsporników	160
6.8	Pomiar czasu strzału przy użyciu wydłużonych wsporników	160
6.9	Krzywa pomiaru czasu strzału	161

# Spis tablic

1.1	Wartości poprawek w odniesieniu do powiększenia średnicy lufy . . . . .	26
1.2	Wartości poprawek w odniesieniu do wydłużenia komory naboowej lufy . . . . .	28
2.1	Specyfikacja techniczna silnika . . . . .	53
3.1	Właściwości fizyczne stopu aluminium 2017 . . . . .	74
3.2	Parametry tensometru TF-5/350 . . . . .	76
5.1	Wybrane metody nagniatania [25, 23]. . . . .	121
5.2	Parametry wysokościowe struktury geometrycznej powierzchni . . . . .	132
5.3	Parametry funkcyjne i przestrzenne struktury geometrycznej powierzchni . . . . .	132
5.4	Parametry hybrydowe i funkcyjne (Sk) . . . . .	133
5.5	Parametry cech . . . . .	133
5.6	Skład chemiczny materiału próbek [2] . . . . .	134
5.7	Parametry obróbki cieplnej materiału próbek [2] . . . . .	134
5.8	Parametry obróbki cieplnej materiału próbek [2] . . . . .	136
5.9	Parametry topografii powierzchni przed nagniataniem . . . . .	139
5.10	Parametry topografii powierzchni nagniatanej A . . . . .	141
5.11	Parametry topografii powierzchni nagniatanej B . . . . .	143
5.12	Parametry topografii powierzchni nagniatanej C . . . . .	145
5.13	Wyniki pomiaru twardości . . . . .	146
6.1	Uzyskane wartości czasów inicjacji . . . . .	158
6.2	Uzyskane wartości czasów strzału . . . . .	161