

Krzysztof Jamroziak

**IDENTYFIKACJA
WŁASNOŚCI MATERIAŁÓW
W BALISTYCE KOŃCOWEJ**



Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wrocław 2013

Monografia powstała w ramach realizacji projektu badawczego nr N N501 063740
finansowanego przez Narodowe Centrum Nauki w latach 2011–2013

Recenzenci

Andrzej BUCHACZ
Tadeusz SMOLNICKI

Opracowanie redakcyjne i korekta

Katarzyna SOSNOWSKA

Projekt okładki

Marcin ZAWADZKI

Wszelkie prawa zastrzeżone. Żadna część niniejszej książki, zarówno w całości,
jak i we fragmentach, nie może być reprodukowana w sposób elektroniczny,
fotograficzny i inny bez zgody wydawcy i właściciela praw autorskich.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2013

OFICyna WYDAWNICZA POLITECHNIKI WROCLAWSKIEJ

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław

<http://www.oficyna.pwr.wroc.pl>

e-mail: oficwyd@pwr.wroc.pl

zamawianie.ksiazek@pwr.wroc.pl

ISBN 978-83-7493-785-6

Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 671/2013.

Moim Najbliższym

SPIS TREŚCI

Wykaz ważniejszych oznaczeń	9
Wykaz ważniejszych skrótów i pojęć	11
1. Wstęp	13
2. Ujęcie problemu	17
2.1. Charakterystyka materiałów kompozytowych	17
2.1.1. Włókna szklane	22
2.1.2. Włókna aramidowe	22
2.1.3. Włókna polietylenowe	23
2.1.4. Włókna poliamidowe	23
2.1.5. Włókna węglowe	24
2.2. Charakterystyka obciążeń uderowych w kompozytach	24
2.3. Odporność uderowa kompozytów	27
2.4. Geometria penetratora	30
2.5. Metody badań i analizy	31
3. Cel, teza oraz układ pracy	35
4. Teoretyczne ujęcie identyfikacji modelami zdegenerowanymi	39
5. Identyfikacja przebijania metodami energetycznymi	55
5.1. Opis przebijania materiału modelami zdegenerowanymi	56
5.2. Założenia i wybór modelu	58
5.3. Analiza modelu przebijania materiału	64
5.4. Analiza modelu o złożonej konfiguracji	70
5.5. Przykład identyfikacji modelu w próbie quasi-statycznej	75
5.6. Badanie wrażliwości wybranych modeli zdegenerowanych	80
5.7. Tarcie suche w modelu zdegenerowanym	91
6. Identyfikacja przebijania metodą równań bilansu energii i mocy	99
6.1. Analiza dyssypacji energii w ujęciu równań bilansu energii na przykładzie klasycznych i nieklasycznych modeli dynamicznych	102
6.1.1. Analiza rozpraszania energii uderzenia w modelu klasycznym Kelvina	104
6.1.2. Analiza rozpraszania energii uderzenia w modelu nieklasycznym Zenera	107
6.1.3. Możliwości identyfikacji parametrów α i β	109
6.2. Weryfikacja eksperymentalna dyssypacji energii uderzenia	111
6.3. Analiza strat energii w ujęciu równań bilansu energii i mocy	119
6.3.1. Analiza strat energii	119
6.3.2. Symulacja obciążeń impulsowych analizowanych modeli	125
6.4. Przykłady identyfikacji uszkodzenia materiału w warunkach szybkozmiennych obciążeń dynamicznych	128
6.5. Analiza układu o wielu stopniach swobody poddanego złożonemu wymuszeniu dynamicznemu	135

6.5.1. Analiza układu, równania identyfikacyjne	135
6.5.2. Eksperyment numeryczny i weryfikacja równań identyfikacyjnych	141
7. Wpływ zamocowania osłony na identyfikację jej własności dynamicznych	145
7.1. Analiza wpływu zamocowania osłony z uwzględnieniem modelu zdegenerowanego	146
7.2. Badania eksperymentalne osłony balistycznej	149
7.3. Analiza wyników i symulacja komputerowa	153
7.4. Badania wpływu sztywności zamocowania osłony w testach balistycznych	155
8. Metodyka identyfikacji własności materiałów	159
8.1. Wprowadzenie i opis procedur identyfikacji własności materiałów	159
8.2. Wyznaczanie własności dyssypatywno-sprężystych materiałów na podstawie prób z dużymi prędkościami	160
8.3. Wyznaczanie własności dyssypatywno-sprężystych materiałów	166
9. Badania eksperymentalne	175
9.1. Motywacja	175
9.2. Obiekt badań i jego charakterystyka	176
9.3. Badania w zakresie szacowania obciążeń siła–deformacja	178
9.4. Przebijanie tworzywa w teście quasi-statycznym	185
9.5. Metodyka badań w zakresie przestrzelenia tworzywa	193
9.5.1. Badania z rejestracją fotografii cieniowej i wibrometrem laserowym	193
9.5.2. Badania czujnikami przyspieszeń i piezolaminatowymi	200
10. Podsumowanie	207
Literatura	211
Identyfikacja własności materiałów w balistyce końcowej. Streszczenie	221
An identification of the material properties in the terminal ballistics. Summary	223

TABLE OF CONTENTS

List of symbols	9
List of abbreviations	11
1. Introduction	13
2. Formulation of the problem	17
2.1. Characteristics of composite materials	17
2.1.1. Glass fibers	22
2.1.2. Aramid fibers	22
2.1.3. Polyethylene fibers	23
2.1.4. Polyamide fibers	23
2.1.5. Carbon fibers	24
2.2. Characteristics of impact loads in composite materials	24
2.3. Impact strength of the composites	27
2.4. Penetrator geometry	30
2.5. Methodology of the research and the analysis	31
3. Goal, thesis and the structure of the paper	35
4. Theoretical aspects of the identification using degenerate models	39
5. Identification of the piercing process using energy methods	55
5.1. Formulation of the problem of describing the piercing process, using degenerate models	56
5.2. Assumptions and selection of the model	58
5.3. Analysis of the model of piercing the material	64
5.4. Analysis of the complex model example of classical and non-classical dynamic models	70
5.5. Example of the identification of the model in the quasi-static test	75
5.6. Testing susceptibility of selected degenerate models	80
5.7. Dry friction in the degenerate model	91
6. Identification of the piercing processes using the method of energy and power balance equations	99
6.1. Analysis of the energy dissipation in terms of energy balance equations on the example of classical and non-classical dynamic models	102
6.1.1. Analysis of the impact energy dissipation in the classical Kelvin model	104
6.1.2. Analysis of the impact energy dissipation in the nonclassical Zener model	107
6.1.3. Possibility of identifying selected parameters of the model	109
6.2. Experimental verification of impact energy dissipation	111
6.3. Analysis of the energy losses in terms of energy and power balance equations	119
6.3.1. Analysis of the energy losses	119
6.3.2. Simulation of the impact loads of the analyzed models	125
6.4. Examples of identification of the material damage under the high-frequency dynamic loads	128
6.5. Analysis of the system with many degrees of freedom subjected to the complex dynamic loads	135
6.5.1. Analysis of the system, identification equations	135

6.5.2. Numerical experiment and verification of the identification equations	141
7. Effect of the attachment of the shield on identification of its dynamic properties	145
7.1. Analysis of the effect of the attachment of the shield including the degenerate model	146
7.2. Experimental research on the ballistic shield	149
7.3. Analysis of the results and computer simulation	153
7.4. Research on the effect of the attachment of the shield in the ballistic tests	155
8. Methods for identification of materials properties	159
8.1. Introduction and description of the procedures to identify the properties of the materials	159
8.2. Determination of the dissipative and elastic properties of the materials based on the high speeds tests	160
8.3. Determination of the dissipative and elastic properties of the materials	166
9. Experimental research	175
9.1. Motivation	175
9.2. Object of the research and its characteristics	176
9.3. Research on the estimation of force-deformation loads	178
9.4. Perforation of the material in the quasi-static test	185
9.5. Methodology of the research in the scope of overshooting the materials	193
9.5.1. Research using the shadow photography and laser vibrometer	193
9.5.2. Research using the acceleration and PVDF sensors	200
10. Conclusions	207
Bibliography	211
Identyfikacja własności materiałów w balistyce końcowej. Streszczenie	221
An identification of the material properties in the terminal ballistics. Summary	223

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

a	– przyspieszenie
A	– pole powierzchni przekroju poprzecznego, amplituda, stała w równaniu bilansu energii i mocy (w zależności od kontekstu i objaśnień)
c_l	– rozchodzenie się fali zadaną prędkością
c, c_0, c_1, c_3	– współczynniki sztywności (w zależności od kontekstu i objaśnień)
c_z	– sztywność zastępcza
C	– macierz sztywności
d	– średnica trzpienia przebijającego
e	– liczba Eulera
E	– moduł Younga
E_d	– energia dyssypacji
E_g	– gęstość energii przebijania
E_{gr}	– energia graniczna
E_i	– energia uderzenia lub początkowa energia kinetyczna (w zależności od kontekstu i objaśnień)
E_p	– energia potencjalna
E_s	– energia sprężystości
f	– częstotliwość
G	– moduł Kirchhoffa
F	– siła obciążenia
F_s	– funkcja sprężystości
F_d	– funkcja dyssypacji
h	– współczynnik tarcia suchego
h_0	– współczynnik tarcia suchego w zakresie deformacji nietrwalej
H	– funkcja Heaviside'a
k	– współczynnik tłumienia
k_z	– tłumienie zastępcze
k_0, k_m	– współczynnik tłumienia wiskotycznego (w zależności od kontekstu i objaśnień)
m	– masa osłony, masa wymuszana
m_0	– masa ramy
m_z, m_f	– masa fikcyjna w modelu zdegenerowanym
M	– macierz bezwładności
q	– macierz kolumnowa współrzędnej uogólnionej
p	– siła wymuszająca, obciążenie
P	– siła wymuszająca lub ciśnienie wgniatanego trzpienia przebijającego (w zależności od kontekstu i objaśnień)
P	– macierz jednokolumnowa wyników własnych

R_m	– wytrzymałość na rozciąganie
Sgn	– signum funkcja znaku
S	– siła reakcji materiału
S_M	– siła oporu elementu Maxwella
S_0	– siła obciążenia materiału
S_q	– siła obciążenia materiału w próbie quasi-statycznej
t	– czas
t_{gr}	– czas graniczny
t_k	– czas końcowy
T	– okres drgań
T_0	– początkowy okres drgań
u	– ugięcie materiału
u_{gr}	– ugięcie materiału, po przekroczeniu którego następuje niszczenie materiału
$w_i(t)$	– pseudowymuszenie
v	– prędkość
v_0	– prędkość zadana przebijania, prędkość deformacji (w zależności od kontekstu i objaśnień)
v_d	– prędkość przebijania
v_i	– prędkość uderzenia pocisku
v_r	– prędkość wylotowa pocisku
z	– współrzędna określająca ruch masy fikcyjnej
x	– położenie, przemieszczenie
x_M	– położenie pocisku w materiale
x_0	– położenie początkowe, przemieszczenie ramy (w zależności od kontekstu i objaśnień)
\mathbf{X}	– macierz trójkolumnowa wyników własnych
α	– kąt lub zmienna wartości liczbowych pól zawartym wewnątrz pętli zamkniętych (w zależności od kontekstu i objaśnień)
α, β	– parametry własne
δ	– deformacja
ε	– odkształcenie sprężyste
$\dot{\varepsilon}$	– prędkość odkształcenia
ε_f	– odkształcenie uszkodzenia
η	– lepkość
Θ	– kąt obrotu warstw tkanin względem siebie
θ	– kąt obrotu warstwy w laminacie
$\mathcal{G}(\dot{x})$	– funkcja Diraca
κ	– stała opisująca człon mieszany
λ	– współczynnik dynamiczności
ν	– współczynnik Poissona
μ	– współczynnik tarcia
ξ	– położenie lub współrzędna określająca ruch masy fikcyjnej (w zależności od kontekstu i objaśnień)
ρ	– ciężar właściwy, gęstość koncentracji energii uderzenia lub promień próbki materiału do badań (w zależności od kontekstu i objaśnień)
σ_f	– naprężenie uszkodzenia
τ	– obciążenie ścinające
ω	– częstość drgań

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH SKRÓTÓW I POJĘĆ

API	– <i>armour piercing incendiary bullet</i> – pocisk przeciwpancerno-zapalający
APS	– <i>armour piercing sabot bullet</i> – pocisk przeciwpancerny rdzeniowy
FMJ	– <i>full metal jacket bullet</i> – pocisk pełnopłaszczowy
FSP	– <i>fragment simulating projectile</i> – pocisk symulujący odłamek
HC	– <i>hard steel core</i> – pocisk z rdzeniem przeciwpancernym (twardość rdzenia powyżej 63 HRC)
HPPE	– <i>high performance polyethylene</i> – wysokomodułowe włókna polietylenowe
HRC	– skala twardości Rockwella
MIL STD	– <i>military standard (United States defense standard)</i> – amerykańskie normy wojskowe
STANAG	– <i>Standardization Agreement</i> – porozumienie standaryzacyjne państw członkowskich NATO
VPAM	– <i>Vereinigung der Prüfstellen für angriffshemmende Materialien und Konstruktionen</i> – przepisy norm w zakresie prowadzenia badań balistycznych dotyczących materiałów i obiektów technicznych

Blacha świadek (blacha pomocnicza) – cienka blacha umieszczona równolegle do tylnej powierzchni ostrzeliwanej osłony balistycznej, stosowana do stwierdzenia przebiccia całkowitego i zjawiska fragmentowania pocisku.

Pocisk o działaniu kinetycznym – pocisk, którego energię kinetyczną uzyskuje się podczas strzału w przewodzie lufy.

1. WSTĘP

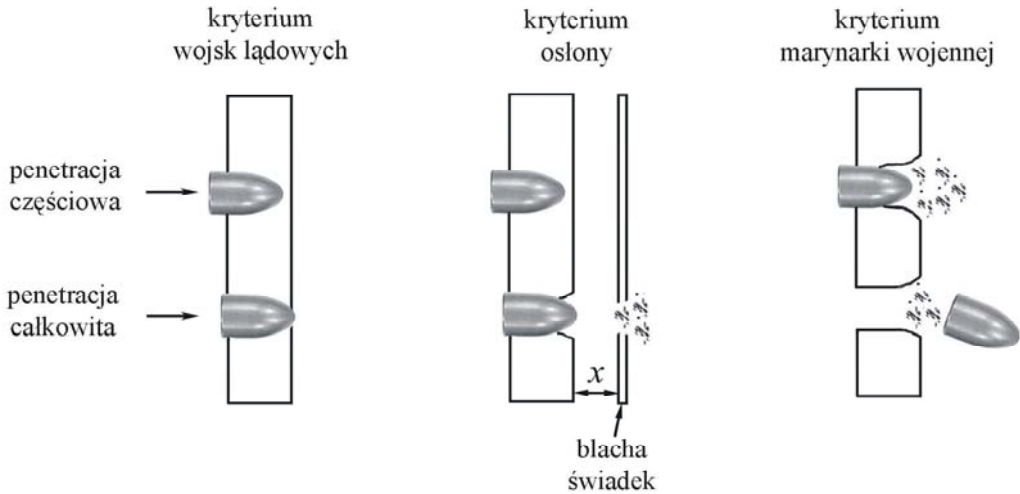
Polskie określenie identyfikacja wywodzi się od łacińskiego terminu *identificare*, oznaczającego utożsamienie, ustalenie, stwierdzenie tożsamości [4]. W rozpatrywanym w pracy przypadku identyfikację odniesiono do procesów modelowania, a dokładniej do sposobu modelowania. Termin ten ma szeroki zakres znaczeniowy i trudno odnieść się do jednoznacznej definicji. Niemniej jednak na potrzeby niniejszej pracy identyfikację, na podstawie przyjętego modelu fizycznego, ograniczono do procesu modelowania matematycznego, jakim jest przestrzeliwanie osłony balistycznej pociskami o działaniu kinetycznym. Model fizyczny w tym przypadku jest odnoszony do reakcji zachodzącej na styku uderzającego pocisku i niszczonego materiału. Zjawisko to jest procesem złożonym o bardzo krótkim przebiegu czasowym, ponieważ prędkość pocisku przekracza prędkość dźwięku. Przy takich prędkościach trudno jest sobie wyobrazić, które czynniki stanowią istotę niszczenia osłony i pocisku. Założono, że będą to własności materiałów, które można rozpatrywać od strony budowy pocisku i osłony. W balistyce końcowej są one obiektem identyfikacji.

Balistyka końcowa jest częścią składową balistyki jako nauki o ruchu pocisku. Ujmując rzecz szczegółowo, balistykę końcową, często nazywaną balistyką celu, ale celu w znaczeniu obiektu do zniszczenia (*terminal ballistic/ballistic target*), ukierunkowano na opis zespołu zjawisk podczas procesu wzajemnego oddziaływania pocisku z osłoną. Jest to szczególne oddziaływanie, na które składają się procesy fizyczne począwszy od obciążenia udarowego aż po wnikanie pocisku w daną osłonę. Energia kinetyczna w chwili uderzenia pocisku jest zamieniana na deformację i emitowanie energii cieplnej układu pocisk–osłona, a także energię fali uderzeniowej.

Sterowanie procesem optymalizacji w taki sposób, aby uzyskać albo osłonę odporną na przebicie, albo skuteczny pocisk, którym można przestrzelić tę osłonę, odbywa się poprzez utworzenie odpowiedniego modelu matematycznego. Założenie efektu końcowego jest elementem określonego limitu balistycznego, sprowadzonym do kryterium skutecznej osłony. Zagadnienia te szczegółowo opisano m.in. w pracach [39, 195, 200]. Limit balistyczny jest związany z granicą balistyczną, którą jest średnią z dwóch prędkości uderzenia: najwyższej, przy której następuje częściowe przebicie, i najniższej, przy której następuje całkowita penetracja, jeżeli kąt uderzenia jest okre-

ślony. Limit balistyczny jest to ilość energii zaabsorbowanej przez osłonę w wyniku jej przestrzelenia przez pocisk.

Miarą tego limitu jest skuteczność. Jest ona szacowana na kilka sposobów. Istotną różnicą polega na zastosowaniu odmiennych definicji częściowej i całkowitej penetracji pocisku w element osłony, skutkujących różnymi stopniami jej uszkodzenia (rys. 1.1) [63].



Rys. 1.1. Ogólne ujęcie kryterium odporności osłony na penetrację

Model matematyczny zbudowany w celu odzwierciedlenia zjawiska przestrzeliwania osłony powinno się przybliżać do warunków rzeczywistego układu. Jest to zadanie trudne w ujęciu analitycznym. Rozwiązania modelu matematycznego w postaci równań ruchu pocisku w osłonie są na ogół przybliżone. Uzyskuje się je z aproksymacji siły oporu generowanej przez pocisk o działaniu niszczącym osłonę. Rozwiązania te są tym dokładniejsze, im współczynniki stosowane w modelu będzie można precyzyjnie opisać w ujęciu własności materiałowych.

Własności materiałowe jest to zbiór parametrów modelu charakteryzujących dany materiał. W zagadnieniach przestrzeliwania osłony balistycznej podstawowe własności są to przede wszystkim własności mechaniczne, określone w badaniach wytrzymałościowych.

W pracy przyjęto model pięcioparametrowy, którego pięć stałych współczynników zostało uwzględnionych w opisie zjawiska przebijania. Zjawisko przestrzeliwania osłony podzielono na dwie fazy deformacji, przyjmując, że w fazie deformacji odwracalnej decydującym elementem w modelu jest funkcja sprężystości, zaś w fazie deformacji nieodwracalnej rozpraszanie energii uderzenia jest zdefiniowane funkcją dyssypacji. Zadaniem aplikacyjnym przyjętego modelu było takie dopasowanie jego parametrów, aby w fazie pierwszej uzyskać możliwie najwyższą wartość energii granicznej.

W przypadku znanych klasycznych modeli dynamicznych optymalizację ich parametrów doprowadzono do zbyt daleko idących uproszczeń. Już w podstawowych quasi-statycznych i balistycznych testach przebijania osłony zauważono, że charakterystyki te są wynikiem o nieliniowym przebiegu w funkcji prędkości przebijania, czyli prędkość przebijania jest elementem determinującym jej kształt. Zależy to w dużej mierze od rodzaju materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych. Cechą nowoczesnych materiałów stosowanych do wytwarzania osłon jest ich energochłonność z uwzględnieniem kryterium limitu balistycznego. Kryteria są ze sobą ściśle związane i częściowo przeciwstawne. Nie można nadmiernie podwyższać odporności balistycznej danego wyrobu (np. hełmu, kamizelki), gdyż wzrastająca masa tego wyrobu w chwili uderzenia pociskiem (odłamkiem) będzie powodować dużo większe przeciążenia i może skutkować utratą stateczności z dużo większym ryzykiem uszkodzeń.

Pamiętając o przeciążeniach osłony w chwili uderzenia pociskiem, w równaniach dynamiki należy uwzględniać siły bezwładności do opisu tego proces. Propozycja wykorzystania układu zdegenerowanego jest optymalnym rozwiązaniem w procesie identyfikacji przestrzelwanej osłony balistycznej. W pracy starano się więc przyjąć takie metody, które umożliwiły analizę struktury układu zdegenerowanego na podstawie typowych eksperymentów dynamicznych.

W monografii skupiono się na metodyce identyfikacji własności materiału pod kątem zastosowań balistycznych. Modele zdegenerowane są źródłem ważnych informacji dotyczących etapów rozpraszania energii uderzenia zarówno w zakresie sprężystym, jak i dyssypatywnym.

Podsumowując, odpowiednie badania materiałowe, jak i rodzaj przyjętego modelu opisującego przebijanie są wyznacznikiem definiowania własności materiałów stosowanych w osłonach balistycznych.

2. UJĘCIE PROBLEMU

W zagadnieniach balistyki końcowej wzajemnie ze sobą powiązано pocisk i osłonę. Przebijanie jest związane z odpowiednimi zakresami prędkości oddziaływania cząstek masowych na różnego rodzaju przeszkody (osłony). Zakres tych prędkości można podzielić na przedziały: niskie, wysokie, balistyczne i hiperszybkie [1, 169, 192]:

- Prędkości niskie charakteryzowano w zakresie swobodnego spadania ciał w warunkach grawitacji i zdefiniowano w przedziale $0 \div 30$ m/s.

- Prędkości wysokie zaliczono do przedziału zderzeń ciał, najczęściej wywoływanych przez uderzający element, np. fragmentującej obudowy lecącego samolotu. Zakres to przedział $30 \div 250$ m/s.

- Prędkości balistyczne scharakteryzowano przy wystrzale pocisku z broni palnej, a ich zakres określono powyżej 250 m/s.

- Prędkości hiperszybkie (hiperbalistyczne) są to prędkości zderzeń kosmicznych powyżej 10000 m/s.

Obciążenie dynamiczne osłony przy określonych prędkościach uderzenia będzie w każdym z tych przypadków definiowane odmienną formą niszczenia, gdyż reakcja materiału nie jest taka sama. W tym rozdziale główny problem przebijania osłon balistycznych ukierunkowano na omówienie procesów zachodzących podczas niszczenia materiału, w warunkach dużych i balistycznych prędkości, z uwzględnieniem materiałów kompozytowych.

2.1. CHARAKTERYSTYKA MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

Kompozyt jest to materiał utworzony z połączenia przynajmniej dwóch lub więcej odrębnych faz, z których każda jest odpowiednikiem innych własności materiałowych. Pod względem inżynierskim nowo powstały materiał cechują lepsze parametry i własności konstrukcyjne od tych pierwotnych, przy uwzględnianiu każdego z materiałów składowych oddzielnie [56, 61]. W kompozycie można wyróżnić matrycę (osnowę) oraz

zbrojenie (wzmocnienie). Ze względu na matrycę kompozyty podzielono na polimerowe, metaliczne i ceramiczne. Zbrojenie jest to najczęściej struktura w postaci włókien lub proszków, a jego parametry są wyznacznikiem otrzymywania materiału o pożądanych parametrach wytrzymałościowych i użytkowych.

Największym powodzeniem spośród materiałów kompozytowych cieszą się kompozyty zbrojone włóknami. W dużej mierze jest to spowodowane ich wysoką efektywnością. Wykazano ich najlepsze własności mechaniczne i wytrzymałościowe przy najmniejszym ciężarze właściwym [7, 8 69, 153, 180, 189]. Podstawowym elementem nośnym w tych kompozytach są włókna, natomiast matryca jest łączącym je spoiwem. Dodatkowo stanowi również rozdział obciążenia zewnętrznego między włóknami, a także jest elementem chroniącym przed czynnikami zewnętrznymi.

Często używane jest pojęcie laminatu, które w monografii oznacza tworzywo wykonane z kilku warstw tkanin włóknistych lub mat. Otrzymane tą drogą laminaty charakteryzować się będą anizotropią własności mechanicznych w kierunku osi makromolekuły (zgodnie z kierunkiem działania silnych kowalentnych wiązań) i w kierunku prostopadłym do osi głównej, w którym stwierdzono słabe obciążenia międzycząsteczkowe [53].

Współcześnie kompozyty włókniste są wytwarzane na matrycach polimerowych, w których dominującym spoiwem są żywice termoutwardzalne i termoplastyczne. Ich zaletą jest stabilność zadanego kształtu początkowego, tak ważnego przy wytwarzaniu elementów konstrukcyjnych. Znaczenie kompozytów włóknistych dostrzeżono także w zastosowaniach wojskowych. Przełom w tej dziedzinie przyniosło wprowadzenie do technologii obronnych włókien chemicznych o dużej wytrzymałości:

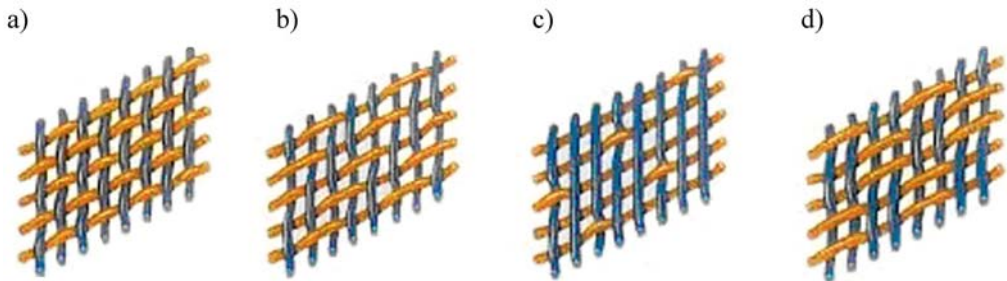
- szklanych typu E i S,
- poliamidowych,
- aramidowych,
- polietylenowych,
- węglowych.

Tkaniny z tych włókien, stosowane w postaci wielowarstwowych zszywanych pakietów lub laminatów kompozytowych, okazały się doskonałym materiałem na osłony balistyczne. Efektywność materiałów stosowanych do ochrony balistycznej zależy od czynników, z których jako najważniejsze można wymienić:

- rodzaj materiału włókna,
- grubość włókna,
- splot tkaniny czy układ włókien w macie,
- preparacja tkaniny,
- liczba warstw materiału,
- sposób zszywania i przestębnowania (w osłonach miękkich),
- rodzaj i jakość kompozytu (w osłonach sztywnych).

Standardowe tkaniny stosowane do budowy kompozytowych osłon balistycznych charakteryzują się dwukierunkową orientacją włókien z określonym splotem [27, 42]. Splot jest to charakterystyczny sposób łączenia ze sobą nitek osnowy i wątku. Pionowe rzędy nitek oznaczono jako osnowę, poziome jako wątek. Miejsce, w którym skrzyżowano osnowę z wątkiem nazwano pokryciem, natomiast pozostałe fragmenty nitek określono jako przeplot. W tego typu tkaninach wyróżniono następujące sploty (rys. 2.1):

- płócienny (*plain*),
- skośny (*twill*),
- satynowy (*satın*),
- podwójny prosty, określanany często jako koszykowy (*matt*).



Rys. 2.1. Typowy splot tkanin stosowanych do budowy laminatów balistycznych: a) płócienny (*plain*), b) skośny (*twill*), c) satynowy (*satın*), d) koszykowy (*matt*)

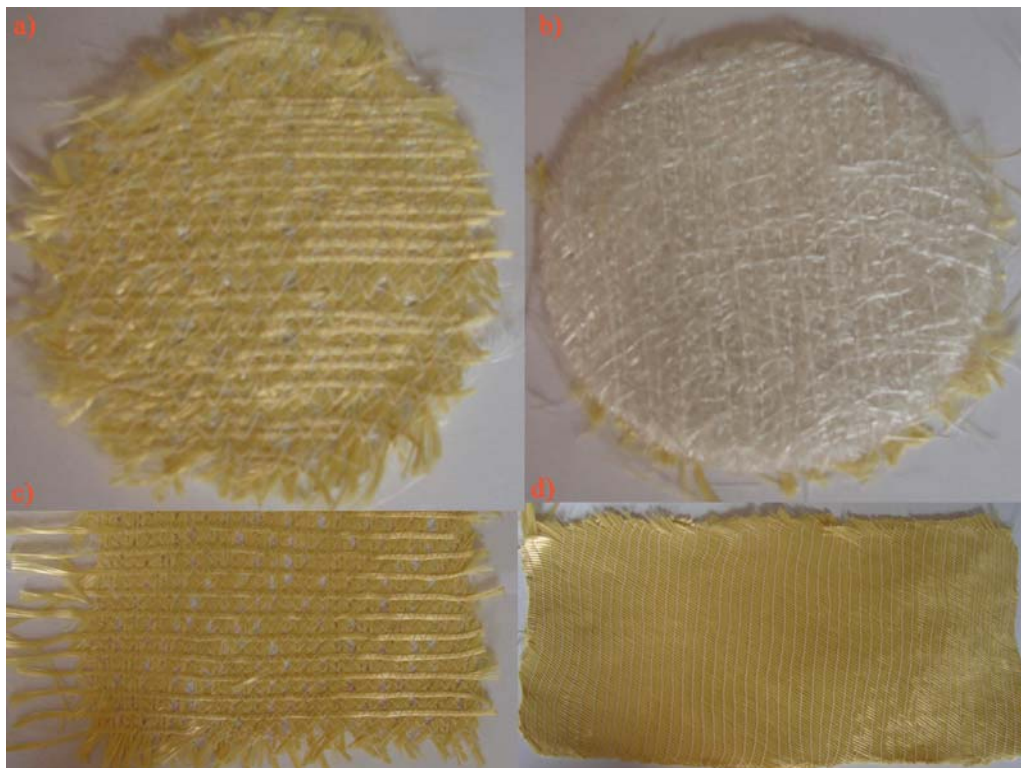
Splot płócienny jest najprostszym, a zarazem najściślejszym połączeniem osnowy z wątkiem. Nitkę wątku przeprowadzono kolejno pod i nad jedną nitką osnowy, tak aby zapewnić styk punktów splotu ze wszystkich stron. W zależności od rodzaju włókna i przędzy, grubości włókna i rodzaju jego obróbki, tkanina wyprodukowana splotem płóciennym charakteryzuje się dużą odpornością na zniszczenie, dzięki dużej liczbie punktów stykowych splotu. Ten rodzaj splotu jest stosowany w laminatach o płaskich kształtach geometrycznych.

W splocie skośnym nitka wątku przebiega stale nad dwiema i pod jedną nitką osnowy, przy czym za każdym nawrotem nitka wątku przeplotu przesuwana zostaje o jedną nitkę osnowy. Splot jest ten stosowany do laminatów charakteryzujących się krzywizną powierzchni.

Splot satynowy jest takim splotem, w którym osnowa została pokryta wątkiem, a pozostała powierzchnia splotu jest przykryta luźno leżącymi nitkami wątku. Materiał o takim splocie jest stosowany w miejscach, gdzie wymagane jest jego upinanie, co zwiększa jego elastyczność.

Splotem podwójnym prostym (odmiana splotu płóciennego) będzie połączenie o płóciennym przeplotcie dwu lub więcej nitek osnowy z taką samą liczbą nitek wątku.

W tkaninach przeznaczonych do budowy laminatów balistycznych sploty te w większości stanowią przewagę. Prowadzone są jednak badania nad zastosowaniem kombinacji także innych splotów. Przykład wybranych próbek zestawiono na rysunku 2.2.

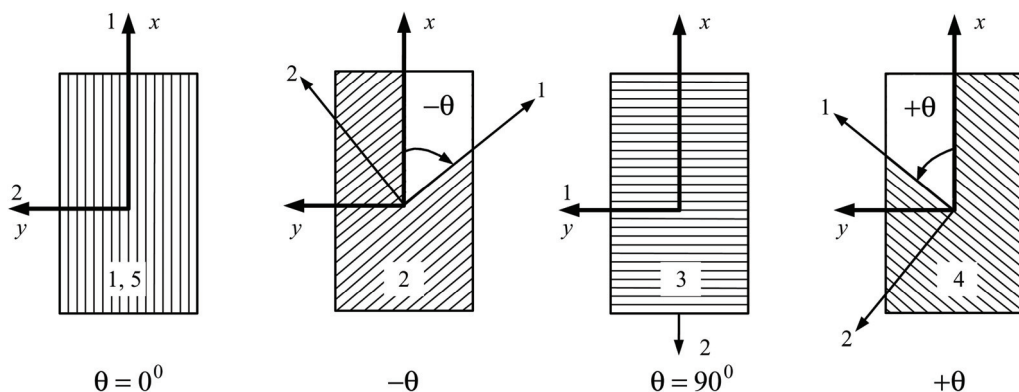


Rys. 2.2. Przykłady innych splotów tkanin kompozytowych: a) tkanina aramidowa o różnej grubości włókna, b) tkanina szklana o nieregularnej orientacji włókna, c) tkanina aramidowa o orientacji $-\Theta$, d) tkanina aramidowa jednokierunkowa

Tkaniny kompozytowe podzielono na zrównoważone, w których równomiernie rozłożono wagowy skład osnowy i wątku, oraz niezrównoważone. Kryterium innego podziału będzie ułożenie włókien w tkaninie.

W tkaninach jednokierunkowych włókna są przeważnie skierowane w jedną stronę, a ilość włókien poprzecznych zastosowanych wyłącznie w celu zapewnienia wytrzymałości całej struktury jest minimalna. Podczas operacji technologicznych są one zazwyczaj z innego materiału niż włókna główne. Z dwóch prostopadłych warstw jednokierunkowych (np. orientacja włókien 45° , -45°) tworzy się po związaniu ciekłą nicią obcą tkaniny bez przeplotów, zwane także wysokomodulowymi (rys. 2.2d). Kombinacja warstw z określoną orientacją włókien jest cha-

rakterystyczna w przypadku tkanin o budowie wieloosiowej (rys. 2.3) [27, 61, 163, 189]. Są to najczęściej tkaniny trójosiowe (o osiach: 0° , 45° , 90°) lub czteroosiowe (o osiach: 0° , $\pm 45^\circ$, 90°). Przykład maty wysokomodułowej przedstawiono na rysunku 2.3.



Rys. 2.3. Orientacja ułożenia pięciu warstw materiału w laminacie [61]

W odniesieniu do wielowarstwowego zszywanego pakietu tkanin wysokomodułowych stosowane jest określenie miękkiej osłony balistycznej. Pakiety tego typu wykorzystywane są w kamizelkach odłamkoodpornych lub matach przeciwołamkowych. Sztywne osłony balistyczne (hełmy ochronne, tarcze, kaski pancerne) są tworzone w postaci sprasowanych kompozytów na matrycy polimerowej. Surowcem do wykonywania kompozytowych, sztywnych osłon balistycznych będą gotowe impregnaty określane z angielskim terminem *prepreg*. Zawierają one włókna aramidowe przeważnie jako warstwowe panele w połączeniu z modyfikowaną żywicą fenolową. Włókna polietylenowe są dostarczane jako *prepreg* PE/PE (*Poliethylene*

Tabela 2.1. Zestawienie własności włókien chemicznych o dużej wytrzymałości [8]

Parametr	Rodzaj włókna							
	szklane E	szklane S	grafitowe	Kevlar 49	boron	Nylon	Dyneema	Stal
Średnica [μm]	10–20	10–12	7–8	12	100–200	–	–	–
Ciężar właściwy ρ [kN/m ³]	25–25,5	24,5	13,8–18,6	14,1	25,5	11,4	9,7–11	78
Wytrzymałość na rozciąganie R_m [GPa]	1,5–3,0	3,5–4,0	2,3–3,7	2,65–3,45	3,5	1,0	1–3,0	4,3–27
Wytrzymałość właściwa R_m/ρ [km]	58–117	140–161	130–190	180–235	135	85	100–300	51
Moduł Younga E [GPa]	72	86–87	220–350	120–124	400–410	55	100–120	210
Moduł właściwy E/ρ [Mm]	2,8–4,8	3,5	12–18	8,5–8,8	16	4,8	6–12	2,7

fibre-reinforced Polyethylene – polietylen wzmocniony włóknami zaimpregnowanymi). Włókna szklane są to przeważnie warstwowe impregnaty (*roving*), nasycone specjalną żywicą. O wyborze określonych materiałów na osłony balistyczne decydują wprawdzie ich zalety i własności mechaniczne. Jednak głównym kryterium ich doboru jest podstawowy wskaźnik efektywności włókna, w którym określono wytrzymałość właściwą i moduł właściwy. Wytrzymałość właściwa jest to stosunek wytrzymałości na rozciąganie do ciężaru właściwego materiału włókna. Natomiast moduł właściwy jest to stosunek modułu sprężystości do ciężaru właściwego materiału włókna. Im wyższe są wartości poszczególnych wskaźników, tym większa jest efektywność włókna (tab. 2.1).

2.1.1. WŁÓKNA SZKLANE

Włókno szklane, jako jeden z pierwszych innowacyjnych materiałów kompozytowych, zastosowano w konstrukcjach wojskowych, zdolnych pochłaniać energię kinetyczną fragmentujących pocisków. Do budowy osłon balistycznych stosowane są powszechnie laminaty na bazie włókien szklanych typu E i typu S/S2. Włókno szklane typu E charakteryzuje się gorszymi własnościami mechanicznymi (sprężystość, wytrzymałość, odporność na zmęczenie i udar, właściwości termiczne), w związku z czym jest częściej wykorzystywane w różnorodnych kombinacjach materiałowych, drugi typ włókna dostosowano bezpośrednio do warunków związanych z pochłanianiem energii, fragmentujących odłamków i uderzających pocisków pistoletowych. Zdolność pochłaniania energii w tego typu materiałach jest nadal w kręgu zainteresowań badaczy, mimo że obszerne wyniki badań zawarto m.in. w opracowaniach [29, 48, 68, 158].

2.1.2. WŁÓKNA ARAMIDOWE

Włókna aramidowe w osłonach balistycznych zastosowano w postaci specjalnych, gęsto tkanych tkanin. Taką odmianą materiału wyjściowego jest Kevlar 49, Kevlar HT, Twaron CT oraz laminat krajowy o nazwie handlowej LIM. Włókna aramidowe określono takimi cechami, jak: niepalność, stabilność termiczna, wysoki wskaźnik ochrony balistycznej. Wspólną cechą rodziny włókien aramidowych jest duża wytrzymałość na rozciąganie przy małym ciężarze właściwym włókna. Przy tej samej masie aramid jest pięciokrotnie wytrzymalszy od stali. Odznacza się również doskonałą wytrzymałością termiczną i stabilnością wymiarową oraz niewielkim wydłużeniem przy zerwaniu. Jedną z ważnych jego cech jest nieuleganie korozji i odporność na działanie większości środków chemicznych. Włókna aramidowe nie przewodzą ciepła i prądu (bardzo dobre izolatory) oraz są odporne na zużycie. W połączeniu z metalem nieżelaznymi i ich stopami lub ceramiką tworzą dubler stali pancernej.

Lekkie osłony balistyczne zbudowane z tkanin aramidowych stanowią doskonałą ochronę przed uderzającymi pociskami pistoletowymi i rewolwerowymi oraz fragmentującymi odłamkami [29, 47, 68, 153, 158]. Na rynku materiałów w zastosowaniach wojskowych aramid zaliczono do najważniejszych komponentów, z których wytwarza się laminaty balistyczne.

2.1.3. WŁÓKNA POLIETYLENOWE

Włókna polietylenowe, określane jako HPPE (*High Performance PolyEthylene*) marki AlliedSignal Spectra i DSM Dyneema są to ultralekkie włókna syntetyczne o wysokiej wytrzymałości, odporne na wilgoć, środki chemiczne, promieniowanie ultrafioletowe, przecięcia i otarcia. Zaletami włókien polietylenowych jest ich dobra odporność na promieniowanie UV i chemikalia, zachowanie pełnej odporności balistycznej niezależnie od stopnia zawilgocenia, mniejsza masa w stosunku do osłon aramidowych o tym samym poziomie ochrony balistycznej [55]. Materiały te są jednak palne i mają mniejszą odporność mechaniczną na zarysowanie. Produkty z włókien polietylenowych zastosowano w elementach balistycznej ochrony osobistej i nadwozi pojazdów zarówno cywilnych, jak i wojskowych. Osłony balistyczne wykonane z Dyneemy lub Spectry charakteryzują się bardzo dobrymi własnościami dyssypacji energii uderzenia podstawowych pocisków broni strzeleckiej. W kombinacji materiałowej z ceramiką lub stopami metali włókno to jest doskonałą osłoną balistyczną przed pociskami strzeleckimi o dużej energii uderzenia [29, 68, 153, 158].

2.1.4. WŁÓKNA POLIAMIDOWE

Włókna poliamidowe (poly-phenylenebenzobisoxazole) to Nylon, który odznacza się [158]:

- dużą sztywnością, twardością, trwałością oraz wytrzymałością mechaniczną,
- wysoką sprężystością,
- dużą stabilnością kształtu w warunkach oddziaływania obciążeń cieplnych,
- dobrymi właściwościami ślizgowymi,
- optymalną odpornością na ścieranie,
- wysoką zdolnością tłumienia drgań i odpornością na uderzenia,
- bardzo dużą udarnością,
- wysoką odpornością na działanie promieniowania UV, X i gamma,
- dobrą odpornością chemiczną na oleje, tłuszcze, smary, benzynę,
- niską rozszerzalnością cieplną.

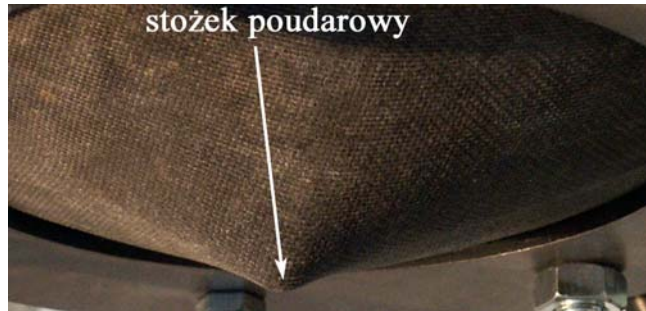
Włókna poliamidowe zastosowano także w ochronie balistycznej, zwłaszcza w elementach opancerzenia osobistego żołnierzy. Kiedy w celach wojskowych w niewielkim stopniu były jeszcze wykorzystywane włókna aramidowe, nylon balistyczny, a zwłaszcza jego odmiana Nylon 66, był powszechnie używany przez główne armie świata już w pierwszej połowie dwudziestego wieku. Przykładem może być hełm bojowy M1, który wprowadzono na wyposażenie armii amerykańskiej podczas wojny koreańskiej. Nylon, pomimo zalet balistycznych, został wyparty z powszechnego wykorzystania w konstruowaniu elementów opancerzenia osobistego i paneli balistycznych ze względu na dużo niższą odporność na działanie standardowego odłamka o masie 1,1 g [29, 68, 153].

2.1.5. WŁÓKNA WĘGLOWE

Włókna węglowe (grafitowe) wprowadzono do użytku w latach pięćdziesiątych dwudziestego wieku. Ten rodzaj materiału swymi parametrami przeważa nad innymi włóknami. Podstawową wadą, z powodu której ograniczono wykorzystanie tworzywa na szerszą skalę w osłonach balistycznych, jest przewodnictwo prądu oraz niekorzystny współczynnik ekonomiczny. Włókno węglowe podzielono na włókna: wysokowytrzymałe, wysokomodułowe i ultrawysokomodułowe. Do budowy obiektów technicznych najczęściej stosowane są włókna grafitowe znane pod nazwą handlową Toray T300, natomiast w obiektach techniki wojskowej T700 lub T1000G [29, 68, 158].

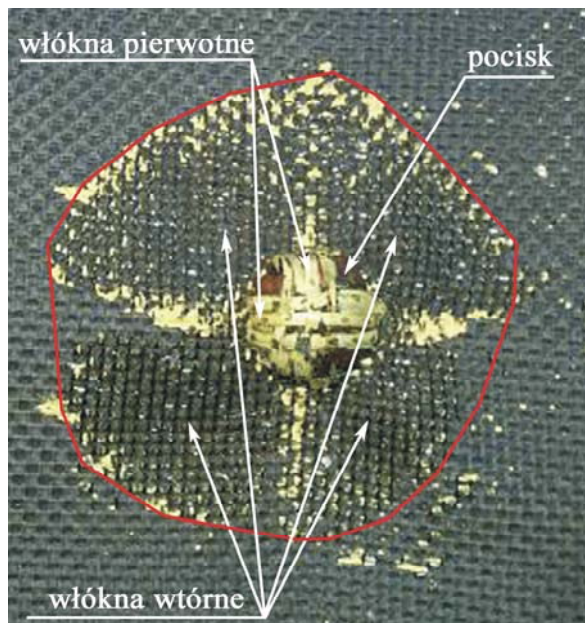
2.2. CHARAKTERYSTYKA OBCIĄŻEŃ UDAROWYCH W KOMPOZYTACH

W obciążeniach udarowych pochłanianie energii przez warstwowy kompozyt (osłonę balistyczną) będzie związane z deformacją osłony balistycznej i uderzającego pocisku oraz odkształceniem włókien i ich zerwaniem. W wyniku przekroczenia granicy wytrzymałości zaobserwowano ścinanie włókien, delaminację i pękanie matrycy, a następnie wydzielanie się ciepła oraz tarcie między pociskiem a kompozytem [29, 39, 76, 127, 140, 187]. Na podstawie analizy literatury [13, 48, 140] stwierdzono, że największy udział energii uderzenia jest ukierunkowany na niszczenie włókien. Wzdłuż włókien materiału następuje rozchodzenie się fal podłużnych, takich jak fale: sprężysta, plastyczna i poprzeczna, których obecność spowodowana jest tworzeniem się w osłonie zagłębienia w kształcie stożka, a po stronie przeciwnej narastanie deformacji (rys. 2.4) [41, 139, 140, 207].



Rys. 2.4. Widok tworzącego się stożka podczas obciążenia udarowego osłony balistycznej

Mechanizm tworzenia się stożka w kompozytach o charakterze anizotropowym i ortotropowym omówiono w pracach [124, 148, 160, 172]. Sposób powstawania odkształcenia i tworzenia się charakterystycznego krzyża w miejscu uderzenia pocisku przedstawiono na rysunku 2.5.



Rys. 2.5. Mechanizm przenoszenia obciążenia przez włókna pierwotne i wtórne na przykładzie uderzenia 9 mm pociskiem Parabellum w laminat balistyczny wykonany z tkanin aramidowych

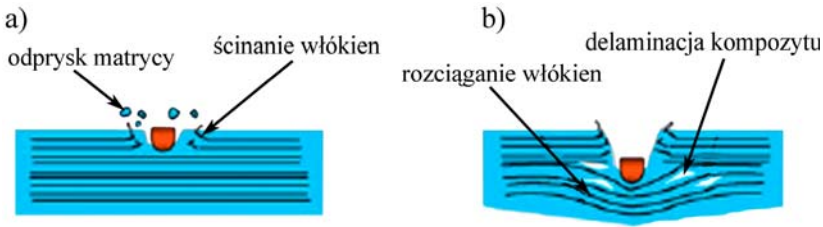
Jak wykazano w literaturze (rys. 2.5), największe obciążenie dynamiczne przenoszone jest przez włókna pierwotne, ponieważ to one najszybciej ulegają zniszczeniu. Włókna wtórne pracują w dużo mniejszym zakresie obciążeń. Uderzający

pocisk swym oddziaływaniem spowoduje powstawanie naprężeń w miejscu styku osłona–pocisk. Duże znaczenie odgrywać będą naprężenia powierzchniowe, których działanie ukierunkowano na ściskanie materiału w jego warstwach bezpośrednio sąsiadujących z powierzchnią obciążoną. Włókna pierwotne na powierzchni osłony balistycznej zostaną zerwane (zniszczone) jako pierwsze w miejscu największej koncentracji naprężeń, czyli pod wierzchołkiem grzybkującego pocisku [140].

W trakcie niszczenia włókien pierwotnych zaobserwowano także efekty uszkodzeń na skutek delaminacji i pęknięć matrycy. Zestawione badania w pracach [98, 135, 162, 168, 190] odniesiono do kwestii wpływu delaminacji na pochłanianie energii uderzenia. Zależy to od własności zarówno kompozytu, z jakiego zbudowano osłonę balistyczną, jak również uderzającego pocisku. Szczególnie ważny jest rodzaj zastosowanych włókien kompozytowych. Jeśli w strukturze osłony znajdować się będą włókna szklane, które są znacznie bardziej kruche niż włókna aramidowe lub polietylenowe, to podczas procesu rozpraszania energii uderzenia w pierwszym przypadku dyssypacja energii będzie następować poprzez pracę, której charakter określono w niszczeniu włókien, w drugim przypadku pracę związaną z niszczeniem ukierunkowano na delaminację osłony [98, 190]. Proces ten uzależniony jest od własności mechanicznych włókien. Włókna aramidowe i polietylenowe pod wpływem obciążenia udarowego stają się bardziej sprężyste, w związku z tym dominującym elementem powodującym dyssypację energii uderzenia będzie delaminacja w matrycy aż do jej pęknięcia. Na podstawie niektórych opracowań [76, 205] przyjęto, że do 35% energii uderzenia zostaje pochłonięte w wyniku pęknięcia matrycy.

Obciążenie udarowe wewnątrz pojedynczej warstwy powodować będzie przekroczenie wytrzymałości matrycy w postaci ścinania i zginania. Na granicy poszczególnych warstw inicjowana jest delaminacja, której propagację scharakteryzowano według znanych z literatury mechanizmów i która może przebiegać z określonym sposobem pęknięcia [140, 164, 170]. Najczęściej jednak będzie to kształt stożka, ale może także wystąpić w innej formie, w której tylko tylna część warstwy laminatu ulegała delaminacji. Próg energii powodującej rozwarstwienie się matrycy jest znacznie niższy niż próg decydujący o niszczeniu włókien [98, 125].

Proces ten podzielono na dwie fazy [74]. W pierwszej fazie pocisk o dużej prędkości i energii uderzając, powoduje ścinanie włókien w kompozycie oraz łuszczenie się matrycy (rys. 2.6a). W fazie drugiej, w miarę wytracania prędkości przez pocisk, pozostała część energii uderzenia zostaje zaangażowana w proces delaminacji matrycy. Włókna kompozytu znajdujące się pod miejscem koncentracji energii uderzenia w jego głębszych warstwach podlegają rozciąganiu (rys. 2.6b). Mechanizm niszczenia prezentowany na rysunku 2.6 opisano w wielu opracowaniach, również w tym [74].



Rys. 2.6. Mechanizm dyssypacji energii uderzenia w procesie niszczenia kompozytu na matrycy polimerowej: a) faza I – ścinanie włókien i łuszczenie matrycy, b) faza II – delaminacja matrycy i rozciąganie włókien [121]

2.3. ODPORNOŚĆ UDAROWA KOMPOZYTÓW

Odporność na obciążenia udarowe kompozytów włóknistych w zakresie zjawisk fizycznych jest zagadnieniem złożonym. Z definicji kompozytu wynika, że procesy zachodzące podczas dyssypacji energii uderzenia należy rozpatrywać wielowymiarowo. Odporność udarowa kojarzy się ze zdolnością do pochłonięcia określonej ilości energii, aż do zakresu limitu balistycznego. Wielkość jej zależy będzie w głównej mierze od wytrzymałości tego kompozytu/osłony balistycznej. Wytrzymałość osłony odniesiono do zagadnień uszkodzenia materiału, czyli pochłanianie tej energii to uplastycznianie materiału w trakcie zachodzących procesów dynamicznych. Zachodzące procesy przybierają formę skutków nieodwracalnych/trwałych o charakterze delaminacji [98, 136, 168].

Energia pochłonięta przez kompozyt jest proporcjonalna do iloczynu naprężenia i wydłużenia, w związku z czym włókna o wysokiej wytrzymałości i dużym wydłużeniu są pożądanym składnikiem osłon balistycznych. W tej grupie włókien można dokonać wyboru spośród materiałów wykonanych na bazie aramidu i polietylenu [131]. Duże znaczenie odgrywać będzie prędkość rozchodzenia się dźwięku w materiale, któremu przypisano dużą wartość rozpraszanej i ukierunkowanej energii na powierzchni, znacznie większej niż w przypadku materiałów standardowych, a to obniża koncentrację naprężeń i minimalizuje skutki zerwania włókien [41]. Energię zerwania można zatem rozpatrywać w kategorii prędkości rozchodzenia się dźwięku w ośrodku obciążonym udarowo, czyli w materiale kompozytowym zorientowanym jak włókna polietylenowe i aramidowe w laminatach balistycznych typu Dyneema, Spectra, Kevlar, Twaron i produkcie krajowym LIM. Energia zerwania jest związana z rozciąganiem włókna w relacji określonej iloczynem wytrzymałości i prędkości propagacji fali dźwięku [123].

Zagadnienie odporności udarowej osłony kompozytowej o zorientowanych włóknach można sprowadzić, według Cunniffa [46, 47], do wyznaczenia określonego parametru definiowanego jako stosunek liczby charakteryzującej wytrzymałość materiału do zaabsorbowanej energii uderzenia odniesionej do jednostki masy (gęstości) oraz prędkości fali sprężystej rozchodzenia się wzdłuż włókna jako:

$$\Phi = \frac{\sigma_f \varepsilon_f}{2\rho} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2.1)$$

$$c_l = \sqrt{\frac{1}{\rho} \left(\frac{d\rho}{d\varepsilon} \right)_{\varepsilon=0}} \quad (2.2)$$

gdzie: ρ – gęstość koncentracji energii uderzenia, E – moduł Younga, σ_f – naprężenie uszkodzenia, ε_f – odkształcenie uszkodzenia, c_l – rozchodzenie fali z zadaną prędkością.

W liczbie tej zawarto miarę wyrażającą prędkość rozchodzenia się fali sprężystej w materiale podczas rozciągania włókna, którą odniesiono do procesu pochłaniania energii. Wartości z wybranych włókien kompozytowych w porównaniu do stali zestawiono w tabeli 2.2.

Tabela 2.2. Wybrane własności mechaniczne podstawowych włókien kompozytowych [154]

Kompozyt	Gęstość [kg/m ³]	Moduł Younga [GPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [GPa]	Odkształcenie [%]	$\Phi^{1/3}$ [m/s]	c_l [m/s]
Włókno szklane typu E	2550	75	2,4	4,5	480	5400
Włókno szklane typu S	2500	90	4,2	5,0	631	6000
Kevlar 29	1440	91	2,9	2,95	618	7950
Spectra 1000	970	120	2,6	3,5	805	11100
Nylon	1540	180	5,8	3,5	893	10800
Stal pancerna	7850	210	1,6	8	–	5200

Stwierdzono, że nie tylko materiał włókna decyduje o własnościach odporności udarowej osłony kompozytowej. Ogromną rolę odgrywa także budowa całego obiektu osłony, na który składa się wiele parametrów wymienionych w podrozdziale 2.1.

Mechanizm pochłaniania energii uderzenia przez poszczególne warstwy w układzie globalnym osłony balistycznej szczegółowo omówiono w pracy [6]. W przyjętym modelu analitycznym opisano, w ujęciu całościowym, pochłanianie energii uderzenia podczas deformacji kompozytu oraz przeanalizowano matematycznie odwzorowanie składowych decydujących o odporności udarowej rozpraszania energii, w delaminacji,

niszczeniu włókien poddanych rozciąganiu. Postać wynikową odporności udarowej analizowanych kompozytów przedstawiono jako sumę ułamkowych części wynikających z globalnego opisu matematycznego przyjętego modelu.

Kompozyty włókniste zaliczono do zasadniczych surowców w konstruowaniu i wytwarzaniu laminatów balistycznych. Z obszernej analizy wygenerowano użyteczny wniosek, że zbrojenie w ogromnej części jest decydującym czynnikiem odporności balistycznej, odniesionym do limitu balistycznego. Matryca w laminatach balistycznych, a jest to w dużej mierze matryca polimerowa, też będzie wpływać istotnie na właściwości udarowe. Już jej eksploatacja w zmiennych warunkach klimatycznych spowodowana jest określonym zachowaniem się w procesie związanym z odpornością balistyczną. Przy tworzeniu matrycy należy wziąć pod uwagę wiele parametrów, aby w nowo wytworzonym materiale balistycznym nie pogorszono znacznie parametrów całego wyrobu. Między włóknem a matrycą w warunkach przenoszenia obciążeń udarowych zachodzi wiele zjawisk fizycznych, poczynając od wytrzymałości adhezyjnej, a na propagacji niszczenia kończąc. Międzywarstwowe pękanie powinno być ukierunkowane w sposób skorelowany, aby nie doprowadzić do pęknięć o charakterze debondingu [102, 108, 138, 149, 162, 178].

Odporność udarową osłon balistycznych na podstawie polimerowej można odnieść do następującego algorytmu postępowania podczas tworzenia nowego laminatu o określonym limicie balistycznym (rys. 2.7):



Rys. 2.7. Wpływ parametrów składowych na odporność udarową kompozytowej osłony balistycznej

Stwierdzono, że właściwości udarowe wytworzonego laminatu balistycznego uzależniono od czterech komponentów. Każdemu z nich przypisano określoną rolę w przenoszeniu obciążenia dynamicznego. Niestabilność technologiczna jednego z komponentów tego zbioru skutkuje wytworzeniem wadliwego produktu.

2.4. GEOMETRIA PENETRATORA

W zagadnieniach odporności balistycznej ważnym elementem analizy i syntezy pochłaniania energii uderzenia jest obiekt, który uderza w przeszkodę [13]. Tworzy on w literaturze związek podstruktury z szacowaniem limitu balistycznego osłony kompozytowej. Penetracja osłony w znacznym stopniu uzależniona będzie od kształtu obiektu. W analizie przyjmuje się trzy nazwy obiektu uderzającego: pocisk, penetrator i bijak.

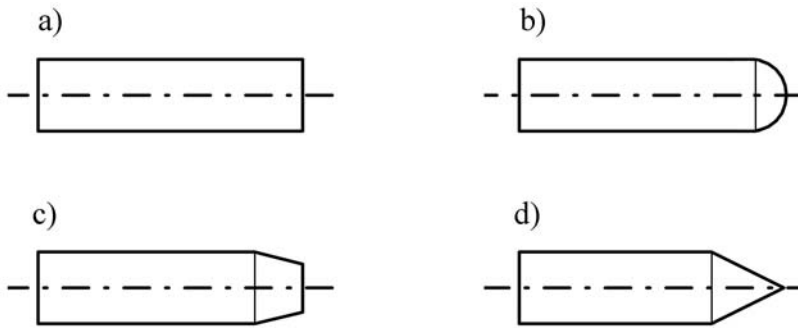
Pocisk (*projectile*) w opisie penetracji odzwierciedla obiekt rzeczywisty, którego proces niszczenia będzie związany z przyjmowaniem do analizy pocisków broni strzeleckiej i amunicji artyleryjskiej. Penetrator (*penetrator*) odniesiono do amunicji podkalibrowej oraz formowanej wybuchowo i kumulacyjnej. Bijak (*striker*) jest to impaktor służący do generowania obciążenia udarowego/impulsowego. Zazwyczaj będzie symulował fragmentujące odłamki generowane z rozrywających się pocisków i innych elementów wybuchowych.

Charakter przebieg określonych przez poszczególne wymienione elementy uderzające sprowadzono do zjawisk: wystąpienia perforacji/deformacji, wbicia i rykoszetu.

Na podstawie opracowań [13, 80, 129, 195, 196] można stwierdzić, że perforacja oznacza przestrzelenie osłony balistycznej ze skrajnym skutkiem określonym w kryterium osłony (por. rys. 1.1). Wbicie określa się zatrzymaniem pocisku w osłonie do wystąpienia przebicia częściowego osłony. Rykoszet odniesiono do odbicia się penetratora od elementu osłony. Zjawisko to może wystąpić wtedy, gdy osłona jest pod określonym kątem w stosunku do uderzającego pocisku. Proces rykoszetowania omówiono w pracach [63, 195].

Pociski o działaniu kinetycznym są zbudowane z rdzeni miękkich i rdzeni twardych. W pierwszych po zetknięciu z powierzchnią materiału następuje grzybkowanie. Zjawisko to jest pożądane ze względu na pochłanianie energii uderzenia, gdyż włókna kompozytu odpowiedzialne za wyhamowanie pocisku nie są ścinane, pracują w zakresie rozciągania, przekazując energię m.in. na grzybkowanie.

Niekorzystnym kształtem rdzeni pocisków jest stożek i ostrołuk. Pociski z rdzeniami o wierzchołku płaskim, w przeciwieństwie do wymienionych, wykazywać będą tendencję do ścinania włókien, bowiem działanie jest związane z wypychaniem radialnym włókien na boki lub też ich rozciąganiem. Takie zachowanie się penetratora o płaskim wierzchołku zaliczono do średniej sprawności przebijania. Najgorszym kształtem penetratorów jest kształt sferyczny i tępołukowy. Według opracowań [41, 125, 184] rdzenie tych pocisków powodują zrywanie włókien w wyniku ich rozciągania, a to znacznie osłabia skuteczność wyhamowania pocisku w materiale. Kształty geometryczne typowych penetratorów stosowanych w rdzeniach pocisków o działaniu kinetycznym pokazano na rysunku 2.8.



Rys. 2.8. Podstawowe kształty geometryczne penetratorów stosowanych w amunicji o działaniu kinetycznym: a) walcowy, b) z wierzchołkiem półkolistym, c) z wierzchołkiem ściętym, d) z wierzchołkiem stożkowym

Analizę kształtów geometrycznych penetratorów zawarto w pracach [13, 59], w których potwierdzono, że kształt rdzenia pocisku wpływa na proces niszczenia osłony balistycznej. Na jej podstawie penetratory walcowe (płaskie) wykazują najkorzystniejsze współczynniki energii penetracji statycznej do energii penetracji dynamicznej.

Innym podejściem do prowadzonych badań w zakresie określenia limitu balistycznego materiałów kompozytowych jest stosowanie penetratorów w postaci standardowych odłamków zdefiniowanych w odpowiednich dokumentach standaryzacyjnych [143, 175]. Odporność balistyczna jest określana za pomocą odłamka ze stali stopowej o twardości 30 HRC i masie 1,102 g. Ocena odporności balistycznej może być realizowana poprzez różnorodną kategorię odłamków. Najczęściej testy sprowadzono do badań odłamków w postaci takich elementów, jak odłamki:

- naturalne,
- pocisków,
- cylindryczne,
- sześciennie,
- standardowe typu US (MIL STD 662E),
- standardowe według STANAG 2920.

Standardowy odłamek jest definiowany według STANAG 2920 jako fragment simulating projectile (FSP) o masie 1,102 g.

2.5. METODY BADAŃ I ANALIZY

Wprowadzenie na szeroką skalę nowoczesnych materiałów kompozytowych w postaci tkanin jako zabezpieczenia przed bronią palną o niskich energiach uderzenia jest

początkiem intensywnych badań w zakresie poznania mechanizmów i zdolności pochłaniania energii przez tego typu materiały. Nowe materiały to duże możliwości w zakresie wykorzystania ich do aplikacji związanych z ochroną przede wszystkim przed fragmentującymi pociskami typu FSP. Szybko dostrzeżono zalety nowych włókien wysokoenergetycznych, jednak różne ich własności materiałowe sprowadzono do odmiennych odpowiedzi na oddziaływanie balistyczne. Zauważono, że włókna te charakteryzują się dużą sztywnością i wytrzymałością w stosunku wagowym. Zaczęto łączyć je w określone sploty materiału i w ten sposób uzyskano wskaźnik masy efektywniejszy od tradycyjnego tworzywa, jakim była do tej pory stal pancerna.

Badania nad tymi materiałami mają charakter: empiryczny, numeryczny (wykonywane przez szybkie komputery) oraz analityczny. W badaniach analitycznych w większości są realizowane przedsięwzięcia z uwzględnieniem prostych modeli fizycznych aproksymowanych przez układ pocisk–osłona balistyczna, co w rezultacie można sprowadzić do określenia modelu matematycznego.

Dwie pierwsze metody (empiryczna, numeryczna), w miarę postępu technologicznego zaczynają dominować w badaniach, gdyż typowe badania stanowiskowe na torze strzeleckim często można już zastępować badaniami symulowanymi z wykorzystaniem standardowych penetratorów. W badaniach numerycznych, dzięki wprowadzeniu na rynek profesjonalnych narzędzi programowania, można dokładnie odwzorować zjawisko fizyczne przebijania materiału poprzez przekształcenie ośrodka ciągłego w postać dyskretną i rozwiązanie zagadnienia (równania układu) w uzyskanym zbiorze [77, 78, 97, 130, 161, 191].

W literaturze obszernie opisano metodykę tych badań. Przykładem są zagadnienia empiryczne rozpatrywane w kategoriach inicjowania obciążenia udarowego, począwszy od stosowanych wcześniej nietypowych rozwiązań z wykorzystaniem wahadła balistycznego [44] po najnowsze urządzenia symulujące wystrzał działem gazowym (*gas gun*) [154]. Badanie udaru stanowi ważny element eksperymentu i jest realizowane za pomocą pomiaru jego prędkości, siły działającej na penetrator oraz siły działającej na próbkę badanego materiału. Wymienione przedsięwzięcia są możliwe do realizacji w warunkach quasi-statycznych. Tę technikę pomiarów na torze balistycznym niestety zaliczono do nieudanych. Wymagane jest zastosowanie innych narzędzi pomiarowych z wykorzystaniem takich metod, jak: superszybka fotografia, metoda indukcji elektromagnetycznej, metoda interferometrii optycznej oraz chronograf [176, 204]. Ocena zniszczenia osłony balistycznej jest odnoszona w kategorii powstałych uszkodzeń definiowanych jako małe uszkodzenia, a także rozległości uszkodzeń oraz pozostałej (reszkowej) wytrzymałości materiału [14, 60, 128, 171, 174, 206].

Metody analityczne wymagają opracowania możliwie dokładnego modelu fizycznego uderzenia balistycznego. W analizach tego typu najważniejszymi elementami są cechy materiałowe, przestrzenne i dynamiczne układu. Łatwo zauważyć, że stopień skomplikowania dobranego modelu jest najczęściej bardzo wysoki, a jego utworzenie to zabieg praco- i czasochłonny. Metody te często są wspomagane narzędziami nume-

rycznymi. Zauważono, że obecnie istnieje stosunkowo mniej opracowań poświęconych temu zakresowi badań.

Na podstawie analizy literatury obserwuje się wiele różnych technik do zweryfikowania założeń związków konstytutywnych przyjętego modelu ogólnego względem rzeczywistych wyników rejestrowanych w eksperymencie balistycznym. W modelach tych określono różne efekty i zjawiska odnoszone do balistycznego wpływu włókna, tkanin, matrycy oraz całego laminatu. Nie zdołano opracować jednego kompleksowego modelu, którym można byłoby odwzorowywać wszystkie zjawiska w tym samym czasie. Poprzez zastosowanie wielu uproszczeń w modelu można przybliżyć postać wyników do rezultatów, które są realne. Metody analityczne sprowadzono do zastosowania ogólnego kontinuum praw mechaniki i równań, m.in. zasady zachowania energii i pędu. Opis matematyczny zjawisk fizycznych staje się coraz bardziej skomplikowany, jeśli w modelu zakłada się wiele zmiennych, co stwierdzono m.in. w pracach [13, 17, 43, 45, 67, 97, 141, 142, 148, 151, 156, 181, 186, 203]. W pracy Vinsona i Zukasa [201] model tkaniny odwzorowano stożkiem tworzącym się podczas perforacji. W materiale uwzględniono jedynie izotropowe jego własności bez rozróżniania kierunku osnowy i wątków. Healer i inni [68] modelują tkaninę jako sieć. Walker [186] przyjmuje model konstytutywny z anizotropowym arkuszem tkaniny na podstawie odkształceń sprężystych włókien. Rozwiązaniem są proste równania przybliżające.

Przeprowadzenie analizy matematycznej rozpatrywanego procesu przebijania lekkich struktur materiałowych jest niezmiernie złożone i trudne. Uszkodzenie materiału nie jest zwykle jednoznaczne, lecz przebiega etapowo. Przykładem są opracowania Greavesa [64, 65], gdzie zniszczenie zachodzące podczas dynamicznej penetracji podzielono na dwie fazy, stwierdzając, że faza pierwsza, w której następuje wgniecenie i ścinanie jest dominująca (największa część energii uderzenia jest absorbowana w tej fazie). Podobnie Zhu, Goldsmith i Dharan, badając proces penetracji pocisku w laminatach wykonanych z Kevlaru, podzielili cały proces przebijania na trzy etapy: wgniecenie, perforacja i etap końcowy. W badaniach doświadczalnych na materiałach laminatowych przy quasi-statycznym przebijaniu, wykonanych przez autorów pracy [62, 137] wykazano, że w końcowym etapie przebijania należy przyjąć inny model teoretyczny, koncentrując się na fazie pierwszej i drugiej. Modelowanie tego procesu odbywa się wyłącznie poprzez wyznaczenie zastępczych sztywności, które przyjęto z ogólnej teorii sprężystości ciał izotropowych [15, 104]. Także nieklasyczne metody modelowania, syntezy, analizy i badania wrażliwości modeli można znaleźć w pracach [16, 19, 30–32, 106, 109, 115, 133, 152, 179].

Dalsza część monografii jest poświęcona modelowaniu zjawisk udarowych. W zaproponowanym sposobie modelowania zastosowano nieklasyczny model z nieliniowym członem sprężysto-tłumiącym w zależności charakterystyki opisywanej przez układ siła–deformacja.

3. CEL, TEZA ORAZ UKŁAD PRACY

Celem pracy było utworzenie oryginalnej metody identyfikowania własności materiałów w balistyce końcowej za pomocą modelu zdegenerowanego, dla którego istotą jest opisywanie procesu rozpraszania energii uderzenia nieliniowym członem dyssypatywno-sprężystym.

Przyjęta w pracy teoria, zawierająca opis przebijania materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych, wynika z poszukiwania wiarygodnych modeli dynamicznych w sferze układów zdegenerowanych. Odnosi się to do przyjmowania wielu hipotez związków konstytutywnych. Problematyka ta nabiera istotnego znaczenia, zwłaszcza w sytuacji tworzenia materiałów nowej generacji, to jest materiałów kompozytowych, nanomateriałów i innych materiałów, w przypadku których warunki liniowości związków konstytutywnych nie są spełnione.

Kierując się zatem innym podejściem do opisu zagadnień zjawiska fizycznego przebijania materiału pociskiem broni strzeleckiej, przyjęto następującą tezę: zastosowanie modelu zdegenerowanego, zbudowanego z masy i elementu sprężysto-tłumiącego w określonej konfiguracji, do opisu rozpraszania energii uderzenia umożliwiło wytypowanie tych parametrów, których stopień odpowiedzialności za jej rozpraszanie jest największy.

Założono, że model zdegenerowany może być z powodzeniem stosowany do identyfikacji parametrycznej optymalizacji limitu balistycznego materiałów, przeznaczonych na osłony balistyczne z uwzględnieniem innowacyjnych materiałów, w tym kompozytowych.

Badania przeprowadzono z wykorzystaniem dyskretnych modeli dynamicznych w różnej konfiguracji: od typowych liniowych modeli reologicznych aż po nieliniowe modele z elementem dyssypatywno-sprężystym. Utylitarnym celem badań było adaptowanie równań bilansu energii i bilansu mocy do opisu dyssypowanej energii uderzenia.

W niniejszej pracy zawarto:

- przegląd literatury w ujęciu modelowania procesów przestrzeliwania tworzywami pociskami o działaniu kinetycznym,
- analizę modeli zdegenerowanych pod kątem ich adaptowania do opisu tych procesów,

- identyfikację parametryczną modelu zdegenerowanego, w którym opisano proces dyssypacji energii uderzenia,
- identyfikację metodą bilansu energii i bilansu mocy,
- ocenę wpływu warunków zamocowania materiału na identyfikację jego własności,
- opracowanie procedur wyznaczania własności dyssypatywno-sprężystych materiałów na podstawie prób z dużymi prędkościami przebijania,
- badania doświadczalne w zakresie szacowania obciążeń dyssypatywno-sprężystych materiałów.

Przedstawione przez autora badania w głównej mierze wykonano w ramach projektu badawczego nr N N501 063740 sfinansowanego ze środków Narodowego Centrum Nauki, zrealizowanych badań własnych, a także wcześniejszych publikacji autora. Dzięki temu publikacja ta stanowi zwartą monograficzną całość z uzupełnieniem badań i zagadnień nieprezentowanych wcześniej w publikacjach autora.

Pracę podzielono na 10 rozdziałów i uzupełniono bibliografią. We Wstępie autor odnosi się do ogólnej problematyki badań dotyczących zakresu balistyki końcowej. W rozdziale drugim przeprowadzono obszerną analizę literatury, uzupełnioną wcześniejszymi opracowaniami własnymi z zakresu tematyki pracy. Analizę tę w głównej mierze odniesiono do opisu matematycznego zjawiska przebijania materiału pod kątem przyjmowanych modeli dynamicznych. W wyniku analizy założono cel badań oraz postawiono tezę. Weryfikacja tezy odniesiona została do przyjęcia określonego układu pracy, który opisano w rozdziale trzecim. Czwarty rozdział poświęcono modelowaniu procesów dynamicznych układami reologicznymi i podano możliwość opisu przestrzeliwania osłony balistycznej pociskami o działaniu kinetycznym z prędkościami do 1000 m/s. W rozdziale piątym opisano energetyczny proces modelowania zjawiska przestrzeliwania materiału pociskiem wystrzelianym z broni palnej. Omówiono w nim zjawisko przestrzelenia materiału i na tej podstawie wygenerowano model dynamiczny, który z jednej strony jest modelem dość prostym, a z drugiej strony przyjęte w nim stałe w pełni będą opisywać zachodzący proces rozpraszania energii uderzającego pocisku. Przyjęty model zdegenerowany poddano kompleksowej analizie, czyli badano jego wrażliwość na zmianę parametryczną stałych modelu. Model poddano weryfikacji w symulacji komputerowej, w której przy stosowaniu odpowiednich sił wymuszających badano jego odpowiedź. Kompleksową identyfikację wykonano w próbach quasi-statycznego przebijania materiału na przystosowanym do tego celu stanowisku, wykorzystując maszynę wytrzymałościową. Rozdział szósty odniesiono do możliwości identyfikacji parametrycznej modelu metodą równań bilansu energii i mocy, które wcześniej opracowano i przedstawiono w pracach [20, 110, 113] jako odmienne metody badawcze. Skuteczność tych metod spełniona jest przy wymuszeniach okresowych dowolnego kształtu. Weryfikowano je eksperymentalnie, stosując wiele rodzajów nieliniowych modeli układów fizycznych w warunkach różnych obciążeń dynamicznych zarówno typu ciągłego, jak i impulsowego. W skonstruowanym modelu wyprowadzono równania identyfikacyjne, które poddano weryfikacji w sy-

mulacji komputerowej i częściowo na torze strzeleckim w badaniach przestrzeliwania osłon balistycznych. W rozdziale siódmym przedstawiono badanie wpływu zamocowania osłony na zjawisko przebijania. Badania przeprowadzono techniką symulacji komputerowej oraz metodami eksperymentalnymi w zakresie szacowania pierwszej postaci drgań, z wykorzystaniem analizy modalnej, na podstawie oceny sztywności układu podczas przestrzeliwania osłony, mierząc przyspieszenia na ramie i osłonie. Na podstawie wniosków wyprowadzonych z rozdziału piątego można było zaproponować oryginalną metodę opisaną w rozdziale ósmym. Metodę tę odniesiono do wyznaczania parametrów modelu na podstawie pomiaru sił dyssypatywnych, szacowanych w badaniach materiałowych według opracowanego algorytmu. Na tej podstawie podano procedurę wyznaczania funkcji sprężystości i funkcji dyssypacji. Po uwzględnieniu konkretnych wartości prędkości przebijania, pokazano sposób wyznaczenia tych funkcji. Rozdział dziewiąty poświęcono badaniom materiałowym na określonym tworzywie w ramach przebijania materiału. Badania przeprowadzono na stanowisku opracowanym na potrzeby niniejszej pracy. Zakres ich odniesiono do wyznaczenia deformacji granicznej. Wyznaczono także charakterystykę zmian prędkości pocisku w materiale. Dokonano oceny współczynnika dynamiczności podczas przestrzeliwania tworzywa wybranym pociskiem broni strzeleckiej. Wyznaczono wartości przemieszczenia i przyspieszenia układu pocisk–osłona w punkcie uderzenia. W ostatnim rozdziale podsumowano zakres badań. Na końcu dokonano oceny zaproponowanego modelu matematycznego do opisu procesu przebijania materiału w relacji, identyfikacji własności materiału w ujęciu limitu balistycznego. W podsumowaniu skoncentrowano się na weryfikacji tezy i ocenie założonego celu pracy z propozycją kierunku dalszych badań.

4. TEORETYCZNE UJĘCIE IDENTYFIKACJI MODELAMI ZDEGENEROWANYMI

Zjawiska rozpraszania energii w dynamicznie obciążonych elementach układu mechanicznego zaliczono do najtrudniejszych zadań identyfikacji. Stosowane zwykle metody matematyczne związane są z teorią dyskretnych modeli układów liniowych lub nieliniowych. W analizach takich układów, niezależnie od liczby stopni swobody i budowy modelu, można najczęściej otrzymać pozytywne rezultaty. Problem pojawia się, gdy układy mechaniczne są opisywane za pomocą nieliniowych charakterystyk własności materiału. W takim przypadku budowa układów nieliniowych z elementami sprężysto-tłumiącymi będzie trudna do wyjaśnienia w sposób matematyczny, a to w konsekwencji będzie prowadzić do uproszczonej analizy takiego układu. Rozważany model układu fizycznego opisuje się zwykle poprzez pewną konfigurację mas skupionych, połączonych między sobą elementami sprężystymi i dyssypatywnymi o różnorodnej konfiguracji i charakterystyce liniowej lub nieliniowej. Poprzez obserwację obiektu rzeczywistego (pomiar wielkości mierzalnych, takich jak: przemieszczenie, prędkość, przyspieszenie, temperatura), w którym zachodzą zmiany, można zbudować model i na tej podstawie prowadzić dogłębną analizę wpływu określonych jego parametrów. Modelowanie odnoszone będzie do obserwowanych sygnałów wejściowych i wyjściowych, a także sposobu modelowania samego układu. Takie podejście schematycznie zinterpretowano na rysunku 4.1.



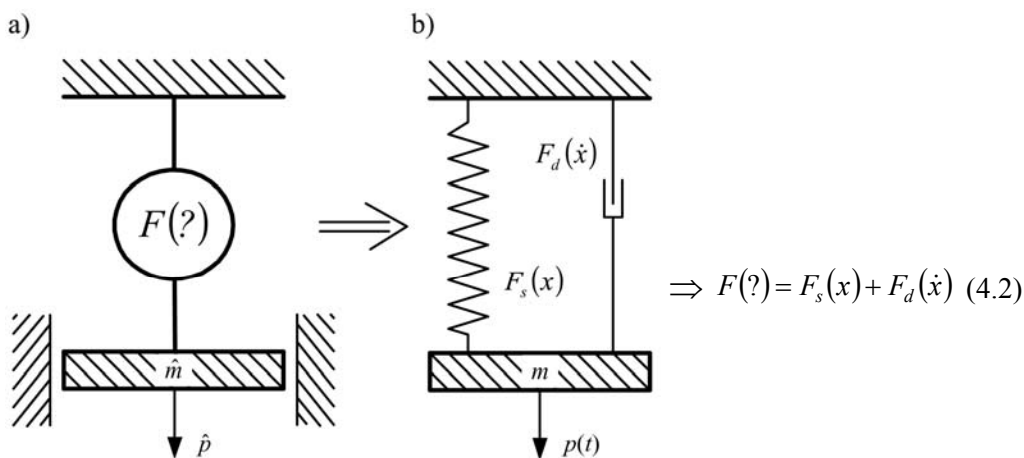
Rys. 4.1. Schemat obiektu dynamicznego [152]

W układach dynamicznych wielkości wejściowe $\hat{p}(t)$ i wyjściowe $\hat{x}(t)$ modeluje się funkcjami czasu deterministycznymi lub losowymi. Zbudowanie modelu adekwatnego do analizowanego zjawiska wymagać będzie poznania i wykorzystania wielu metod eksperymentalnych, zasad projektowo-konstrukcyjnych obiektów dynamicznych.

Na przykładzie prostego układu drgającego zbudowanego z masy \hat{m} i elementu sprężysto-tłumiącego (rys. 4.2) można zilustrować problematykę identyfikacji. W tym przypadku równanie równowagi, podwieszanej i poddanej wymuszeniu w kierunku pionowym masy \hat{m} można zapisać następująco:

$$m\ddot{x} + F(?) = p(t) \quad (4.1)$$

gdzie: m – stała określona wartością masy \hat{m} , \ddot{x} – funkcja zmiennej rzeczywistej czasu t , określona przez mierzone przyspieszenie \hat{a} , $F(?)$ – funkcja o nieznanym argumentach (najczęściej interpretowana jako funkcja prędkości \hat{x} i przemieszczenia \hat{x} masy \hat{m}), określona siłą oddziaływania elementu sprężysto-tłumiącego na masę \hat{m} , $p(t)$ – funkcja określona siłą wymuszającą $\hat{p}(t)$, przyłożoną fizycznie do masy \hat{m} .



Rys. 4.2. Przykład modelu (b) układu rzeczywistego (a)

W zastosowaniach inżynierskich przyjmuje się na ogół liniowy model własności dynamicznych elementu sprężysto-tłumiącego przedstawiony na rysunku 4.2 i opisany za pomocą dwóch współczynników:

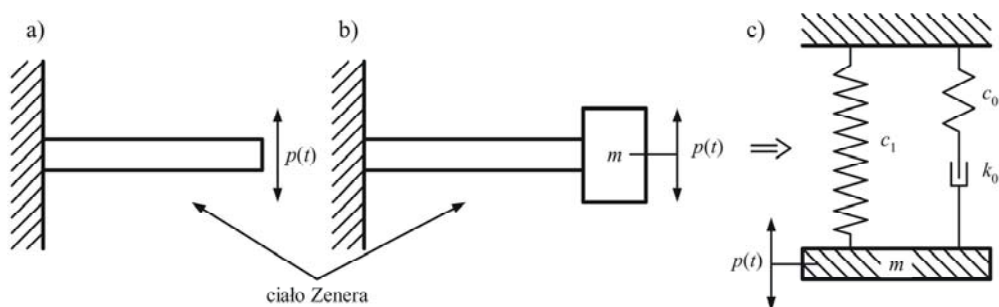
- c – sztywność,
- k – tłumienie.

Przyjmowanym modelem jest w takim przypadku układ o konfiguracji równoległej (rys. 4.2b), w którym zakłada się niezależne oddziaływanie czysto sprężyste $F_s(x)$ od

czysto dyssypatywnego, opisanego funkcją prędkości $F_d(\dot{x})$. Jeżeli założy się, że funkcje $F_s(x)$ i $F_d(\dot{x})$ są liniowe, to identyfikację układu (wartości parametrów układu) można prowadzić w różny sposób: poprzez pomiar dekrementu tłumienia drgań swobodnych, charakterystyk częstotliwościowych, przyspieszeń, prędkości przemieszczeń. W momencie, kiedy obydwie funkcje opisujące te oddziaływania są nieliniowe, ich postacię można definiować za pomocą wielomianów dowolnego stopnia. Identyfikację układu można prowadzić także z zastosowaniem różnych rodzajów wymuszeń dynamicznych, jak: losowe, impulsowe, okresowe [19, 30, 40, 99, 109, 150, 152, 179].

Obiekty o nieliniowej charakterystyce powinny się modelować w postaci złożonych nieliniowych modeli układów dynamicznych. Punktem wyjściowym procesu identyfikacji tłumienia drgań takich układów jest prawidłowe założenie modelu oddziaływań sprężysto-tłumiących. Model taki będzie na ogół zależeć od rodzaju materiału, z którego wykonano badany element. Odnosi się to do przyjęcia określonych modeli reologicznych materiału i modeli rozpraszania energii (tarcie konstrukcyjne, tarcie wewnętrzne). Metody te będą stanowić alternatywną drogę identyfikacji własności sprężysto-tłumiących materiałów konstrukcyjnych w stosunku do metod identyfikacji opisywanej za pomocą liniowego zachowania się wynikającego z modelu Hooke'a i Kelvina.

Procesy zachodzące podczas obciążeń dynamicznych mogą być w pełni zweryfikowane jedynie na złożonych modelach reologicznych. To pociąga za sobą konieczność przyjęcia bardziej skomplikowanych modeli dynamicznych. Biorąc pod uwagę model Zenera (model standardowy) w przypadku pręta poddanego cyklicznym obciążeniom zginającym (rys. 4.3a), można pokazać sposób odmiennego opisu własności materiału pręta (rys. 4.3b), które zdefiniowano współczynnikami sztywności c_1 , c_0 oraz współczynnikiem tłumienia wiskotycznego k_0 .

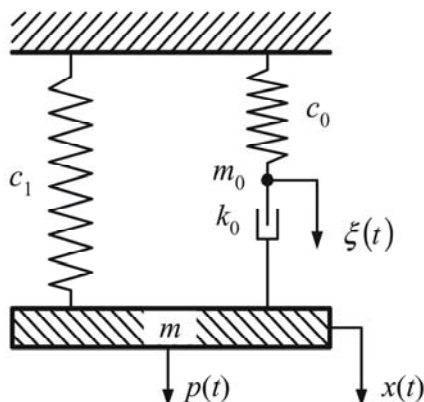


Rys. 4.3. Odmienny sposób identyfikacji własności materiału pręta podczas zginania:

a) model reologiczny materiału pręta, b) model fizyczny drgań masy m , c) model dynamiczny drgań masy m

Podejście takie umożliwia identyfikację elementów obiektu fizycznego po uprzedniej identyfikacji własności dynamicznych materiału i odwrotnie, czyli identyfikację materiału po wcześniejszej identyfikacji własności sprężysto-tłumiących elementów obiektu fizycznego. Konieczne jest jednak opracowanie metod identyfikacji z uwzględnieniem złożonych modeli, do których można zaliczyć układ zdegenerowany (bądź to liniowy, bądź to nieliniowy). Jest to wskazane zwłaszcza przy dużych wychyleniach drgań.

Układy zdegenerowane charakteryzują się niecałkowitą liczbą stopni swobody, w których najczęściej występującym zespołem jest element Maxwella. Kolejną cechą charakteryzującą te układy jest występowanie nieokreślonych dodatnio macierzy mas i macierzy sztywności. Ponadto, jeśli są to układy o charakterystyce nieliniowej, to na ogół zakłada się, że siła oddziaływania elementu sprężysto-tłumiącego na masę m zależy jedynie od przemieszczenia x i prędkości \dot{x} [$S = S(x, \dot{x})$], nie precyzując wstępnie jej postaci.



Rys. 4.4. Konfiguracja elementów sprężystych i tłumiących w ogólnym układzie zdegenerowanym

W przypadku układów zdegenerowanych reakcję pręta na masę m (rys. 4.3c), można zastąpić oddziaływaniem układu sprężyn c_1 , c_0 i tłumika k_0 w konfiguracji przedstawionej na rysunku 4.4.

Położenie układu można określić przez bazę współrzędnych uogólnionych $x(t)$ i $\xi(t)$. Zmienna $\xi(t)$ jest jednak niemierzalna i nieobserwowalna, ponieważ opisano nią ruch masy fikcyjnej $m_0 = 0$ tegoż układu. Równania równowagi przy uwzględnieniu mas m_0 i m są następujące:

$$m_0 \ddot{\xi} + c_0 \dot{\xi} - k_0 (\dot{x} - \dot{\xi}) = 0 \quad (4.3)$$

$$m\ddot{x} + k_0(\dot{x} - \dot{\xi}) + c_1x = p(t) \quad (4.4)$$

Przyjmując $m_0 = 0$ na podstawie równania (4.3), otrzymano:

$$c_0\xi = k_0(\dot{x} - \dot{\xi}) \quad (4.5)$$

Po podstawieniu do równania (4.4) zależności (4.5) uzyskano:

$$m\ddot{x} + c_0\xi + c_1x = p \quad (4.6)$$

Stąd otrzymano:

$$\xi = \frac{1}{c_0}(p - c_1x - m\ddot{x}) \quad (4.7)$$

Następnie, po zróżniczkowaniu, uzyskano:

$$\dot{\xi} = \frac{1}{c_0}(\dot{p} - c_1\dot{x} - m\ddot{x}) \quad (4.8)$$

Po podstawieniu wyrażenia (4.8) do równania (4.4), otrzymano równanie różniczkowe ruchu w postaci:

$$m\ddot{x} + k_0\dot{x} + c_1x - \frac{k_0}{c_0}(\dot{p} - c_1\dot{x} - m\ddot{x}) = p \quad (4.9)$$

Porównując równania (4.1) i (4.9), można zauważyć, że siła $F(?)$ opisana za pomocą oddziaływania S materiału na masę m będzie wyrażać się w tym przypadku zależnością:

$$F(?) = S = S(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dot{p}) = k_0\dot{x} + c_1x - \frac{k_0}{c_0}(\dot{p} - c_1\dot{x} - m\ddot{x}) \quad (4.10)$$

Zależność (4.9) jest równaniem różniczkowym drgań masy m układu przedstawionego na rysunku 4.4. Jest to równanie trzeciego rzędu, dlatego przyjęto taki układ nazywać układem o liczbie swobody jeden i pół [109, 115]. Równanie (4.9) można także zapisać w postaci:

$$a\ddot{x} + m\ddot{x} + b\dot{x} + c_1x - q\dot{p} = p \quad (4.11)$$

gdzie stałe a , b , q zdefiniowano następująco:

$$a = \frac{k_0 m}{c_0}, \quad b = k_0 \left(1 + \frac{c_1}{c_0} \right), \quad q = \frac{k_0}{c_0} \quad (4.12)$$

Równanie (4.11) jest modelem matematycznym układu przedstawionego na rysunku 4.3b.

Konieczne jest opracowanie metody weryfikacji stałych parametrów modelu (identyfikacji parametrycznej). Zadanie to można realizować częściowo, stosując metodę statyczną lub/i quasi-statyczną w relacji siła–deformacja. W procesie przebijania materiału stałe te wyznacza się za pomocą badań materiałowych poprzez wykonywanie serii eksperymentów przebijania materiałów, przyjmując określone warunki brzegowe. Wstępnie zakłada się, że własności materiałów (np. własności osłony balistycznej) można zidentyfikować, przeprowadzając próby wytrzymałościowe. Ich celem jest określenie przyrostu deformacji Δx (przedstawionej jako charakterystykę zależności $P(x)$) przy małej, stałej prędkości v_0 , przy stosowanym obciążeniu P . W aproksymacji tej zależności powinno się wyznaczyć funkcję sprężystości statycznej $F_s(x)$. Zakłada się natomiast, że przy dużych prędkościach przebijania v_d (pociskiem), decydujące znaczenie będzie mieć element dysypatywny, opisany parametrami tarcia suchego h i tłumienia wiskotycznego k .

W badaniach materiałowych, w procesie przebicia materiałów należy przede wszystkim dążyć do spełnienia następujących warunków:

- idealnie sztywne zamocowanie brzegów osłony,
- kształt osłony kolisty o znormalizowanym promieniu ρ ,
- ciało przebijające (pocisk) idealnie sztywne (nieodkształcalne) o znormalizowanym kształcie, mające przynajmniej jedną oś symetrii,
- możliwość ustalenia stałej prędkości v_0 procesu przebijania,
- możliwość pomiaru siły S przebijania w dowolnej chwili czasu t oraz możliwość wyznaczenia jej pochodnych \dot{S}, \ddot{S} ,

• możliwość pomiaru deformacji osłony traktowanej jako przebyta droga x ciała przebijającego przy uwzględnieniu czasu $t > 0$, gdzie $t = 0$ zdefiniowano jako chwilę zetknięcia osłony z ciałem przebijającym,

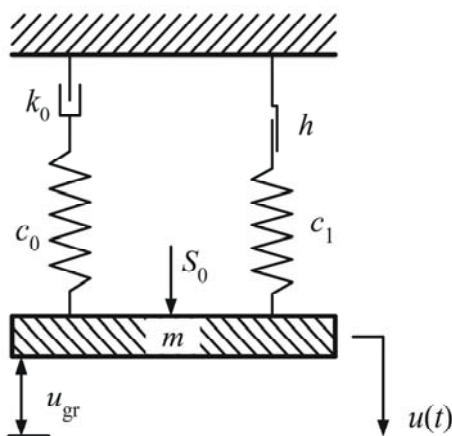
• możliwość pomiaru bądź wyznaczenia prędkości i przyspieszenia deformacji w dowolnej chwili czasu t .

W pracach [80, 85, 115, 152] podano podstawy teoretyczne identyfikacji parametrów modelu, gdzie:

• deformację x (przy stałej sile S_0 przebijania mniejszej od stałej h) opisano funkcją w postaci:

$$x(t) = u(t) = \frac{S_0}{c_1} \left(1 - e^{-\frac{c_1}{k_2} t} \right) \quad (4.13)$$

Stała h definiowana parametrem tarcia suchego jest opisana funkcją jako iloczyn sztywności i przemieszczenia do pewnej wartości granicznej u_{gr} (rys. 4.5).



Rys. 4.5. Model Zenera przebijania materiału w zakresie wartości $(0, u_{gr})$

• przy stałej sile S_0 przebijania większej od stałej h deformację x opisano funkcją postaci:

$$x(t) = u(t) + \xi(t) = \frac{S_0}{c_1} \left(1 - e^{-\frac{c_1}{k_z} t} \right) + \frac{S_0 - h}{k} t \quad (4.14)$$

• ze zmienną siłą S sterowaną tak, aby prędkość deformacji była stała i równa o określonej wartości v_0 , związek siła–deformacja zdefiniowano funkcją w postaci:

$$S(x) = S(u) = k_0 v_0 + c_1 x - k_0 v_0 e^{-\frac{c_0}{k_0 v_0} x} \quad (4.15)$$

przy czym związek ten jest spełniony przy $S \leq h$.

W równaniach (4.13) i (4.14) nie wprowadzono stałych c_0 , k_0 , a jedynie stałą k_z , która jest równa:

$$k_z = k_0 \frac{c_1 + c_0}{c_0} \quad (4.16)$$

Na podstawie stałej zastępczej k_z (można ją wyznaczyć na podstawie próby ze stałą siłą S_0) oszacowane zostają stałe k_0 , c_0 . Chcąc wyznaczyć te parametry, należy wykonać próbę quasi-statycznego przebijania ze stałą prędkością v_0 . Po zróżniczkowaniu równania (4.15) kolejno otrzymuje się:

$$\begin{aligned}
 S'(x) &= c_1 + c_0 e^{-\frac{c_0}{k_0 v_0} x}, \\
 S''(x) &= -\frac{c_0^2}{k_0 v_0} e^{-\frac{c_0}{k_0 v_0} x} \rightarrow e^{-\frac{c_0}{k_0 v_0} x} = -\frac{S'' k_0 v_0}{c_0^2}
 \end{aligned}
 \tag{4.17}$$

Po usunięciu zmiennej x z równania (4.17) otrzymano związek $S'(S'')$ w postaci:

$$S' = c_1 + \frac{k_0 v_0}{c_0} (-S'') \tag{4.18}$$

Stałe $c_1, (k_0 v_0)/c_0$ można wyznaczyć na podstawie przeprowadzonych pomiarów eksperymentalnych z zależności $S'(-S'')$. Stosując metodę analizy regresyjnej [113, 152], estymaty stałych modelu liniowego w postaci (4.18) wyznaczono z zależności eksperymentalnej $\hat{S}'(\hat{S}'')$, co przedstawiono graficznie na rysunku 4.6a–c.

Jeśli znana jest wartość stałej c_1 oraz stałej

$$\alpha_0 = \frac{k_0 v_0}{c_0},$$

równanie (4.15) można zapisać następująco:

$$\frac{S(x) - c_1 x}{v_0} = k_0 \left(1 - e^{-\frac{1}{\alpha_0} x} \right) \tag{4.19}$$

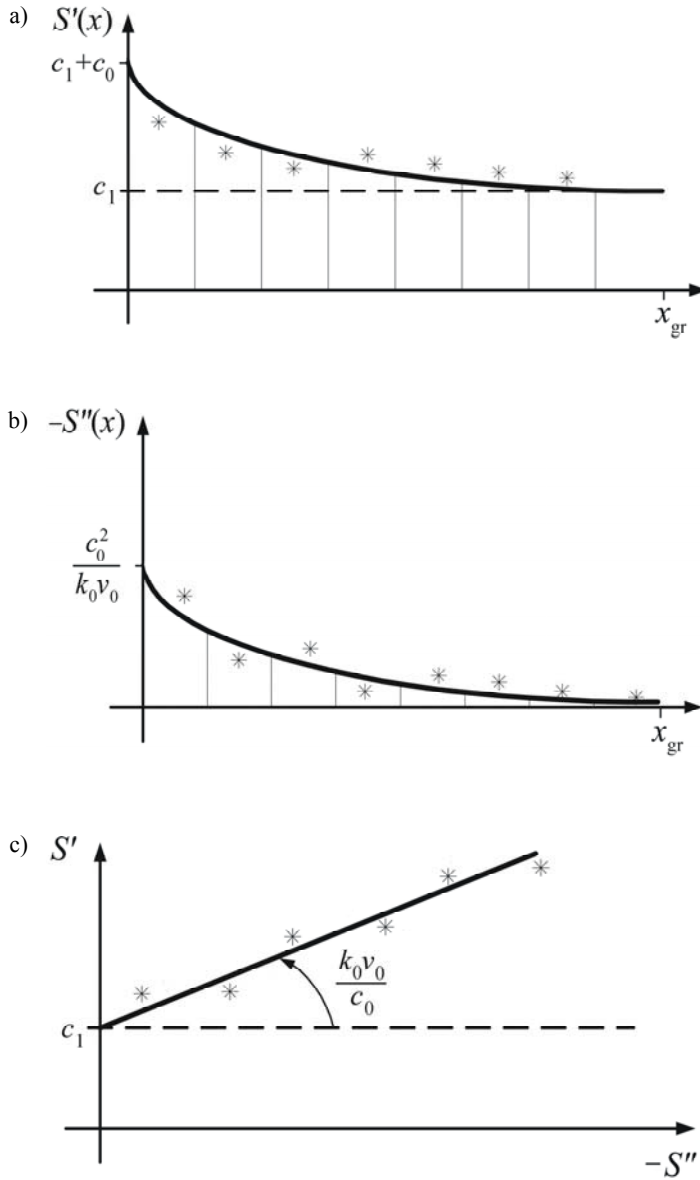
Po wprowadzeniu nowych zmiennych $X(x)$ i $Y(x)$ w postaci:

$$Y = \frac{S(x) - c_1 x}{v_0}, \quad X = \left(1 - e^{-\frac{1}{\alpha_0} x} \right) \tag{4.20}$$

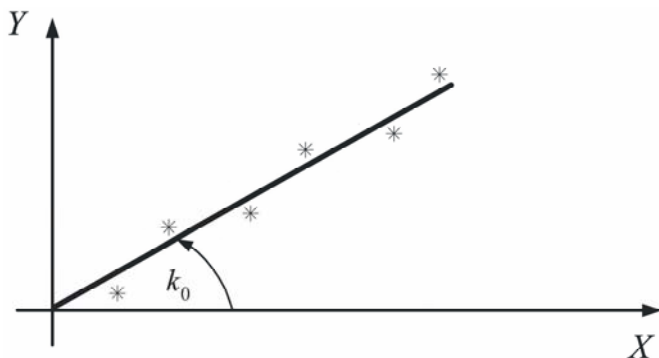
równanie (4.19) zapisano jako:

$$Y = k_0 X \tag{4.21}$$

Stosując wielokrotnie quasi-statyczne próby rozciągania, dla różnych stałych prędkości v_0 pokazano sposób szacowania stałej k_0 tłumienia materiału w zakresie deformacji nietrwałych (rys. 4.7).



Rys. 4.6. Graficzna postać wyznaczania zależności $S'(S'')$ w próbie quasi-statycznej do oszacowania stałych $c_1, k_0/c_0$: a) wyznaczanie zależności $S'(x)$, b) wyznaczanie zależności $S''(x)$, c) wyznaczanie zależności $S'(S'')$



Rys. 4.7. Szacowanie stałej k_0 na podstawie zależności $Y(X)$ uzyskanej w próbie quasi-statycznego przebijania

Mając oszacowaną wartość k_0 , a także stałą α_0 , wartość c_0 wyznacza się ze wzoru:

$$c_0 = \frac{k_0 v_0}{\alpha_0} \quad (4.22)$$

Wyniki uzyskane w drodze quasi-statycznej próby przebijania w zakresie deformacji nietrwałych są wyznacznikiem prowadzonej pełnej identyfikacji przez oszacowanie wartości parametrów: c_1 , c_0 , k_0 .

Pozostałe dwa parametry, tj. k , h , będą opisywać zachowanie się materiału w warunkach deformacji trwałych. Można je także wyznaczyć, ale na podstawie badań statycznych, obciążając materiał osłony stałymi siłami S_0 większymi od stałej h i dokonując przy tym pomiaru prędkości i przyspieszeń deformacji. Różniczkując równanie (4.14), wzór na prędkość zapisano w postaci:

$$v = \dot{x} = \frac{S_0}{k_z} e^{-\frac{c_1}{k_z} t} + \frac{S_0 - h}{k} \quad (4.23)$$

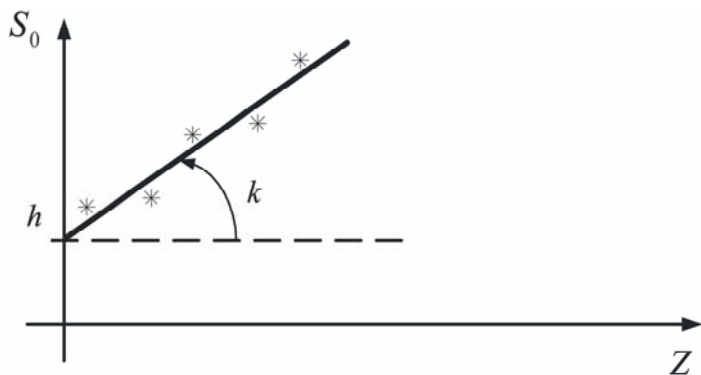
a przyspieszenie opisano zależnością:

$$a = \dot{v} = -\frac{S_0 c_1}{k_z} e^{-\frac{c_1}{k_z} t} \quad (4.24)$$

Usuwając z równania (4.23) i (4.24) parametr t , zależność na S_0 określono następująco:

$$S_0 = h + k \left(v + \frac{k_z}{c_1} a \right) \quad (4.25)$$

Stosując metodę analizy regresyjnej można wyznaczyć wartości stałych h i k na podstawie zależności zmiennej $Z = v + (k_z/c_1)a$ w funkcji różnych wartości S_{0i} ($i = 1, 2, \dots, n$) (rys. 4.8). Wcześniej jednak należy zgodnie ze wzorem (4.16) określić wartość tłumienia zastępczego k_z .



Rys. 4.8. Postać graficzna zależności $S_0(Z)$ na wyznaczenie stałych h , k modelu

Przedstawiony sposób postępowania, wynikający z wcześniejszych prac autora [79, 81, 82, 84, 87, 88, 94, 116], można stosować także do osłon balistycznych. Należy wziąć pod uwagę, że wyniki takich badań mogą nie być wiarygodne w przypadku modelowania obciążeń uderowych z prędkościami o różnych wartościach za pomocą prędkości balistycznych.

Z tego względu opracowano także odmienną procedurę identyfikacji obciążeń dynamicznych, w której podstawą są równania bilansu energii i bilansu mocy. Procedurę identyfikacyjną sprowadzono do analizy drgań masy skupionej przy dowolnym, cyklicznym wymuszeniu dynamicznym w zakresie deformacji nietrwałej materiału osłony. Koncepcję analizy układów zdegenerowanych, polegającą na wyprowadzeniu równań bilansu energii i bilansu mocy przedstawiono w pracach [109, 115, 152, 185]. Polega ona na:

- sprowadzeniu układu dwóch równań różniczkowych do jednego równania trzeciego rzędu,
- pomnożeniu równania poprzez elementarne przemieszczenie dx (równanie bilansu energii),
- pomnożeniu równania przez elementarną prędkość dv (równanie bilansu mocy),
- scałkowaniu obydwu równań w granicach czasu równego okresowi drgań lub jego wielokrotności.

W prezentowanej metodzie przyjmuje się fundamentalne założenie, że odpowiedź układu na wymuszenie okresowe jest również periodyczna, czyli jest spełniony warunek:

$$x(t) = x(t + T) \quad (4.26)$$

gdzie stała $T \neq 0$.

Warunek ten spełniony jest również w większości stabilnych układów dynamicznych.

W układzie (rys. 4.4) przyjęto, że oddziaływanie elementu sprężysto-tłumiącego na ruch masy m zdefiniowano funkcją:

$$F(x, \dot{x}) = F_s(x) + F_d(\dot{x}) \quad (4.27)$$

Wymuszenie $p(t)$ i odpowiedź $x(t)$ tego układu będą opisane za pomocą dowolnych funkcji okresowych o okresie T . Jeśli w badanym układzie spełniono warunek (4.26), to wychodząc z zależności (4.10), równanie bilansu energii można zapisać następująco [94, 115, 152]:

$$\frac{k_0 m}{c_0} \alpha_a^v + \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c) \alpha_x^v - \frac{k_0}{c_0} \alpha_p^v = \alpha_x^p \quad (4.28)$$

a równanie bilansu mocy w postaci [94, 115, 152]:

$$m \alpha_v^a + c \alpha_v^x - \frac{k_0}{c_0} \alpha_p^a = \alpha_v^p \quad (4.29)$$

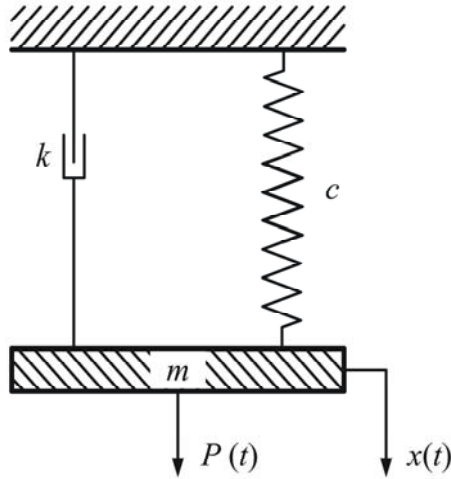
Symbole α oznaczono jako zmienne, których wartości liczbowe są równe polom zawartym wewnątrz pętli zamkniętych (dynamiczne pętle histerezy), utworzonych poprzez odpowiednie zależności sygnałów okresowych $v(x)$, $a(v)$, $a(p)$, $p(v)$, $p(x)$ [24, 95, 115, 152].

Identyfikację sprowadzono do analizy wymuszeń i takich odpowiedzi, w których spełniony jest warunek (4.26). Uzyskane eksperymentalnie pola pętli α przy wielu symulacjach, ze zmienną częstotliwością powtórzeń i impulsu, stanowiąc będą podstawę analizy regresji liniowej. Jej zastosowanie w tym przypadku spowoduje redukcję zmiennych w równaniach bilansu energii i bilansu mocy, a w następstwie uproszczenie modelu wyjściowego i ustanowienie w miarę wygodnej metody wyznaczenia stałych modelu [25, 26, 115, 152].

W celu wyznaczenia parametru c typowego modelu (rys. 4.9) można postępować jak opisano poniżej.

Równanie bilansu energii otrzymuje się w tym przypadku z równania różniczkowego:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + cx = p(t) \quad (4.30)$$

Rys. 4.9. Model do wyznaczania parametru c

Po pomnożeniu obustronnym równania (4.30) przez $dx = vdt$, a następnie scałkowaniu w okresie T , otrzymuje się:

$$m \int_t^{t+T} \ddot{x} \dot{x} dt + k \int_t^{t+T} \dot{x} \dot{x} dt + c \int_t^{t+T} x \dot{x} dt = \int_t^{t+T} p(t) \dot{x} dt \quad (4.31)$$

Poszczególne całki są równe:

$$m \int_t^{t+T} \ddot{x} \dot{x} dt = \int_t^{t+T} \frac{d\dot{x}}{dt} \dot{x} dt = 0 \quad (4.32)$$

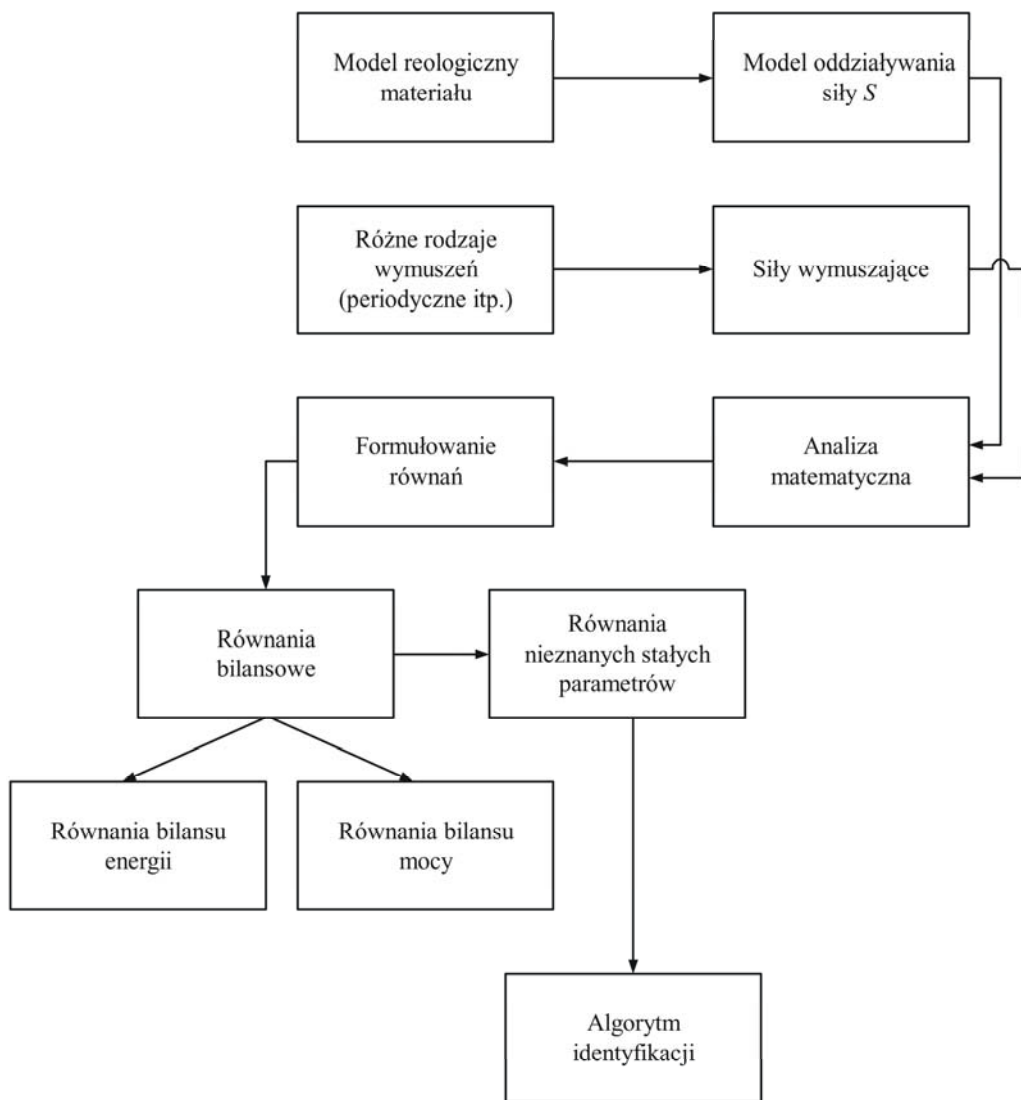
$$m \int_t^{t+T} \dot{x} \dot{x} dt = \alpha_x^v \quad (4.33)$$

$$\int_t^{t+T} x \dot{x} dt = \int_{x(t)}^{x(t+T)} x dt = 0 \quad (4.34)$$

$$\int_t^{t+T} p(t) \dot{x} dt = \alpha_x^p \quad (4.35)$$

Podstawiając wyniki (4.32)–(4.35) do (4.31), uzyskuje się równanie bilansu energii w postaci:

$$k\alpha_x^v = \alpha_x^p \quad (4.36)$$



Rys. 4.10. Przyjęty w pracy schemat postępowania w procesie identyfikacji wybranego układu fizycznego

Postępując podobnie z równaniem bilansu mocy, które uzyskano, mnożąc obustronnie równanie (4.30) przez $dv = adt$ i całkując w okresie T , otrzymuje się:

$$m \int_t^{t+T} \ddot{x} \dot{x} dt + k \int_t^{t+T} \dot{x} \dot{x} dt + c \int_t^{t+T} x \dot{x} dt = \int_t^{t+T} p(t) \dot{x} dt \quad (4.37)$$

Całki są równe:

$$\int_t^{t+T} \ddot{x} \dot{x} dt = \alpha_v^a \quad (4.38)$$

$$\int_t^{t+T} \dot{x} \dot{x} dt = \alpha_v^x \quad (4.39)$$

$$\int_t^{t+T} p(t) \dot{x} dt = \alpha_v^p \quad (4.40)$$

Równanie bilansu mocy ostatecznie zapisano w postaci:

$$m\alpha_v^a + c\alpha_v^x = \alpha_v^p \quad (4.41)$$

Z równań (4.36) i (4.41) przy znanej masie m metodami regresji i uzyskanych wartości α oszacować można stałe parametry odnośne do układu przedstawionego na rysunku 4.9.

Metodykę identyfikacji parametrów modelu z wykorzystaniem równań bilansu energii i mocy można sprowadzić do algorytmu przedstawionego schematycznie na rysunku 4.10.

W formułowaniu optymalnych metod identyfikacji (quasi-statycznej i dynamicznej) w procesie przebijania materiałów otrzymuje się wiele informacji użytecznych do konstruowania i poprawy skuteczności osłon balistycznych.

5. IDENTYFIKACJA PRZEBIJANIA METODAMI ENERGETYCZNYMI

Zjawisko przebijania osłony przez pocisk uzależnione jest przede wszystkim od prędkości pocisku i wytrzymałości ośrodka, z którego osłona jest wykonana. Na przebijalność wpływa pośrednio masa pocisku, a także kąt uderzenia pocisku w osłonę balistyczną. Większość hipotez rozpraszania energii uderzenia przedstawionych w literaturze [66, 177] skoncentrowano na prawie zachowania energii. Przyjmuje się, że praca W , która zostanie wykonana przez pocisk w czasie przebijania płyty jest wynikiem rozpraszania energii kinetycznej E , jaką dostarczono do układu przebijanego. Na podstawie siły oporu oraz prostopadłego uderzenia wyprowadzono większość zależności na przebijanie [2, 39, 165]. Przeważająca część hipotez odnosi się do ogólnej postaci funkcji na pracę W . Otrzymane równania różnią się od siebie nawzajem ze względu na współczynniki, które otrzymano z empirycznych i półempirycznych zależności w celu uzyskania rozwiązania wynikowego. Przy małych prędkościach balistycznych (przedział 250÷1000 m/s), zjawisko pochłaniania energii uderzenia pociskiem broni strzeleckiej będzie ulegać złożonym procesom fizykalnym w układzie pocisk–osłona. Opis tych zjawisk jest uzależniony od budowy obiektu, zwłaszcza osłony (budowa warstwowa), gdyż w pocisku zasadniczym elementem jest jego rdzeń. Na podstawie opracowań [29, 33, 62, 100, 101, 165, 166] stwierdzono, że modele matematyczne dyssypacji energii uderzenia mają zróżnicowaną architekturę. Z dotychczasowych analiz [24, 87, 88, 117] wynika, że proces ten sprowadzono do lokalnych zagadnień bezpośredniego uderzenia, a fale i drgania, które się pojawiają w oddalonej od miejsca uderzenia części osłony, nie wpływają na przemieszczanie pocisku w osłonie. Występują one bowiem dopiero po zatrzymaniu się pocisku w osłonie lub jej opuszczeniu.

W tym rozdziale omówiono identyfikację przebijania materiału modelami zdegenerowanymi, wywodzącymi się z modeli reologicznych materiału [52]. Ukierunkowano ją na opis zjawiska fizycznego za pomocą matematycznego modelu z uwzględnieniem różnej konfiguracji jego parametrów.

5.1. OPIS PRZEBIJANIA MATERIAŁU MODELAMI ZDEGENEROWANYMI

Opis przebijania materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych należy do skomplikowanych zagadnień z dziedziny obciążeń dynamicznych.

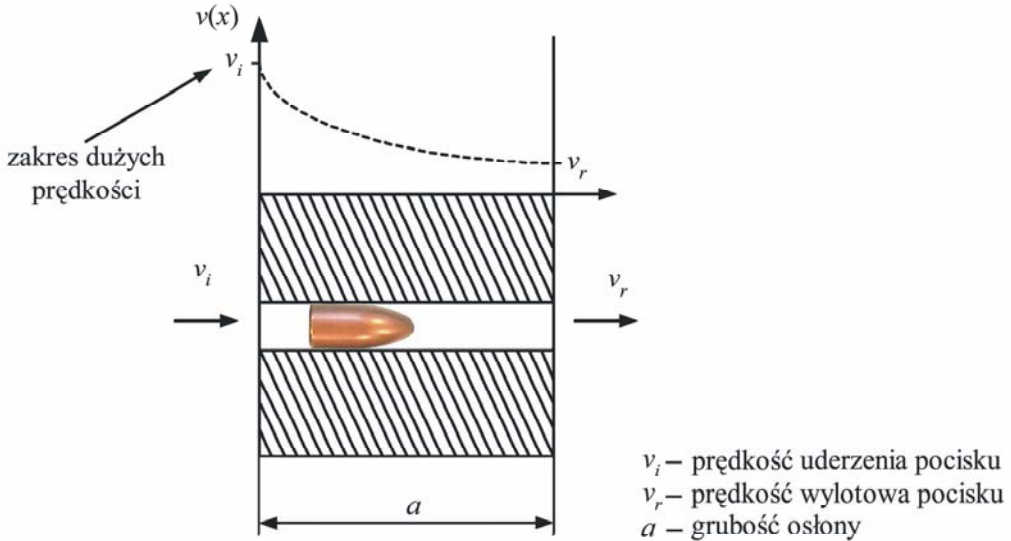
Niezbędnym warunkiem w procesie projektowania skutecznych osłon balistycznych jest zastosowanie nieklasycznych modeli, których opis znacząco odbiegać będzie od powszechnie przyjętych modeli opracowanych na podstawie prawa Hooke'a i modułu Younga. Identyfikacja taka sprowadza się, jak wiadomo, do stosowania jedynie pojedynczego parametru sztywności i pojedynczego parametru tłumienia (tłumienie modalne).

Propozycja zastosowania modeli zdegenerowanych, ujmujących przebijanie materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych, spowodowana jest trudnościami natury teoretycznej [66, 107, 177, 188]. Jest to związane z niedostateczną znajomością charakterystyk dynamicznych tych modeli, wywodzących się na ogół z przyjmowania złożonych nieliniowych związków konstytutywnych materiałów lub też różnorakiego łączenia reologicznych modeli typu Maxwella z liniowymi elementami sprężystymi lub dysypatywnymi. Jednakże w zagadnieniach zastosowań inżynierskich, obok oddziaływań układów reologicznych, zawsze występuje element masowy, który w warunkach obciążeń dynamicznych wywoływać będą siły bezwładnościowe. Uwzględnienie tych sił w równaniach dynamiki to konieczność poddania analizie układu zdegenerowanego.

Rozwój inżynierii materiałowej spowodował w ostatnich latach opracowanie wielu innowacyjnych materiałów kompozytowych, zwłaszcza z przeznaczeniem do ochrony balistycznej. Zastosowanie do identyfikacji modeli nieklasycznych w znaczący sposób będzie przybliżać zjawiska przebijania materiału pociskiem pod kątem ujęcia matematycznego.

Istotne znaczenie w tym przypadku odgrywać będzie wiele czynników, w tym przede wszystkim prędkość uderzenia, własności dynamiczne materiału oraz sposób zamocowania osłony [84, 85, 87]. W przypadku dużych prędkości uderzenia (prędkości balistyczne) sposób zamocowania osłony nie jest istotny, zaś materiał poddawany jest głównie ścinaniu w strefie przebijania. Dla niskich prędkości uderzenia sposób zamocowania materiału określono jako istotny. Oprócz ścinania obserwuje się w tym przypadku także rozciąganie, zginanie oraz delaminację. Można zauważyć także, że jeśli pocisk uderzający wiruje wokół własnej osi z określoną prędkością obrotową, to oprócz ścinania zachodzić będzie także skręcanie materiału. W procesie przebijania obserwuje się złożony stan naprężeń, który uzależniony jest od określonej prędkości pocisku względem przebijanego materiału, a także jego kształtu [54, 62, 137].

Biorąc pod uwagę to, że w trakcie przebijania prędkość pocisku ulega istotnym zmianom (rys. 5.1), można wprowadzić funkcję $v(x)$ opisującą zmiany prędkości w zależności od położenia x pocisku w osłonie. Funkcja ta jest malejąca ($dv/dx < 0$, gdzie każda wartość x należy do przedziału $(0, a)$), zaś jej kształt uzależniono od własności przebijanego materiału.

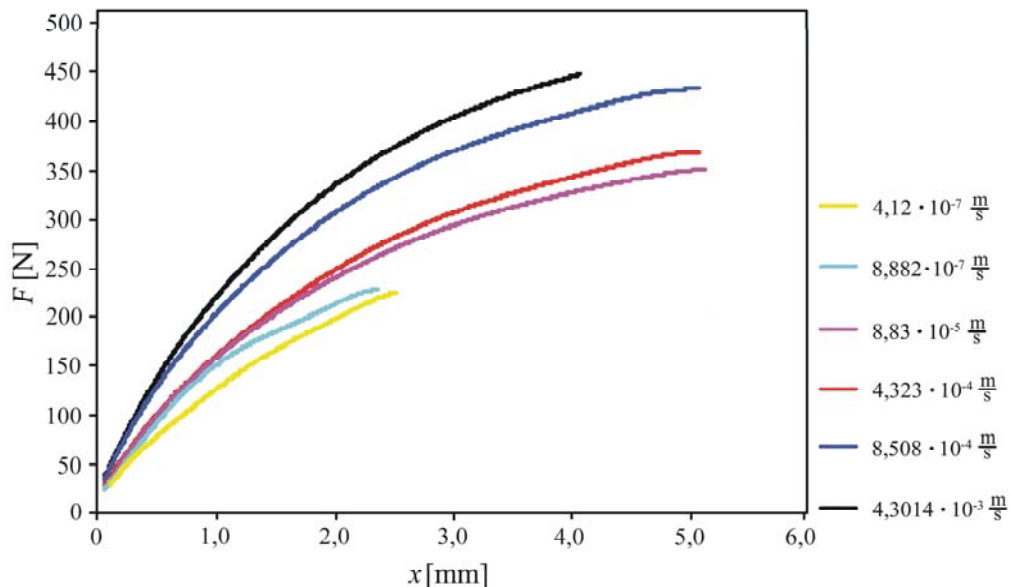


Rys. 5.1. Schemat zmiany prędkości pocisku podczas przebijania osłony

Własności przebijanego materiału mają fundamentalne znaczenie w prawidłowym opisie procesu przebijania, co jest punktem wyjścia identyfikacji tego typu zjawisk. Do opisu własności dynamicznych materiału przyjmuje się na ogół wyznaczany w warunkach statycznego rozciągania moduł sprężystości (moduł Younga), bazując tradycyjnie na liniowo-sprężystych związkach konstytutywnych. Tymczasem w większości lekkich materiałów składających się z tworzyw sztucznych zaobserwowano wyraźny wpływ prędkości na kształt charakterystyk uzyskiwanych w testach czystego rozciągania. Dane z analiz w tym zakresie można znaleźć w pracach [68, 145, 163], w których autorzy udokumentowali wyniki badań czystego rozciągania, a także ściskania próbek wykonanych z materiałów kompozytowych, w tym z poliuretanu, w zakresie małych, średnich i dużych prędkości deformacji. Obszerne wyniki zamieszczono natomiast w opracowaniach [29, 50, 75]. Podobne badania (w zakresie możliwym do uzyskania na maszynie wytrzymałościowej) wykonano w ramach niniejszej pracy. Wyniki uzyskane na rozciąganych próbkach polietylowych przedstawiono na rysunku 5.2.

Mając na uwadze typowy kształt zmian prędkości pocisku podczas przebijania osłony oraz pewne wyniki badań wstępnych, w dalszej części uwagę poświęcono założeniom i analizie modeli związków konstytutywnych. Przyjęto, że podobne

zależności krzywych deformacji od prędkości można uzyskać w próbach statycznych i quasi-statycznych z uwzględnieniem wybranych modeli.



Rys. 5.2. Krzywe rozciągania polietylenu dla różnych prędkości (badania wykonano ekstensometrem na bazie 50 mm)

5.2. ZAŁOŻENIA I WYBÓR MODELU

Ruch pocisku w materiale przebijanym opisano funkcją $x(t)$, będącą sumą trzech elementów:

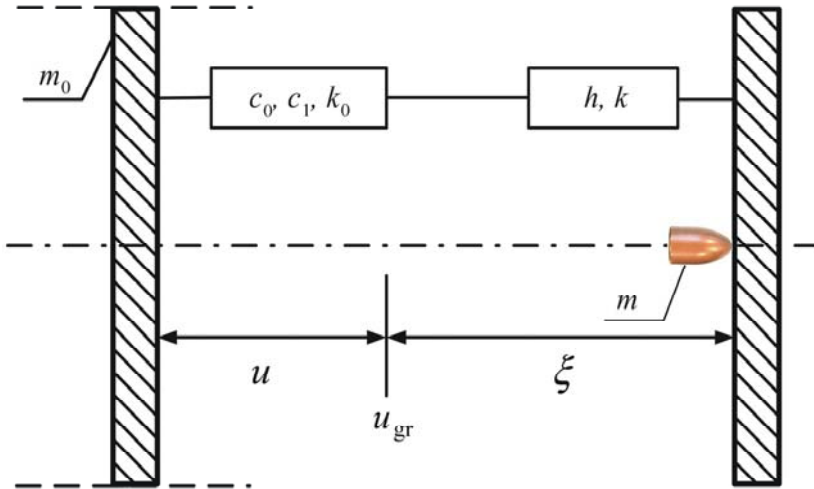
$$x(t) = x_0(t) + u(t) + \xi(t) \quad (5.1)$$

gdzie: $x_0(t)$ – funkcja o globalnym opisie (uśrednionym) ruchu zamocowanej osłony, o masie m_0 , $u(t)$ – funkcja deformacji nietrwałej (odwracalnej) opisu materiału (w zakresie do granicy plastyczności), $\xi(t)$ – funkcja deformacji trwałej (w zakresie plastycznym).

W przypadku założenia sztywnego zamocowania osłony, w którym $x_0(t) = 0$, zależność (5.1) opisano za pomocą równania:

$$x(t) = u(t) + \xi(t) \quad (5.2)$$

Deformacje $u(t)$ i $\xi(t)$ zależą od własności materiałowych, które to własności (ich liczba, rodzaje) uzależniono od przyjętego modelu, zaś ich wartości liczbowe wyznacza się w procesie identyfikacji tworzonej pod kątem przyjętej na wstępie koncepcji procesu przebijania (rys. 5.3).



Rys. 5.3. Schemat przyjętej koncepcji modelu procesu przebijania

W koncepcji tej założono, że własności materiału w fazie nieniszczącej są opisane za pomocą trzech parametrów:

- c_0 – współczynnika dynamicznej sztywności osłony,
- c_1 – współczynnika statycznej sztywności osłony,
- k_0 – współczynnika tłumienia materiału (rozproszenia energii) w zakresie deformacji odwracalnej.

Przyjęto, że w fazie niszczącej jego własności opisywane są za pomocą dwóch parametrów:

- k – współczynnika tłumienia materiału w zakresie deformacji trwałej (nieodwracalnej),
- h – współczynnika tarcia suchego.

Biorąc pod uwagę, że materiał osłony scharakteryzowano zarówno cechami sprężystymi, jak i plastycznymi, całkowitą deformację osłony opisano zależnością (5.2). Równania różniczkowe ruchu w tej koncepcji modelu przedstawiono w postaci [80]:

$$\bullet u(t) \rightarrow m\ddot{x} + c_1u + \frac{k_0}{c_0} [(c_1 + c_0)\dot{u} + m\ddot{x}] = 0 \quad (5.3)$$

$$\bullet \zeta(t) \rightarrow (h \operatorname{Sgn} \dot{\zeta} + k \dot{\zeta}) + m \ddot{\zeta} H(-m \ddot{\zeta} - h) = 0 \quad (5.4)$$

gdzie wartość H jest definiowana funkcją Heaviside'a

$$H(y) = \begin{cases} 0, & \text{gd } y \leq 0 \\ 1, & \text{gd } y > 0 \end{cases} \quad (5.5)$$

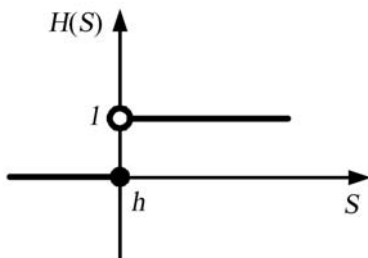
Zmienną y w równaniu (5.4) wyrażono wzorem:

$$y = -m \ddot{x} - h = S - h \quad (5.6)$$

gdzie S – siła bezwładności działająca na pocisk ($S = -m \ddot{x}$).

Funkcja $H(S)$ przyjmuje zatem postać (5.7), której wykres przedstawiono na rysunku 5.4.

$$H(S) = \begin{cases} 0, & \text{gd } S \leq h \\ 1, & \text{gd } S > h \end{cases} \quad (5.7)$$



Rys. 5.4. Postać graficzna funkcji

Koncepcja tak przyjętego modelu procesu przebijania materiału scharakteryzowana pewnymi cechami uniwersalnym. Za ich pomocą można zamodelować różne własności materiału, od materiałów idealnie sprężystych do idealnie plastycznych, ponieważ mogą wystąpić następujące przypadki:

- idealnie sprężysty ($c_0 = 0$),
- idealnie plastyczny ($c_1 = 0, c_0 = \infty$),
- sprężysto-plastyczny ($c_0 = \infty$),
- o stałej granicy plastyczności ($k = 0$).

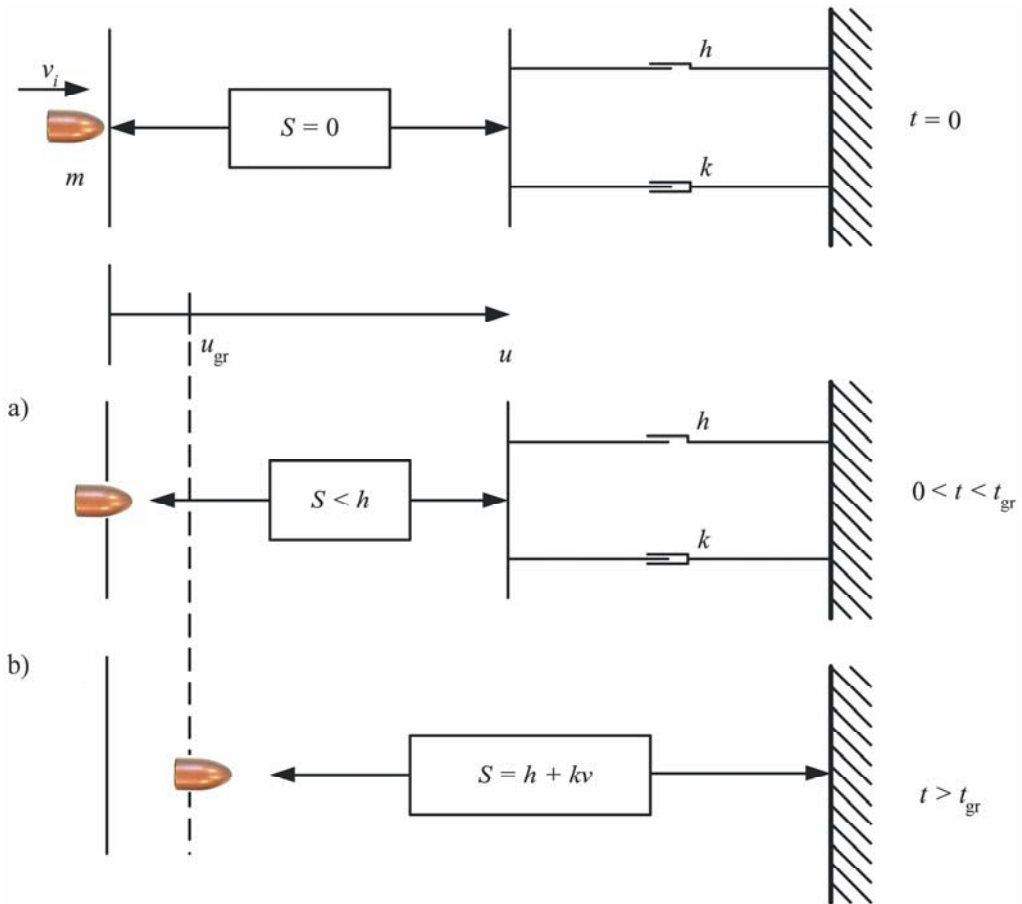
Przystępując do rozważań teoretycznych, przyjmuje się, że uderzający w chwili $t = 0$ pocisk o masie m ma prędkość v_i i energię uderzenia

$$E_i = \frac{mv_i^2}{2}$$

Jeżeli $t > 0$, to na pocisk oddziałuje siła oporu reakcji materiału S , której charakterystykę uzależniono od stosowanego materiału osłony, a także od warunków jej zamocowania. Zwykle siła S , po przekroczeniu przez nią wartości krytycznej zdefiniowanej parametrem h odnoszonym do granicy plastyczności materiału, przybierać będzie formę gwałtownej reakcji. Można więc ogólnie założyć model w postaci pokazanej na rysunku 5.5, na którym przedstawiono dwie fazy:

- deformacji nieniszczącej ($u < u_{gr}$),
- deformacji niszczącej ($u > u_{gr}$),

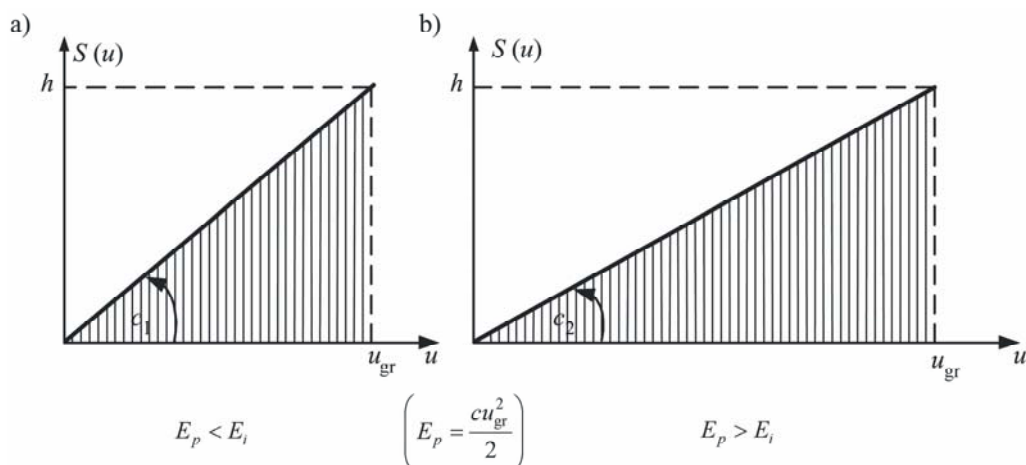
gdzie: u_{gr} – granica przemieszczenia masy uderzającej (pocisku), po przekroczeniu której następuwać będą trwałe zmiany w materiale osłony, u – ugięcie materiału (deformacja spowodowana następstwem przemieszczania masy uderzającej).



Rys. 5.5. Schemat analizowanego procesu przebijania:
a) faza deformacji nietrwalej, b) faza deformacji trwałe

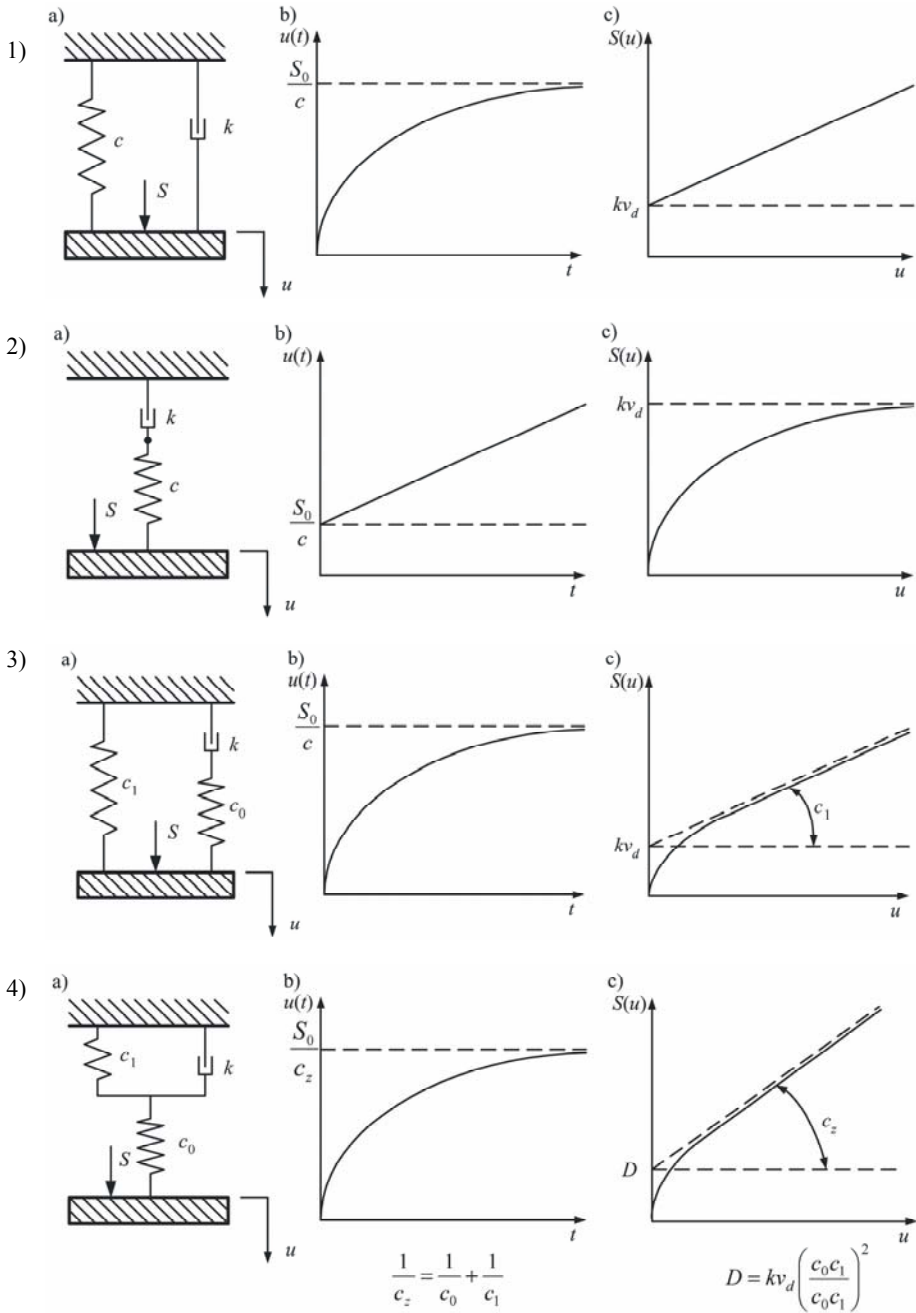
W procesie przebijania materiału bardzo istotne znaczenie przypisano fazie deformacji nietrwałych. Zwiększając odpowiednio przedział wartości u_{gr} , można optymalizować osłonę zakresem trwałych uszkodzeń materiału. Jest to oczywiste, jeżeli uwzględni się idealne materiały czystosprężyste, w których $S = cu$, gdzie $u < u_{gr}$ (rys. 5.6).

Energia potencjalna materiału E_p będzie znacząco oddziaływać na efekt uszkodzenia materiału w zależności od tego, czy jest to materiał „miękki”, czy „twardy”. W materiale o charakterze „miękkim” bilans energetyczny ($E_p > E_i$) jest korzystniejszy niż w materiale o charakterze „twardym” ($E_p < E_i$). Wprowadzając pojęcie efektu „poduszki powietrznej”, starano się, aby wartość siły S nie przekraczała krytycznego zakresu parametru h , czyli $S < h$.



Rys. 5.6. Schemat optymalizacji sztywności z uwzględnieniem materiałów idealnie sprężystych w ujęciu bilansu energii: a) materiał twardy, b) materiał miękki

W materiałach rzeczywistych siła oddziaływania S materiału na pocisk jest funkcją prędkości \dot{u} . W takich przypadkach uzyskanie oczekiwanych rezultatów w celu uniknięcia trwałych uszkodzeń jest tym trudniejsze, im bardziej złożona jest zależność $S(u, \dot{u})$. Zależność $S = S(u, \dot{u})$ wynikać będzie z charakterystyk eksperymentalnych uzyskanych w badaniach statycznych lub/i quasi-statycznych. W materiałach kompozytowych podstawowe zależności wynikające z modelu Hooke'a są opisywane w dużym uproszczeniu. W tym przypadku należy zastosować nieco odmienną teorię identyfikacji, której kryteria odniesiono do złożonych modeli reologicznych, wyrażonych nieliniowymi charakterystykami wytrzymałościowymi.



Rys. 5.7. Charakterystyki podstawowych modeli układu mechanicznego i ich odpowiedź:
a) typ modelu, b) próba statyczna, c) próba quasi-statyczna

Przedstawione na rysunku 5.7 charakterystyki wytrzymałościowe uzyskuje się z prób statycznego i quasi-statycznego obciążenia przy uwzględnieniu podstawowych modeli [81, 115]. Kształty tych charakterystyk można uzyskać, stosując najczęściej analizę dość prostych równań różniczkowych w dwu różnych przypadkach obciążenia, a mianowicie:

- stałego $S = S_0 = \text{const}$ – charakterystyki statyczne,
- zmiennego $S(t)$ takiego, aby prędkość deformacji próbki była stała $\dot{u} = v_d = \text{const}$ – charakterystyki quasi-statyczne.

Jak wykazano na rysunku 5.7 dwa pierwsze modele (1) i (2) charakteryzują się natychmiastowym skokiem reakcji układu (skoki sił w $t = 0$ lub $u = 0$). W przypadku rzeczywistych materiałów reakcja ta przebiegać będzie zwykle inaczej. Gdy obciążenia impulsowe są gwałtowne, czas reakcji jest szczególnie krótki, a to, co dzieje się w otoczeniu $t = 0$, może mieć decydujący wpływ na cały proces. Z analiz charakterystyk quasi-statycznych wynika, że w każdym z przedstawionych modeli, (rys. 5.7) istotą jest prędkość deformacji v_d .

Zachowanie się modeli (3) i (4) (rys. 5.7) o charakterystyce odmiennej od dwóch pierwszych wydaje się mieć pewien sens fizycznego zachowania się materiału. Dlatego w dalszej analizie zajęto się szczególnie modelem (3), którego charakterystyka w próbie quasi-statycznej jest podobna do modelu (4).

5.3. ANALIZA MODELU PRZEBIJANIA MATERIAŁU

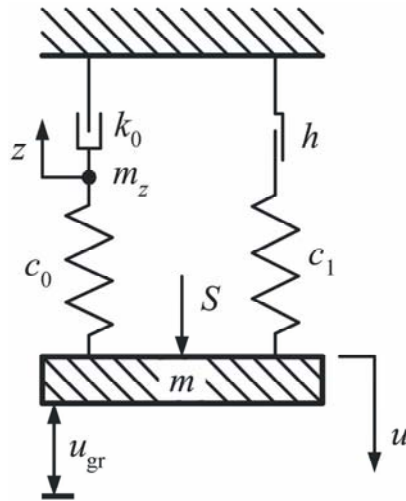
Na podstawie modelu (3) (rys. 5.7) do dalszej analizy przyjęto model z uwzględnieniem parametru tarcia suchego h . Parametr jest określoną wartością przyjętą w pracy, po przekroczeniu której następuje uplastycznianie się materiału, czyli jego płynięcie. Model ten bazuje na modelu reologicznym typu Zenera, przedstawionym na rysunku 5.8.

Stałą h tarcia suchego można wyznaczyć w próbach przebijania serią statycznych sił o wartościach sukcesywnie zwiększanych, aż do momentu uzyskania płynięcia materiału. Graniczną wartość ugięcia u_{gr} w tym przypadku określono wzorem:

$$u_{\text{gr}} = \frac{h}{c_1} \quad (5.8)$$

W analizie wybranego modelu, w zakresie ugięć $u \in (0, u_{\text{gr}})$ przyjęto następujące założenia:

- Pocisk przemieszcza się we wnętrzu materiału do momentu, aż jego początkowa energia kinetyczna E_i nie zostanie zrównoważona pracą wykonaną przez siłę reakcji materiału S .



Rys. 5.8. Schemat modelu przyjętego do analizy przebijania materiału

• Masa pocisku (oraz masa własna części uderzonego materiału), gdy przyjmie się model (rys. 5.8) oddziaływania materiału, determinuje ruch drgający pocisku po jego unieruchomieniu w materiale, przy czym wychylenie i częstota tych drgań zależy również od stałych c_0 , c_1 , k_0 .

Warunkiem do nieprzebrnięcia materiału pociskiem jest postawienie kilku głównych tezy, a mianowicie:

• Jeśli materiał elementów osłony balistycznej zostanie odpowiednio dobrany (materiał o odpowiednio dobranych wartościach stałych c_0 , c_1 , k_0), to energia uderzenia E_i powinna zostać „wytracona” w zakresie ugięć $u \in (0, u_{gr})$,

• Jeśli spełnienie warunku (1) jest niemożliwe, to część energii ΔE równa:

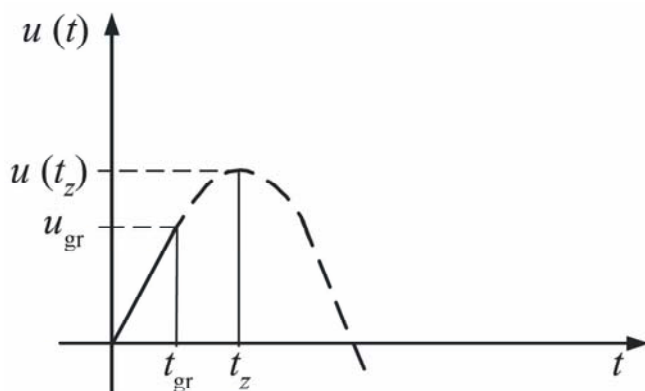
$$\Delta E = E_i - \int_0^{u_{gr}} S du \quad (5.9)$$

musi być wytracona w procesie niszczącym materiał. W takim przypadku należy dobrać stałe c_0 , c_1 , k_0 , aby ΔE było minimalne, co zostanie osiągnięte, gdy energia graniczna E_{gr} wyrażona zależnością:

$$E_{gr} = \int_0^{u_{gr}} S du = \max \quad (5.10)$$

przyjmie wartość możliwie maksymalną.

• Do momentu czasu granicznego t_{gr} trwałego uszkodzenia materiału ruch pocisku w osłonie opisuje funkcja sinusoidalna, której amplituda $u(t_z)$ maleje kiedy $k_0 > 0$ (rys. 5.9).



Rys. 5.9. Założony kształt ruchu pocisku w materiale, gdzie $t \in (0, t_{gr})$

• W czasie $t > t_{gr}$ przebiegać będzie trwałe uszkodzenie materiału, a ruch pocisku odbywa się już w inny, bliżej nieokreślony sposób, natomiast siła oporu materiału S przybiera wartość większą od stałej h ($S > h$).

Analizę powyższych tez sprowadzono do wyprowadzenia równań identyfikacyjnych, a następnie wyznaczenia parametrów, jakimi powinny cechować się materiały stosowane w osłonach balistycznych. Z przyjętego modelu procesu przebijania materiału (rys. 5.11) założono:

$$S = S_1 + S_2 \quad (5.11)$$

gdzie $S_1 = c_1 u$, $S_2 = c_0(u - z)$, czyli:

$$S = c_1 u + c_0(u - z) \quad (5.12)$$

przy czym spełniony musi być warunek:

$$c_0(u - z) = k_0 \dot{z} \quad (5.13)$$

Eliminując zmienną niemierzalną z z równania (5.12) i (5.13), otrzymano:

$$z = \frac{c_1 + c_0}{c_0} u - \frac{S}{c_0} \quad (5.14)$$

$$\dot{z} = \frac{c_1 + c_0}{c_0} \dot{u} - \frac{\dot{S}}{c_0} \quad (5.15)$$

Równanie różniczkowe na zależność siły S od zmiennej definiującej prędkość pocisku w materiale przyjmuje postać:

$$c_0 u - c_0 \left(\frac{c_1 + c_0}{c_0} u - \frac{S}{c_0} \right) = k_0 \left(\frac{c_1 + c_0}{c_0} \dot{u} - \frac{\dot{S}}{c_0} \right) \quad (5.16)$$

a stąd:

$$S - c_1 u = k_0 \frac{c_1 + c_0}{c_0} \dot{u} - \frac{k_0}{c_0} \dot{S} \quad (5.17)$$

Biorąc pod uwagę, że siła S musi być równa sile bezwładności pocisku, czyli:

$$S = -m\ddot{u} \quad (5.18)$$

uzyskano zależność:

$$\dot{S} = -m\ddot{u}. \quad (5.19)$$

Równanie różniczkowe przedstawiono w postaci:

$$m\ddot{u} + c_1 u + \frac{k_0}{c_0} [(c_1 + c_0)\dot{u} + m\ddot{u}] = 0 \quad (5.20)$$

Wprowadzając pojęcie czasu granicznego t_{gr} następująco:

$$u(t_{gr}) = u_{gr} = \frac{h}{c_1} \quad (5.21)$$

można w przybliżeniu przyjąć zależność liniową $u(t)$, gdzie $t \in (0, t_{gr})$, jako (rys. 5.9):

$$u(t) \cong v_d t \quad (5.22)$$

Przekształcając równanie (5.17) z uwzględnieniem zależności liniowej $u(t)$ (5.22), otrzymano równanie różniczkowe:

$$k_0 \dot{S} + c_0 S = c_0 c_1 v_d t + k_0 (c_1 + c_0) v_d \quad (5.23)$$

które jest równaniem liniowym o rozwiązaniu jako funkcja $S(t)$:

$$S(t) = k_0 v_d + c_1 v_d t - k_0 v_d e^{-\frac{c_0}{k_0} t} \quad (5.24)$$

Zatem zależność siły S od przemieszczenia $u(t)$ ma postać:

$$S(u) = k_0 v_d + c_1 u - k_0 v_d e^{-\frac{c_0}{k_0} u} \quad (5.25)$$

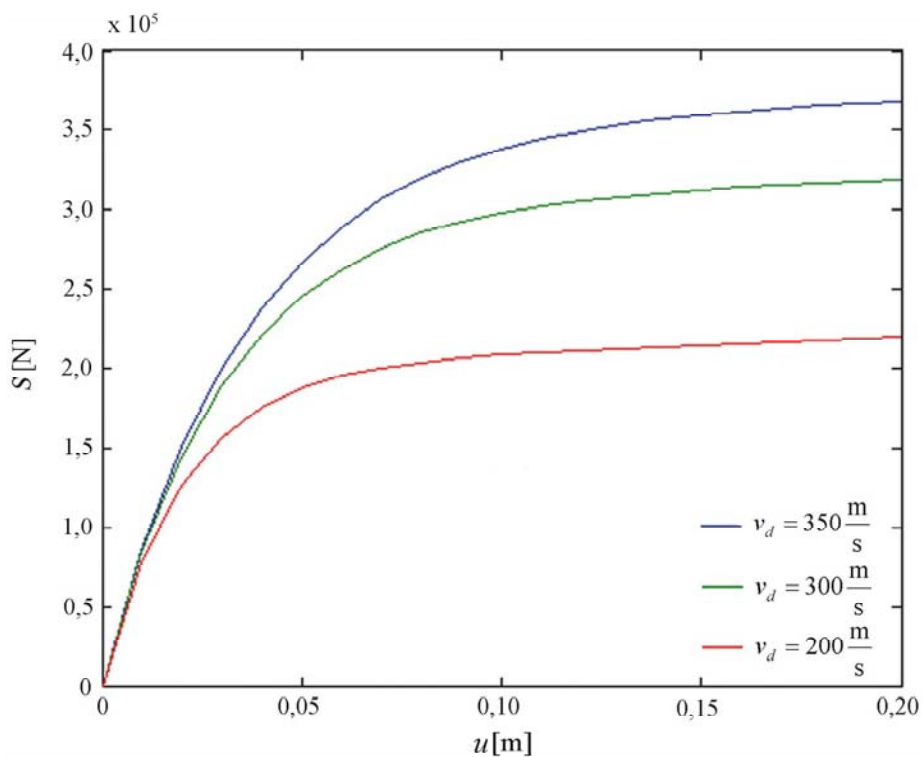
gdzie

$$\chi = \frac{c_0}{k_0 v_d} \quad (5.26)$$

Podstawiając do równania (5.25), różne wartości prędkości przebijania z określonymi wartościami parametrów modelu:

$$c_0 = 96950000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_1 = 1000000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad k_0 = 10000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}} \quad (i)$$

w próbie quasi-statycznej otrzymano w tym przypadku funkcję $S(u)$, której wykresy z kilkoma różnymi prędkościami przedstawiono na rysunku 5.10. Symulację komputerową przeprowadzono z wykorzystaniem oprogramowania Simulink [173].



Rys. 5.10. Zależność siły przebijania S od przemieszczenia u w próbie quasi-statycznej dla wybranych prędkości przebijania

Siła $S(u)$ (5.25) w próbach przebijania, w zakresie $u \in (0, u_{gr})$ wykona pracę zdefiniowaną zależnością:

$$E_{\text{gr}} = \int_0^{u_{\text{gr}}} S du = c_1 \frac{u_{\text{gr}}^2}{2} + k_0 v_d u_{\text{gr}} - \frac{k_0^2 v_d^2}{c_0} \left[1 - e^{-\chi u_{\text{gr}}} \right] \quad (5.27)$$

Po uwzględnieniu zależności (5.8) związek (5.27) przyjmie postać:

$$E_{\text{gr}} = \frac{h^2}{2c_1} + k_0 v_d \frac{h}{c_1} - \frac{k_0^2 v_d^2}{c_0} f(\chi u_{\text{gr}}) \quad (5.28)$$

gdzie $f(\chi u_{\text{gr}})$ jest funkcją w postaci:

$$f(\chi u_{\text{gr}}) = \left[1 - e^{-\chi u_{\text{gr}}} \right] \quad (5.29)$$

Wartości funkcji f są zawarte w przedziale (0, 1) z dowolnie określonymi dodatnio parametrami modelu ($h, c_0, c_1, k_0, v_d, u_{\text{gr}} > 0$).

Z równania (5.28) wywnioskowano, że energia graniczna E_{gr} uzależniona jest od stałych c_0, c_1, k_0 , gdy ustalone są wartości h, v_d .

Argumenty, które wypływają z analizy przyjętego modelu przebijania, można przedstawić w sposób następujący:

- energia E_{gr} jest tym większa, im mniejsza jest statyczna sztywność materiału c_1 ($c_1 \rightarrow 0, E_{\text{gr}} \rightarrow \infty$),
- energia E_{gr} jest tym większa, im większa jest wartość dynamicznej sztywności materiału c_0 ($c_0 \rightarrow \infty, E_{\text{gr}} \rightarrow \infty$),
- energia E_{gr} osiągnie wartość maksymalną wtedy, gdy stała k_0 spełni równanie:

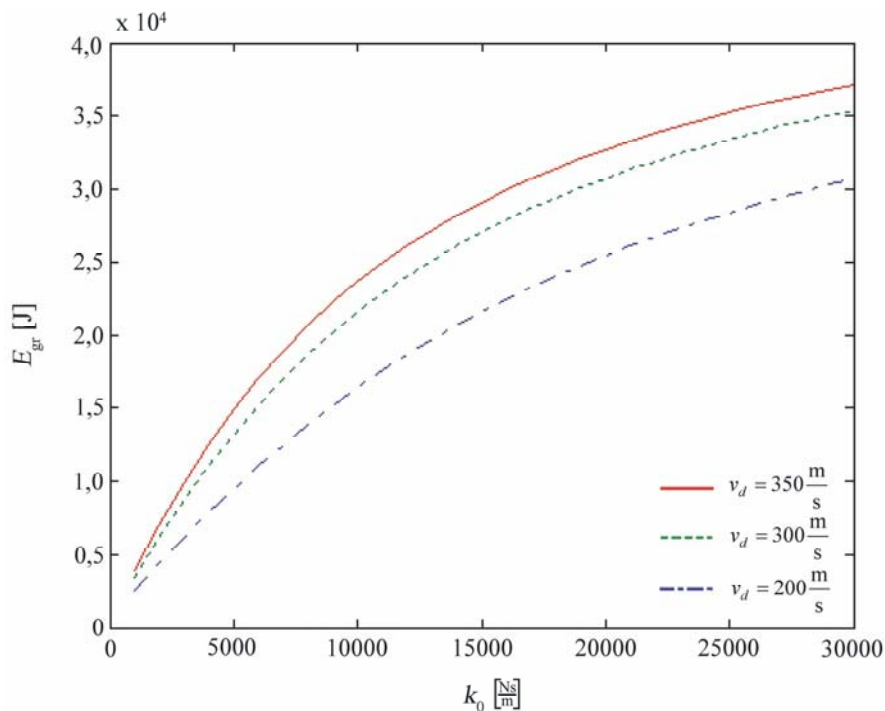
$$\frac{v_d h}{c_1} - \frac{2k_0 v_d^2}{c_0} = \left(\frac{2k_0 v_d^2}{c_0} - \frac{v_d h}{c_1} \right) e^{\varsigma} \quad (5.30)$$

gdzie

$$\varsigma = \frac{c_0 u_{\text{gr}}}{k_0 v_d} = \frac{c_0 h}{k_0 v_d c_1} \quad (5.31)$$

Wykazując w równaniu (5.30) brak pierwiastków o typowych wartościach stałych c_1, c_0, v_d, h , dowodzi się, że energia graniczna E_{gr} , gdy wartości stałe modelu są realne, dąży do $+\infty$ dla $k_0 \rightarrow \infty$. Założenie to przedstawiono w postaci graficznej, stosując symulację komputerową z zadanymi wartościami modelu (rys. 5.11):

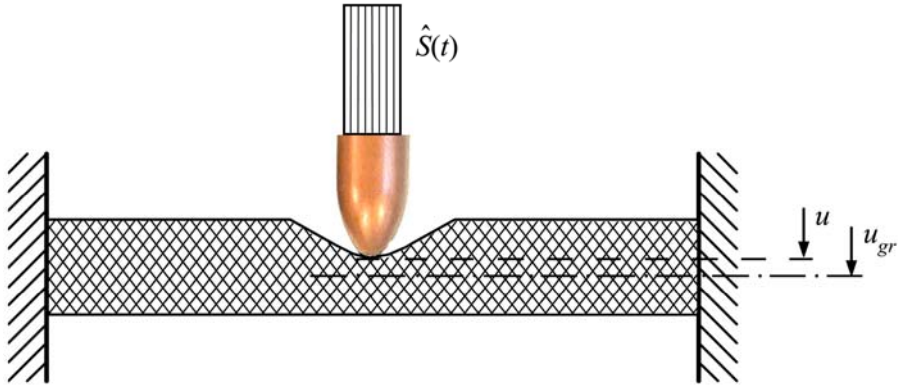
$$c_0 = 96950000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_1 = 1000000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad h = 10000 \text{ N} \quad (\text{ii})$$



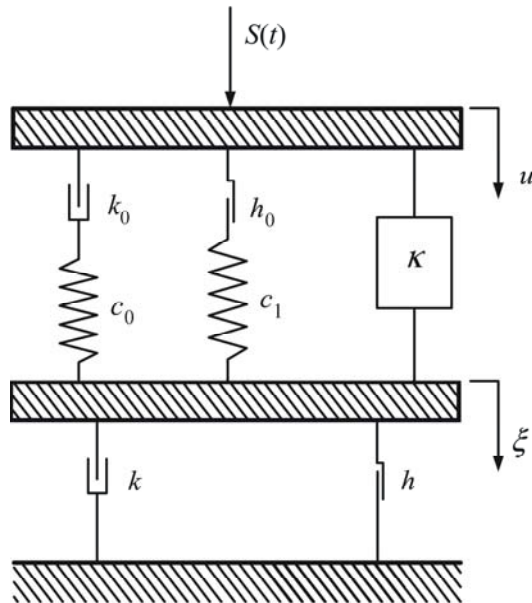
Rys. 5.11. Przykładowa zależność energii granicznej E_{gr} od stałej k_0 i wybranych prędkości przebijania

5.4. ANALIZA MODELU O ZŁOŻONEJ KONFIGURACJI

Proces przebijania ukierunkowano na fazę pierwszą, w której materiał przebijany nie zmienia jeszcze swoich własności w sposób trwały (faza deformacji nietrwalej). Założono, że zachowanie materiału przebijanego w tej fazie może mieć istotny wpływ na dalszy proces niszczenia, co było już tematem rozważań w pracach [64, 65, 87]. Im więcej energii ulegnie rozproszeniu w czasie uderzenia pocisku w fazie pierwszej, tym mniej jej zostanie na trwałe uszkodzenie i niszczenie osłony w punkcie uderzenia. Przyjęte w ten sposób założenie sprowadzono do określenia kryteriów i wskazówek, do projektowania skutecznych osłon balistycznych. Koncentrując uwagę na analizie modelu z członem mieszanym, przyjęto zmodyfikowaną wersję modelu wyjściowego przedstawionego na rysunku 5.8. Założono, że rozpatrywana modyfikacja umożliwi dokładną aproksymację charakterystyki przebijania $S(u)$ fazy deformacji nietrwalej, w przypadkach dowolnie nieliniowej zależności siły S oporu materiału od położenia u pocisku względem przebijanego materiału (rys. 5.12).



Rys. 5.12. Schemat procesu przebijania materiału



Rys. 5.13. Nieliniowy model przebijania materiału z członem mieszanym

Kontynuując rozważanie założeń przyjętych w podrozdziale 5.2, w których własności materiałowe w fazie identyfikacji trwałej opisano za pomocą dwóch parametrów: h , k , zaś w fazie identyfikacji nietrwałej za pomocą trzech parametrów: c_1 , c_0 , k_0 (rys. 5.3), model opisujący własności nietrwale wzbogacono o człon mieszany postaci uu^2 . Wielkość członu mieszanego opisuje pewien stały parametr κ . Założono zatem, że w procesie przebijania materiał będzie zachowywał się jak model nieliniowy z elementem Maxwella, którego schemat przedstawiono na rysunku 5.13. Przyjęcie członu

mieszanego w postaci iuu^2 zostało podyktowane tym, że parametr tłumienia drgań może zmieniać swą wartość wraz ze wzrostem deformacji materiału. Zauważono, że człon mieszany można wyrazić w postaci:

$$\kappa i u^2 = \ell(u) \dot{u} \quad (5.32)$$

gdzie $\ell(u)$ – zależny od deformacji u współczynnik tłumienia, w tym przypadku równy:

$$\ell(u) = \kappa u^2 \quad (5.33)$$

Model nieliniowy (rys. 5.13) poddano analizie quasi-statycznego obciążenia z zadaną stałą prędkością v_d z siłą przebijającą równą sile oporu materiału. Siła przebijająca

$$S(t) = S[u(t)] = S(v_d t),$$

jest sumą dwóch składników:

$$S = S_M + F_s(u, \dot{u}) \quad (5.34)$$

gdzie: F_s – siła liniowego modelu elementu sprężystego c_1 i nieliniowego modelu elementu mieszanego, S_M – siła oporu elementu Maxwella, w przypadku obciążenia quasi-statycznego opisana funkcją:

$$S_M = k_0 v_d (1 - e^{-\chi u}) \quad (5.35)$$

Parametr χ jest stałą zdefiniowaną zależnością (5.26). Siła $S(u)$ w próbie quasi-statycznej będzie opisana wyrażeniem:

$$S(u) = k_0 v_d (1 - e^{-\chi u}) + c_1 u + \kappa v_d u^2 \quad (5.36)$$

Zależność (5.36) jako siła oddziaływania materiału jest określona warunkiem:

$$u < u_{gr} = \frac{h_0}{c_1} \quad (5.37)$$

gdzie: h_0 – współczynnik tarcia suchego w zakresie deformacji nietrwalej, u_{gr} – umowna graniczna wartość deformacji, po przekroczeniu której materiał nie będzie charakteryzowany przez własności czysto sprężyste.

Wartość u_{gr} można eksperymentalnie oszacować, obciążając materiał bardzo małymi prędkościami ($v_d \approx 0$). Przekroczenie przez siłę S wartości h ($h \gg h_0$) spowoduje uruchomienie drugiego etapu niszczenia materiału, jakościowo odmiennego, w którym

element Maxwella i element członu mieszanego κ już nie spełniają swojej funkcji, a siła $S(t)$ jest równa:

$$S(t) = S[\xi(t)] = h \text{Sgn} \dot{\xi} + k \dot{\xi} \quad (5.38)$$

Weryfikację modelu metodą symulacji komputerowej przy pomocy programu Simulink przeprowadzono w zakresie $u < u_{\text{gr}}$. W zależności od wartości liczbowych parametrów odpowiedzialnych za deformację nieniszczącą, nieliniowa charakterystyka $S(u)$ może przybierać różny kształt. Odpowiedzi modelu na obciążenie quasi-statyczne z zadanymi stałymi prędkościami przebijania w przypadku parametrów o następujących wartościach liczbowych:

$$k_0 = 10000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad c_0 = 96950000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_1 = 1000000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad \kappa = 50000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}^3}, \quad (\text{i})$$

w zakresie deformacji (u ; 0,225) przedstawiono na rysunku 5.14. Na rysunku 5.15 przedstawiono te same zależności dla większych wartości parametrów c_1 , κ , tj. z uwzględnieniem następujących wartości:

$$k_0 = 10000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad c_0 = 96950000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_1 = 3000000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad \kappa = 500000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}^3} \quad (\text{ii})$$

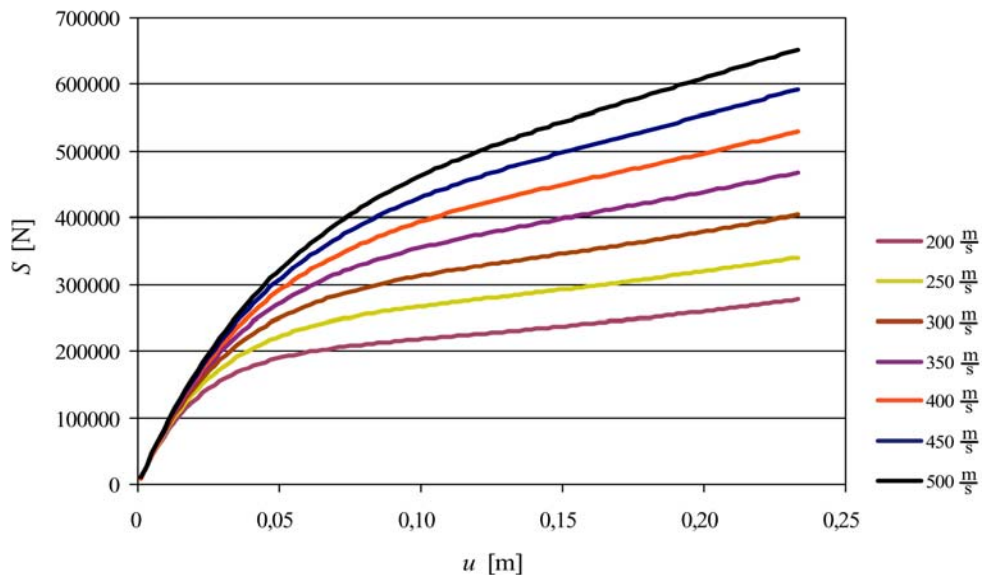
Przyjęty model ma znamiona uniwersalności i może być stosowany do identyfikacji własności dynamicznych szerokiej klasy materiałów.

Na podstawie analizy przedstawionej w podrozdziale 5.3 założono określone hipotezy i wnioski, charakteryzujące warunki konstruowania osłon bezpiecznych na przestrzeliwanie pociskiem w zakresie granicznej energii rozpraszania (5.28). Podobne rezultaty można wyprowadzić również z modelu o złożonej konfiguracji. Najlepsze pod względem przebiecia własności materiałowe są to takie, których zaletą jest największe rozproszenie energii uderzenia w zakresie deformacji nietrwałych (w zakresie sprężystym materiału), co matematycznie można zapisać w postaci:

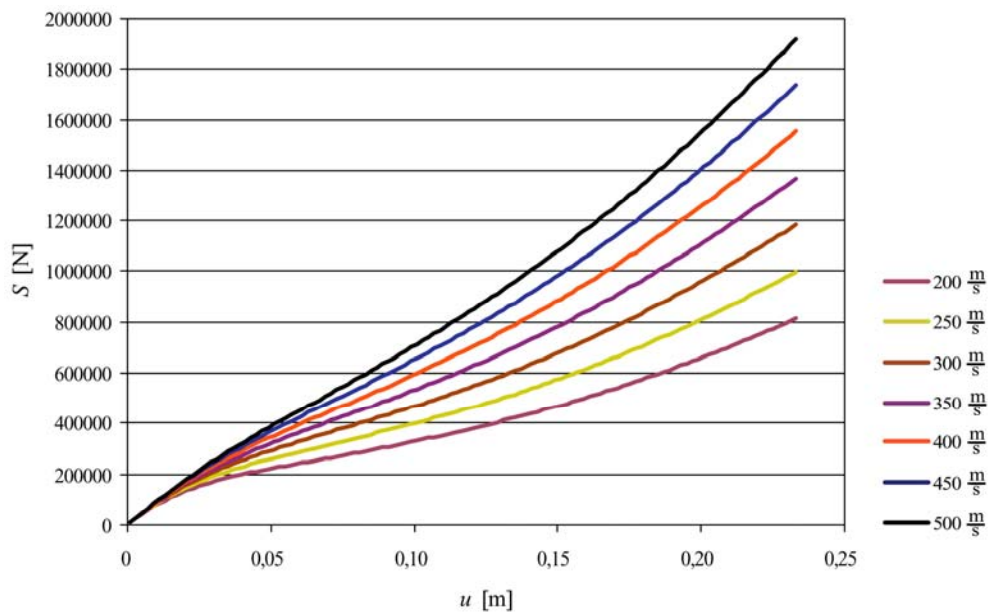
$$E_{\text{gr}} = \int_0^{u_{\text{gr}}} S(u) du = \max \quad (5.39)$$

Podstawiając postać (5.36) funkcji $S(u)$ do równania (5.39), otrzymano:

$$E_{\text{gr}} = \int_0^{u_{\text{gr}}} c_1 u du + \int_0^{u_{\text{gr}}} \kappa v_d u^2 du + \int_0^{u_{\text{gr}}} k_0 v_d du - \int_0^{u_{\text{gr}}} k_0 v_d e^{-\lambda u} du \quad (5.40)$$



Rys. 5.14. Postać graficzna siły przebijającej $S(u)$ dla zadanych stałych prędkości przebijania wartości parametrów (i)



Rys. 5.15. Postać graficzna siły przebijającej $S(u)$ dla zadanych stałych prędkości przebijania wartości parametrów (ii)

Po scałkowaniu i uwzględnieniu zależności (5.37), równanie (5.40) sprowadzono do:

$$E_{\text{gr}} = \frac{h_0^2}{2c_1} + \frac{\kappa v_d}{3} \frac{h_0^3}{c_1^3} + k_0 v_d \frac{h_0}{c_1} - \frac{k_0^2 v_d^2}{c_0} \left(1 - e^{-\chi \frac{h_0}{c_1}} \right) \quad (5.41)$$

Mimo złożoności wyrażenia (5.41), można na jego podstawie sformułować istotne wskazówki konieczne do wyboru jak najlepszego materiału na przebijanie. Wzrost energii granicznej E_{gr} następuje wtedy, gdy:

- maleje wartość współczynnika sprężystości c_1 definiowanego na podstawie sztywności materiału w warunkach statycznych,
- wzrasta wartość współczynnika sprężystości c_0 zdefiniowanego za pomocą sztywności materiału w warunkach dynamicznych, czyli stosunek c_0/k_0 uzależniono wpływem na minimalną wartość czwartego składnika wyrażenia (5.33),
- wzrasta wartość współczynnika κ zdefiniowanego wielkością członu mieszanego charakterystyki $S(u)$,
- wzrasta stała materiałowa h_0 .

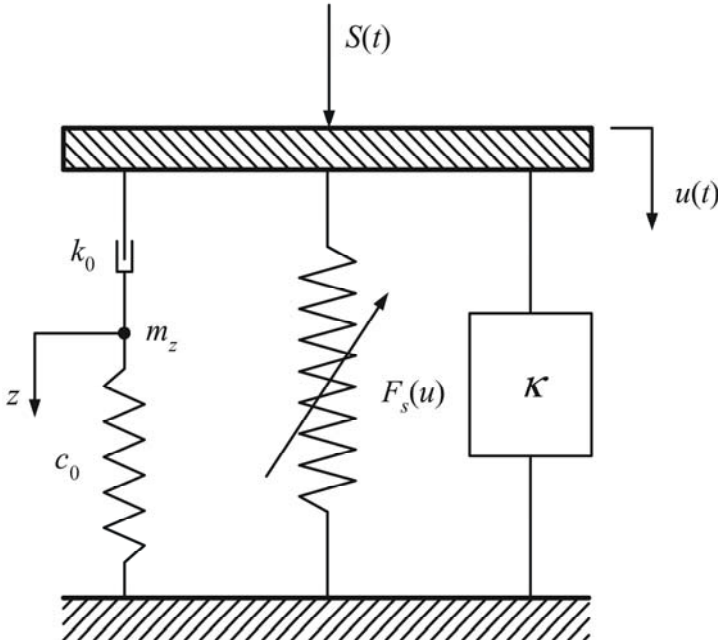
Ponadto zauważono, że wpływ współczynnika tłumienia k_0 nie jest znaczący, ponieważ składniki trzeci i czwarty w przypadku wzrostu k_0 dążyć będą wprawdzie do nieskończoności, ale ich różnica dąży do pewnej stałej wartości granicznej E_k równej:

$$E_k = \frac{h_0^2 c_0}{2c_1} \quad (5.42)$$

5.5. PRZYKŁAD IDENTYFIKACJI MODELU W PRÓBIE QUASI-STATYCZNEJ

W podrozdziale 5.3 przedstawiono metody w świetle kryteriów optymalnego projektowania przebijanego materiału, wprowadzając pojęcie energii granicznej, związanej z modelem niesprężystym typu Zenera. Także w podrozdziale 5.4 opisano analizę modelu zmodyfikowanego i rozszerzonego o człon mieszany. Weryfikując eksperymentalnie, należy opracować sposób identyfikacji parametrycznej z uwzględnieniem tego typu modeli, w których możliwe jest eksperymentalne wyznaczenie parametrów definiujących własności dynamiczne materiałów konstrukcyjnych. Ideę oraz sposób postępowania przedstawiono w kolejnych rozdziałach niniejszej pracy. Określone koncepcje w tej dziedzinie przedstawiono w opracowaniach [79, 81, 111, 114, 116].

Problematykę identyfikacji można rozszerzyć na modele w postaci nieliniowego elementu sprężystego $F_s(u)$, w równoległej konfiguracji z elementem typu Maxwella (rys. 5.19). W tym przypadku również założono, że w procesie przebijania do wartości granicznej u_{gr} (por. rys. 5.12) deformacji $u(t)$ materiał przebijany będzie zachowywał się jak model nieliniowy z elementem Maxwella (rys. 5.16).



Rys. 5.16. Schemat układu modelującego proces przebicia materiału dla $u \in (0, u_{gr})$

Założono, że po przekroczeniu wartości granicznej deformacji ($u > u_{gr}$) procesy nieodwracalne w materiale opisano za pomocą innego modelu reologicznego. Istotne jest jednak to, aby tak dobrać stałe k_0 , c_0 , κ oraz funkcję $F_s(u)$ przyjętego modelu, aby energia graniczna opisana równaniem (5.39) osiągała wartość maksymalną. Wtedy reszta energii

$$\Delta E = \frac{mv^2}{2} - E_{gr}$$

będzie minimalna, co spowoduje znikomą, trwałą deformację materiału, a tym samym jego niewielkie zniszczenie.

Analizę modelu sprowadza się do zdefiniowania składników siły oporu przebijanego materiału siłą przebijającą $S(t)$. W modelu (rys. 5.12) siłę tę wyrażono zależnością:

$$S = S_1 + S_2 + S_3 \quad (5.43)$$

gdzie: $S_1 = F_s(u)$ – siła nieliniowego elementu czysto sprężystego, $S_2 = \kappa i u^2$ – siła od członu mieszanego (założono, że oddziaływanie tego typu w rozważanym materiale może występować), S_3 – siła od elementu Maxwella.

Równania ruchu układu można zapisać w postaci:

$$S = c_0(u - z) + F_s(u) + \kappa i u^2 \quad (5.44)$$

$$k_0 \dot{z} = c_0(u - z) \quad (5.45)$$

gdzie $z(t)$ – zmienna (niemierzalna) zdefiniowana ruchem masy fikcyjnej m_z .

Eliminując zmienną z z równań (5.44), (5.45), układ opisano za pomocą jednego następującego równania:

$$S - F_s - \kappa i u^2 = k_0 \dot{u} - \frac{k_0}{c_0} \dot{S} + \frac{k_0}{c_0} \dot{F}_s + \frac{k_0}{c_0} \kappa (\ddot{u} u^2 - 2 \dot{u} u \dot{u}) \quad (5.46)$$

Rozwiązanie danej siły $S(t)$ opisano funkcją $u(t)$. Równanie (5.46) jest nieliniowe i trudno znaleźć jego rozwiązanie ogólne, gdy parametry są nieokreślone. W próbie quasi-statycznej przyjmuje się, że siła $S(t)$ musi być taka, aby rozwiązanie $u(t)$ miało postać (5.22).

W tego rodzaju rozwiązaniach spełnione są następujące warunki:

$$\dot{u} = v_d, \quad \dot{S} = \frac{dS}{du} \cdot v_d = S' v_d, \quad \dot{F}_s = \frac{dF_s}{du} \cdot v_d = F'_s v_d, \quad \ddot{u} = 0 \quad (5.47)$$

a równanie (5.46) zostanie zapisane jako:

$$S' + \chi S = c_0 + F'_s + 2\kappa v_d u^2 + \chi (F'_s + \kappa v_d u^2) \quad (5.48)$$

Zależność (5.48) jest równaniem różniczkowym, którego rozwiązanie $S(u)$ przy dowolnej funkcji $F_s(u)$ przedstawiono w postaci:

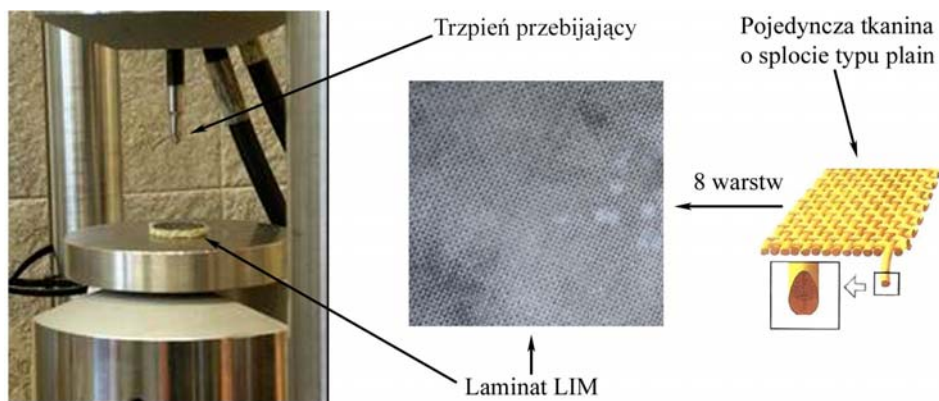
$$S(u) = F_s(u) + \kappa v_d u^2 + k_0 v_d (1 - e^{-\chi u}) \quad (5.49)$$

w której stałą χ zdefiniowano wyrażeniem (5.26).

Na podstawie równania (5.49) zauważono, że jeśli prędkość przebijania v_d dąży do zera, to charakterystykę quasi-statyczną $S(u)$ opisać można jedynie funkcją sprężystości $F_s(u)$. Przyjmując materiał o charakterystyce deformacji odwracalnej do trwałych uszkodzeń jak przyjęty model (rys. 5.16), można na podstawie aproksymacji uzyskanej eksperymentalnie zależności $\hat{S}(\hat{u})$ z funkcji (5.49) wyliczyć wartości

estymatorów parametrów $\hat{c}_1, \hat{c}_3, \hat{\kappa}, \hat{k}_0, \hat{c}_0$, opisujących własności przebijanego materiału w żądanym zakresie przemieszczeń u i prędkości v_d .

Wyliczenie wartości estymatorów jest możliwe po przeprowadzeniu identyfikacji modelu w próbie quasi-statycznej przebijania z różnymi prędkościami. Badania materiałowe w quasi-statycznym przebijaniu wykonano na maszynie wytrzymałościowej MTS 810, na specjalnie przygotowanym stanowisku (rys. 5.17).



Rys. 5.17. Stanowisko do prób quasi-statycznego przebijania materiału

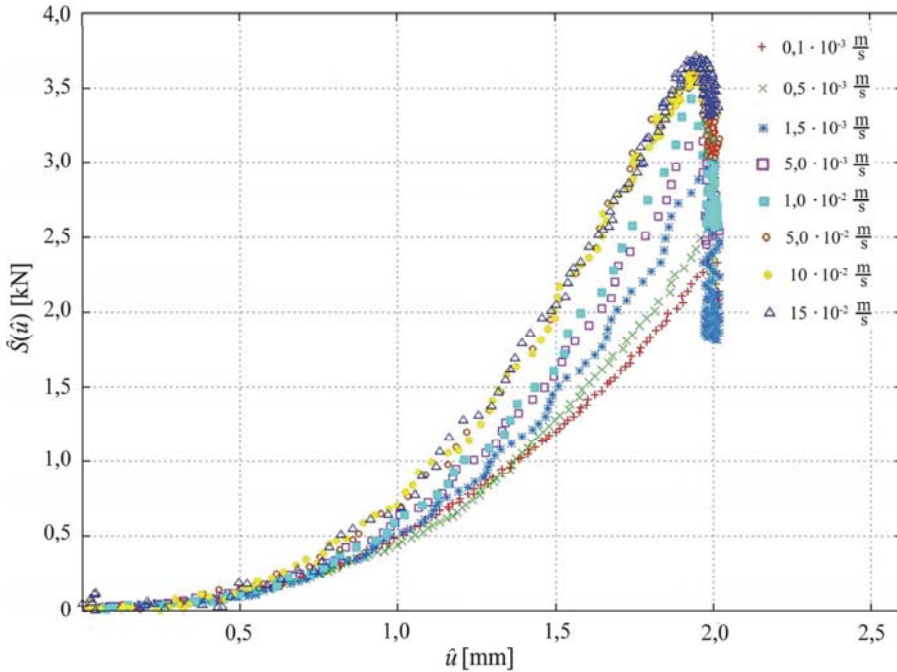
Maszynę wytrzymałościową typu MTS 810 przystosowano tak, że w górnej szczęce zamocowano trzpień przebijający. Na dolnej szczęce zamontowano płaski stalowy stolik, na którym swobodnie położono przebijany materiał. Kształt końcówki trzpienia przebijającego dostosowano do 9 mm pocisku typu Parabellum. Badania wykonano na laminacie balistycznym produkcji polskiej o nazwie handlowej LIM. Materiał poddano przebiciu z różnymi prędkościami, od minimalnej do maksymalnej (w zakresie prędkości maszyny $v_d \leq 150 \cdot 10^{-3}$ m/s). Trwałe wgniecenie materiału zaobserwowano przy przemieszczeniach $u_{gr} = 2$ mm, w związku z czym badania quasi-statyczne przeprowadzono w zakresie $u \in (0, 2)$ mm. Wyniki uzyskane z próby quasi-statycznego przebijania przedstawiono na rysunku 5.18.

Uzyskane eksperymentalnie charakterystyki $\hat{S}(\hat{u})$ zależą wyraźnie od prędkości. Zauważono, że przy minimalnej prędkości ($v_d = 0,1 \cdot 10^{-3}$ m/s) charakterystyka jest nieliniowa. Na tej podstawie zdecydowano przyjąć funkcję sprężystości w postaci:

$$F_s(u) = c_1 u + c_3 u^3 \quad (5.50)$$

a w konsekwencji, po podstawieniu do (5.49), otrzymano:

$$S(u) = c_1 u + c_3 u^3 + \kappa v_d u^2 + k_0 v_d (1 - e^{-zu}) \quad (5.51)$$



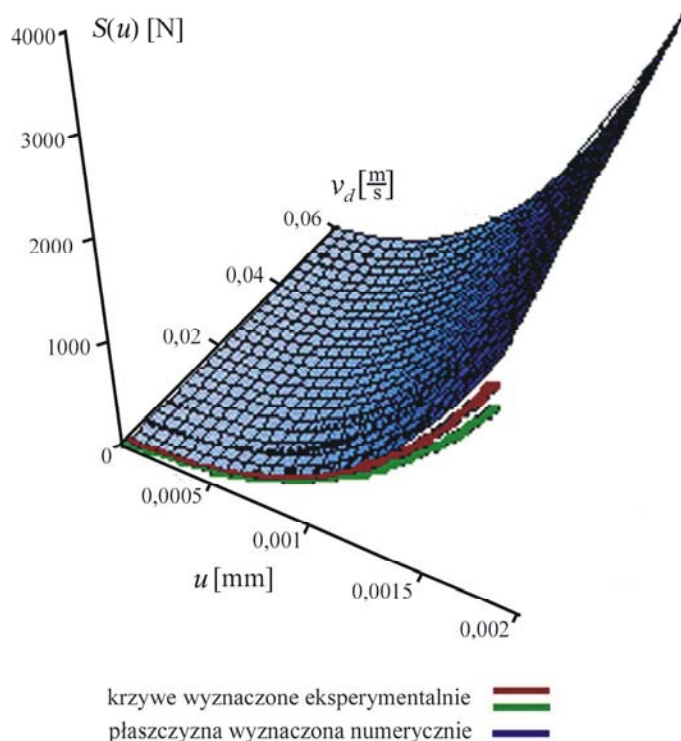
Rys. 5.18. Charakterystyka quasi-statycznego przebijania materiału LIM

Do dalszej identyfikacji zastosowano narzędzia numeryczne. Stosując program Mathematica, moduł aproksymacji funkcji nieliniowych [198], przyjęto w przypadku danych numerycznych (rys. 5.18) wartości stałych parametrów funkcji (5.51):

$$\begin{cases} \hat{c}_1 = 1,70 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{m}}, & \hat{c}_3 = 3,31 \cdot 10^{11} \frac{\text{N}}{\text{m}^3}, & \hat{\kappa} = 5,56 \cdot 10^9 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}^3}, \\ \hat{k}_0 = 0,47 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, & \hat{c}_0 = 132,72 \frac{\text{N}}{\text{m}} \end{cases} \quad (5.52)$$

Wyniki eksperymentalne porównano z wynikami numerycznymi, podstawiając wartości estymatorów (5.52) do zależności (5.51) definiowanych własności przebijanego materiału w żądanym zakresie przemieszczeń u i prędkości v_d . Otrzymano powierzchnię prezentowaną na rysunku 5.19, na której w przybliżeniu przedstawiono krzywe wyznaczone eksperymentalnie (rys. 5.18).

W procesie przebijania parametry modelu (stałe c_1 , c_3 , κ , k_0 , c_0) będą zależęć nie tylko od rodzaju materiału, ale także od warunków jego zamocowania, dlatego dalsze odpowiednie badania quasi-statycznego przebijania z różnymi materiałami i w różnorodnych warunkach brzegowych przedstawiono w kolejnych rozdziałach.



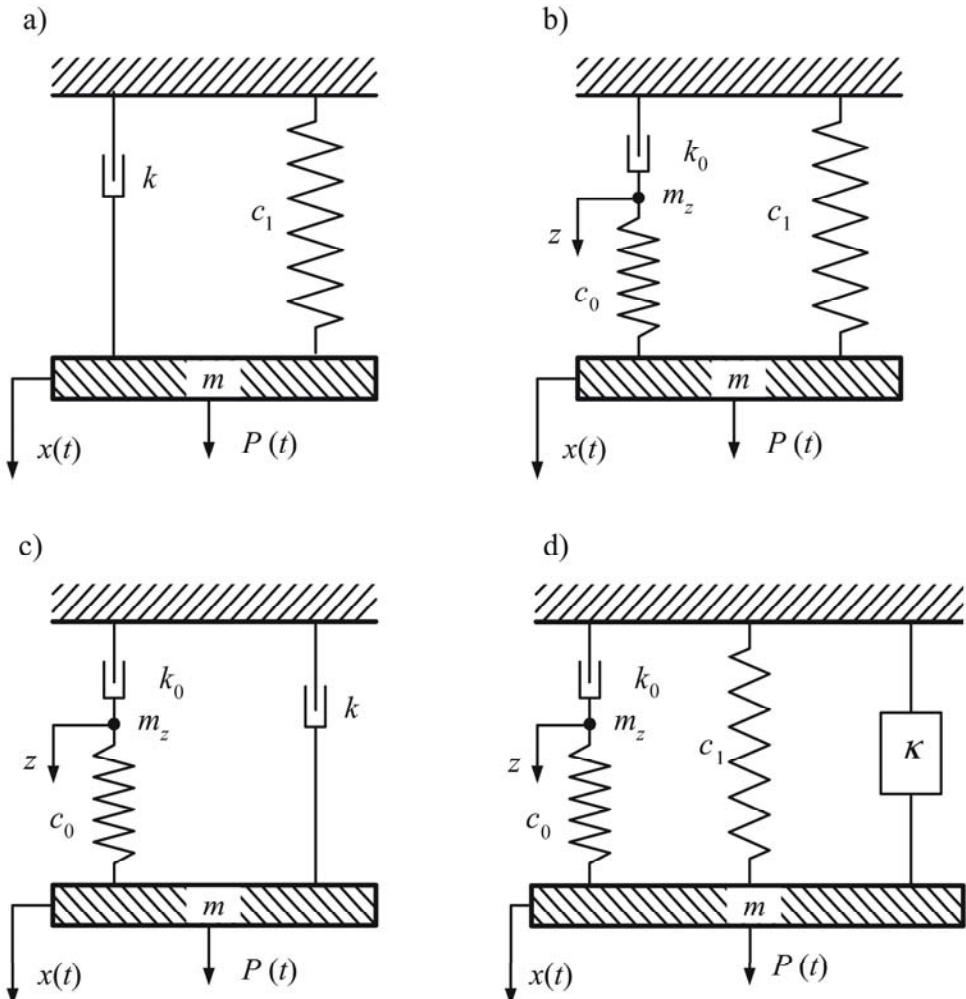
Rys. 5.19. Porównanie danych eksperymentalnych z powierzchnią wyznaczoną aproksymacją

5.6. BADANIE WRAŻLIWOŚCI WYBRANYCH MODELI ZDEGENEROWANYCH

Mając na uwadze typowy kształt zmian prędkości pocisku podczas przebijania osłony (por. rys. 5.2, 5.19), postanowiono znaleźć taki model związków konstytutywnych, w których obserwuje się podobne zależności krzywych deformacji od prędkości. Analizie poddano grupę modeli, które przedstawiono na rysunku 5.20.

Badaniom wrażliwości w ujęciu prędkości przebijania poddano cztery modele z grupy modeli reologicznych [21, 52, 89, 91, 110] (rys. 5.20a–d). Model (a) jest typowym modelem Kelvina powszechnie stosowanym w teorii drgań. Pozostałe są modelami złożonymi, w których wspólną cechą jest występowanie elementu Maxwella opisanego parametrami k_0 , c_0 , w przypadku konfiguracji równoległej elementu Maxwella z elementem sprężystym otrzymujemy model (b), z elementem tłumiącym

– model (c) oraz z elementem sprężystym i z elementem mieszanym opisanym parametrem κ – model (d). Modele (b–c) są to modele zdegenerowane, gdyż ich liczba stopni swobody to 1,5.



Rys. 5.20. Modele przyjęte do analizy: a) model klasyczny, b) model zdegenerowany z elementem sprężystym, c) model zdegenerowany z elementem tłumiącym, d) model zdegenerowany z elementem mieszanym

Identyfikacja, z punktu widzenia dynamiki układów dyskretnych, polega na wprowadzeniu równań identyfikacyjnych oraz poddaniu ich weryfikacji metodą symulacji komputerowej. Na podstawie tych badań można określić parametry o największym stopniu odpowiedzialności za rozpraszanie energii uderzenia. Następnym etapem jest

modyfikacja parametrów modelu w celu ich optymalizacji i przeniesienie uzyskanych wyników na obiekt rzeczywisty, jakim jest osłona balistyczna.

Zadanie to zawężono do zbadania wrażliwości modeli na zmiany wartości ich parametrów w próbie quasi-statycznej wymuszeń dynamicznych. Równania różniczkowe ruchu dla każdego z modeli (por. rys. 5.20) określono jako:

- Model (a)

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + c_1x = P \quad (5.53)$$

- Model (b)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + c_1x + c_0(x-z) = P \\ c_0(x-z) = k_0\dot{z} \end{cases} \quad (5.54)$$

- Model (c)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + k\dot{x} + c_0(x-z) = P \\ c_0(x-z) = k_0\dot{z} \end{cases} \quad (5.55)$$

- Model (d)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + c_1x + \kappa\dot{x}c_0(x-z) = P \\ c_0(x-z) = k_0\dot{z} \end{cases} \quad (5.56)$$

Zmienną z w równaniach (5.54), (5.55), (5.56) opisano jako ruch masy fikcyjnej $m_z = 0$ (rys. 5.20b–c). Człon mieszany występujący w modelu (d) można traktować jako siłę tłumienia $k(x)\dot{x}$, w której współczynnik tłumienia jest funkcją przemieszczenia x masy m . W tym przypadku założono, że $k(x) = \kappa x$. Dyssypacja energii przybiera rosnące wartości podczas deformacji materiału na skutek jego wyciężenia. W zjawisku tym wyodrębniono falę uderzeniową generowaną prędkością pocisku, która powoduje wzmocnienie propagacji mikropeknięć. Natomiast reakcja materiału przejawia się w postaci wzrastającego tarcia wewnętrznego.

Badanie wrażliwości modeli na ewentualne zachowanie się materiału w warunkach rzeczywistych sprowadzono do analizy dwóch przypadków obciążenia:

- w stanie quasi-statycznego rozciągania (wymuszenie ze stałą prędkością $\dot{x} = v_0 = \text{const}$),
- przy wymuszeniu typu uderzenie (impulsy prostokątne i sinusoidalne).

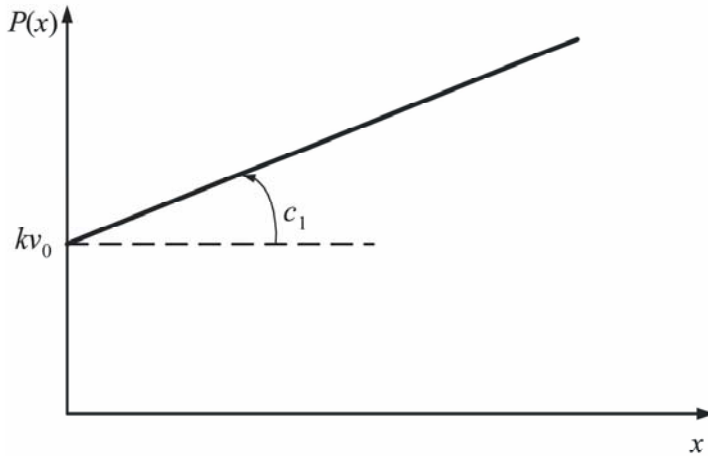
W przypadku modelu (a) przeprowadzono teoretyczną i doświadczalną analizę zachowania się tegoż modelu. W przypadku stałej prędkości deformacji $\dot{x} = v_0 = \text{const}$, zależność siły P od deformacji x określono wprost z równania (5.53) po zdefiniowaniu rozwiązania o postaci:

$$x(t) = v_0 t \quad (5.57)$$

Wyrażenie $P(x)$ w modelu (a), po podstawieniu rozwiązania (5.57) do równania (5.53), określono w postaci:

$$P = kv_0 + c_1 x \quad (5.58)$$

Związek (5.58) jest liniową funkcją $P(x)$, której graficzną postać przedstawiono na rysunku 5.21.



Rys. 5.21. Charakterystyka quasi-statyczna modelu Kelvina

Identycznie postępując, uzyskano wyrażenia na zależność $P(x)$ w modelach (b), (c) i (d), przez podstawienie do równań (5.54)–(5.56) rozwiązania (5.57). W ten sposób otrzymano nieco bardziej złożone równania o następujących postaciach:

- Model (b)

$$P(x) = c_1 x + k_0 v_0 \left(1 - e^{\frac{-c_0}{k_0 v_0} x} \right) \quad (5.59)$$

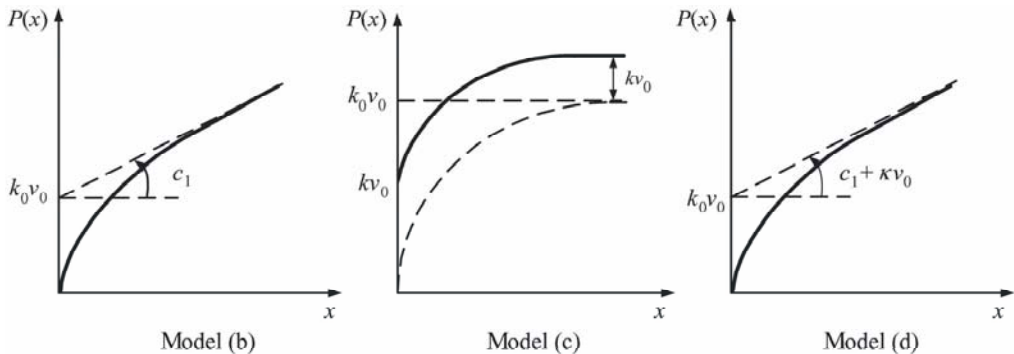
- Model (c)

$$P(x) = kv_0 + k_0 v_0 \left(1 - e^{\frac{-c_0}{k_0 v_0} x} \right) \quad (5.60)$$

- Model (d)

$$P(x) = (c_1 + \kappa v_0)x + k_0 v_0 \left(1 - e^{\frac{-c_0}{k_0 v_0} x} \right) \quad (5.61)$$

Funkcje przedstawione graficznie na rysunku 5.22 są nieliniowe, co bardziej uwiarygodnia tego typu zależności uzyskiwane na obiektach rzeczywistych w typowych próbach wytrzymałościowych.

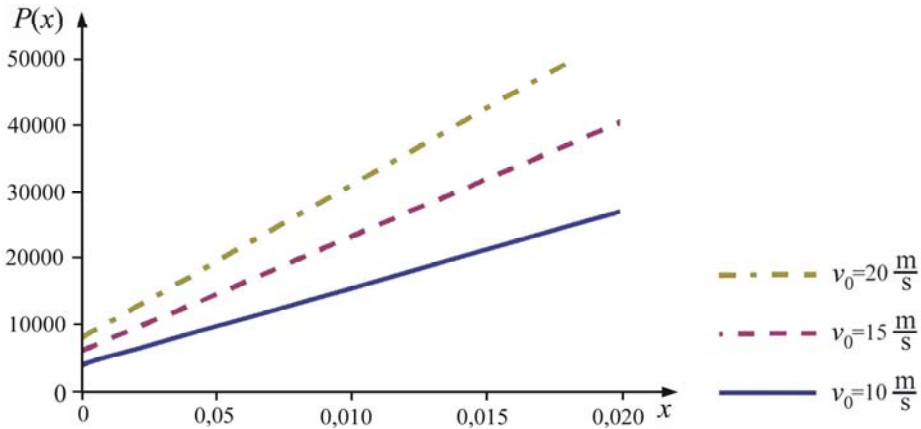


Rys. 5.22. Charakterystyki quasi-statyczne modeli zdegenerowanych, otrzymane w analizie teoretycznej

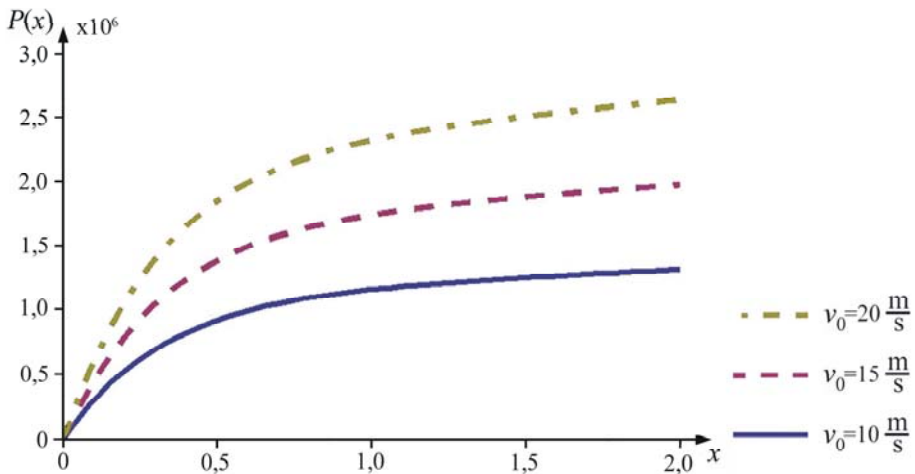
Badania eksperymentalne z zastosowaniem prób quasi-statycznych przeprowadzono za pomocą oprogramowania Mathematica [198]. Do zależności (5.58), (5.59), (5.60) i (5.61) podstawiono wartości wygenerowane przez program komputerowy z poszczególnymi parametrami analizowanych modeli. Przyjęto następujące przykładowe wartości parametrów:

$$\begin{cases} k_0 = 1100000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, & c_0 = 115000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, & c_1 = 3500000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \\ \kappa = 3420000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}^3}, & k = 4060 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, & m = 18 \text{ kg} \end{cases} \quad (5.62)$$

W wyniku symulacji komputerowej otrzymano postać charakterystyk quasi-statycznych analizowanych modeli (rys. 5.20a–d). Wyniki przedstawiono na rysunkach 5.23–5.26 z zadanymi stałymi wartościami prędkości.

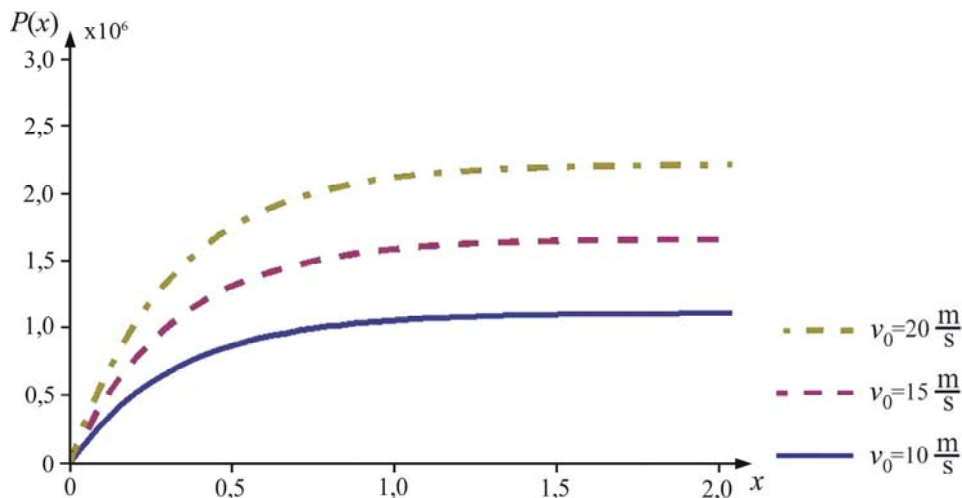


Rys. 5.23. Charakterystyki quasi-statyczne obciążenia modelu klasycznego w symulacji komputerowej przy danych stałych prędkościach rozciągania

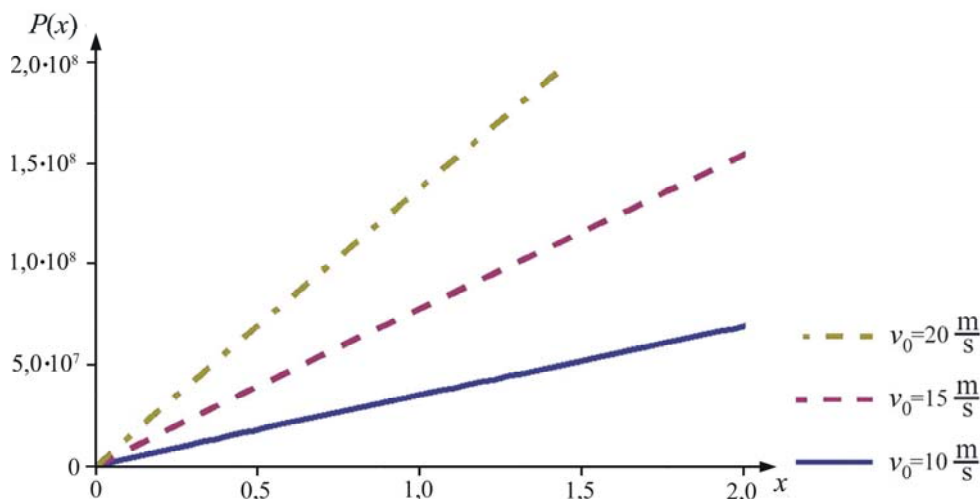


Rys. 5.24. Charakterystyki quasi-statyczne obciążenia modelu zdegenerowanego z elementem sprężystym w symulacji komputerowej przy danych stałych prędkościach rozciągania

Mając konkretne dane stałych parametrów modeli, badania symulacyjne w drugim przypadku przeprowadzono na układach o przyjętych wartościach (5.62). Zastosowano wymuszenia dynamiczne w postaci impulsów prostokątnych i sinusoidalnych, przyjmując część dodatnią pierwszego półokresu sinusoid (rys. 5.27b).



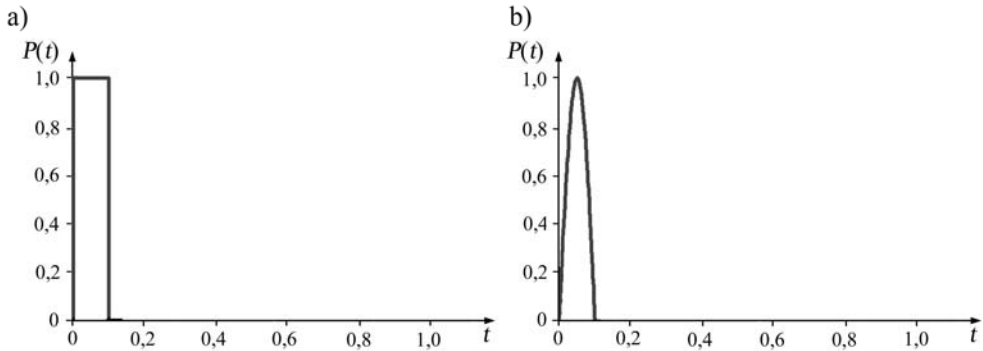
Rys. 5.25. Charakterystyki quasi-statyczne obciążenia modelu zdegenerowanego z elementem tłumiącym w symulacji komputerowej przy danych stałych prędkościach rozciągania



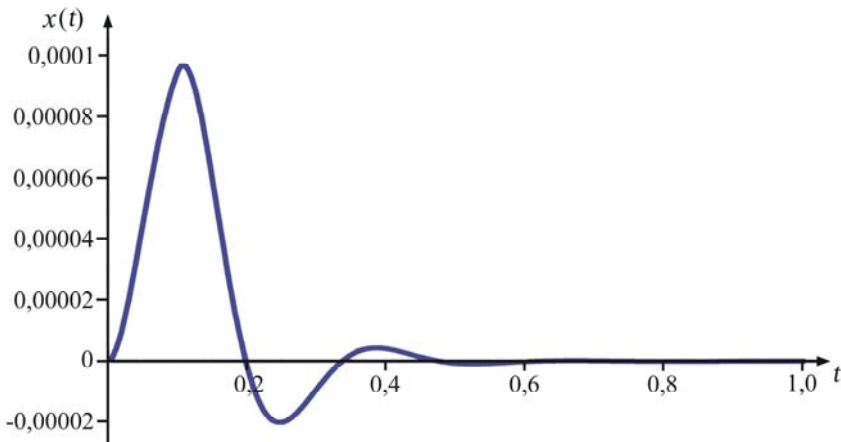
Rys. 5.26. Charakterystyki quasi-statyczne obciążenia modelu zdegenerowanego z elementem mieszanym w symulacji komputerowej przy danych stałych prędkościach rozciągania

Odpowiedziami modeli na te wymuszenia były przebiegi czasowe $x(t)$. Wykresy przedstawiające odpowiedzi na wymuszenia prostokątne przedstawiono na rysunkach 5.28–5.31, a wymuszenia sinusoidalne na rysunkach 5.32–5.35. W każdym z rozpatrywanych modeli zaobserwowano przebiegi w postaci drgań gasnących o różnym tempie zanikania i różnych częstotliwościach. Wyniki świadczą o bardzo istotnych różni-

cach w odpowiedzi modeli pod wpływem wymuszenia na uderzenia. Wspólną cechą charakteryzującą wymuszenia modeli jest jedynie to, że są to wymuszenia gasnące. W każdym z rozpatrywanych przypadków odpowiedź układu nie jest uzależniona od kształtu impulsu (sposobu uderzenia).

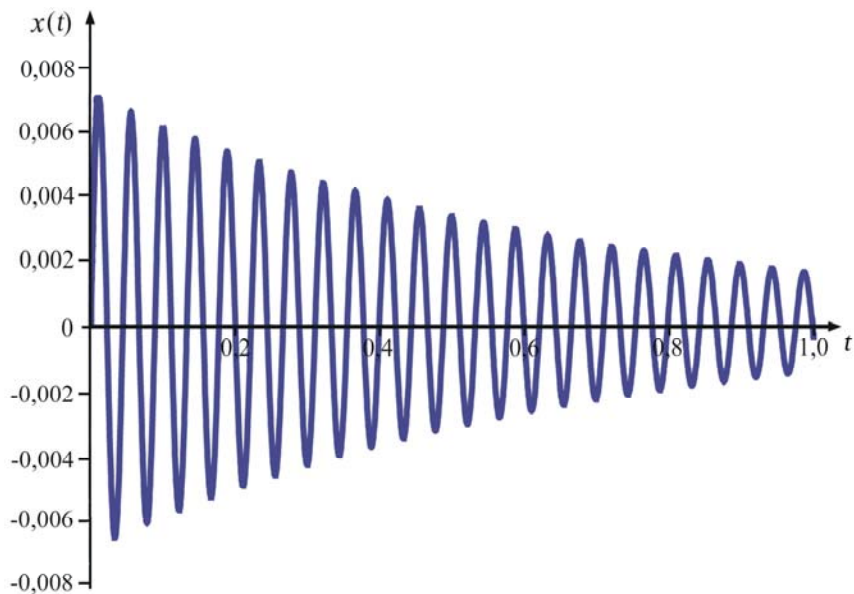


Rys. 5.27. Przebiegi czasowe wymuszeń dynamicznych: a) impuls prostokątny, b) impuls sinusoidalny

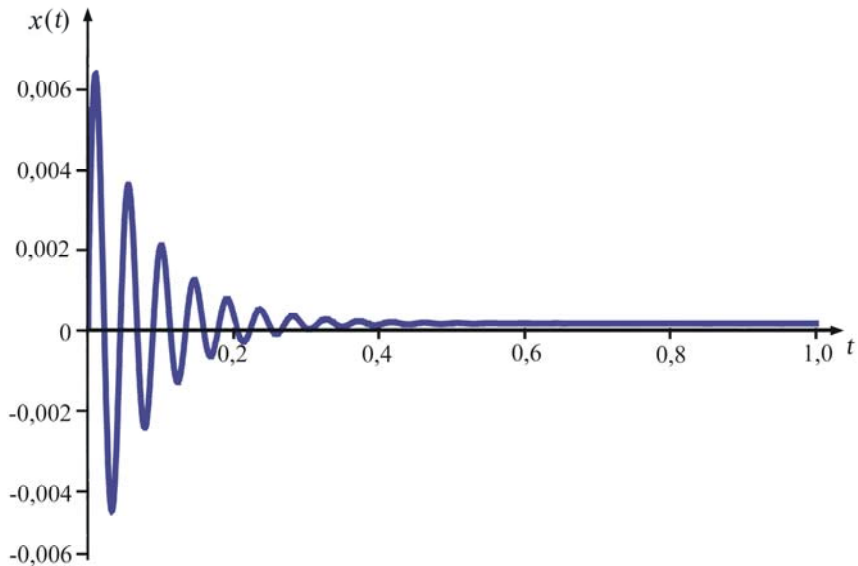


Rys. 5.28. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe prostokątne w modelu klasycznym

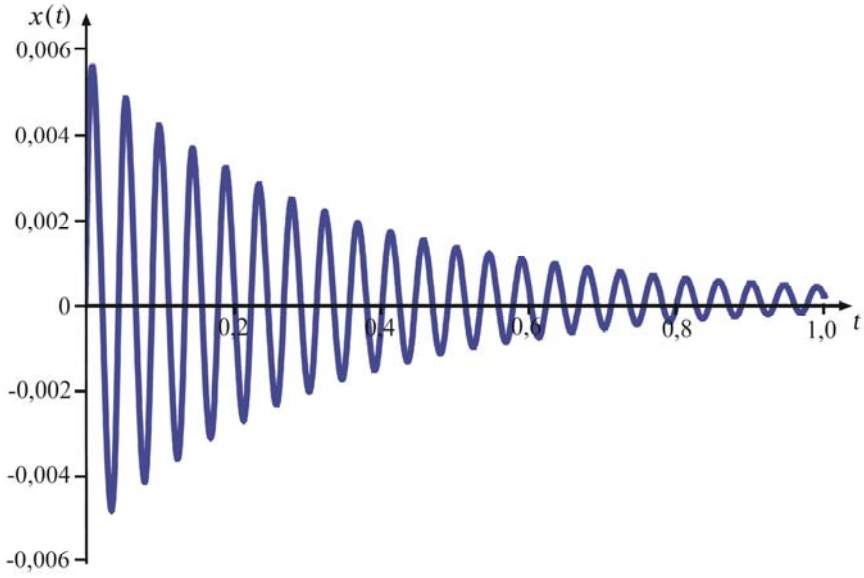
Pozostałe różnice w odpowiedzi są dość istotne, co jest spowodowane różną budową. Już na podstawie obserwacji modelu (a), czyli jego dynamicznych zachowań, zauważono, że tempo dyssypacji energii czy też częstości drgań jest odmienne od analizowanych modeli (b), (c) i (d). Modele te wykazują dużą zbieżność uzyskanych charakterystyk w badaniach symulacyjnych i materiałowych, odniesionych do prób quasi-statycznych. Dalszą analizę przeprowadzono więc na układzie o niepełnej liczbie stopni swobody.



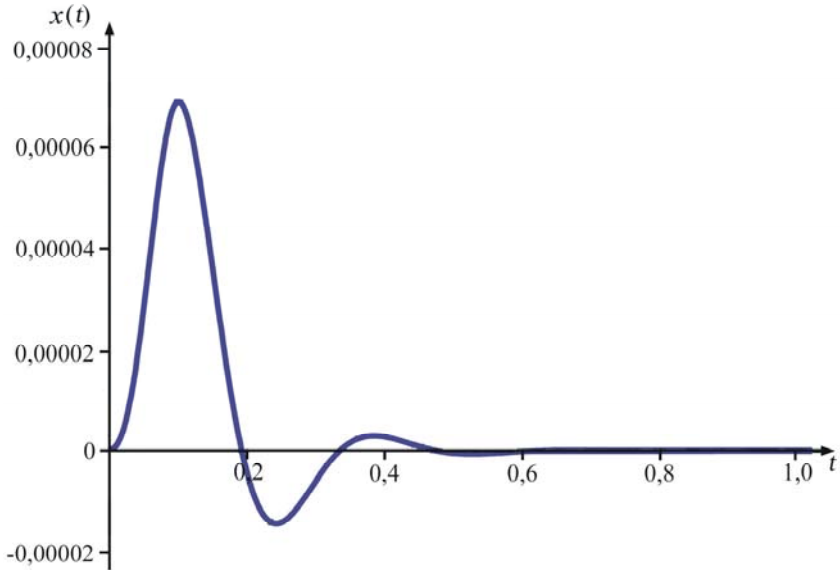
Rys. 5.29. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe prostokątne w modelu zdegenerowanym z elementem sprężystym



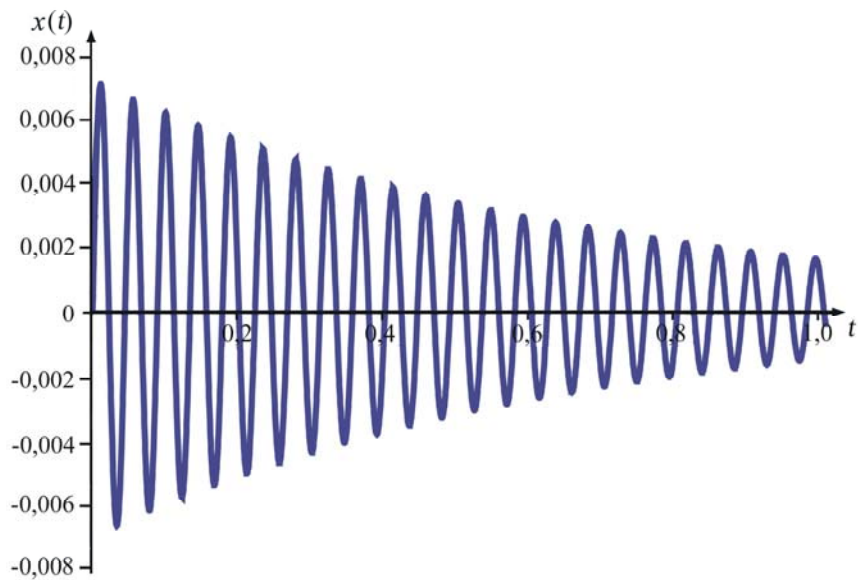
Rys. 5.30. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe prostokątne w modelu zdegenerowanym z elementem tłumiącym



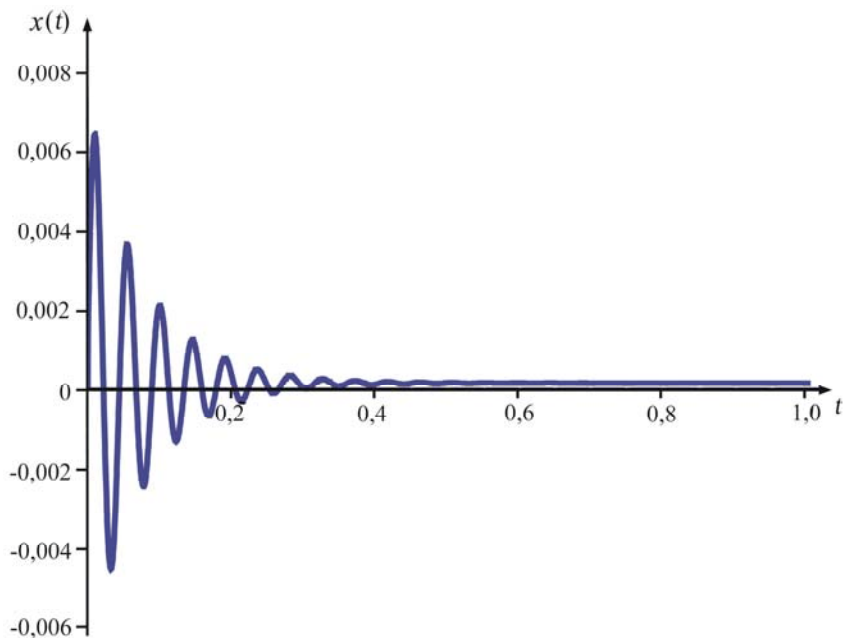
Rys. 5.31. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe prostokątne w modelu zdegenerowanym z elementem mieszanym



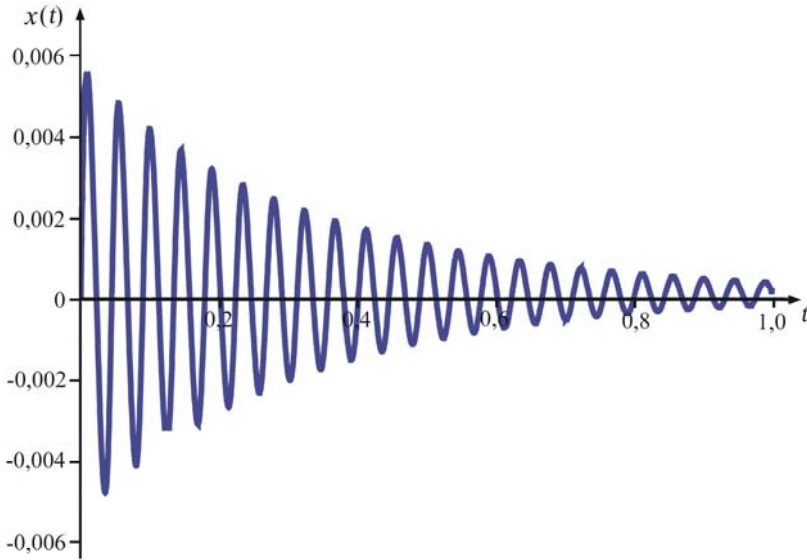
Rys. 5.32. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe sinusoidalne w modelu klasycznym



Rys. 5.33. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe sinusoidalne w modelu zdegenerowanym z elementem sprężystym



Rys. 5.34. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe sinusoidalne w modelu zdegenerowanym z elementem tłumiącym



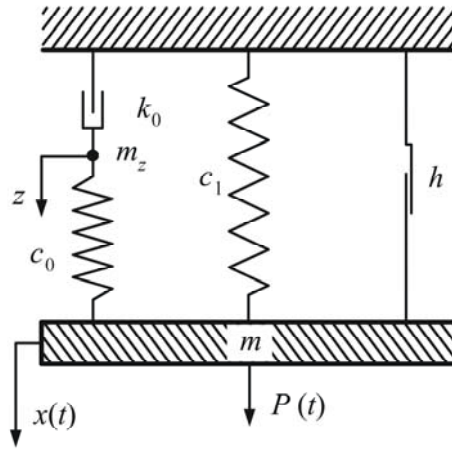
Rys. 5.35. Odpowiedź czasowa na wymuszenie impulsowe sinusoidalne w modelu zdegenerowanym z elementem mieszanym

5.7. TARCIE SUCHE W MODELU ZDEGENEROWANYM

Rozpraszanie energii jest związane z tłumieniem drgań w obiektach mechanicznych. Zjawisku temu towarzyszy przemieszczanie się układu, zwłaszcza o silnym obciążeniu dynamicznym, takim jak np. układ pocisk–osłona balistyczna. W takich układach wyróżnia się trzy rodzaje tłumienia:

- tłumienie wiskotyczne,
- tarcie suche,
- tarcie wewnętrzne.

Tarcie wewnętrzne jest zjawiskiem złożonym, związanym z wewnętrzną dyssypacją energii. Występuje ono na poziomie budowy atomu i całej jego siatki krystalicznej w wyniku dyslokacji atomów podczas drgania układu (ciała drgającego). W procesie przebijania materiału tarcie wewnętrzne pominięto, ponieważ nie jest przedmiotem rozważań. Tłumienie wiskotyczne i tarcie suche w analizie ruchu drgającego układu dynamicznego będzie dominującym czynnikiem podczas opisu dyssypacji energii. Tego typu zachowania układów są przedmiotem wielu opracowań [4, 9–11, 34, 35, 99, 115, 146, 152]. Procedury identyfikacji, w których siła oddziaływania elementu sprężysto-tłumiącego na masę m zależy jedynie od przemieszczenia x i prędkości \dot{x} ,



Rys. 5.37. Model zdegenerowany Zenera z tarciem suchym

Założono, że ruch masy uderzającej w osłonie sprowadzono do przemieszczenia pojedynczej masy skupionej m , na którą działa siła oporu przebijanego materiału S , zależna od jej położenia x oraz prędkości v . Siła ta uwarunkowana jest typem przyjętego modelu. W przypadku modelu Zenera z tarciem suchym siłę tę opisuje wyrażenie:

$$S(x, v) = c_1 x + c_0(x - z) + h \text{Sgn}(v) \quad (5.63)$$

gdzie zmienna z definiuje ruch masy fikcyjnej $m_z = 0$ i spełnia równanie:

$$c_0(x - z) = k_0 \dot{z} \quad (5.64)$$

Równanie różniczkowe ruchu zapisano:

$$m\ddot{x} + c_1 x + c_0(x - z) + h \text{Sgn}\dot{x} = P \quad (5.65)$$

Eliminując zmienną z z równań (5.64) i (5.65), można je zastąpić zależnością w postaci:

$$m\ddot{x} + h \text{Sgn}(\dot{x}) + c_1 x + \frac{k_0}{c_0} [(c_0 + c_1)\dot{x} + h \mathcal{G}(\dot{x})\ddot{x} + m\ddot{x} - \dot{P}] = P \quad (5.66)$$

gdzie $\mathcal{G}(\dot{x})$ jest funkcją Diraca. Siłę oporu ruchu w układzie zdegenerowanym opisano wyrażeniem postaci:

$$S = h \text{Sgn}(\dot{x}) + c_1 x + \frac{k_0}{c_0} [(c_0 + c_1)\dot{x} + h \mathcal{G}(\dot{x})\ddot{x} + m\ddot{x} - \dot{P}] \quad (5.67)$$

Z uwagi na złożoną analityczną postać równania różniczkowego (5.66) siły oporu, dalsze badania wykonywano drogą symulacji komputerowej. W przypadku quasi-statycznych deformacji (próby rozciągania ze stałą prędkością $v = \text{const} = v_d > 0$), siła S będzie miała postać:

$$S = S_q = h + c_1 x + \frac{k_0}{c_0} [(c_0 + c_1)v_d - \dot{P}] \quad (5.68)$$

gdzie S_q oznaczono jako siłę oddziaływania materiału (osłony) w próbie quasi-statycznej.

W tym przypadku, na podstawie równania różniczkowego ruchu, otrzymano związek opisany zależnością:

$$P = h + c_1 x + \frac{k_0}{c_0} [(c_0 + c_1)v_d - \dot{P}] \quad (5.69)$$

będący równaniem różniczkowym funkcji $P(x)$, ponieważ

$$\dot{P} = \frac{dP}{dx} v_d$$

także jest warunkiem. Rozwiązaniem tego równania jest funkcja $P(x)$ postaci:

$$P(x) = h + c_1 x + k_0 v_d \left(1 - e^{\frac{-c_0 x}{k_0 v_d}} \right) \quad (5.70)$$

Wykres funkcji $P(x)$ o wybranych wartościach stałych h , c_1 , k_0 , c_0 , v_d przedstawiono na rysunku 5.38.

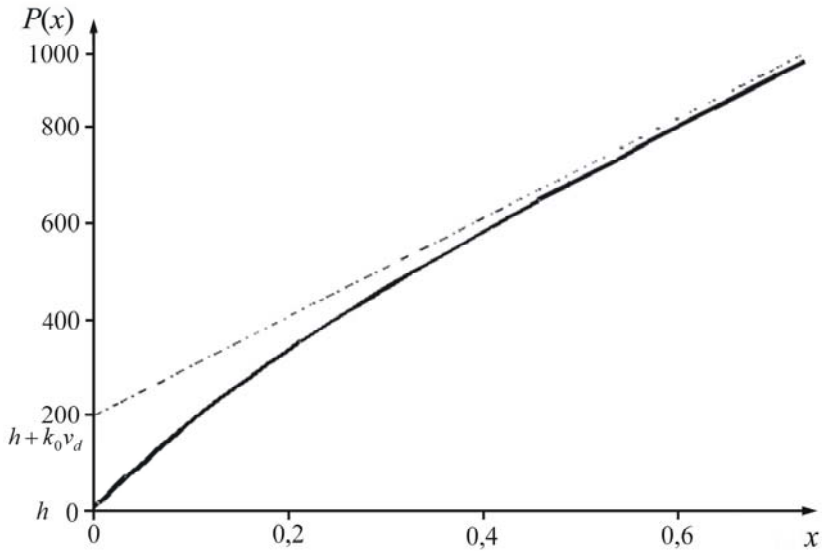
Ze względu na złożoność przyjętego modelu zdegenerowanego zastosowano w dalszej analizie metodę numeryczną. Badanie zachowania się modelu na zmianę parametru h w symulacji ukierunkowano na otrzymanie charakterystyk czasowych i częstotliwościowych, gdy zadane wartości parametrów były następujące:

$$k_0 = 200 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad c_1 = 1000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_0 = 1000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad m = 1 \text{ kg} \quad (5.71)$$

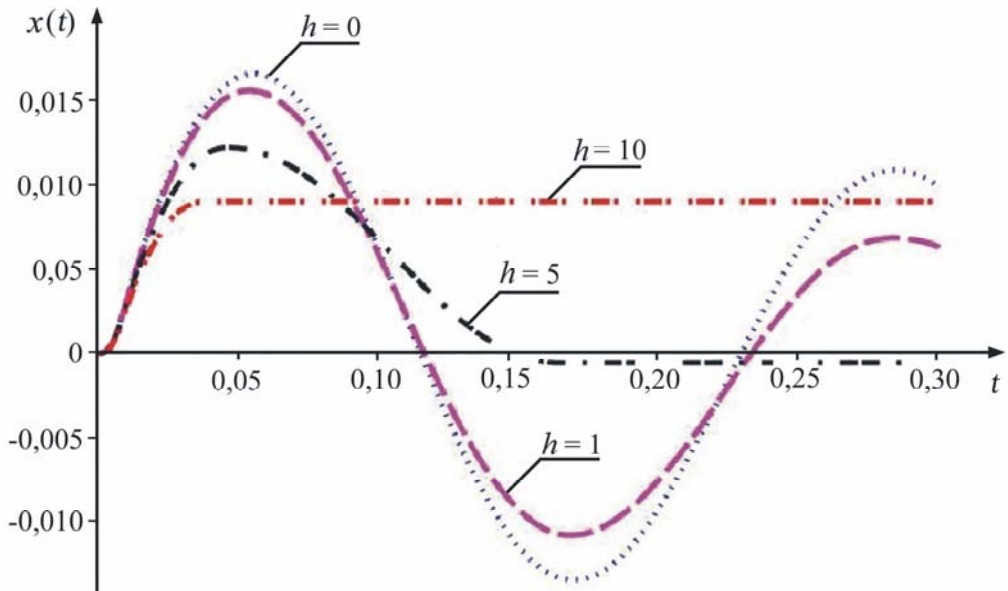
W analizie zadawano różne wartości h . Rozwiązanie uzyskano, stosując oprogramowanie Mathematica [198] i zakładając, że w każdym przypadku symulowano wymuszenie impulsowe:

- gdy $t < 1/100$,
- gdy $t > 1/100$, przyjęto $p(t) = 0$.

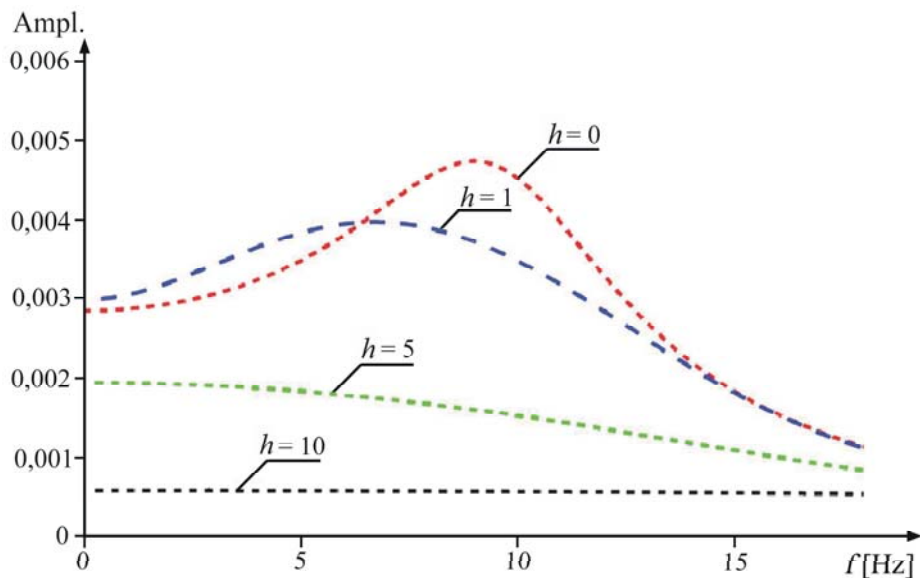
Przebiegi czasowe i charakterystyki częstotliwościowe odpowiedzi układu przedstawiono na rysunkach 5.39–5.40 o wartościach parametru h : 0, 1, 5, 10.



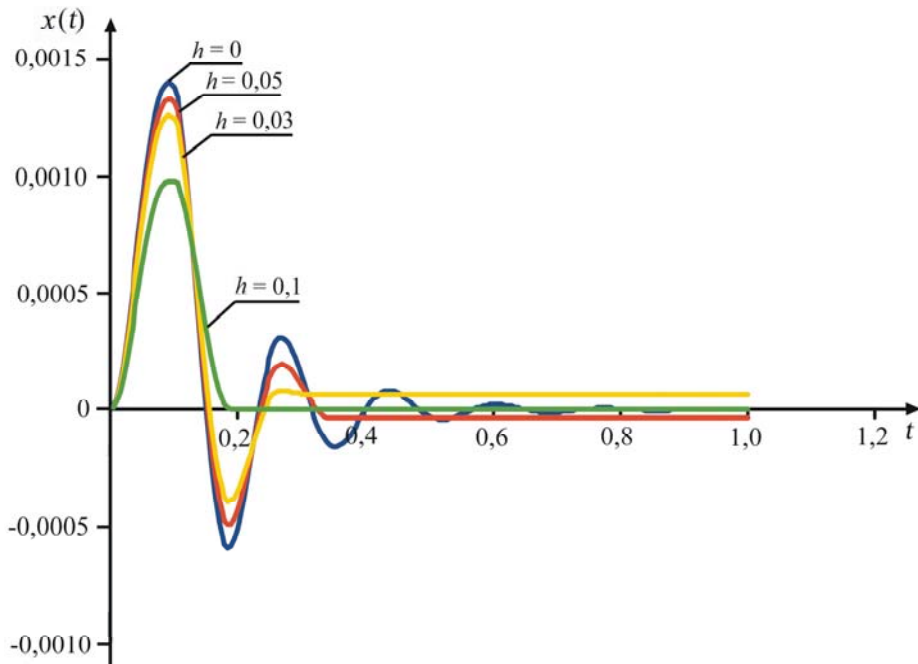
Rys. 5.38. Przykład zależności quasi-statycznego obciążenia $P(x)$ w modelu zdegenerowanym Zenera z tarcie suchym



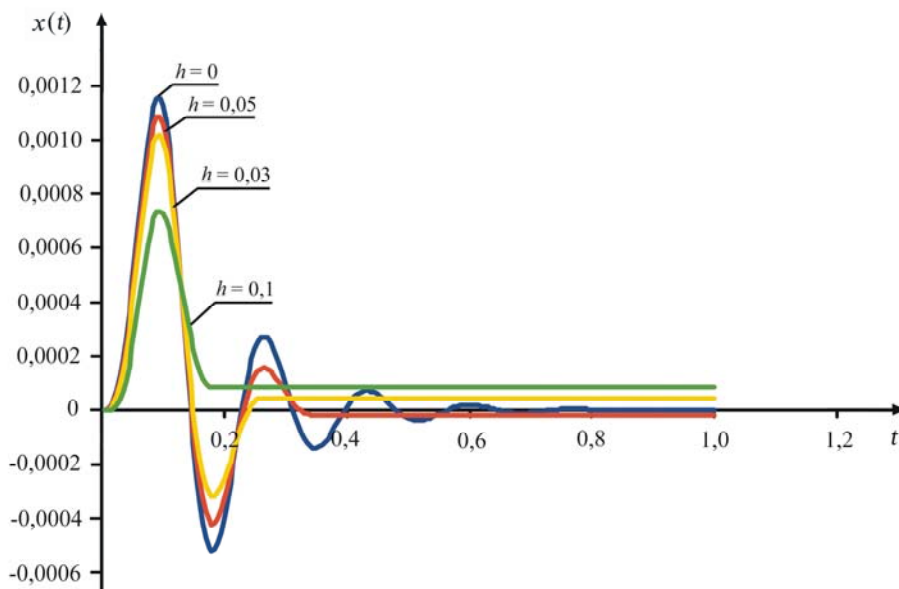
Rys. 5.39. Charakterystyki czasowe analizowanego modelu o różnych wartościach h



Rys. 5.40. Charakterystyki częstotliwościowe analizowanego modelu o różnych wartościach h



Rys. 5.41. Charakterystyki czasowe na wymuszenie impulsowe prostokątne o różnych wartościach stałej tarcia suchego h



Rys. 5.42. Charakterystyki czasowe na wymuszenie impulsowe sinusoidalne o różnych wartościach h

Dodatkowo rozpatrzono przypadek modelu poddanego wymuszeniom udarowym (impulsy prostokątne i sinusoidalne), wykonując badania symulacyjne z zadanymi następującymi wartościami stałych:

$$k_0 = 1100000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad c_1 = 115000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_0 = 3500000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad m = 18 \text{ kg} \quad (5.72)$$

Wprowadzając przyjęte wartości parametru h (0; 0,05; 0,03; 0,1), uzyskano charakterystyki odpowiedzi modelu na wymuszenia impulsowe, które przedstawiono na rysunkach 5.41–5.42.

Oczekiwanym rezultatem analizy układu (rys. 5.37) było wyprowadzenie zależności funkcji $P(x)$ oraz wykazanie korelacji w wyniku zmiany parametru h . W ten sposób badano wrażliwość modelu na przyjęte wartości tarcia suchego. Uzyskane przebiegi charakterystyk czasowych i częstotliwościowych przełożono na ocenę zakładanych oraz formułowanych postulatów dotyczących oceny charakterystyk materiałowych, jakimi powinien charakteryzować się materiał przeznaczony do budowy osłon balistycznych. Jak wykazano, gdy $h = 0$ (brak tarcia suchego), obserwuje się istotne różnice w szybkości zanikania drgań. W układzie zdegenerowanym na spadek tłumienia wpływa znacząco element sprężysty opisany parametrem c_0 . Wniosek ten został również postawiony we wcześniejszych analizach zawartych w opracowaniach [23, 90].

Wpływ tarcia suchego na uzyskane odpowiedzi przedstawiony w tym podrozdziale jest istotny i zdecydowanie wpływa na fazę niszczącą materiału przebijanego.

6. IDENTYFIKACJA PRZEBIJANIA METODĄ RÓWNAŃ BILANSU ENERGII I MOCY

Metody bilansowe identyfikacji układów drgających są formułami ogólnymi, zapoczątkowanymi przez wzory Newtona–Eulera [4, 9, 16, 32, 112, 115, 152]. W procesie przekazywania energii, w wyniku przebijania materiału obserwuje się jego niszczenie, co spowodowane jest dyssypacją (rozproszeniem). Ilość energii rozproszonej jest ograniczona wartością graniczną, która jest uzależniona m.in. od własności materiału przebijanego. W procesie przebijania materiału ocenę ilościową dyssypacji energii uderzenia można opisać metodami wywodzącymi się z równań bilansu energii i bilansu mocy. Metoda ta została zapoczątkowana w pracy [152] i zdefiniowana jako nowy sposób identyfikacji przy wymuszeniach okresowych dowolnego kształtu. Wyprobowane równania identyfikacyjne badano głównie eksperymentalnie, uwzględniając wiele rodzajów nieliniowych modeli fizycznych oraz stosując różne obciążenia dynamiczne zarówno typu ciągłego, jak i impulsowego. Dokładną analizę modeli układów mechanicznych o właściwościach nieliniowych z adaptowaniem równań bilansu energii i bilansu mocy do identyfikacji parametrycznej modeli dynamicznych przedstawiono w pracy [152]. Równania te otrzymuje się po przemnożeniu równania różniczkowego ruchu przez elementarne przemieszczenie $dx = \dot{x}dt$ w równaniu bilansu energii, a w równaniu bilansu mocy poprzez przemnożenie równania różniczkowego ruchu przez elementarną prędkość $d\dot{x} = \ddot{x}dt$ oraz po scałkowaniu tych równań po okresie T , gdzie $x(t) = x(t + T)$, gdy $T \neq 0$. Wyniki poszczególnych całek w tych równaniach nie są wartościami zerowymi, pomimo założenia, że $x(0) = x(T)$ oraz $v(0) = v(T)$ (por. rozdz. 4). Równanie bilansu energii o zależności $v(x)$ przedstawiono za pomocą portretu fazowego prędkości v od przemieszczenia x , a $p(x)$ zobrazowano dynamiczną pętlą histerezy. Równanie bilansu mocy określone zależnością $a(v)$ zostało zdefiniowane za pomocą portretu fazowego przyspieszenia a od prędkości v , a $p(v)$ nie jest już dynamiczną pętlą histerezy, lecz pętlą zamkniętych zależności wymuszenia p od prędkości odpowiedzi v badanego układu. W sensie fizycznym zależności $v(x)$, $a(v)$ (lewe strony równań (por. zależność (4.36), (4.41)) opisano jako rozchodowanie energii i mocy z układu, natomiast $p(x)$ i $p(v)$ (prawe strony równań) zdefiniowano w postaci

energii i mocy dostarczonej do układu. Przykład interpretacji graficznej tego typu zależności przedstawiono na rysunku 6.1.

Kolejną modyfikacją było uogólnienie równań bilansu energii i bilansu mocy na wypadek wymuszeń pseudookresowych i zastąpienie pomiarów pólpetli zamkniętych pomiarem wartości średnich przebiegów czasowych odpowiednich sygnałów, co przedstawiono w pracy [111]. Modyfikacja ta została rozszerzona na zagadnienia wymuszeń losowych zarówno typu ciągłego, jak i losowej serii impulsów.

Badając przypadki układów silnie nieliniowych (przebijanie osłony z dużymi prędkościami), w których np. charakterystyka tłumienia nie jest funkcją monotonicznie rosnącą (rys. 6.2), obserwuje się sytuacje odpowiedzi niestabilnych, przy których równanie bilansu energii i bilansu mocy nie będzie spełniać przyjętych założeń. Należy także wziąć pod uwagę możliwości występowania w odpowiedzi układu składowych podharmonicznych. Wtedy w przypadku wymuszeń okresowych o okresie T_0 może być spełniony warunek na wielookresowość z okresem postaci:

$$p(t) = p(t + T_0), \quad x(t) = x(t + \nu T_0) \quad (6.1)$$

gdzie $\nu = 2, 3, 4, \dots$ – i -te składniki określonego równania identyfikacyjnego układu.

W takim przypadku pojedyncza pętla histerezy $p(x)$ nie jest zamknięta po upływie okresu T_0 wymuszenia $p(t)$. Jeśli przedział całkowania T będzie bardzo duży względem okresu T_0 ($T \gg T_0$), gdzie:

$$T \neq nT_0 \quad (6.2)$$

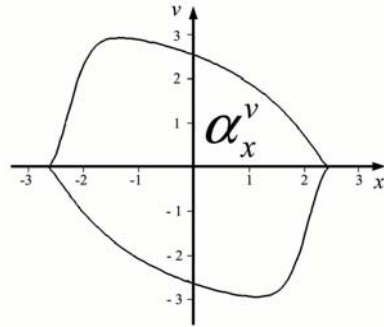
a n jest liczbą naturalną, to równanie energii (lub równanie bilansu mocy) jest spełnione z pewnym bardzo małym błędem.

Przykład pętli wyznaczonej niezamkniętą trajektorią zależności $p(x)$ w układzie z funkcją tłumienia z siodłem (rys. 6.2) przedstawiono na rysunku 6.3.

Podobnie w badaniach rzeczywistych układów fizycznych mogą pojawić się także przypadkowe zaburzenia ruchu. Warunek okresowości w takim zdarzeniu nie jest spełniony, a dalsza identyfikacja uzależniona jest od przyjęcia zmodyfikowanych procedur bilansowych. Jednym z kryteriów jest tworzenie procedur w taki sposób, aby można było otrzymać równania bilansu energii i bilansu mocy przy wymuszeniach losowych o dowolnym stacjonarnym rozkładzie prawdopodobieństwa, których realizacja odnosi się do stanu ustalonego badanego układu (np. charakterystyczne punkty, procedura uśrednionego równania bilansu energii i mocy). Przykładem takich zaburzeń jest proces przestrzeliwania osłony. Z otrzymywanych wyników badań obciążen impulsowych, do których dochodzi w wyniku działania pocisku z dużą prędkością na osłonę, już tylko na podstawie zarejestrowanych przebiegów czasowych (rys. 6.4) można zauważyć, że adaptowanie równań bilansu energii i mocy do identyfikacji badanego układu należy ukierunkować na opracowanie odrębnej metodyki. Wstępne założenia przedstawiono we wcześniejszych pracach autora [24, 93, 96].

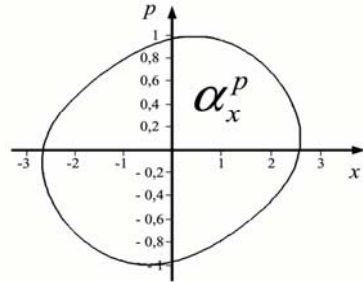
a)

$$\alpha_x^v = \int_0^T \dot{x}\dot{x}dt = \int_{x(0)}^{x(T)} v dx \Rightarrow$$



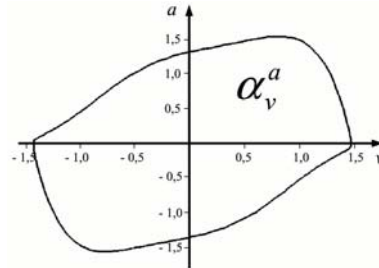
b)

$$\alpha_x^p = \int_0^T p\dot{x}dt = \int_{x(0)}^{x(T)} p dx \Rightarrow$$



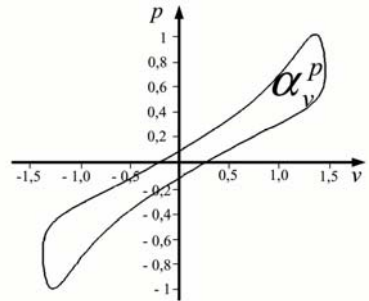
c)

$$\alpha_v^a = \int_0^T \ddot{x}\dot{x}dt = \int_{v(0)}^{v(T)} a dv \Rightarrow$$

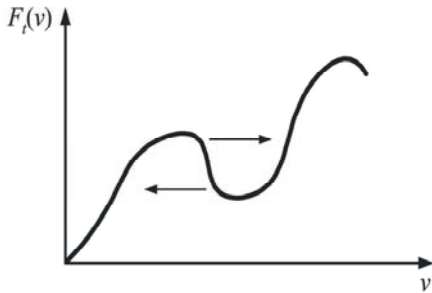


d)

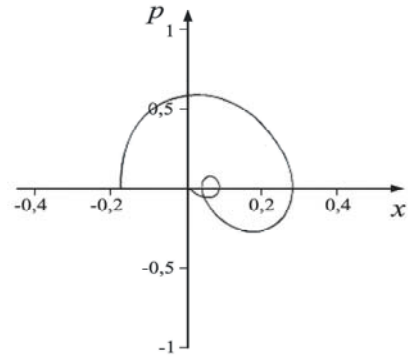
$$\alpha_v^p = \int_0^T p\dot{x}dt = \int_{v(0)}^{v(T)} p dv \Rightarrow$$



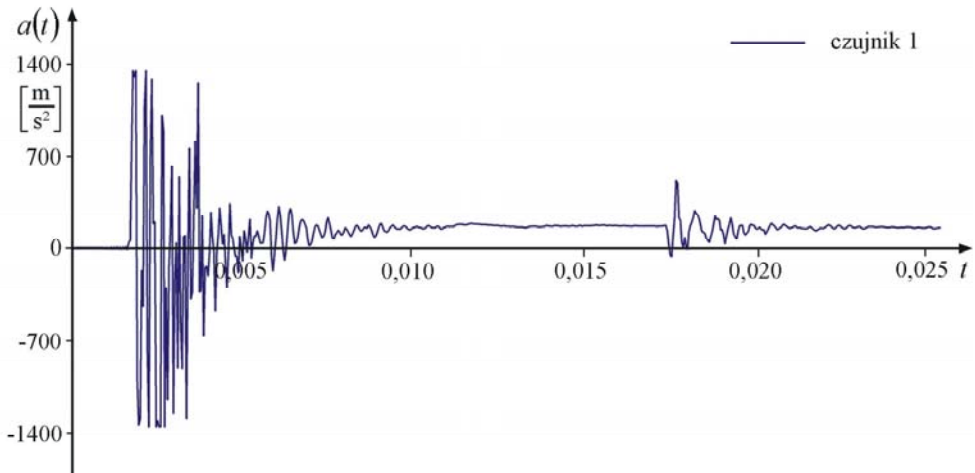
Rys. 6.1. Przykłady zmiennych α równań identyfikacyjnych wybranego układu nieliniowego w przypadku wymuszenia harmonicznego



Rys. 6.2. Przykład funkcji tłumienia z „siodłem” [152]



Rys. 6.3. Przykład zależności $p(x)$ o niezamkniętej trajektorii z warunkiem (6.2)

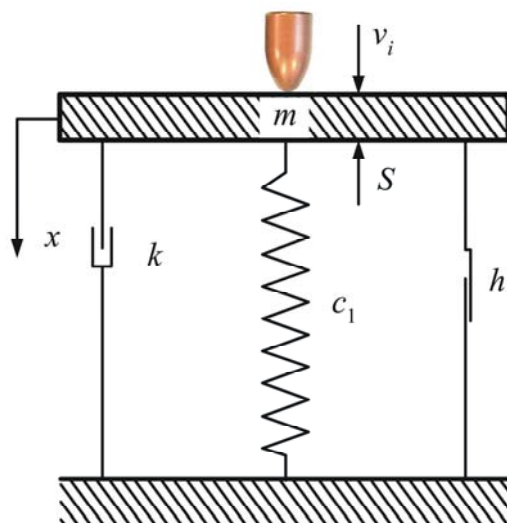


Rys. 6.4. Sygnał przyspieszenia uzyskany przy ostrzale próbki nabojem $12,7 \times 99$ mm z pociskiem APS o prędkości uderzenia 867,1 m/s

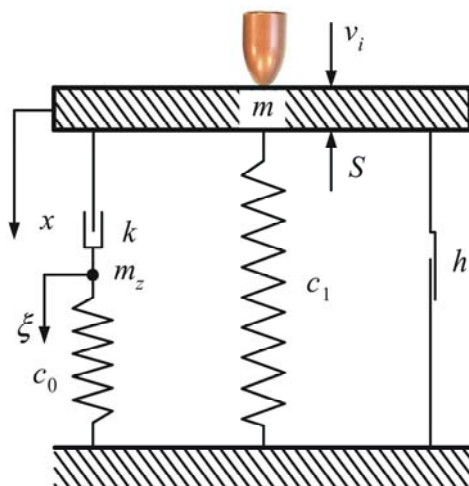
6.1. ANALIZA DYSSYPACJI ENERGII W UJĘCIU RÓWNAŃ BILANSU ENERGII NA PRZYKŁADZIE KLASYCZNYCH I NIEKLASYCZNYCH MODELI DYNAMICZNYCH

Przedmiotem rozważań jest zjawisko pochłaniania energii uderzenia pociskiem broni strzeleckiej. Jest to zagadnienie udarowego obciążenia osłony balistycznej, któ-

rej budowa jest złożona. Różnorodność budowy osłony balistycznej uzależniono od stosowania innowacyjnych materiałów kompozytowych, od włóknistych aż po tradycyjne (metalowe), które także znacząco różnią się od ich dawnych odpowiedników. Współczesne materiały metalowe charakteryzują się niejednorodnością w całej swojej objętości. Proces pochłaniania przez nie energii wymaga obszernej wiedzy, niezbędnej



Rys. 6.5. Dynamiczny model Kelvina z tarcie suchej reakcji materiału (S) na pocisk w opisie dyssypacji energii



Rys. 6.6. Dynamiczny model Zenera z tarcie suchej reakcji materiału (S) na pocisk w opisie dyssypacji energii

do właściwego opisu matematycznego zjawisk fizycznych, jakie zachodzą na styku pocisk–osłona. Z tego względu w tym rozdziale na przykładzie fizycznego zjawiska towarzyszącego przebijaniu aramidowej osłony 9 mm pociskiem Parabellum przeprowadzono analizę matematyczną, starając się je opisać równaniami bilansu energii. W celu określenia jakościowego opisu matematycznego przyjęto dwa modele dynamiczne przestrzeliwania materiału (przebijania), z których pierwszy jest to klasyczny model Kelvina z tarciami suchym (rys. 6.5), a drugi to nieklasyczny model Zenera z tarciami suchym (rys. 6.6). Różnica w budowie obydwu modeli jest istotna na dyssypację energii uderzenia.

Wspólną cechą obydwu modeli jest to, że straty energii uderzenia opisano dwoma parametrami k , h . Istotne różnice w budowie tych modeli wpływają jednak na wyniki analizy dyssypacji energii w obydwu przypadkach. Przed przystąpieniem do analizy przyjęto następujące założenia:

- śledzenie ruchu pocisku w osłonie spowodowane zostanie określeniem stałych materiałowych osłony,
- w czasie ruchu pocisku w osłonie stałe materiałowe:
 - c_1 , k , h (model Kelvina, rys. 6.5),
 - c_1 , c_0 , k , h (model Zenera, rys. 6.6),

nie mają wpływu na prędkość pocisku i jego położenie.

Założenie (b) jest dyskusyjne ze względu na zmiany jakościowe przebijanego materiału. Na potrzeby analizy uproszczono ten przypadek, przyjmując stałe materiałowe jako średnie wartości w przedziałach od prędkości v_i (prędkość uderzenia pocisku) do prędkości małych lub nawet zerowych (całkowite zatrzymanie pocisku w osłonie).

6.1.1. ANALIZA ROZPRASZANIA ENERGII UDERZENIA W MODELU KLASYCZNYM KELVINA

Siłę oporu ruchu materiału w modelu dynamicznym (rys. 6.5), którą uzależniono od położenia x pocisku w materiale oraz jego prędkości $v = \dot{x}$, można opisać w sposób następujący:

$$S(x, v) = c_1 x + k\dot{x} + h \operatorname{Sgn}(v) \quad (6.3)$$

Równanie różniczkowe ruchu masy m zapisano w postaci:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + h \operatorname{Sgn}(\dot{x}) + c_1 x = 0 \quad (6.4)$$

Zakładając przedział czasowy od $t = 0$ (moment uderzenia) do t_k (moment zatrzymania się pocisku), zauważa się, że gdy:

$$t \in (0, t_k) \rightarrow \dot{x} > 0, \text{ a więc } \operatorname{Sgn}\dot{x} = 1 \quad (6.5)$$

Równanie (6.4) w przedziale czasowym (6.5) zapisano jako:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + h + c_1x = 0 \quad (6.6)$$

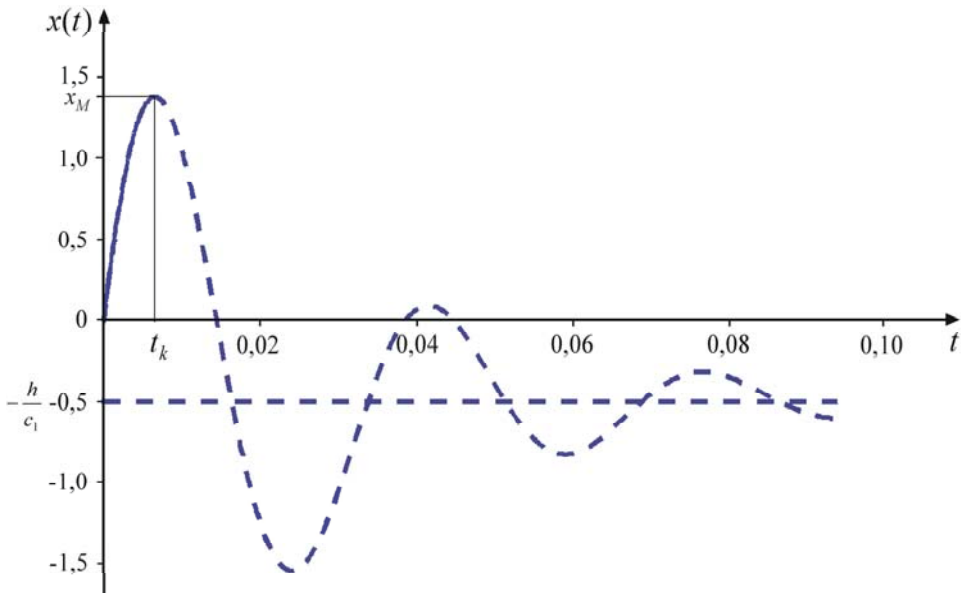
z warunkami początkowymi w postaci:

$$x(0) = 0, \quad \dot{x}(0) = v_i \quad (6.7)$$

przy czym w czasie t_k spełnione jest:

$$\dot{x}(t_k) = 0 \quad (6.8)$$

Rozwiązaniem równania (6.6) jest funkcja o postaci drgań tłumionych z wartością średniej $-h/c_1$, przedstawiona na rysunku 6.7.



Rys. 6.7. Wykres drgań tłumionych przemieszczenia $x(t)$ w przedziale czasu $t \in (0, t_k)$ (linia ciągła)

Po pomnożeniu równania (6.6) przez elementarne przemieszczenie $dx = \dot{x}dt$ i scałkowaniu w przedziale $t \in (0, t_k)$, otrzymano kolejno:

$$\int_0^{t_k} \ddot{x}\dot{x}dt = \int_{v_i}^{v(t_k)} vdv = \frac{v^2}{2} \Big|_{v_i}^0 = -\frac{v_i^2}{2} \quad (6.9)$$

$$\int_0^{t_k} \ddot{x} \dot{x} dt = \int_{x_0}^{x_M} v dx = \alpha_x^v \quad (6.10)$$

$$\int_0^{t_k} \dot{x} dt = \int_{x(0)}^{x(t_k)} dx = x|_0^{x_M} = x_M \quad (6.11)$$

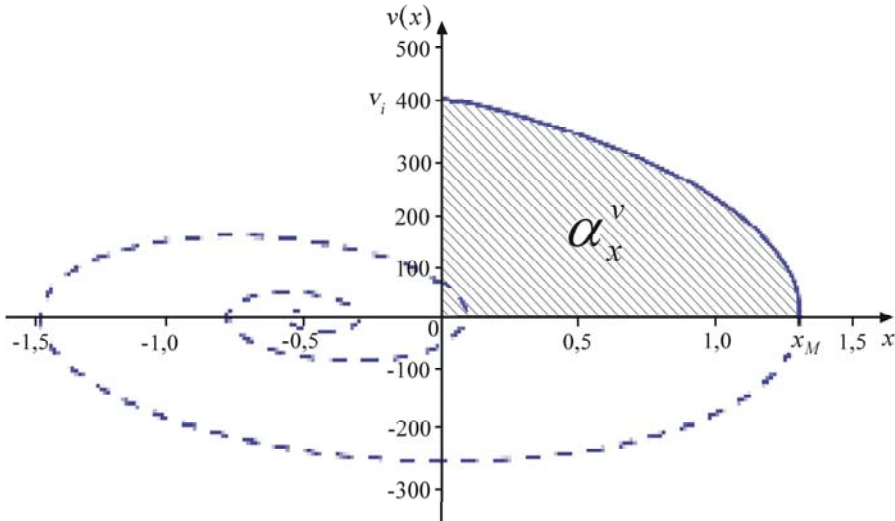
$$\int_0^{t_k} x \dot{x} dt = \int_{x_0}^{x(t_k)} x dx = \frac{x^2}{2} \Big|_0^{x_M} = \frac{x_M^2}{2} \quad (6.12)$$

Po zsumowaniu wszystkich wyrazów, zgodnie z równaniem (6.6), otrzymano zależność algebraiczną w postaci:

$$-\frac{mv_i^2}{2} + k\alpha_x^v + hx_M + c_1 \frac{x_M^2}{2} = 0 \quad (6.13)$$

Zależnością (6.13) przedstawiono bilans energii w przedziale czasu od uderzenia do zatrzymania się pocisku w materiale. Energia uderzenia $mv_i^2/2$ (energia kinetyczna pocisku) jest zamieniana na energię potencjalną (energię deformacji czysto sprężystą) $c_1 x_M^2/2$ oraz energię dyssypatywną E_d zdefiniowaną zależnością:

$$E_d = k\alpha_x^v + hx_M \quad (6.14)$$



Rys. 6.8. Graficzna postać stałej α_x^v równania bilansu energii opisanego równaniem (6.14)

Wartość energii dyssypacji uzależniono od stałej k tłumienia wiskotycznego i stałej h opisującej tarcie suche. Za pomocą stałej α_x^v przedstawiono pole ograniczone fragmentem trajektorii fazowej $v(x)$ drgań tłumionych (rys. 6.8).

Otrzymany wykres trajektorii fazowej $v(x)$ drgań tłumionych nie jest zamkniętą pętlą, na co zwrócono uwagę na początku rozdziału 6, analizując tego typu przypadek.

6.1.2. ANALIZA ROZPRASZANIA ENERGII UDERZENIA W MODELU NIEKLASYCZNYM ZENERA

Model Zenera (rys. 6.6) jest to układ zdegenerowany (nieklasyczny). Siłę S oporu ruchu materiału zdefiniowano w tym modelu nie tylko położeniem x pocisku w materiale i jego prędkości v , ale także niemierzalną (fikcyjną) zmienną. Zależność tę zdefiniowano równaniem:

$$S(x, \xi) = c_1 x + c_0(x - \xi) + h \text{Sgn}(v) \quad (6.15)$$

Natomiast ruch masy m opisano dwoma równaniami różniczkowymi:

$$m\ddot{x} + c_0(x - \xi) + c_1 x + h \text{Sgn}(\dot{x}) = 0 \quad (6.16)$$

$$c_0(x - \xi) = k \dot{\xi} \quad (6.17)$$

Straty energii uderzającego pocisku analizowano w przedziale czasu $t \in (0, t_k)$, z którego:

$$\dot{x} > 0 \rightarrow \text{Sgn}\dot{x} = 1 \quad (6.18)$$

Eliminując stałą ξ z równań (6.16) i (6.17), zależność na ruch masy m sprowadzono do jednego równania trzeciego rzędu:

$$\frac{km}{c_0} \ddot{x} + m\ddot{x} + k \frac{(c_0 + c_1)}{c_0} \dot{x} + c_1 x + h = 0 \quad (6.19)$$

W przypadku pierwszego składnika \ddot{x} wyrażonego za pomocą $dx = \dot{x}dt$ całkowanie od $t = 0$ do $t = t_k$ zapisano w postaci:

$$\int_0^{t_k} \ddot{x} \dot{x} dt = \dot{x} \dot{x} \Big|_0^{t_k} - \int_0^{t_k} \ddot{x} \dot{x} dt \quad (6.20)$$

Przy warunkach brzegowych $t = 0$, $t = t_k$ jest $\dot{x}(t_k) = v(t_k) = 0$ i $\dot{x}(0) = v_i(0) = 0$. Równanie (6.20) zapisano:

$$\int_0^{t_k} \ddot{x}\dot{x}dt = -\int_{v_i}^0 adv = \int_0^{v_i} adv = \beta_v^a \quad (6.21)$$

Pozostałe składniki równania (6.19) zestawiono w postaci:

$$\int_0^{t_k} \ddot{x}\dot{x}dt = \int_{v_i}^{v(t_k)} vdv = \frac{v^2}{2} \Big|_{v_i}^0 = -\frac{v_i^2}{2} \quad (6.22)$$

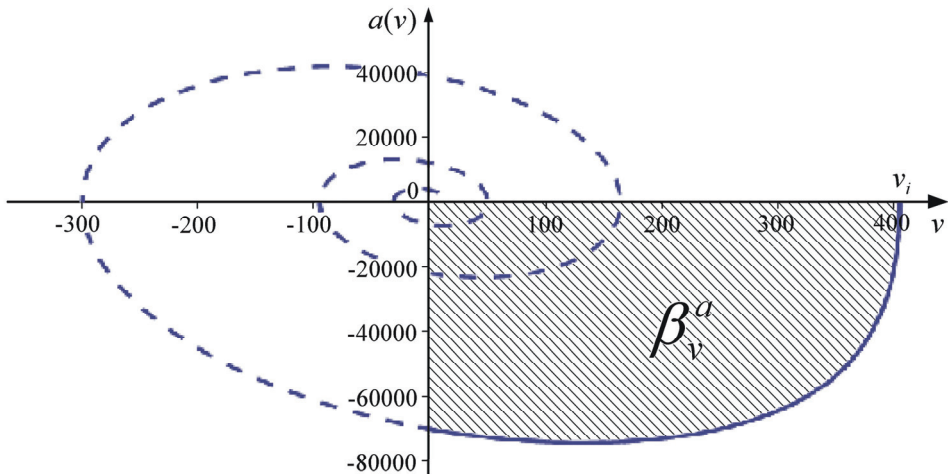
$$\int_0^{t_k} \ddot{x}\dot{x}dt = \int_{x_0}^{x_M} vdx = \alpha_x^v \quad (6.23)$$

$$\int_0^{t_k} \dot{x}dt = \int_{x(0)}^{x(t_k)} dx = x|_0^{x_M} = x_M \quad (6.24)$$

$$\int_0^{t_k} x\dot{x}dt = \int_{x_0}^{x(t_k)} xdx = \frac{x^2}{2} \Big|_0^{x_M} = \frac{x_M^2}{2} \quad (6.25)$$

Sumując zależności (6.21–6.25) na mocy równania (6.19), otrzymano:

$$\frac{km}{c_0} \beta_v^a - \frac{mv_i^2}{2} + k \frac{(c_0 + c_1)}{c_0} \alpha_x^v + \frac{c_1 x_M^2}{2} + hx_M = 0 \quad (6.26)$$



Rys. 6.9. Graficzna postać stałej β_v^a równania bilansu energii opisanego równaniem (6.27)

Energię dyssypatywną opisano więc w tym przypadku zależnością:

$$E_d = \frac{km}{c_0} \beta_v^a + k \frac{(c_0 + c_1)}{c_0} \alpha_x^v + hx_M \quad (6.27)$$

Parametr β_v^a zobrazowano polem ograniczonym trajektorią $a(v)$ drgań tłumionych w zakresie $v \in (v_i, 0)$, przedstawionym na rysunku 6.9.

Także z analizy modelu Zenera (modelu zdegenerowanego) otrzymano trajektorię fazową $a(v)$ o niezamkniętej pętli. Jak wykazano w przypadku wymuszenia okresowego (6.1), musi zachodzić warunek (6.2), aby mogły być spełnione równania identyfikacyjne.

6.1.3. MOŻLIWOŚCI IDENTYFIKACJI PARAMETRÓW α i β

Energię, jaką w chwili uderzenia przejmuje osłona, można przedstawić jako sumę energii sprężystej i energii dyssypacji:

$$E = E_s + E_d \quad (6.28)$$

W przypadku obu analizowanych modeli energię sprężystości E_s zdefiniowano jako:

$$E_s = \frac{c_1 x_M^2}{2} \quad (6.29)$$

Wartość tej energii określa współczynnik sztywności statycznej osłony c_1 . Energia dyssypacji, której opis matematyczny przedstawiono następująco:

$$\begin{cases} E_d = k\alpha_x^v + hx_M & \rightarrow \text{model Kelvina} \\ E_d = \frac{km}{c_0} \beta_v^a + k \frac{(c_0 + c_1)}{c_0} \alpha_x^v + hx_M & \rightarrow \text{model Zenera} \end{cases} \quad (6.30)$$

jest uzależniona w obu analizowanych modelach, jak zaznaczono (por. podrozdz. 6.1), od dwóch parametrów: k – tłumienia wiskotycznego, h – opisanego tarciem suchym. Opis dyssypacji energii (zależność (6.30)) jest odmienny. Nieklasyczny model (rys. 6.6) opisujący to zjawisko ma w swej kompozycji bardziej rozbudowaną postać matematyczną. W opisie tym określono wpływ parametrów, które mają decydujące znaczenie w przypadku dyssypacji energii, ponieważ tarciu suchemu towarzyszą zjawiska związane z powstawaniem efektów histerezowych, co szczegółowo omówiono w pracy [93].

Ważnym parametrem jest w tym przypadku prędkość uderzenia v_i , która decyduje o zaabsorbowaniu energii uderzenia przez analizowany układ. W celu zdefiniowania

energii rozproszenia należy określić x_M , którego wielkość jest uzależniona od spadku prędkości pocisku w materiale. Wielkość tę opisano stałą α_x^v :

$$\alpha_x^v = \int_{x_0}^{x_M} v dx \quad (6.31)$$

W dalszej analizie przyjęto, że w przedziale czasu $t \in (0, t_k)$, prędkość v jest liniową funkcją deformacji (por. rys. 6.7), czyli:

$$v(x) = v_i - \gamma x \quad (6.32)$$

Zakładając, że $x = x_m$, prędkość v jest równa zeru.

W związku z tym γ można obliczyć ze wzoru:

$$\gamma = \frac{v_i}{x_M} \quad (6.33)$$

Na podstawie zależności (6.31) stałą α zapisano w postaci:

$$\alpha_x^v = \int_0^{x_M} (v_i - \gamma x) dx = v_i x - \gamma \frac{x^2}{2} \Big|_0^{x_M} = v_i x_M - \gamma \frac{x_M^2}{2} = \frac{v_i x_M}{2} \quad (6.34)$$

Wyznaczając stałą β z równania (6.21), należy także skorzystać z warunku znajomości wartości v_i, x_M . Zakładając, że prędkość v maleje proporcjonalnie do deformacji zgodnie z funkcją (6.32), otrzymano:

$$\beta_v^a = \int_0^{v_i} a dv = \int_0^{v_i} -\gamma v dv = -\gamma \frac{v^2}{2} \Big|_0^{v_i} = -\gamma \frac{v_i^2}{2} \quad (6.35)$$

gdzie przyspieszenie a wyrażono wzorem:

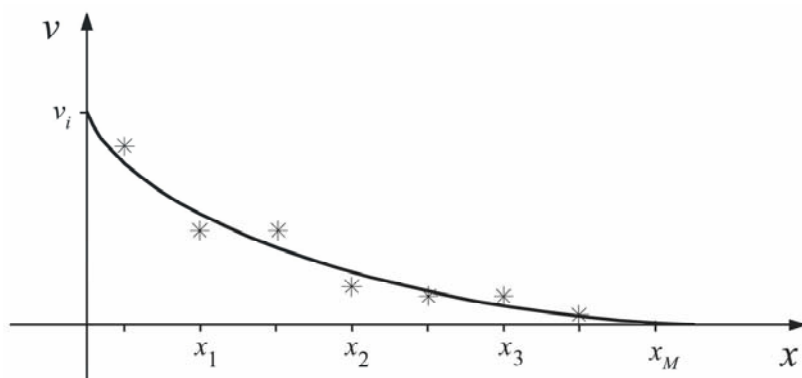
$$a = \dot{v} = \frac{d}{dt}(v_i - \gamma x) = -\gamma \frac{dx}{dt} = -\gamma v \quad (6.36)$$

Ostatecznie stałą β po uwzględnieniu zależności (6.33) zapisano w postaci:

$$\beta = -\frac{v_i^3}{2x_M} \quad (6.37)$$

Wzory (6.34) i (6.37) są przybliżeniami zależności wynikających z założenia (6.32).

Wyrowadzenie wzorów na definiowanie parametrów α i β o dowolnych zależnościach $v(x)$ sprowadza się do oszacowania zmian prędkości pocisku w materiale. Identyfikacja tego parametru jest możliwa na kilka sposobów. Jednym z nich może być wykorzystanie prób statycznych lub quasi-statycznych i zastosowanie metod symulacyjnych z uwzględnieniem analizy regresyjnej. Najbardziej wiarygodne wyniki można uzyskać w eksperymencie balistycznym poprzez pomiar spadku prędkości w materiale (osłonie), rejestrując prędkości początkowe (v_i) przed osłoną i prędkości wylotowe (v_r) za osłoną, aż do zatrzymania się pocisku w osłonie (przyjmując odpowiednie grubości osłony). Metoda szacowania była rozważana w opracowaniach [24, 93, 95]. Nanosząc wyniki pomiaru na wykres, można oszacować prędkość wnikania pocisku w materiał i znaleźć zależność funkcji $v(x)$ (rys. 6.10).



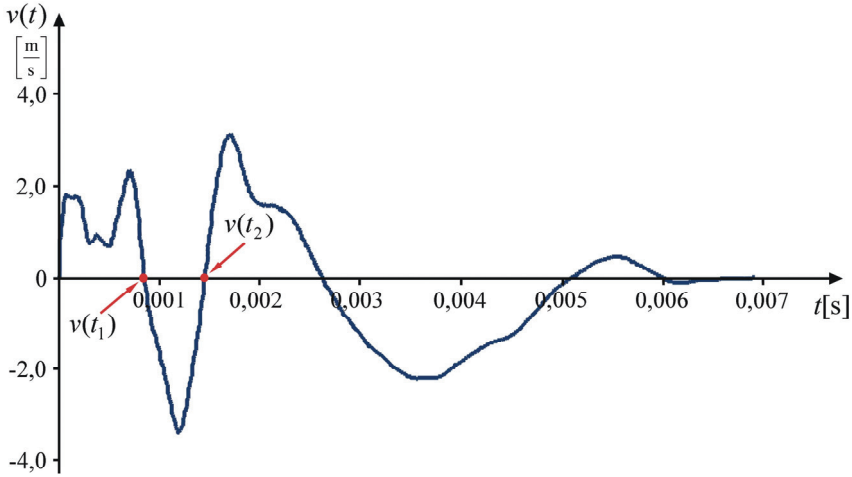
Rys. 6.10. Przykład wyznaczania zależności $v(x)$ za pomocą prowadzonych badań eksperymentalnych (balistycznych)

Krzywa zmian prędkości pocisku jest funkcją przemieszczenia pocisku w materiale. Jej kształt uzależniony jest przede wszystkim od prędkości przemieszczającego się pocisku i prędkości odkształcenia ośrodka. W związku z tym wykres (rys. 6.10) w dużej mierze jest odzwierciedleniem przyjętych własności materiałowych.

6.2. WERYFIKACJA EKSPERYMENTALNA DYSSYPACJI ENERGII UDERZENIA

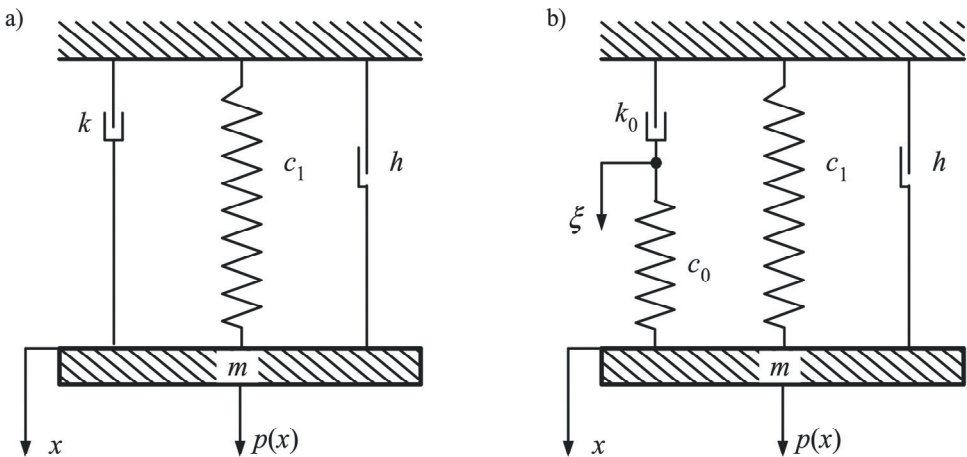
W celu weryfikacji eksperymentalnej analizy teoretycznej opisanej w podrozdziale 6.1 wykonano odpowiednie badania techniką symulacji komputerowej. Na przykładzie zarejestrowanego przebiegu prędkości obiektu rzeczywistego (rys. 6.11),

ostrzelanego 9 mm nabojem typu Parabellum przeprowadzono analizę adaptacji równania bilansu energii. Ostrzelano układ balistyczny wykonany z materiału aramidowego o nazwie handlowej LIM.



Rys. 6.11. Wykres prędkości układu osłona-pocisk w punkcie uderzenia 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością uderzenia $v_i = 352$ m/s

Założono że, w ostrzelanym laminacie balistycznym na masę przebijającą m (pocišku) oddziałuje siła oporu S (reakcja osłony), której postać funkcyjna wynika z analizy matematycznej przyjętych modeli dynamicznych (rys. 6.12). W modelu Kelvina (a)



Rys. 6.12. Dynamiczny model przyjęty do analizy: a) model klasyczny (Kelvina), b) model nielklasyczny (zdegenerowany Zenera)

przyjęto konfigurację równoległą połączenia elementu sprężystego c_1 z elementem tłumienia wiskotycznego k i elementem opisującym tarcie suche h . Model Zenera (b) jest modelem zdegenerowanym, składającym się z elementu Maxwella połączonego w konfiguracji równoległej z elementem sprężystym c_1 i elementem opisującym tarcie suche h . Stwierdzono, że jeśli $c_0 = \infty$, to model ten jest odwzorowaniem odpowiedzi modelu (a), czyli będzie to powszechnie stosowany układ dynamiczny, którego opis zdefiniowano za pomocą drgań układów mechanicznych o jednym stopniu swobody z tarcie suchym. Jeśli natomiast w modelu (b) przyjęć $c_1 = 0$, to jego postać można opisać modelem dynamicznym, składającym się z elementu Maxwella w konfiguracji równoległej z parametrem tarcia suchego h . Wynika z tego uniwersalność modelu zdegenerowanego. Przyjęcie w analizie parametru h było źródłem wcześniejszych wniosków, wypływających z prac [22, 23, 92], w których stwierdzono słuszność przyjęcia tego parametru.

Powszechnie stosowanym sposobem oceny strat energii w dynamicznych układach drgających jest metoda wynikająca z pomiaru wielkości dekrementu tłumienia. Za pomocą tej wielkości określono tempo zanikania wychyleń drgań swobodnych w układach liniowych z tłumieniem wiskotycznym. Kiedy jej model tłumienia przybiera charakter nieliniowy, jak w układzie przedstawionym na rysunku 6.12b, wtedy miarą zanikania drgań może być przyjęcie wielkości określającej spadek energii potencjalnej deformowanej części układu (np. osłony), obserwowany podczas drgań gasnących. Założono, że oscylacja wywołwana pojedynczym impulsem (uderzeniem) przybiera typowy kształt reakcji układów przedstawionych na rysunku 6.12. To znaczy, że uderzenie impulsowe kończące się w chwili t_0 wywołujące drgania gasnące ujawniają się dopiero wtedy, kiedy $t \gg t_0$ (por. rys. 6.13).

Jak wynika z rysunku 6.13 w chwilach czasu t_1, t_2 , przy których przemieszczenie $x(t)$ przyjmuje kolejne wartości ekstremalne, prędkość $v(t)$, kiedy $t = t_1$ i $t = t_2$, musi osiągnąć wartości zerowe (rys. 6.11), co zapisano w postaci:

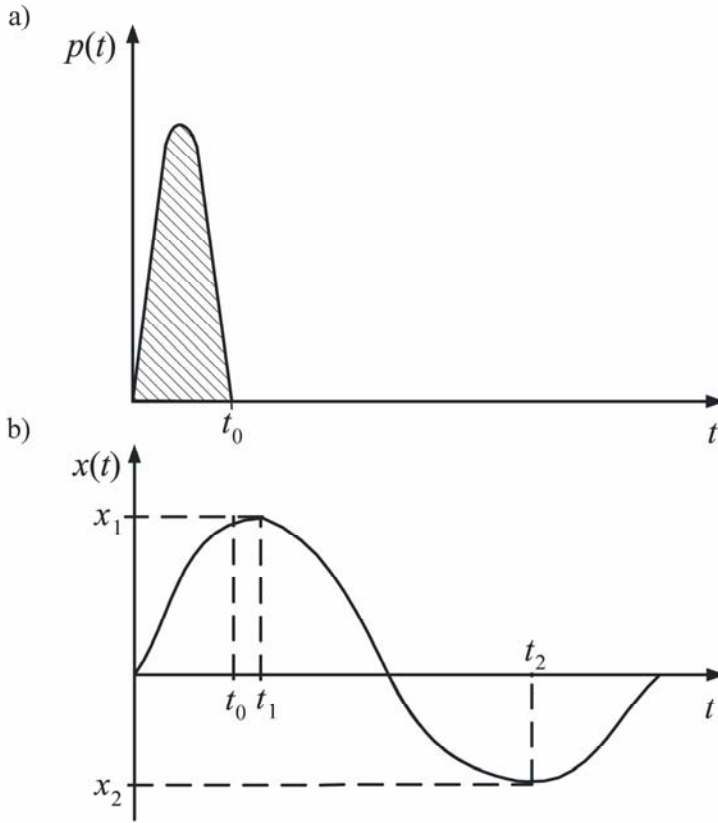
$$v(t_1) = v(t_2) = 0 \quad (6.38)$$

W przypadku, gdy $t \in (t_1, t_2)$, prędkość ta musi mieć jednakowy znak, co określono bezpośrednio w definicji prędkości.

Przystępując do analizy matematycznej układów modelujących proces dynamiczny uderzenia pocisku w osłonę (rys. 6.12), ruch masy m opisano równaniami różniczkowymi w postaci:

- Model Kelvina:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + h\text{Sgn}\dot{x} + c_1x = p(t) \quad (6.39)$$



Rys. 6.13. Ilustracja przyjętego założenia odnośnie do charakteru odpowiedzi układu wywołanego obciążeniem impulsowym: a) dany impuls $p(t)$, b) odpowiedź układu $x(t)$

- Model Zenera:

$$\begin{cases} m\ddot{x} + h\text{Sgn}\dot{x} + c_1x + c_0(x - \xi) = p(t) \\ k_0\dot{\xi} = c_0(x - \xi) \end{cases} \quad (6.40)$$

Eliminując z równań (6.40) zmienną ξ , zależność sprowadzono do pojedynczego równania różniczkowego trzeciego rzędu:

$$m\ddot{x} + c_1x + h\text{Sgn}\dot{x} + \frac{k_0}{c_0} \left[m\ddot{x} + (c_0 + c_1)\dot{x} - \dot{p} + h \frac{d}{dt}(\text{Sgn}\dot{x}) \right] = p(t) \quad (6.41)$$

Po pomnożeniu równania (6.39) przez elementarne przemieszczenie $dx = \dot{x}dt$ oraz scałkowaniu w przedziale czasu $t \in (t_1, t_2)$, otrzymano kolejno następujące wyniki:

$$m \int_{t_1}^{t_2} \ddot{x} dt = \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \frac{dv}{dt} v dt = m \frac{v^2}{2} \Big|_{v(t_1)}^{v(t_2)} = 0 \quad (6.42)$$

$$k \int_{t_1}^{t_2} \dot{x} dx = k \int_{x(t_1)}^{x(t_2)} v dx = k \int_{t_1}^{t_2} v^2 dt = k \beta_x^v \quad (6.43)$$

$$h \int_{t_1}^{t_2} \text{Sgn} \dot{x} dx = h(-1) \int_{x_1}^{x_2} dx = h(x_1 - x_2) \quad (6.44)$$

$$c_1 \int_{t_1}^{t_2} x \dot{x} dt = c_1 \int_{x_1}^{x_2} x dx = c_1 \frac{x^2}{2} \Big|_{x_1}^{x_2} = \frac{-c_1}{2} (x_1^2 - x_2^2) \quad (6.45)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} p(t) \dot{x} dt = \int_{t_1}^{t_2} 0 \dot{x} dt = 0 \quad (6.46)$$

Z zależności (6.46) otrzymano wartość zero, ponieważ przy impulsie dowolnego kształtu założono, że działanie wymuszenia impulsowego kończy się w czasie $t_0 < t_1$. Jak wykazały liczne badania, na ogół ma to miejsce w praktyce. Podstawiając kolejno wyniki (6.42)–(6.46) do związku (6.39), uzyskano równanie:

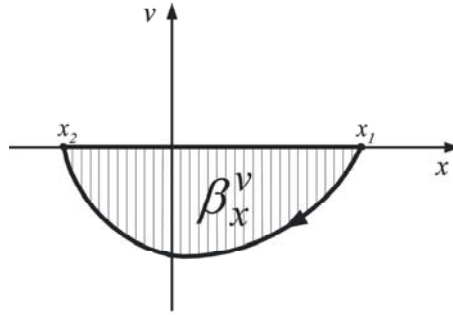
$$k \beta_x^v + h(x_1 - x_2) = \frac{c_1}{2} (x_1^2 - x_2^2) \quad (6.47)$$

Na podstawie zależności (6.47) dowiedziono, że prawa strona tego równania określa spadek energii potencjalnej w przedziale czasu $\Delta t = t_2 - t_1$, równy energii rozproszenia określonej wielkością tłumienia wiskotycznego k oraz tarcia suchego h . Zmienną β_x^v , równą całce z kwadratu prędkości (6.43), opisano zależnością:

$$\beta_x^v = \int_{t_1}^{t_2} v^2 dt > 0 \quad (6.48)$$

Zmienna β_x^v jest równa wartości pola ograniczonego zależnością $v(x)$, stanowiącego fragment trajektorii fazowej (rys. 6.14) układu przy wymuszeniu impulsowym w przedziale czasu Δt .

Analogicznie wyprowadzono zależności w przypadku układu zdegenerowanego (rys. 6.12b), mnożąc równanie (6.41) przez elementarne przemieszczenie $dx = \dot{x} dt$ oraz całkując w przedziale czasu $t \in (t_1, t_2)$. Otrzymano następujące wyniki:



Rys. 6.14. Trajektoria fazowa analizowanego układu stałej β_x^v w przedziale czasu Δt

$$\frac{k_0 m}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \ddot{x} v dt = \frac{k_0 m}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \frac{dv}{dt} v dt = \frac{k_0 m}{c_0} \beta_a^v \quad (6.49)$$

$$\frac{k_0(c_0 + c_1)}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \dot{x} \dot{x} dt = \frac{k_0(c_0 + c_1)}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} v^2 dt = \frac{k_0(c_0 + c_1)}{c_0} \beta_x^v \quad (6.50)$$

$$\frac{k_0 h}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \frac{d}{dt} (\text{Sgn} \dot{x}) \dot{x} dt = 0 \quad (6.51)$$

$$-\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \dot{p} \dot{x} dt = 0 \quad (6.52)$$

Podstawiając kolejno wyniki (6.49)–(6.52) do równania (6.41), otrzymano wyrażenie:

$$\frac{k_0(c_0 + c_1)}{c_0} \beta_x^v + h(x_1 - x_2) + \frac{k_0 m}{c_0} \beta_a^v = \frac{c_1}{2} (x_1^2 - x_2^2) \quad (6.52)$$

Równanie identyfikacyjne (6.52) jest bardziej rozbudowane niż równanie (6.47). Stałą β_a^v wyznaczono jako całkę z kwadratu przyspieszenia według zależności:

$$\beta_a^v = \int_{a(t_1)}^{a(t_2)} v da = \int_{t_1}^{t_2} \ddot{x} v dt = \dot{x} v \Big|_{t_1}^{t_2} - \int_{t_1}^{t_2} \dot{x} \dot{v} dt = - \int_{t_1}^{t_2} a^2 dt \quad (6.53)$$

Ze związku (6.53) otrzymano wartość mniejszą od zera, ponieważ:

$$\beta_a^v = - \int_{t_1}^{t_2} a^2 < 0 \quad (6.54)$$

Na podstawie wyprowadzonych zależności analizowanych modeli dynamicznych (model Kelvina (6.47), model Zenera (6.52)) dowiedziono, że równanie identyfikacyjne (6.52) jest tożsamościowo równe (6.47), kiedy sztywność c_z w modelu Zenera dąży do nieskończoności.

Równania identyfikacyjne (6.47), (6.52) poddano badaniom eksperymentalnym z uwzględnieniem symulacji komputerowej [198]. W badaniach tych przyjęto następujące wartości stałych:

$$\begin{array}{cc}
 \text{Model Kelvina} & \text{Model Zenera} \\
 \left\{ \begin{array}{l} k = 480 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}} \\ c_1 = 300000 \frac{\text{N}}{\text{m}} \\ m = 40 \text{ kg} \\ h = 5 \end{array} \right. & \left\{ \begin{array}{l} k_0 = 406 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}} \\ c_1 = 300000 \frac{\text{N}}{\text{m}} \\ c_0 = 200000 \frac{\text{N}}{\text{m}} \\ m = 40 \text{ kg} \\ h = 5 \end{array} \right. \quad (6.55)
 \end{array}$$

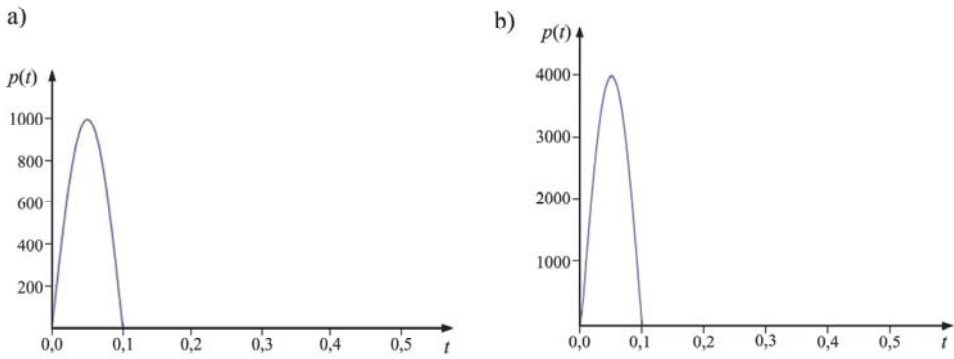
Zastosowano wymuszenie:

- gdy $t < 1/10$, przyjęto impuls w postaci półsinusoidy,
- gdy $t > 1/10$, przyjęto $p(t) = 0$.

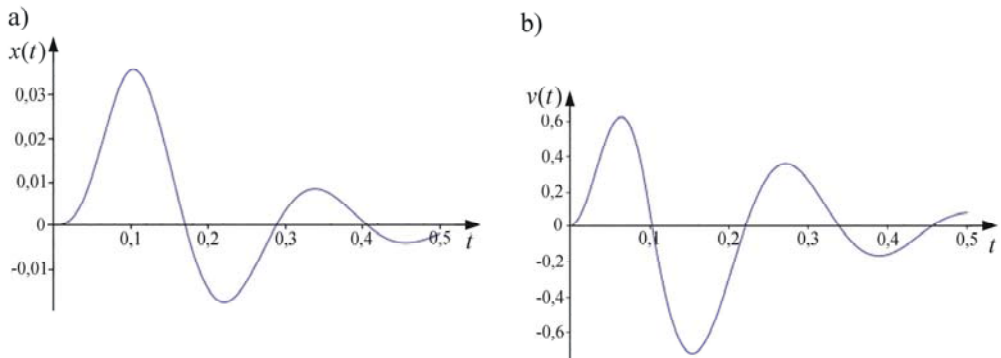
W obu modelach zastosowano impulsy jednostronne, których czas trwania równy był $t_0 = 1/10$ s (por. rys. 6.15). Uzyskane przykłady odpowiedzi przedstawiono na rysunkach 6.16–6.17, a wykresy trajektorii fazowych na rysunku 6.18. W badaniach wykonano pomiar zmiennej β , a następnie, korzystając z analizy regresji, obliczono wartości współczynników znajdujących się w równaniach identyfikacyjnych (tab. 6.1).

Tabela 6.1. Parametry przyjęte i uzyskane z regresji liniowej

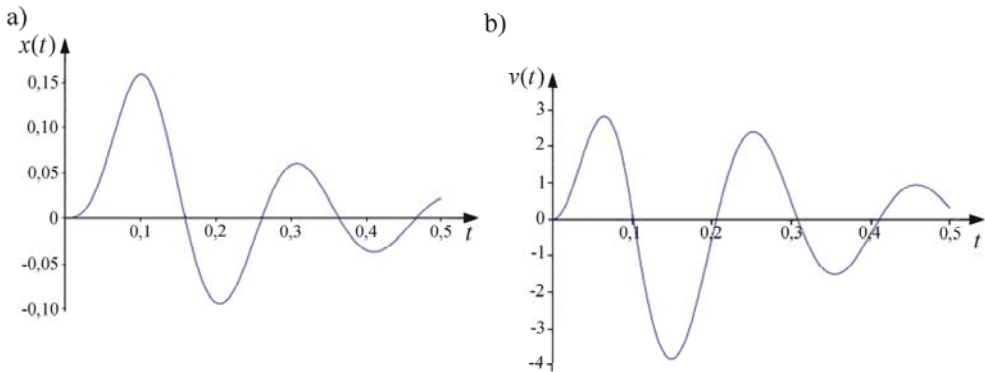
Model Kelvina			Model Zenera		
parametr wyznaczony	parametr założony	współczynniki równań zmiennej β	parametr założony	parametr wyznaczony	
$3,18 \cdot 10^{-2}$	$3,20 \cdot 10^{-2}$	$\frac{2k}{c_1}$	$\frac{2k_0 m}{c_0 c_1}$	$5,40 \cdot 10^{-5}$	$5,19 \cdot 10^{-5}$
–	–	–	$\frac{2k_0(c_0 + c_1)}{c_0 c_1}$	$6,77 \cdot 10^{-4}$	$60 \cdot 10^{-4}$
$3,328 \cdot 10^{-4}$	$3,333 \cdot 10^{-4}$	$\frac{2h}{c_1}$	$\frac{2h}{c_1}$	$3,333 \cdot 10^{-4}$	$3,313 \cdot 10^{-4}$



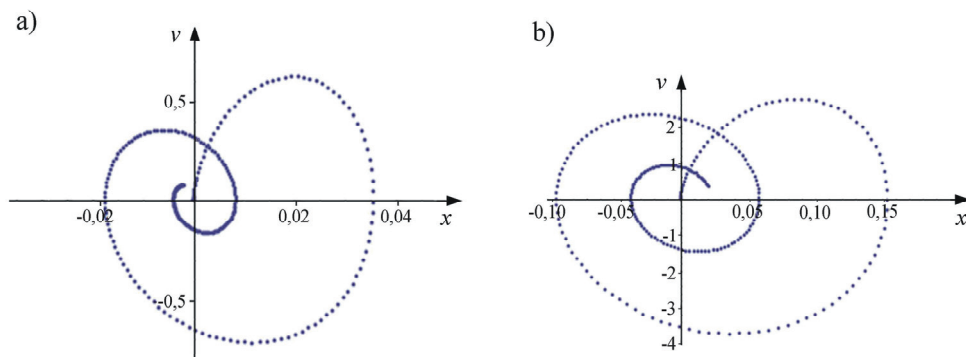
Rys. 6.15. Wymuszenie impulsowe $p(t)$ analizowanych modeli dynamicznych:
a) model Kelvina, b) model zdegenerowany



Rys. 6.16. Przykład odpowiedzi modelu Kelvina na wymuszenie impulsowe $p(t)$:
a) przemieszczenia $x(t)$, b) prędkości $v(t)$



Rys. 6.17. Przykład odpowiedzi modelu zdegenerowanego na wymuszenie impulsowe $p(t)$:
a) przemieszczenia $x(t)$, b) prędkości $v(t)$



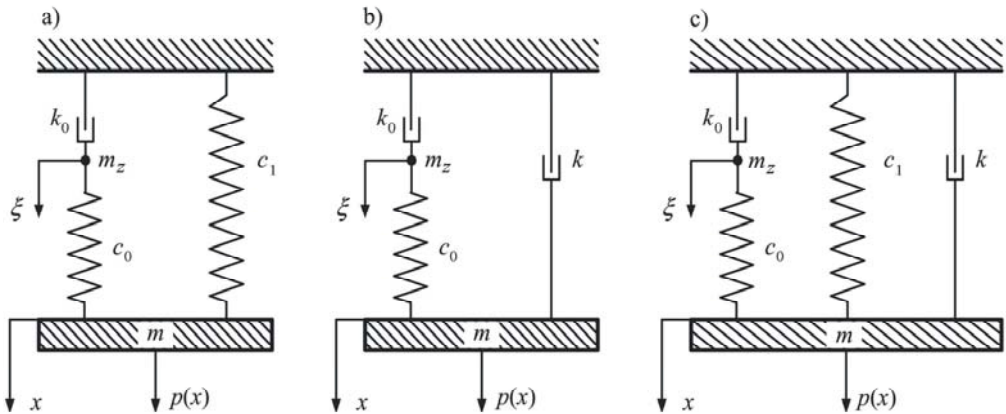
Rys. 6.18. Trajektorie fazowe analizy z symulacji w przedziale czasu Δt :
a) w modelu Kelvina, b) w modelu Zenera

Na podstawie eksperymentu numerycznego dowiedziono, że model nieklasyczny (zdegenerowany) pełniej opisuje straty energii uderzenia. Z wykresów zarejestrowanych przebiegów zauważono szybsze zanikanie drgań pod wpływem wymuszenia impulsowego.

6.3. ANALIZA STRAT ENERGII W UJĘCIU RÓWNAŃ BILANSU ENERGII I MOCY

6.3.1. ANALIZA STRAT ENERGII

Matematyczny opis strat energii uderzenia w układzie mechanicznym (lub/i mechatronicznym) sprowadzono do zamodelowania układu i poddano analizie odpowiedzi z zadaniem wymuszeniem impulsowym [13, 34, 131]. W przypadku pojedynczego impulsu, uzyskana charakterystyka odpowiedzi w klasycznych modelach jest mało zauważalna w stosunku do modeli nieklasycznych [91, 95]. Różnica staje się widoczna dopiero podczas analizy szybkości strat energii w procesie uderzania. W przypadku wytracania energii przez układ osłona–pocisk ma to zasadnicze znaczenie. Aby opisać analizę strat energii, zaadaptowano równania bilansu energii i równania bilansu mocy [115, 152]. Równania te są spełnione, jeżeli założy się periodyczność drgań. Analizę przeprowadzono w warunkach obciążeń impulsowych o zmiennym okresie zadawanych impulsów, w zakresie zbliżonym do okresu drgań swobodnych. Badano trzy różne modele nieklasyczne (rys. 6.19), w których konfiguracja elementów sprężystych i tłumiących jest odmienna.



Rys. 6.19. Modele zdegenerowane przyjęte do analizy: a) w konfiguracji równoległej z elementem sprężystym, b) w konfiguracji równoległej z elementem tłumiącym, c) w konfiguracji równoległej z elementem sprężystym i tłumiącym

W modelach założono obecność elementu Maxwella, co jest ich cechą wspólną. Połączenie elementu Maxwella w układach zdefiniowano równoległym wariantem: z elementem sprężystym opisanym stałą c_1 (rys. 6.19a), z tłumikiem wiskotycznym opisanym stałą k (rys. 6.19b), z elementem sprężystym c_1 oraz z elementem tłumiącym k (rys. 6.19c).

Wstępne wnioski, dotyczące odpowiedzi przy zadanym wymuszeniu impulsowym, są następujące: w modelu (a), po obciążeniu udarowym, masa m powróci do położenia początkowego (zakres deformacji nietrwałej), a w modelu (b) masa m pozostanie przemieszczona w sposób trwały (zakres deformacji trwałej). W deformacji osłony występują obydwie przypadki. Z budowy modelu (c) wynika, że opisuje się go zarówno cechami modelu (a), jak i (b). Założono, że kiedy c_1 będzie się zbliżał do wartości zerowej ($c_1 \approx 0$), to przybierze cechy podobne do cech modelu (b). Natomiast kiedy k będzie bliskie zeru ($k \approx 0$), przybierze on raczej cechy modelu (a).

Przed przystąpieniem do analizy matematycznej założono, że w modelach ruch układu opisano dwiema zmiennymi:

- ξ dla ruchu masy fikcyjnej ($m_z = 0$),
- x dla przemieszczenia masy m układu.

Identyfikacyjne równania bilansu energii i bilansu mocy otrzymano poprzez:

- pomnożenie równania przez elementarne przemieszczenie dx – w równaniu bilansu energii,
- pomnożenie równania przez elementarną prędkość dv – w równaniu bilansu mocy,
- scałkowanie obydwu równań w granicach czasu równego okresowi drgań lub jego wielokrotności (por. (6.38)).

Zgodnie z dynamicznymi warunkami równowagi, równania różniczkowe ruchu układu z tymi zmiennymi zapisano w postaci:

- Model (a)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + c_0(x - \xi) + c_1\dot{x} = p(t) & (6.56) \\ k_0\dot{\xi} = c_0(x - \xi) & (6.57) \end{cases}$$

Po sprowadzeniu układu równań do jednego równania trzeciego rzędu, eliminując zmienną ξ , otrzymano:

$$m\ddot{x} + c_1\dot{x} + \frac{k_0}{c_0}[m\ddot{x} + (c_0 + c_1)\dot{x} - \dot{p}] = p(t) \quad (6.58)$$

- Model (b)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + k\dot{x} + c_0(x - \xi) = p(t) & (6.59) \\ k_0\dot{\xi} = c_0(x - \xi) & (6.60) \end{cases}$$

Postępując podobnie, równania (6.59) i (6.60) zastąpiono jednym równaniem:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + \frac{k_0}{c_0}[m\ddot{x} + k\dot{x} + c_0\dot{x} - \dot{p}] = p(t) \quad (6.61)$$

- Model (c)

$$\begin{cases} m\ddot{x} + k\dot{x} + c_1\dot{x} + c_0(x - \xi) = p(t) & (6.62) \\ k_0\dot{\xi} = c_0(x - \xi) & (6.63) \end{cases}$$

W podobny sposób otrzymano:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + c_1\dot{x} + \frac{k_0}{c_0}[m\ddot{x} + k\dot{x} + (c_0 + c_1)\dot{x} - \dot{p}] = p(t) \quad (6.64)$$

W przypadku oddziaływania balistycznego element uderzany ma pewne właściwości dyssypatywno-sprężyste. Na masę obciążoną działa zatem jedynie siła oddziaływania materiału S . Siła ta jest zależna m.in. od prędkości i przemieszczenia (pocisku w materiale). Równanie wyjściowe ma następującą postać:

$$m\ddot{x} + S = p(t) \quad (6.65)$$

gdzie: x – przemieszczenie, $p(t)$ – siła wymuszająca, S – siła zdefiniowana w przypadku klasycznego modelu liniowego jako:

$$S = k\dot{x} + c_1x \quad (6.66)$$

W tym przypadku (rys. 6.19) opis siły S jest bardziej złożony, przez co jej postać zapisano w następującej formie:

- Model (a)

$$S = S(x, \dot{x}, \ddot{x}, \dot{p}) = p(t) = c_1x + \frac{k_0}{c_0} [m\ddot{x} + (c_0 + c_1)\dot{x} - \dot{p}] \quad (6.67)$$

- Model (b)

$$S = S(\dot{x}, \ddot{x}, \ddot{x}, \dot{p}) = p(t) = k\dot{x} + \frac{k_0}{c_0} [m\ddot{x} + k\ddot{x} + c_0\dot{x} - \dot{p}] \quad (6.68)$$

- Model (c)

$$S = S(x, \dot{x}, \ddot{x}, \ddot{x}, \dot{p}) = p(t) = k\dot{x} + c_1x + \frac{k_0}{c_0} [m\ddot{x} + k\ddot{x} + (c_0 + c_1)\dot{x} - \dot{p}] \quad (6.69)$$

Straty energii w takim układzie nie są związane tylko z istnieniem członu \dot{x} . W celu ich zbadania konieczne było wyprowadzenie równań bilansu energii. Przyjmując metodę z pracy [152], przemnożono równania identyfikacyjne modeli (rys. 6.19) przez elementarne przemieszczenie $dx = \dot{x}dt$ oraz scałkowano w przedziale czasu $t \in (t_1, t_2)$. W ten sposób na mocy równania (6.58) otrzymano kolejno:

$$\int_{t_1}^{t_2} m\ddot{x}\dot{x}dt = m \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \frac{dv}{dt} \dot{x}dt = m \int_{v_1}^{v_2} v dv = 0 \quad (6.70)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} c_1x\dot{x}dt = c_1 \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} x \frac{dx}{dt} dt = 0 \quad (6.71)$$

$$\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} m\ddot{x}\dot{x}dt = \frac{k_0m}{c_0} \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \frac{dvdx}{dt^2} \dot{x}dt = \frac{k_0m}{c_0} \int_{a_1}^{a_2} v da = \frac{k_0m}{c_0} \alpha_a^v \quad (6.72)$$

$$\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} (c_0 + c_1)\dot{x}\dot{x}dt = \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \frac{dx}{dt} \dot{x}dt = \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \int_{x_1}^{x_2} v dx = \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \alpha_x^v \quad (6.73)$$

$$-\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \dot{p}\ddot{x}dt = -\frac{k_0}{c_0} \int_{x(t_1)}^{x(t_2)} \dot{p}dx = -\frac{k_0}{c_0} \alpha_p^v \quad (6.74)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} p\dot{x}dt = \int_{x(t_1)}^{x(t_2)} p \frac{dx}{dt} dt = \int_{x_1}^{x_2} p dx = \alpha_x^p \quad (6.75)$$

Uwzględniając wyniki z równań (6.70)–(6.75), otrzymano zależność bilansu energii:

$$\frac{k_0 m}{c_0} \alpha_a^v + \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \alpha_x^v - \frac{k_0}{c_0} \alpha_p^v = \alpha_x^p \quad (6.76)$$

Po przemnożeniu przez elementarną prędkość $dv = \dot{x}dt$ i scałkowaniu w tym samym przedziale czasowym zależności $t \in (t_1, t_2)$, otrzymano postać równania bilansu mocy. Postępując podobnie, wprowadzono wyrażenie:

$$\int_{t_1}^{t_2} m\ddot{x}\dot{x}dt = m \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \ddot{x} \frac{dv}{dt} dt = m \int_{v_1}^{v_2} a dv = m \alpha_v^a \quad (6.77)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} c_1 x \dot{x}dt = c_1 \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} x \frac{dv}{dt} dt = c_1 \int_{v_1}^{v_2} x dv = c_1 \alpha_v^x \quad (6.78)$$

$$\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} m\ddot{x}\dot{x}dt = \int_{a_1}^{a_2} a da = 0 \quad (6.79)$$

$$\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} (c_0 + c_1) \ddot{x}\dot{x}dt = \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \dot{x} \frac{dv}{dt} dt = \frac{k_0}{c_0} (c_0 + c_1) \int_{v_1}^{v_2} v dv = 0 \quad (6.80)$$

$$-\frac{k_0}{c_0} \int_{t_1}^{t_2} \dot{p}\dot{x}dt = -\frac{k_0}{c_0} \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} \dot{p} \frac{dv}{dt} dt = -\frac{k_0}{c_0} \int_{v_1}^{v_2} \dot{p} dv = -\frac{k_0}{c_0} \alpha_p^a \quad (6.81)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} p\dot{x}dt = \int_{v(t_1)}^{v(t_2)} p \frac{dv}{dt} dt = \int_{v_1}^{v_2} p dv = \alpha_v^p \quad (6.82)$$

Ostatecznie równanie bilansu mocy w modelu (a) zapisano:

$$m \alpha_v^a + c \alpha_v^x - \frac{k_0}{c_0} \alpha_p^a = \alpha_v^p \quad (6.83)$$

Podobne postępowanie w przypadku modelu (b) spowodowane zostało ostatecznym zapisem formuły na:

- Równanie bilansu energii:

$$(k + k_0)\alpha_x^v + \frac{k_0 m}{c_0}\alpha_a^v - \frac{k_0}{c_0}\alpha_p^v = \alpha_x^p \quad (6.84)$$

- Równanie bilansu mocy:

$$\left(m + \frac{k_0 k}{c_0}\right)\alpha_v^a - \frac{k_0}{c_0}\alpha_p^a = \alpha_v^p \quad (6.85)$$

Tym samym sposobem w modelu (c) otrzymano wyrażenia na:

- Równanie bilansu energii:

$$\left(k + k_0 + k_0 \frac{c_1}{c_0}\right)\alpha_x^v + \frac{k_0 m}{c_0}\alpha_a^v - \frac{k_0}{c_0}\alpha_p^v = \alpha_x^p \quad (6.86)$$

- Równanie bilansu mocy:

$$\left(m + \frac{k_0 k}{c_0}\right)\alpha_v^a + c_1 \alpha_v^x - \frac{k_0}{c_0}\alpha_p^a = \alpha_v^p \quad (6.87)$$

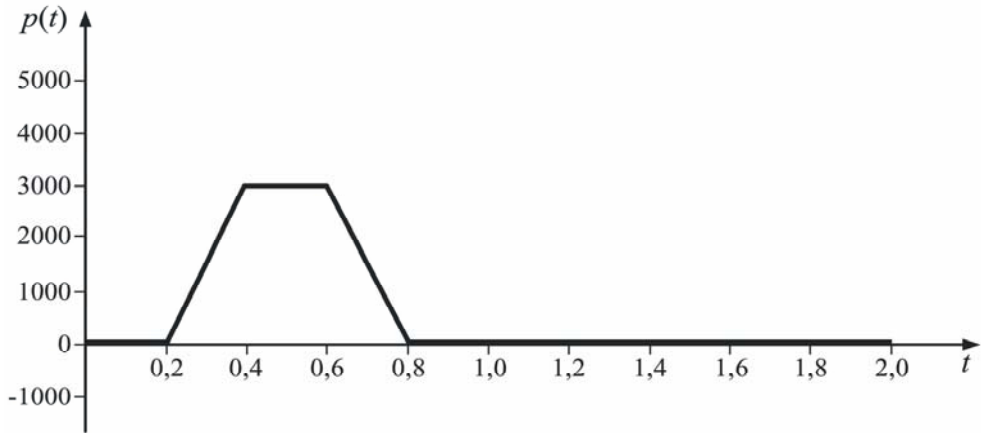
Na podstawie wyprowadzonych równań bilansu energii i bilansu mocy w analizowanych modelach zdegenerowanych dowiedziono, że prawe strony tych równań są opisem odpowiednio:

- pracy wykonanej przez siłę zewnętrzną $p(t)$ na przemieszczeniu x w zakresie jednego pełnego okresu (zmienna α_x^p),

- pracy na jednostkę czasu (moc) zrealizowanej przez tę siłę (zmienna α_v^p).

Wszystkie zmienne α występujące w równaniach są równe polom zawartym wewnątrz pętli zamkniętych utworzonych przez odpowiednie zależności sygnałów okresowych $v(x)$, $a(v)$, $a(p)$, $p(v)$, $p(x)$. Podstawowym kryterium spełnienia tych równań jest więc warunek okresowości mierzonych sygnałów.

Identyfikację strat energii uderzającego pocisku w osłonę balistyczną sprowadzono do obciążenia impulsowego (rys. 6.4). Przeanalizowanie uzyskanych wyników równań w kontekście możliwości ich zastosowań do wymuszeń w postaci serii impulsów stanowi cel symulacji komputerowej, z której można będzie wnioskować o jakości rozpraszania energii.

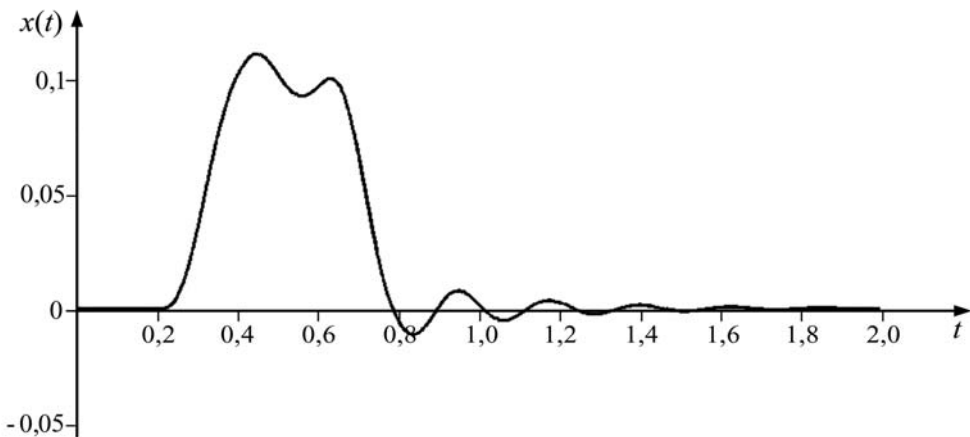


Rys. 6.21. Przebieg siły wymuszającej analizowanego układu

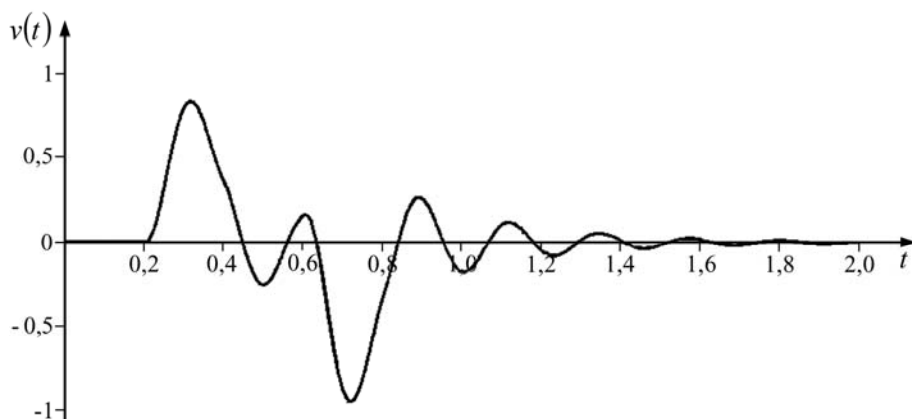
Badania przeprowadzono techniką symulacji komputerowej, stosując wymuszenia impulsowe w regularnych odstępach czasu. W symulacji przyjęto następujące wartości parametrów:

$$c_1 = 30000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_0 = 20000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad k = 1000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad k_0 = 1800 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad m = 40 \text{ kg}$$

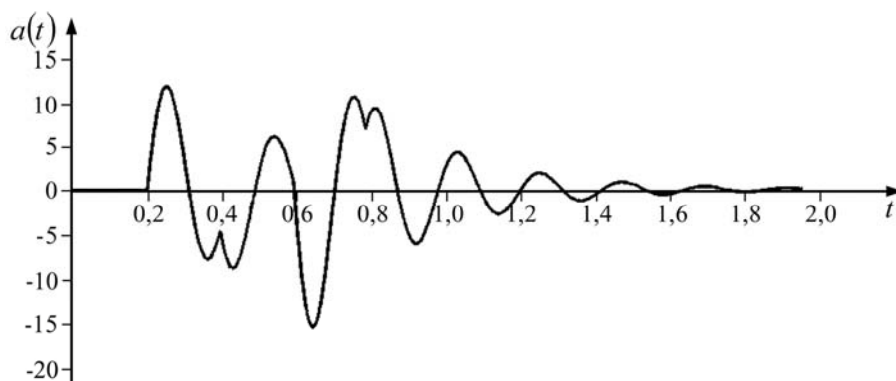
W ten sposób otrzymano odpowiedzi modelu, w postaci przebiegów przemieszczenia, prędkości oraz przyspieszenia (rys. 6.22–6.24).



Rys. 6.22. Przemieszczenie uzyskane w symulacji po ustaleniu się drgań okresowych



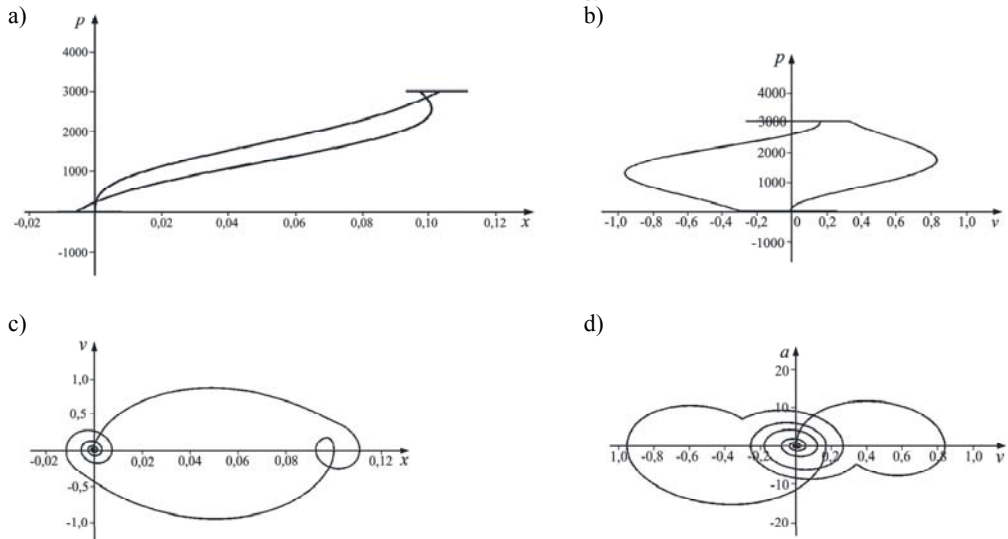
Rys. 6.23. Przebieg prędkości odpowiedzi na obciążenie impulsowe analizowanego układu



Rys. 6.24. Przyspieszenie w odpowiedzi na obciążenie impulsowe analizowanego układu

Na rysunku 6.25 przedstawiono pętle wyznaczone w symulacji komputerowej. Pola pętli wyznaczono po wielu powtórzeniach (30 różnych wymuszeń) ze zmienną częstotliwością. Z wartości pól otrzymano za pomocą regresji liniowej współczynniki równań bilansu energii i bilansu mocy (tab. 6.2).

Wykazano słuszność przyjętych założeń, przy których równania bilansu energii i mocy są spełnione. Warunek, w którym wartości osiągają ekstrema oraz wartości zerowe, w charakterystycznych punktach czasu obarczony jest pewnym błędem, co zaznaczono na początku rozdziału 6 na podstawie zależności (6.1) i (6.2). Sposób wyznaczania współczynników w równaniach bilansu energii i mocy jest przedsięwzięciem pracochłonnym ze względu na rozbudowaną postać identyfikacyjną modelu zdegenerowanego. Współczynniki równań identyfikacyjnych są złożonymi wyrażeniami mas, sztywności i tłumień. Na podstawie ich analizy model zostaje poddany pełnej identyfikacji parametrycznej.



Rys. 6.25. Przykłady wykresów dynamicznych pętli otrzymanych w symulacji komputerowej:
a) pętla $p(x)$, b) pętla $p(v)$, c) pętla $v(x)$, pętla $a(v)$

Tabela 6.2. Parametry przyjęte i uzyskane z regresji liniowej równań bilansu energii i mocy

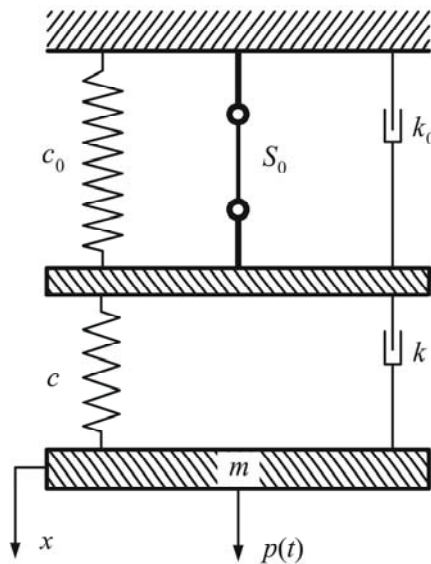
Równanie bilansu energii			Równanie bilansu mocy		
parametr wyznaczony	parametr założony	współczynnik równań zmiennej α	parametr założony	parametr wyznaczony	
528,9	550,0	$k + k_0 + \frac{k_0 c_1}{c_0}$	$m + \frac{k_0 k}{c_0}$	40,10	35,77
0,33	0,36	$\frac{k_0 m}{c_0}$	c_1	30000	30011
0,0083	0,0090	$\frac{k_0}{c_0}$	$\frac{k_0}{c_0}$	0,0090	0,0101

6.4. PRZYKŁADY IDENTYFIKACJI USZKODZENIA MATERIAŁU W WARUNKACH SZYBKOZMIENNYCH OBCIĄŻEŃ DYNAMICZNYCH

Przedstawione badania układów z symulacji komputerowych odnoszą się do aplikowania równań bilansu energii i bilansu mocy, do zagadnień udarowych obciążeń

dynamicznych. Stosując narzędzia symulacyjne [134, 183, 198], przeprowadzono badania identyfikacji parametrów prostych wybranych modeli dynamicznych w celu oszacowania krytycznej siły oraz granicznej energii uszkodzenia materiału. Wstępne wyniki w tym zakresie przedstawiono w pracach [25, 26].

Do szacowania parametrów opisujących uszkodzenie materiału, w szczególności przestrzelania osłony balistycznej, wykorzystano również metodę analizy modalnej. Metoda ta jest stosowana w diagnostyce dynamicznej złożonych mechanicznych układów drgających [103–107]. Wymaga ona wprowadzenia modelu dynamicznego i założenia liniowych lepkosprężystych związków konstytutywnych. Założono, że stałe materiałowe zdefiniowane tymi związkami ulegają gwałtownej, trwałej zmianie po jednokrotnym przekroczeniu przez wewnętrzną siłę S o wartości granicznej S_0 . Przyjęto model o jednym stopniu swobody (rys. 6.26), w którym masa badanego elementu materiału jest pomijalnie mała w stosunku do masy skupionej m . Masa m jest na tyle duża, że pod wpływem działających na nią obciążeń dynamicznych w układzie generuje się tylko podstawowa forma drgań.



Rys. 6.26. Schemat modelu modelującego uszkodzenie materiału

W modelu (rys. 6.26) x jest przemieszczeniem masy skupionej, c – współczynnikiem sprężystości, k – współczynnikiem tłumienia. W modelu liniowym współczynnik c uzależniono od modułu Younga E materiału, zaś współczynnik k od parametru lepkości η . Na przykładzie rozciągania pręta postać siły S wyrażono jako:

$$S = cx + k\dot{x} = A(E\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon}), \quad (6.88)$$

gdzie: ε – odkształcenie sprężyste, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia, A – pole powierzchni przekroju poprzecznego pręta.

Moduł sprężystości liniowej E oraz współczynnik lepkości η są związane ze składnikami c , k modelu w sposób określony zależnościami:

$$E = \frac{cl_0}{A}, \quad \eta = \frac{kl_0}{A} \quad (6.89)$$

gdzie:

$$\varepsilon = \frac{x}{l_0},$$

l_0 – długość pręta w położeniu statycznej równowagi.

Uszkodzenie materiału nastąpi wtedy, gdy zakres siły wewnętrznej S przekroczy wartość graniczną S_0 . Kiedy $S < S_0$, to równanie różniczkowe ruchu masy m analizowanego układu można zapisać w postaci:

$$m\ddot{x} + k\dot{x} + cx = p(t) \quad (6.90)$$

Warunek, przy którym nastąpi uszkodzenie, sprowadzono do formuły:

$$S(t_0) = S_0 = cx(t_0) + k\dot{x}(t_0) \quad (6.91)$$

gdzie t_0 – czas zdarzenia.

Jeśli $t > t_0$, to ruch masy m na podstawie zależności (6.90) można zapisać w następującej formie:

$$m\ddot{x} + k_m\dot{x} + c_m x = p(t) \quad (6.92)$$

gdzie: k_m – współczynnik tłumienia wiskotycznego materiału, c_m – moduł sprężystości materiału, przy czym w równaniu (6.92) parametry k_m , c_m są równe:

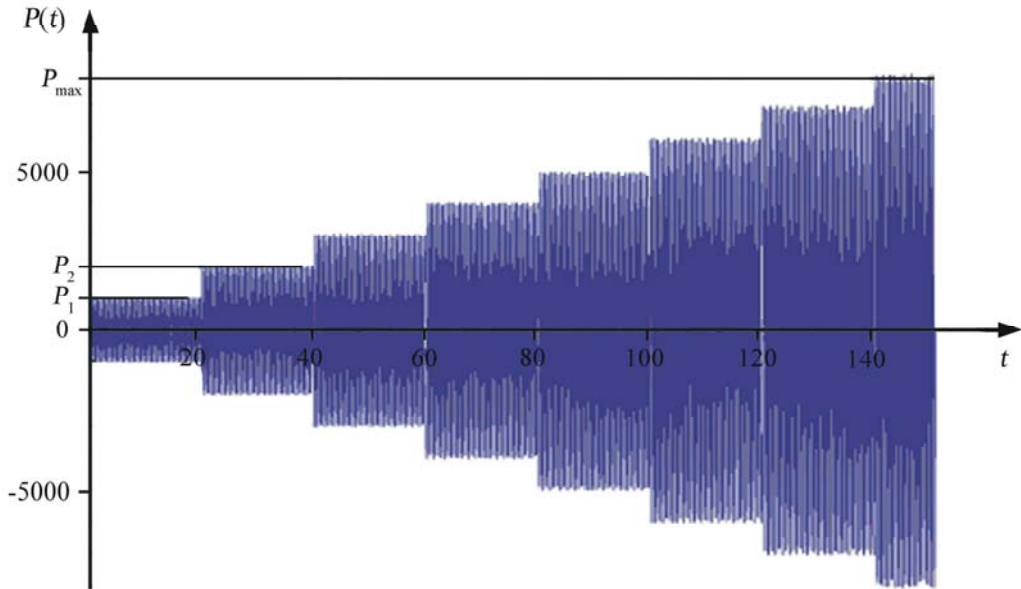
$$\frac{1}{k_m} = \frac{1}{k_0} + \frac{1}{k}, \quad \frac{1}{c_m} = \frac{1}{c_0} + \frac{1}{c} \quad (6.93)$$

W dalszej części analizy skupiono uwagę na wyznaczeniu warunków wymuszeń dynamicznych $p(t)$, niezbędnych do identyfikacji układów przed i po uszkodzeniu, a także określenia wartości siły granicznej S_0 na podstawie przebiegów czasowych drgań masy skupionej. W tym celu metodami numerycznymi przeprowadzono symulacje, przyjmując wymuszenia sinusoidalne $p(t) = P \sin(\omega t)$ o zmiennej skokowo amplitudzie P i ustalonej częstotliwości oraz wymuszenia pseudookresowe o wychyleniu rosnącym (w sposób ciągły) od minimalnej wartości $P_{\min} = 1800$ N do maksymalnej

wartości $P_{\max} = 3500$ N. W układzie przyjęto następujące wartości parametrów analizowanego modelu:

$$c = 1000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad c_0 = 1000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad k = 10 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad k_0 = 10 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad S_0 = 3000 \text{ N}, \quad m = 1 \text{ kg}$$

Funkcję, za pomocą której opisano wymuszenia, zdefiniowano w postaci: $p(t) = 1000(t/20)\sin(10t)$, uzyskując graficzną postać $P(t)$ wymuszeń sinusoidalnych o stałej amplitudzie i wymuszeń pseudookresowych (rys. 6.27–6.28).

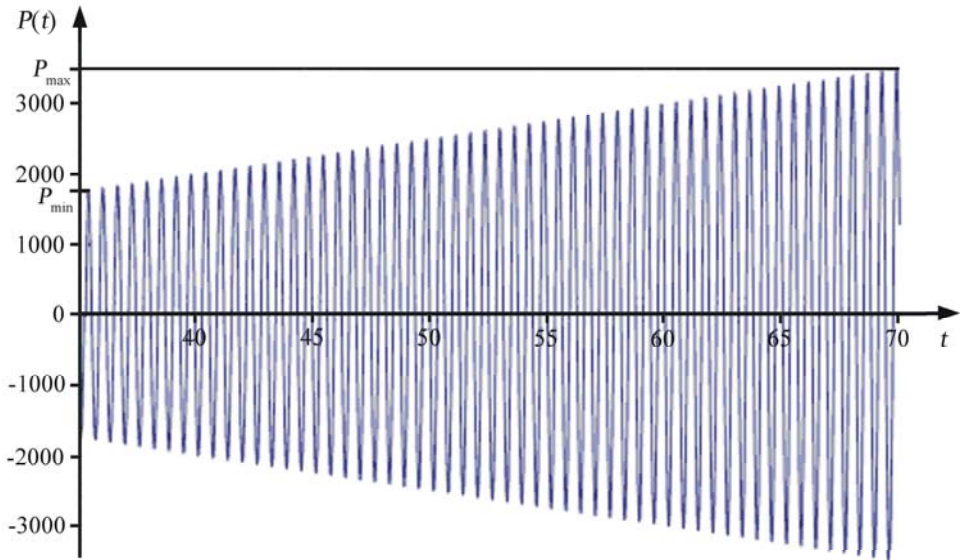


Rys. 6.27. Wykres funkcji $P(t)$ wymuszeń sinusoidalnych o zmiennej skokowo amplitudzie [26]

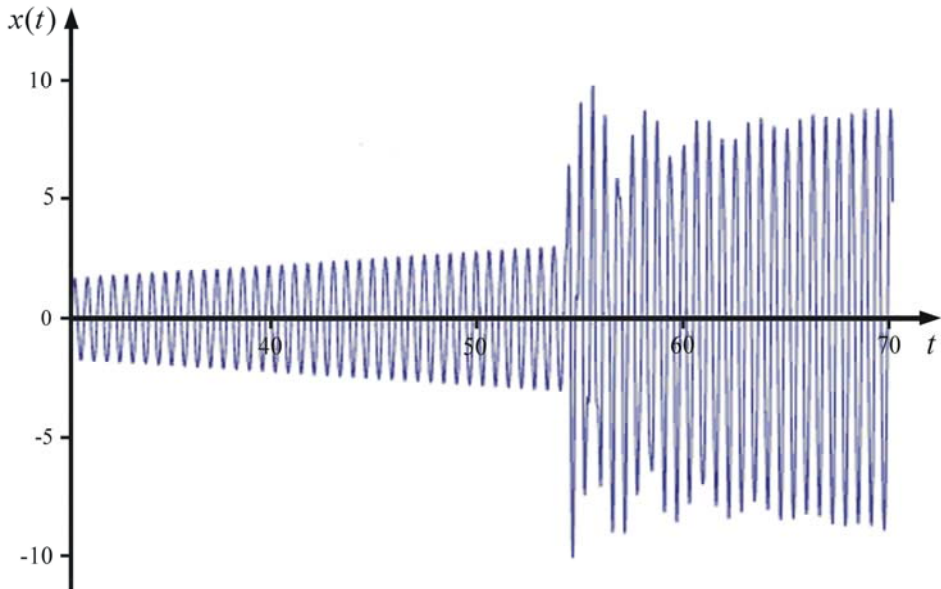
W wyniku zdefiniowania wymuszeń o amplitudzie zmiennej skokowo oszacowano przedział, w którym występuje wartość S_0 . Znając zakres przedziału (od P_i do P_{i+1}), wprowadzono wymuszenie pseudookresowe (rys. 6.28), gdzie P_{\min} oznaczono jako P_i , a w P_{\max} przyjęto wartość P_{i+1} . W ten sposób wyznaczono czas t_0 , w którym uszkodzenie wystąpiło. Przemieszczenie $x(t)$, gdy wymuszenie jest pseudookresowe, przedstawiono na rysunku 6.29.

Odczytując z wykresu wartość t_0 (54 s), uzyskano z kolei wartości przemieszczenia $x(t_0)$ i prędkości $v(t_0)$, czyli:

- $x(t_0) = 2,99 = x_0$,
- $v(t_0) = 2,86 = v_{(t_0)}$.



Rys. 6.28. Wykres funkcji $P(t)$ wymuszeń pseudookresowych o wychyleniu rosnącym [26]



Rys. 6.29. Odpowiedź $x(t)$ układu uzyskanego dla wymuszenia pseudookresowego [26]

Wewnętrzną siłę graniczną S_0 można wyznaczyć z równania (6.91) pod warunkiem, że wcześniej zidentyfikowano wartości parametrów c , k . Identyfikacja tych pa-

rametrów może odbywać się na podstawie metody bilansu energii i bilansu mocy w warunkach wymuszeń okresowych.

W układzie liniowym (6.90), gdy wymuszenia okresowe są $P(t)$, odpowiedź jest również okresowa, a więc:

$$x(t) = x(t+T), \quad \text{gdy} \quad P(t) = P(t+T) \quad (6.94)$$

Po pomnożeniu równania (6.90) przez elementarne przemieszczenie $dx = vdt$ i scałkowaniu w przedziale pojedynczego okresu T , uzyskano równanie bilansu energii w postaci:

$$k \int_{x(t)}^{x(t+T)} \dot{x} dx = \int_{x(t)}^{x(t+T)} P dx \quad (6.95)$$

gdzie wartości całek $\int \dot{x} dx$, $\int x dx$ są równe zeru.

Wzorując się na pracy [20], zależność (6.95) można zapisać jako:

$$\int_{x(t)}^{x(t+T)} \dot{x} dx = \alpha_x^v, \quad \int_{x(t)}^{x(t+T)} p dx = \alpha_x^p \quad (6.96)$$

Ostatecznie równanie bilansu energii otrzymano w postaci:

$$k\alpha_x^v = \alpha_x^p \quad (6.97)$$

Z równania bilansu energii (6.97) możliwe jest wyznaczenie jednej stałej, a mianowicie parametru tłumienia k . Wyznaczając parametr c , należy wyprowadzić równanie bilansu mocy. Równanie to otrzymano w sposób podobny po przemnożeniu równania różniczkowego (6.90) przez elementarną prędkość $dv = \dot{x}dt$ i scałkowaniu w przedziale okresu. Po tych operacjach uzyskuje się równanie:

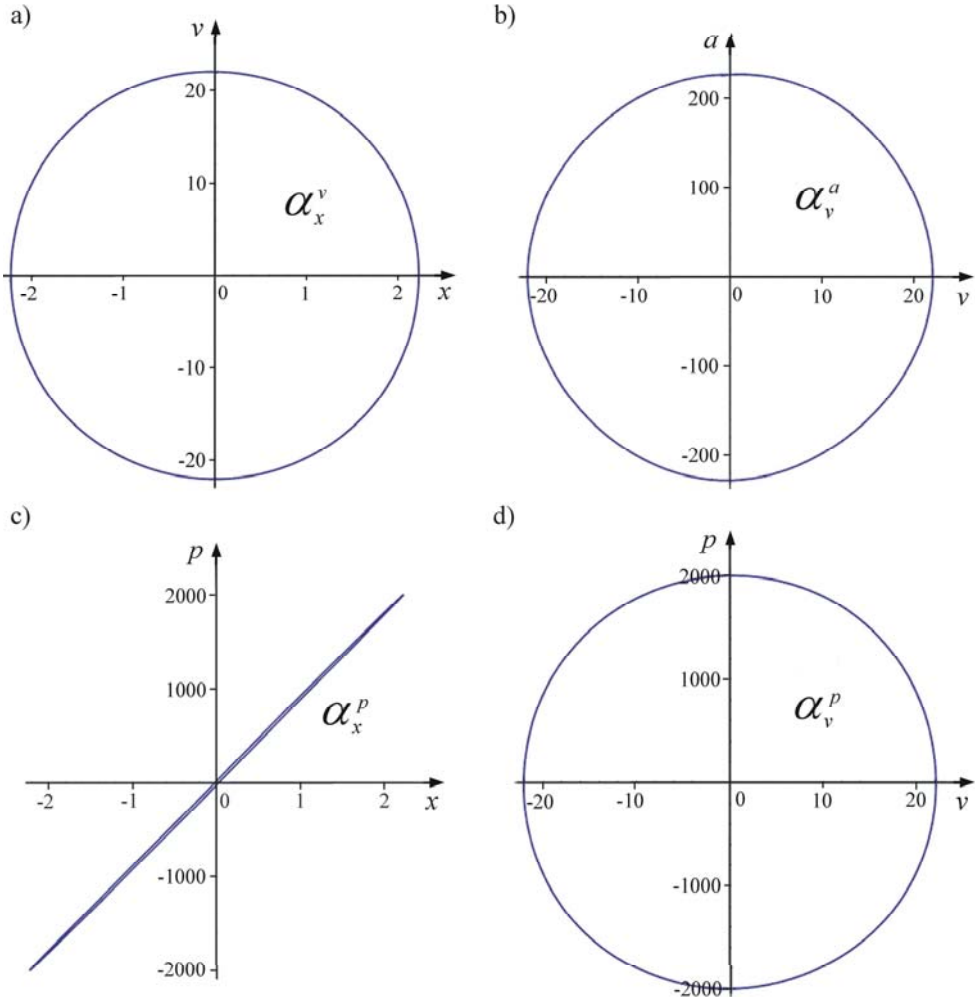
$$m\alpha_x^a + c\alpha_v^x = \alpha_a^p \quad (6.98)$$

W kolejnym kroku należy wyznaczyć pętle portretów fazowych oraz dynamiczne pętle histerezy. Wybrane zależności α przedstawiono na rysunku 6.30.

Ostatnim etapem było przeprowadzenie obliczeń z założeniem, że masa skupiona m jest dana oraz znane są wartości wyznaczonych półpętli α . Z równań (6.97) i (6.98), stosując analizę regresji, można było wyznaczyć wartości parametrów c , k . Uzyskano w ten sposób wartości: $c = 1000,35 \text{ N/m}$, $k = 1,0025 \text{ kg/s}$.

Na podstawie równania (6.91) siłę wewnętrzną S przedstawiono jako funkcję czasu w następującej formie:

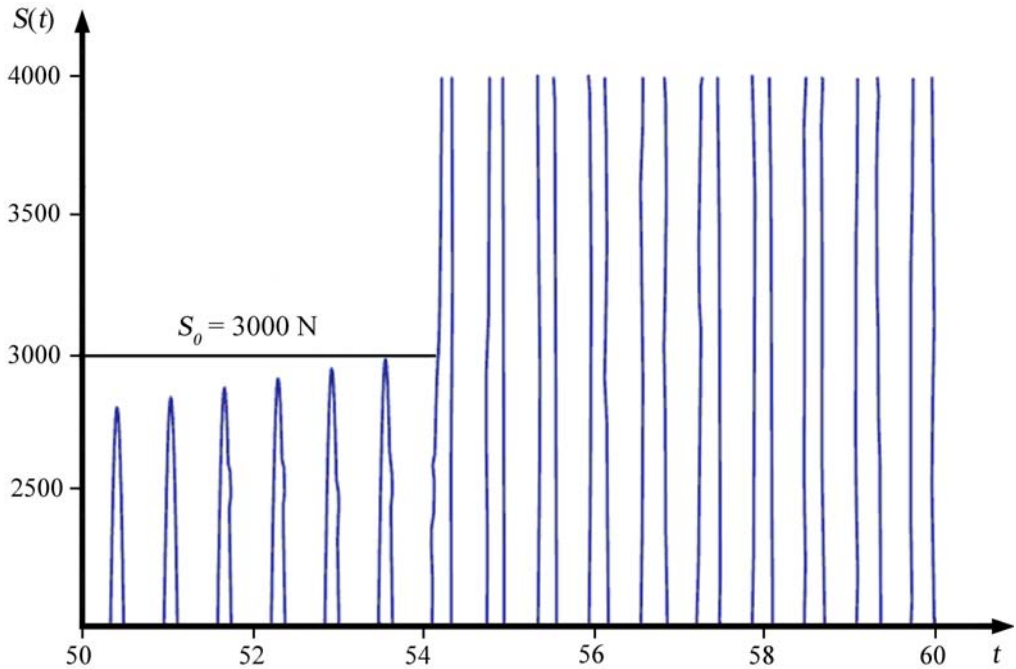
$$S_0 = 1000,35x(t_0) + 1,0025\dot{x}(t_0) \quad (6.99)$$



Rys. 6.30. Przykłady pętli α zdefiniowanych do identyfikacji układu i wyznaczenia krytycznej siły niszczącej: a) pętla portretu fazowego zależności prędkości v od przemieszczenia x , b) pętla portretu fazowego zależności przyspieszenia a od prędkości v , c) pole dynamicznej pętli histerezy siły p od przemieszczenia x , d) pole dynamicznej pętli histerezy siły p od prędkości v [26]

Postać graficzną, w celu odczytania wartości granicznej S_0 przy określonych parametrach modelu, przedstawiono na rysunku 6.31.

Wyznaczenie wartości siły granicznej S_0 wymaga zastosowania kilku zabiegów matematycznych. Sposób jej określania jest jednak bardzo pomocny przy szacowaniu uszkodzeń na przykładzie rejestrowanych przebiegów odpowiedzi układów mechanicznych. Jak wykazano, bazuje ona na identyfikacji z wykorzystaniem algorytmu bilansu energii i mocy.

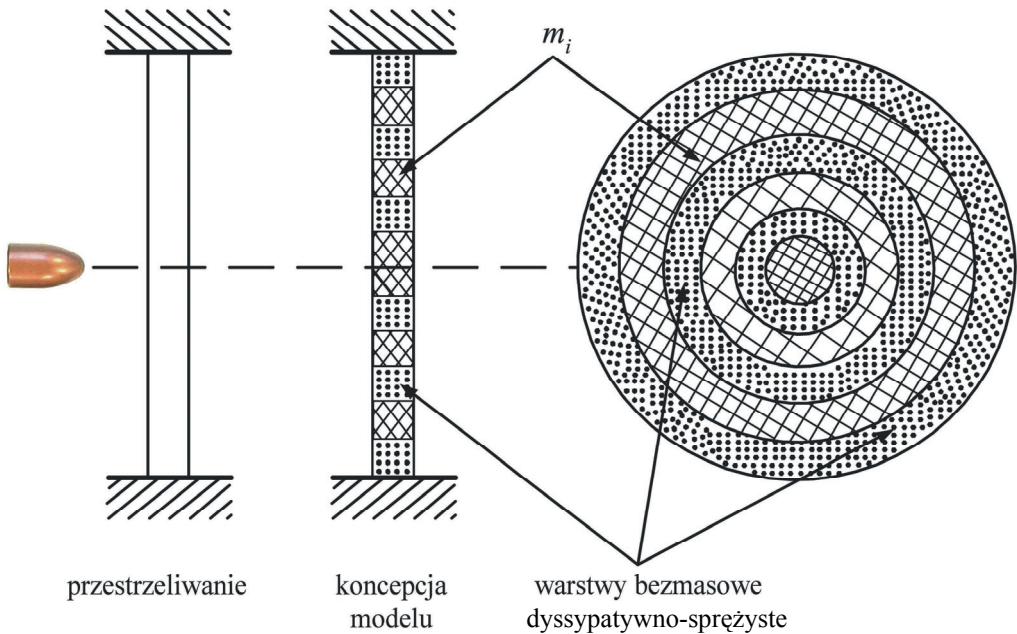
Rys. 6.31. Wykres siły $S(t)$ z określeniem granicznej wartości siły S_0 [26]

6.5. ANALIZA UKŁADU O WIELU STOPNIACH SWOBODY PODDANEGO ZŁOŻONEMU WYMUSZENIU DYNAMICZNEMU

6.5.1. ANALIZA UKŁADU, RÓWNANIA IDENTYFIKACYJNE

Wyznaczanie mechanicznych własności materiałów poddanych szybkozmiennym niesinusoidalnym obciążeniom cyklicznym jest ważnym elementem identyfikacji dynamicznych układów mechanicznych. W sytuacji, kiedy prędkość deformacji podlega istotnym zmianom w trakcie przebiegu niszczenia materiału, jak to zaobserwowano w przypadku przestrzeliwania osłony balistycznej przez pocisk, ważne jest właściwe zdefiniowanie modelu oddziaływań dyssypatywno-sprężystych. Jeden ze sposobów dokonania tego polega na przyjęciu modelu zjawiska według koncepcji przedstawionej na rysunku 6.32. W modelu tym uwzględniono warstwową budowę przestrzeliwanej osłony. Założono, że podczas uderzenia materiał może ulegać gwałtownemu obciążeniu dynamicznemu, w wyniku którego następują szyb-

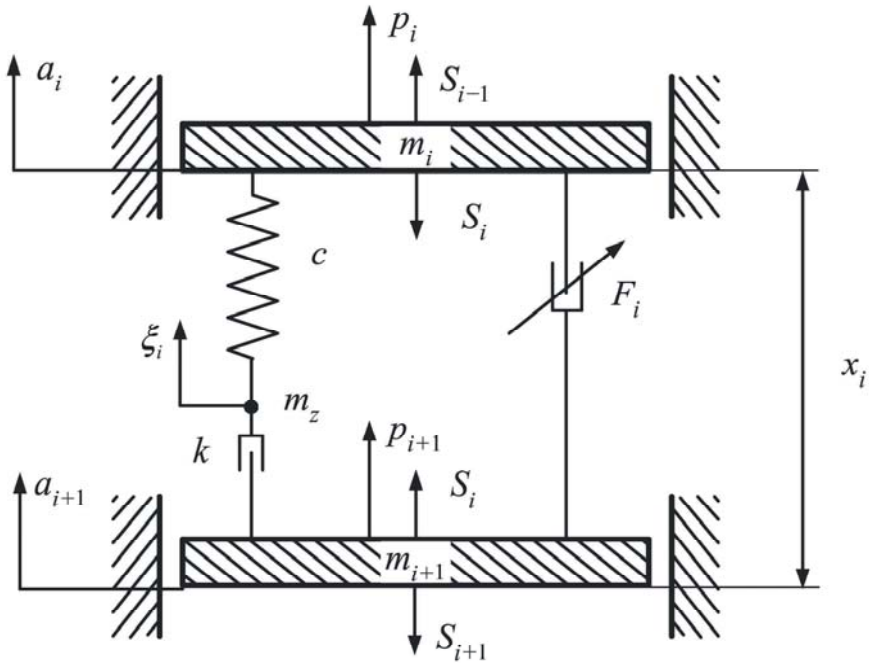
kozmienne procesy strat energii uderzenia. Toteż relacje, jakie będą zachodzić pomiędzy warstwami materiału, można analizować na podstawie układu o wielu stopniach swobody. W tym celu przyjęto model dyskretny o budowie szeregowej i skończonej liczbie stopni swobody. Siły wewnętrzne S_i takiego układu ($i = 1, 2, \dots, n$) można modelować za pomocą liniowych lub nieliniowych elementów sprężystych i tłumiących, łącząc w dowolny sposób sąsiednie masy m_i i m_{i+1} układu. W metodzie tej zasadniczym aparatem matematycznym do identyfikacji własności materiałów są równania bilansu energii i bilansu mocy.



Rys. 6.32. Koncepcja warstwowej budowy osłony w ujęciu dyssypacji energii uderzenia w i -tej warstwie

Założeniem odnośnie do słuszności zastosowania tych równań w identyfikacji układu jest warunek, że odpowiedź modelu na wymuszenie okresowe jest również periodyczna, czyli jest spełniony warunek: $x_i(t) = x_i(t + T)$, gdzie $x_i(t)$ jest funkcją czasu opisaną ruchem masy m_i względem masy m_{i+1} . W metodzie tej założono eksperymentalną identyfikację stałych parametrów, których opis odniesiono do dowolnie wybranej siły wewnętrznej S_i analizowanego modelu.

W modelu o układzie wielowarstwowym siłę S_i opisano elementem Maxwella w równoległej konfiguracji z członem dyssypatywnym, wyrażonym nieliniową funkcją $F_i(\dot{x}_i)$ (rys. 6.33).

Rys. 6.33. Schemat konfiguracji siły S_i w układzie wielowarstwowym

O tak przyjętym modelu równania ruchu można napisać:

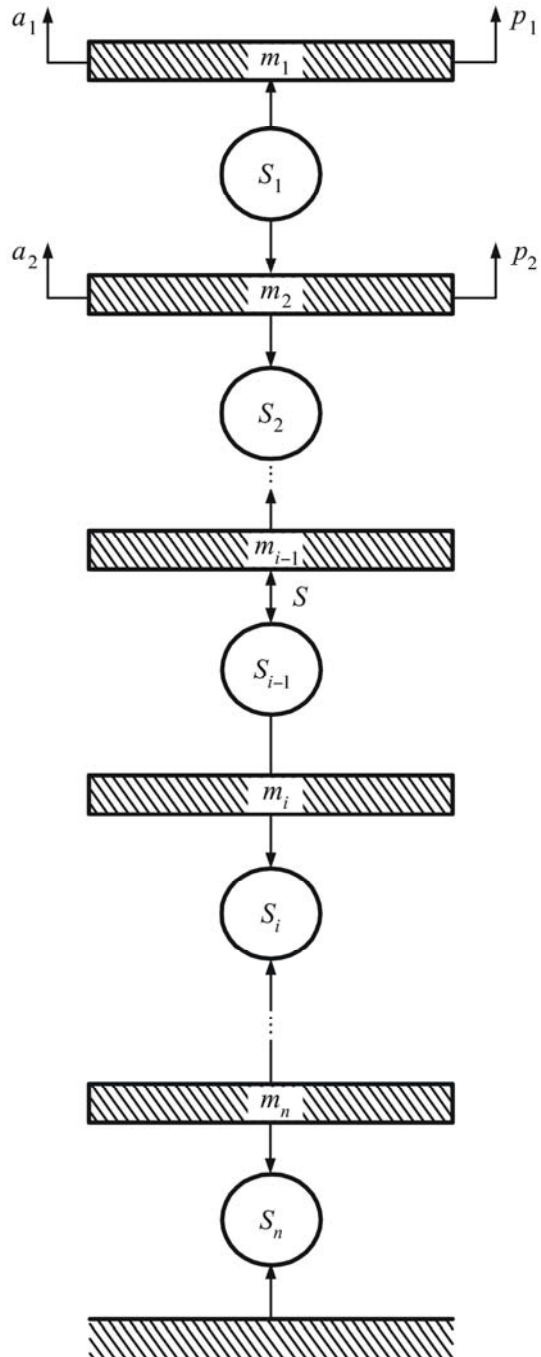
$$\begin{cases} S_i = F_i + c(x_i - \xi_i) \\ k\dot{\xi}_i = c(x_i - \xi_i) \end{cases} \quad (6.100)$$

gdzie $F_i = F_i(\dot{x}_i)$ – funkcja dyssypacji i -tego elementu układu.

Przyjmując, że zmienną ξ_i opisano ruch masy fikcyjnej ($m_z = 0$) w relacji do masy m_{i+1} , wyrażono ją jako:

$$\begin{cases} \xi_i = \frac{1}{c}(F_i + cx_i - S_i) \\ \dot{\xi}_i = \frac{1}{c}(\dot{F}_i + c\dot{x}_i - \dot{S}_i) \end{cases} \quad (6.101)$$

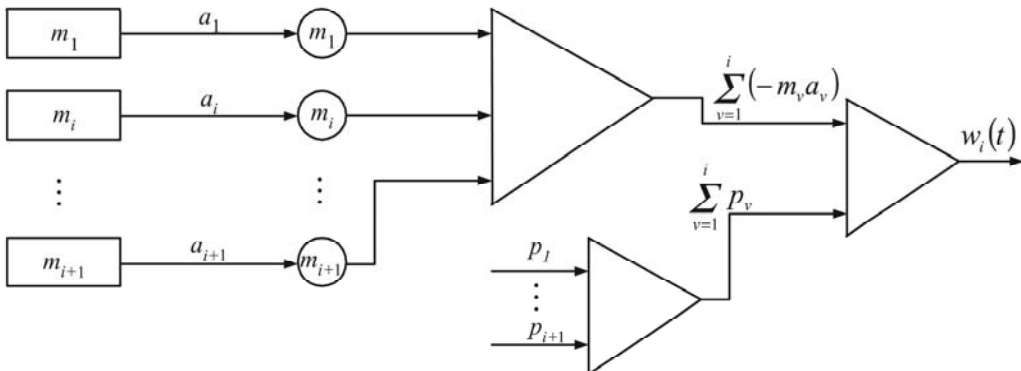
gdzie: c – stała sprężystości elementu Maxwella, k – stała tłumienia.

Rys. 6.34. Układ kaskadowy siły S w analizowanym modelu

W układzie kaskadowym o budowie przedstawionej na rysunku 6.34 siłę S_i można zastąpić sumą sił bezwładności $m_v a_v$ ($v = 1, 2, \dots, i$) oraz sumą sił aktywnych p_v , co można zapisać w postaci:

$$S_i = \sum_{v=1}^i p_v + \sum_{v=1}^i (-m_v a_v) = w_i(t) \quad (6.102)$$

Wyrażenie $w_i(t)$ może okazać się znaczącą siłą o działaniu wymuszającym z oddziaływaniem na i -tą masę układu, którą nazwano pseudowymuszeniem. Jedną z technik jej wyznaczenia jest pomiar przyspieszeń a_v i sił wymuszających p_v na podstawie równania (6.102). Warunkiem tego jest znajomość wymuszeń p_i, p_{i+1} oraz wartości mas m_i, m_{i+1} . Pseudowymuszenie $w_i(t)$ może być wtedy mierzone za pomocą algorytmu przedstawionego na rysunku 6.35.



Rys. 6.35. Schemat pomiaru pseudowymuszenia $w_i(t)$

Po uwzględnieniu zależności (6.102), siłę S_i można zastąpić wyrażeniem $w_i(t)$. Eliminując zmienną ξ_i na podstawie równań (6.100) i (6.101), otrzymano zależność:

$$w_i = F_i + \frac{k}{c} (\dot{F}_i + c\dot{x}_i - \dot{w}_i) \quad (6.103)$$

a stąd:

$$w_i = F_i + k\dot{x}_i + \frac{k}{c} (\dot{F}_i - \dot{w}_i) \quad (6.104)$$

Po pomnożeniu równania (6.103) przez elementarne przemieszczenie $dx_i = \dot{x}_i dt$ oraz scałkowaniu w przedziale okresu T otrzymano:

$$\int_0^T w_i \dot{x}_i dt = \alpha_{x_i}^{w_i} \quad (6.105)$$

$$\int_0^T \dot{x}_i \dot{x}_i dt = \int_0^T v_i dx_i = \alpha_{x_i}^{v_i} \quad (6.106)$$

$$\int_0^T \dot{F}_i \dot{x}_i dt = F_i \dot{x}_i \Big|_0^T - \int_0^T F_i \ddot{x}_i dt = - \int_{v(0)}^{v(T)} F_i dv_i = -G(v_i) = 0 \quad (6.107)$$

$$\int_0^T \dot{w}_i \dot{x}_i dt = w_i \dot{x}_i \Big|_0^T - \int_0^T w_i \ddot{x}_i dt = - \int_0^T w_i dv_i = -\alpha_{v_i}^{w_i} \quad (6.108)$$

$$\int_0^T F_i \dot{x}_i dt = \alpha_{x_i}^{F_i} \quad (6.109)$$

Sumując składniki wyrażeń (6.105–6.109) na mocy zależności (6.104), otrzymano równanie bilansu energii z i -tego dowolnie wybranego elementu, a więc:

$$\alpha_{x_i}^{w_i} = \alpha_{x_i}^{F_i} + k \alpha_{x_i}^{v_i} + \frac{k}{c} \alpha_{v_i}^{w_i} \quad (6.110)$$

Po pomnożeniu równania (6.104) przez elementarne przemieszczenie $d\dot{x}_i = \ddot{x}_i dt$ oraz scałkowaniu w przedziale okresu T , wyprowadzono i -te równanie bilansu mocy w postaci:

$$\alpha_{v_i}^{w_i} = -\frac{k}{c} \alpha_{\dot{x}_i}^{F_i} + \frac{k}{c} \alpha_{\dot{x}_i}^{w_i} \quad (6.111)$$

Otrzymane równania (6.110) i (6.111) można stosować do wyznaczenia parametrów i -tego elementu układu z dowolnej postaci funkcji dyssypacji $F_i(\dot{x}_i)$, jeśli wartości zmiennych α uzyska się poprzez eksperyment. Zmienne

$$\alpha_z^y = \oint_{z(0)}^{z(T)} y(z) dz$$

można mierzyć jako pola ograniczone zamkniętymi krzywymi α (pętle) wyznaczonymi z odpowiednich zależności $y(z)$ [26].

6.5.2. EKSPERYMENT NUMERYCZNY I WERYFIKACJA RÓWNAŃ IDENTYFIKACYJNYCH

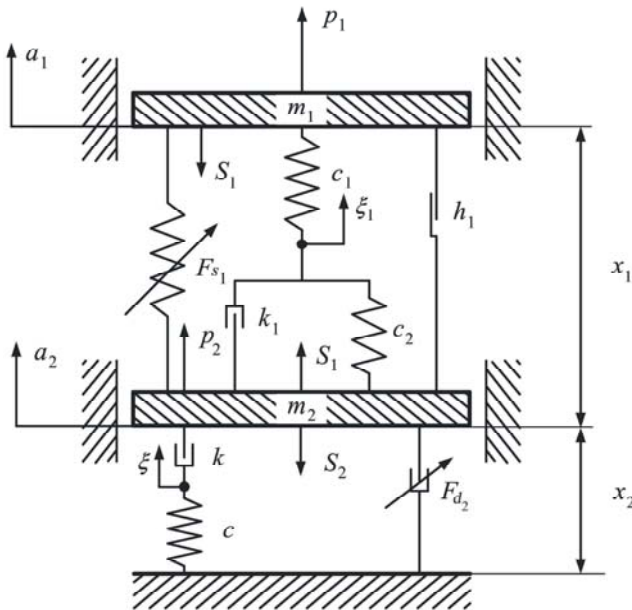
Metodę zweryfikowano eksperymentalnie techniką symulacji komputerowej [173] na układzie dwumasowym o konfiguracji podanej na schemacie (rys. 6.36). W układzie tym przyjęto następujące charakterystyki nieliniowe:

- Charakterystyka sprężystości elementu nr 1 w postaci funkcji nieliniowej:

$$F_{S_1} = c_{11}x_1 + c_{31}x_1^3 \quad (6.112)$$

- Charakterystyka dyssypacji elementu nr 2 w postaci funkcji nieliniowej:

$$F_{d_2} = h_2 \text{Sgn}\dot{x}_2 + k_3 \dot{x}_2 \quad (6.113)$$



Rys. 6.36. Schemat badanego układu

Pozostałe charakterystyki były liniowe. Wartości stałych parametrów przyjęto następujące:

- Element nr 1:

$$c_1 = 500000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, c_2 = c_{11} = 50000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, c_{31} = 10000 \frac{\text{N}}{\text{m}^3},$$

$$k_1 = 10000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, h_1 = 20 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, m_1 = 10 \text{ kg}$$

- Element nr 2:

$$c = 50000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad k = 1000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad k_3 = 10000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad h_2 = 50 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad m_2 = 10 \text{ kg}$$

Zadanie polegało na wyznaczeniu wartości stałych elementu nr 2. W tym celu masę m_2 poddano wymuszeniom okresowym prostokątnym o różnych wartościach częstotliwości ω i amplitud A (kilkadziesiąt powtórzeń). Wtedy siła działająca na masę m_1 jest równa zero ($p_1 = 0$).

Przed przystąpieniem do symulacji wyprowadzono równania identyfikacyjne układu przyjmując, że $i = 2$. Zgodnie z przyjętą metodyką wyznaczono równanie bilansu energii w postaci:

$$\alpha_{x_2}^{F_2} = h\alpha_{x_2}^{\text{Sgn}v_2} + k_3\alpha_{x_2}^{v_2} \quad (6.114)$$

oraz równanie bilansu mocy:

$$\alpha_{\ddot{x}_2}^{F_2} = h\alpha_{\ddot{x}_2}^{\text{Sgn}v_2} + k_3\alpha_{\ddot{x}_2}^{v_2} \quad (6.115)$$

Porządkując równania (6.114) i (6.115) na podstawie wyrażeń (6.110) i (6.111), gdy $i = 2$, otrzymano następującą formę równań:

- Bilansu energii:

$$\alpha_{x_2}^{w_2} = h\alpha_{x_2}^{\text{Sgn}v_2} + (k_3 + k)\alpha_{x_2}^{v_2} + \frac{k}{c}\alpha_{v_2}^{w_2} \quad (6.116)$$

- Bilansu mocy:

$$\alpha_{v_2}^{w_2} = -\frac{hk}{c}\alpha_{\ddot{x}_2}^{\text{Sgn}v_2} - \frac{kk_3}{c}\alpha_{\ddot{x}_2}^{v_2} + \frac{k}{c}\alpha_{\ddot{x}_2}^{w_2} \quad (6.117)$$

Równanie (6.116) można zapisać w uproszczonej postaci, a mianowicie:

$$\alpha_{x_2}^{w_2} = A_1\alpha_{x_2}^{\text{Sgn}v_2} + A_2\alpha_{x_2}^{v_2} + A_3\alpha_{v_2}^{w_2} \quad (6.118)$$

gdzie:

$$A_1 = h, \quad A_2 = (k_3 + k), \quad A_3 = \frac{k}{c},$$

a równanie (6.117) w postaci:

$$\alpha_{v_2}^{w_2} = A_2\alpha_{v_2}^{w_2} + A_4\alpha_{a_2}^{\text{Sgn}v_2} + A_5\alpha_{a_2}^{v_2} \quad (6.119)$$

gdzie:

$$A_4 = -\frac{hk}{c}, \quad A_5 = -\frac{kk_3}{c}.$$

Do wyznaczenia stałych badanego układu wykorzystano analizę regresji. Z symulacji komputerowej otrzymano wykresy przebiegów prędkości i przyspieszenia (rys. 6.37) oraz wyznaczono wartości pól $\hat{\alpha}$ (tab. 6.3). Na ich podstawie, korzystając z zależności (6.118), (6.119), obliczono wartości stałych parametrów modelu (tab. 6.4).

Tabela 6.3. Wybrane wartości pól $\hat{\alpha}$ dla impulsów prostokątnych przy zadanych wartościach A , ω

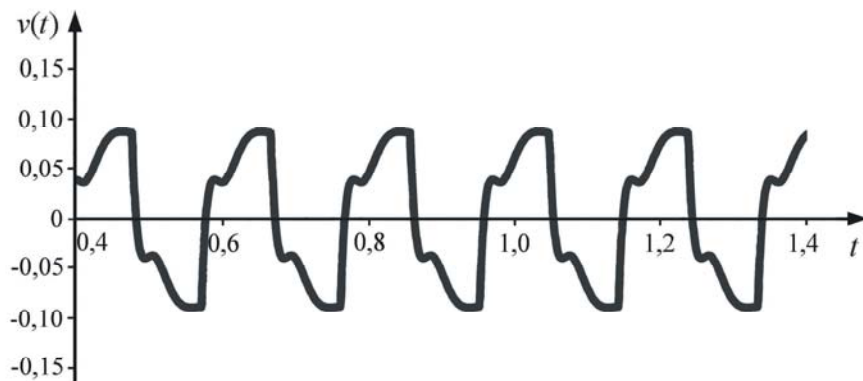
A [kN]	ω rad/s	$\alpha_{x_2}^{w_2}$	$\alpha_{x_2}^{v_2}$	$\alpha_{x_2}^{Sgn_2}$	$\alpha_{u_2}^{Sgn_2}$
0,10	31,4	-0,975610	-0,00085900	-0,01208400	1,5030103
0,10	32,4	-0,923330	-0,00081356	-0,01156480	1,4860684
...
...
0,50	31,4	-229,8411013	-0,208392030	-0,39256552	67,52429729
0,50	32,4	-226,1946336	-0,205044241	-0,38946145	64,89594057
...
...
40	39,4	-101866.417	-96,61385	-3,5785012	221201.87
40	40,4	-96028,444	-91,18398	-3,4323733	214430.85

Tabela 6.4. Parametry przyjęte i uzyskane z regresji liniowej równań

Parametr	Założona wartość	Otrzymana wartość ($p_1 = 0, p_2 \neq 0$)	Błąd [%]
k	1000	1000,48	0,05
k_3	10000	9999,53	0,04
c	50000	50023,74	0,05
h	50	48,7	2,6

Zaprezentowany fragment sposobu identyfikacji parametrów modelu w i -tym elemencie wywodzi się z opracowanych procedur algorytmu równań bilansu energii i mocy z warunkiem na periodyczność odpowiedzi wymuszenia okresowego badanego modelu. Dalsze jej przechodzenie w układy o złożonych wymuszeniach dynamicznych do identyfikacji dyssypacji energii w osłonach balistycznych wymaga szczegółowej weryfikacji, ponieważ prace ograniczono do analiz koncepcyjnych-symulacyjnych.

a)



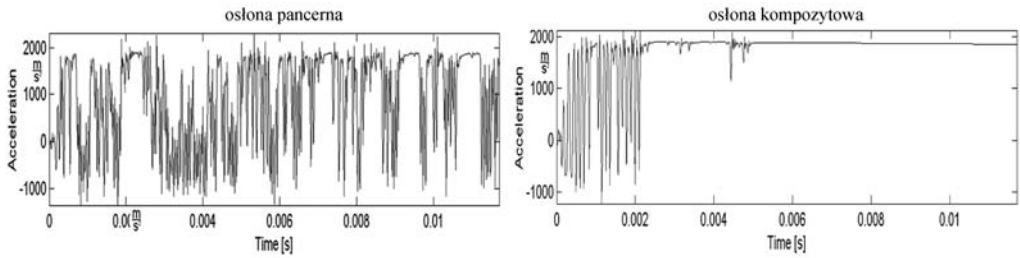
b)



Rys. 6.37. Odpowiedź układu na wymuszenie prostokątne: a) postać graficzna prędkości, gdy $i = 2$ analizowanego układu (rys. 6.36), b) postać graficzna przyspieszenia, gdy $i = 2$ analizowanego układu (rys. 6.36)

7. WPŁYW ZAMOCOWANIA OSŁONY NA IDENTYFIKACJĘ JEJ WŁASNOŚCI DYNAMICZNYCH

W świetle obciążeń udarowych zjawiska przebijania osłon balistycznych określono jako złożone do rozwiązania zagadnienia. Są to udary o wysokiej prędkości oddziaływania, określane w literaturze jako *ballistic impact*. Czas trwania udaru jest porównywalny z prędkością rozchodzenia się fali w kierunku normalnym do powierzchni przebijanej osłony balistycznej [2, 49, 147]. Analizowany będzie jednak nie tylko materiał, z którego zbudowano osłony. Przykładem może już być zwykłe porównanie uderzenia w osłonę drewnianą i w osłonę stalową. Na podstawie zarejestrowanych charakterystyk można stwierdzić, że efekty akustyczne w drugim przypadku są długotrwałe i bardziej słyszalne niż w pierwszym. Rezultaty drgań i rozchodzenia się fal w ośrodku stalowym są dominujące. Czynniki istotnymi przy powstawaniu drgań są cechy sprężyste i rozkład mas, a także własności rozproszenia energii. Im mniejsze są masy osłon oraz większe rozproszenie (tłumienie) energii, tym drgania i związane z nimi efekty falowe są mniejsze i bardziej pomijalne. Badania uderzenia lub obciążenia falą wybuchową są nacechowane dużym nakładem prac i z tego powodu są redukowane do badań numerycznych, a ich weryfikację sprawdza się do eksperymentów empirycznych o lokalnym oddziaływaniu. Przykładem metod identyfikacji o dużej zbieżności wyników są badania przedstawione w opracowaniach [12, 103, 182]. Cechą charakterystyczną tych metod jest wykorzystanie w nich danych materiałowych wynikających z prostych liniowych dynamicznych modeli bazujących na założeniach Hooke'a (stałe: E , G , ν). Z badań eksperymentalnych wynika, że drgania w osłonie wykonanej ze stali pancerniej są wyraźniejsze i bardziej długotrwałe niż w osłonie zbudowanej z płyty kompozytowej. Przykład takich pomiarów przedstawiono na rysunku 7.1. Pomiarów wykonano podczas przestrzeliwania 9 mm pociskiem Parabellum z pistoletu maszynowego pm84p, o prędkości wylotowej pocisku 354,3 m/s. Czujniki przyspieszeń typu PCB zamontowano na ramie osłony. Weryfikowaną osłonę wykonano w układzie hybrydowym: okładziny aluminiowe, rdzeń–laminat LIM. Do badań porównawczych wykorzystano osłonę przygotowaną z 4-milimetrowej stali pancerniej typu 2P.



Rys. 7.1. Przebieg przyspieszeń osłon podczas uderzenia 9 mm pociskiem Parabellum FMJ

Z tego względu wpływ zamocowania osłony opisano modelem zdegenerowanym z tarcieniem suchym, którego schemat przedstawiono na rysunku 7.2. Sposób identyfikacji stałych materiałowych osłony zamodelowanej za pomocą układu (c_0, c, h, k) prezentowano już w rozdziale 5 niniejszej pracy. W tym rozdziale skoncentrowano uwagę na parametrze c_z , zdefiniowanym za pomocą właściwości sprężystych zamocowania osłony.

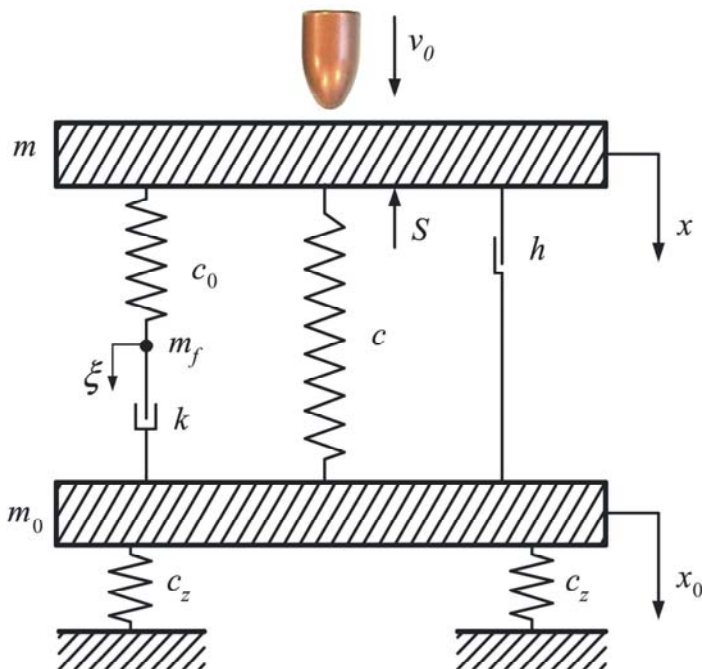
7.1. ANALIZA WPŁYWU ZAMOCOWANIA OSŁONY Z UWZGLĘDNIENIEM MODELU ZDEGENEROWANEGO

W celu oceny wpływu parametru c_z analizie poddano model dynamiczny z elementem Maxwella w konfiguracji równoległej z tarcieniem suchym. Założono, że na przebijający pocisk będzie oddziaływać siła wewnętrzna S reakcji, którą opisano za pomocą modelu zdegenerowanego, przedstawionego na rysunku 7.2.

W analizie wykorzystano następujące parametry do opisu własności materiału osłony:

- zakres energii sprężystej – stałe c, c_0 ,
- zakres energii dyssypacji – stałe h, k ,
- sztywność zamocowania osłony – stała c_z .

Straty energii uderzenia zdefiniowano dwoma parametrami, a mianowicie tarcieniem suchym h oraz tłumieniem k . Stałe materiałowe modelu osłony opisano parametrami c, c_0, k, h , gdzie: c – współczynnik statycznej sztywności w zakresie sprężystym, c_0 – współczynnik sztywności dynamicznej w zakresie sprężystym, ξ – zmienna położenia ruchu masy fikcyjnej $m_f = 0$, m – masa osłony, m_0 – masa zamocowania osłony (ramy), v_i – prędkość uderzającego pocisku.



Rys. 7.2. Schemat modelu zdegenerowanego przyjętego do analizy wpływu zamocowania osłony

W przypadku przyjętego modelu siłę oporu $S(\tilde{x}, \tilde{v})$, gdzie \tilde{x} określa przemieszczenie względne pocisku w materiale, a $\tilde{v} = \dot{\tilde{x}}$ jego prędkość względną, można przedstawić w postaci zależności:

$$S(\tilde{x}, \tilde{v}) = c\tilde{x} + c_0(\tilde{x} - \xi) + h\text{Sgn}(\tilde{v}) \tag{7.1}$$

Układ równań modelu dynamicznego procesu przestrzelenia osłony sprowadzono wówczas do następującej postaci:

$$\left\{ \begin{array}{l} m\ddot{x} + c_0(x - \xi) + c(x - x_0) + h\text{Sgn}(\dot{x} - \dot{x}_0) = 0 \end{array} \right. \tag{7.2}$$

$$c_0(x - \xi) = k(\dot{\xi} - \dot{x}_0) \tag{7.3}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} m_0\ddot{x}_0 + c_z x_0 - k(\dot{\xi} - \dot{x}_0) - c(x - x_0) - h\text{Sgn}(\dot{x} - \dot{x}_0) = 0 \end{array} \right. \tag{7.4}$$

Po zsumowaniu zależności (7.2) i (7.4) stronami oraz uwzględnieniu równania (7.3), otrzymano równanie identyfikacyjne:

$$m\ddot{x} + m_0\ddot{x}_0 + c_z x_0 = 0 \tag{7.5}$$

Zakładając ponadto, że tarcie suche jest małe $h \approx 0$, zaś tłumienie $k \gg 0$, równanie (7.2) zredukowano do następującej formuły:

$$m\ddot{x} + (c_0 + c)(x - x_0) = 0 \quad (7.6)$$

ponieważ w przypadku dużego k będzie zachodzić związek: $\zeta \cong x_0$.

Układ równań (7.5) i (7.6) można przedstawić w zapisie macierzowym jako:

$$\mathbf{M}\ddot{\bar{q}} + \mathbf{C}\bar{q} = \bar{0} \quad (7.7)$$

gdzie $\mathbf{M}, \mathbf{C}, \bar{q}, \bar{0}$ mają postać:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m & m_0 \\ m & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} 0 & c_z \\ c + c_0 & -c - c_0 \end{bmatrix}, \quad \bar{q} = \begin{bmatrix} x \\ x_0 \end{bmatrix}, \quad \bar{0} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (7.8)$$

Przy idealnie sztywnej ramie ($c_z = \infty$) układ zredukowano do zależności o jednym stopniu swobody, a więc:

$$m\ddot{x} + (c_0 + c)x = 0 \quad (7.9)$$

Gdy masa osłony jest mała w stosunku do masy ramy ($m \ll m_0$), wówczas z równań (7.5) i (7.6) wynika, że układ będzie drgał jak układ o jednym stopniu swobody, co można zapisać jako:

$$m_0\ddot{x}_0 + c_z x_0 = 0 \quad (7.10)$$

Model dynamiczny wyrażony równaniem (7.7) jest opisem matematycznym drgań swobodnych układu o 2 stopniach swobody nietłumionych. Zmienną $x(t)$ opisano drgania osłony, zaś zmienną x_0 drgania ramy mocującej. Taki układ ma dwie częstotliwości rezonansowe równe częstotliwościom drgań własnych ω_1, ω_2 . W przypadku natomiast $m \ll m_0$, częstotliwość drgań jest wyrażona równaniem:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{c_z}{m_0}} \quad (7.11)$$

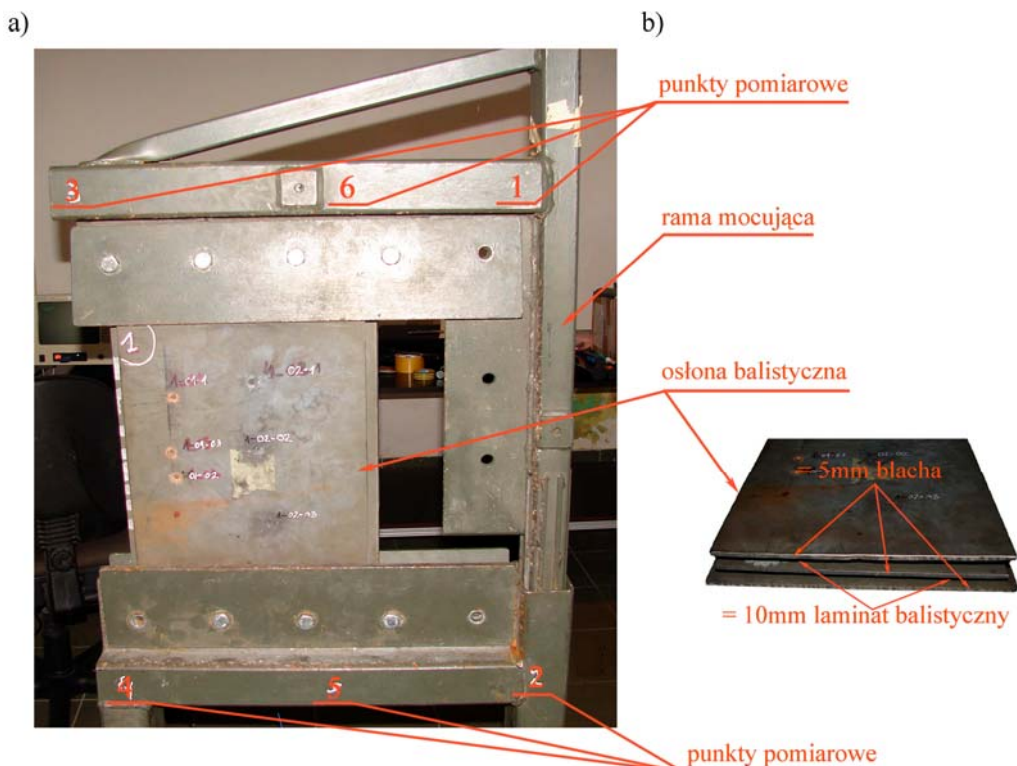
Gdy $c_z = \infty$, wówczas równanie (7.11) będzie określone następującą formułą:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{c_0 + c}{m}} \quad (7.12)$$

Wzory (7.11) i (7.12) są jedynie pewnym przybliżeniem zachowania się układu z określonymi danymi liczbowymi: c_0, c_z, c, m_0, m . Sposób wyliczenia częstotliwości ω_1, ω_2 układu analizowanego jest natomiast znany [4, 115].

7.2. BADANIA EKSPERYMENTALNE OSŁONY BALISTYCZNEJ

Modelowanie siły reakcji materiału osłony przeprowadzono na obiekcie rzeczywistym. Weryfikację wpływu zamocowania osłony realizowano m.in. z wykorzystaniem eksperymentalnej analizy modalnej. W tym celu układ fizyczny (rys. 7.3) poddano uderzeniom młotkiem modalnym w wybrane miejsca osłony oznaczone 1–6 zgodnie z kolejnością uderzeń.

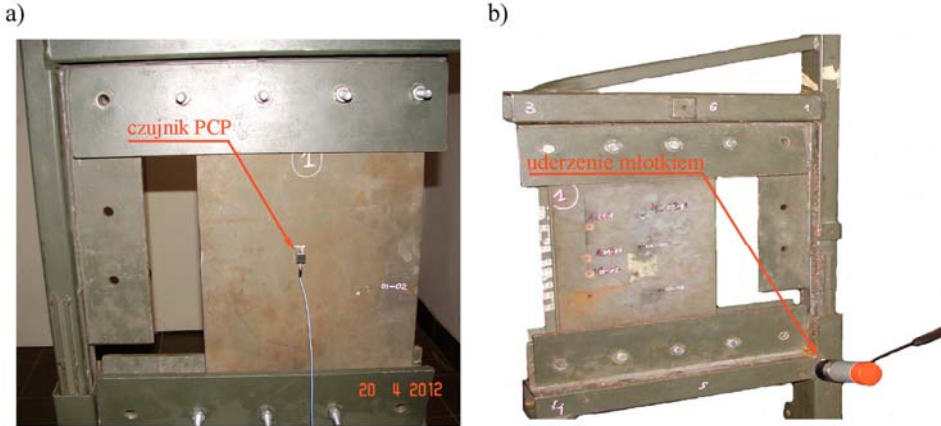


Rys. 7.3. Obiekt badań: a) układ fizyczny osłona–rama, b) obiekt geometryczny próbki

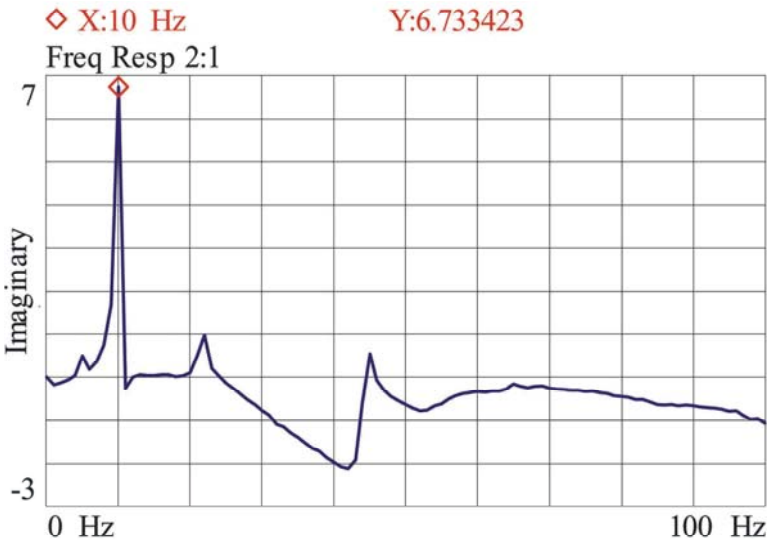
Na próbce osłony balistycznej zamocowano centralnie czujnik przyspieszeń PCB, który miał przekazywać sygnały do rejestratora firmy HP (rys. 7.4). Rejestrację przeprowadzono na układzie o następujących parametrach: masa badanego układu – 123,2 kg, masa ramy (m_0) – 109,5 kg, masa osłony (m) – 13,7 kg.

Analizowaną osłonę (próbka) wykonano w układzie wielowarstwowym: 5-milimetrowa blacha pancerna ARMOX 600T i laminat balistyczny o grubości 10 mm (rys. 7.3b). Zastosowano laminat balistyczny o budowie wielowarstwowej, składający się ze sprasowa-

nych ze sobą tkanin aramidowych typu plain na matrycy epoksydowej. Splot zdefiniowano w rozdziale 2.1.

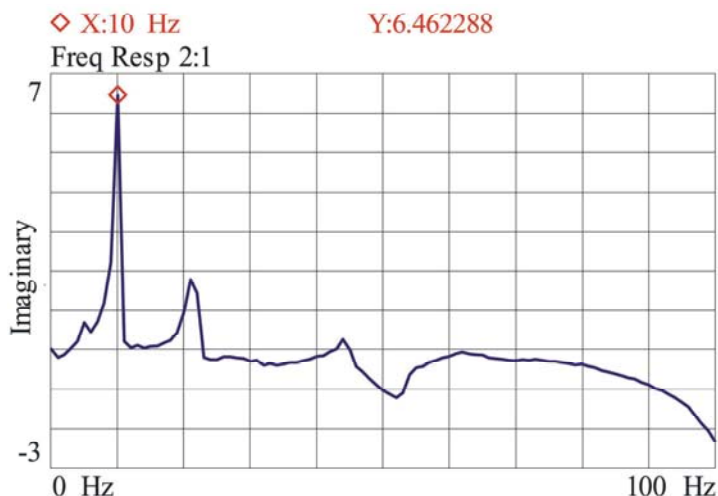


Rys. 7.4. Sposób wykonywania pomiaru i odczytu: a) mocowanie czujnika PCB, b) rejestracja uderzeń



Rys. 7.5. Pomiar w punkcie 1

W wyniku tych badań uzyskano odpowiednie charakterystyki analizowanego układu. Wybrane wyniki w postaci częstotliwościowych funkcji przejścia przedstawiono na rysunkach 7.5–7.10. Badania przeprowadzono w zakresie częstotliwości do 100 Hz.



Rys. 7.10. Pomiar w punkcie 6

7.3. ANALIZA WYNIKÓW I SYMULACJA KOMPUTEROWA

W dynamicznej analizie procesu przebijania osłony wykorzystano wyniki uzyskane z eksperymentalnej analizy modalnej. Dzięki niej udało się uchwycić pierwszą postać drgań. Na wykresie (rys. 7.5–7.10) każdego z przeprowadzonych pomiarów zakres drgań został zarejestrowany w otoczeniu około 10 Hz. Następnie w celach porównawczych wykonano badania symulacyjne z uwzględnieniem modelu przedstawionego na rysunku 7.2. Zakładając dalej układ o jednym stopniu swobody (por. równanie (7.10)) z masą osłony $m_0 = 109,5$ kg, przeprowadzono oszacowanie sztywności dynamicznej c_z z zależności:

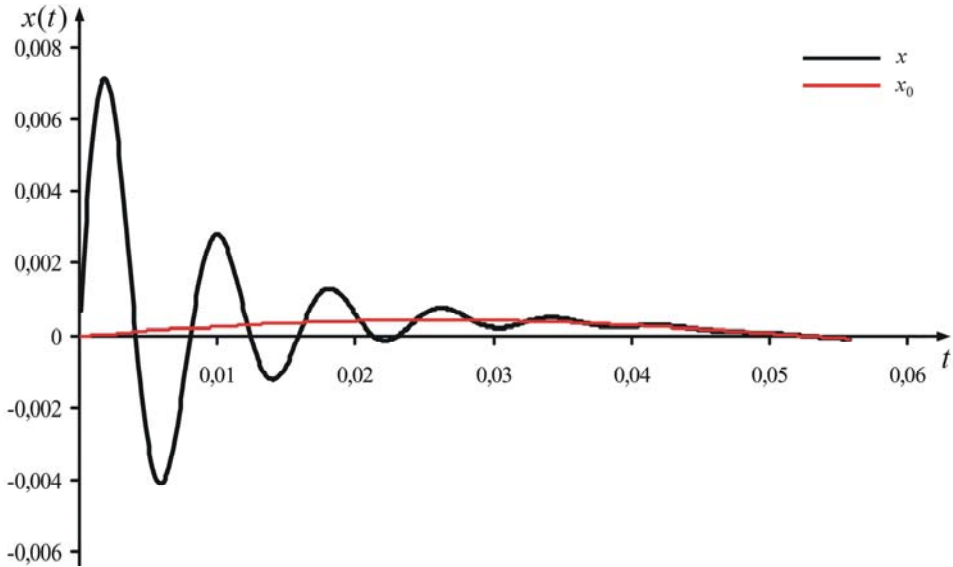
$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{c_z}{m_0}} \quad (7.13)$$

Mając wyliczony parametr c_z , postać matematyczną układu (rys. 7.2) zamodelowano w oprogramowaniu Mathematica [198], a następnie, mając parametry liczbowe:

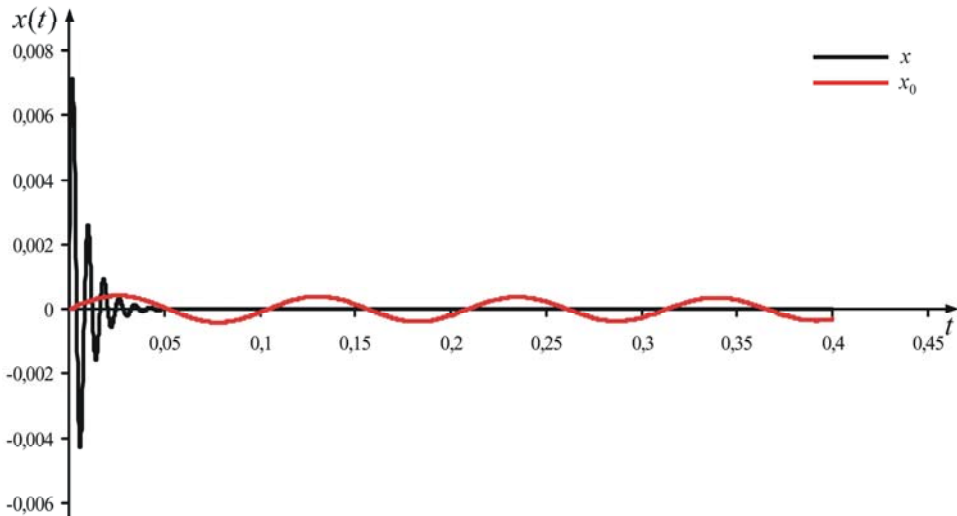
$$c_z = 4320000 \frac{\text{N}}{\text{m}}, \quad k = 1000 \frac{\text{N} \cdot \text{s}}{\text{m}}, \quad h = 0, \quad m_0 = 109,5 \text{ kg}, \quad m = 13,7 \text{ kg}$$

przeprowadzono analizę numeryczną szacowania sztywności zamocowania osłony.

Odpowiedzi modelu na przemieszczenie parametrów x_0 i x przedstawiono na rysunku 7.11.



Rys. 7.11. Odpowiedzi czasowe analizowanego zamocowania (przesunięcie x_0 , x) modelu osłony pod wpływem uderzenia



Rys. 7.12. Odpowiedzi czasowe modelu osłony pod wpływem uderzenia dla zwiększonej sztywności $c_z = 4 \cdot 10^{25}$ N/m

W następnej symulacji zwiększono znacznie sztywność c_z ($c_z = 4 \cdot 10^{25}$ N/m) układu przy tych samych pozostałych parametrach, aby dokonać weryfikacji wyników uzyskanych z symulacji (rys. 7.11). Wyniki przedstawiono na rysunku 7.12.

Jak wykazano, wyniki identyfikacji sztywności ramy są potwierdzeniem przyjętego założenia, że przy sztywnym zamocowaniu osłony można pominąć w modelu element mocowania, co zostało powiedziane w rozdziale 5.2. Zarówno w pierwszym, jak i w drugim przypadku stosowanych wymuszeń (rys. 7.11, 7.12) przemieszczenie ramy względem osłony oszacowano na poziomie $x_0 \approx 0$.

Z przeprowadzonych badań wynika, że w dalszych analizach identyfikacji własności materiału wpływ parametru c_2 można pominąć, przyjmując model o liczbie stopni swobody równej 1,5.

7.4. BADANIA WPŁYWU SZTYWNOŚCI ZAMOCOWANIA OSŁONY W TESTACH BALISTYCZNYCH

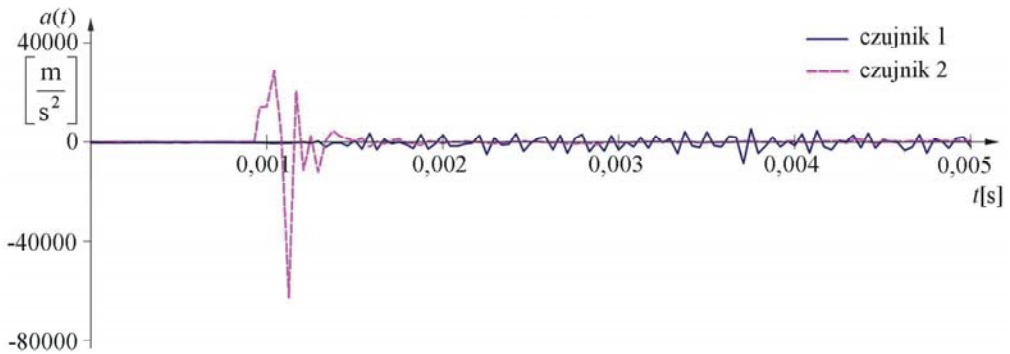
Analizę wpływu zamocowania osłony przeprowadzono na modelu znacznie uproszczonym, tak aby jego parametry łatwo było oszacować. Z uwagi na to, że stosunek masy osłony m do masy ramy mocującej m_0 badanego układu rzeczywistego (rys. 7.13) wynosił około 0,125, przyjęto, że model fizyczny może być opisany za pomocą równania różniczkowego w formie (7.10).



Rys. 7.13. Usytuowanie czujników pomiarowych w badaniach weryfikacyjnych wpływu zamocowania osłony na ruch całego układu

Zachowanie się układu postanowiono zweryfikować na torze strzeleckim. Przelataniu poddano układ (rys. 7.3), na którym zamocowano czujniki przyspieszeń g 100 000 typu PCB M350B21. Jednym z czujników rejestrowano parametry z ramy, a drugim parametry z osłony, jak pokazano na rysunku 7.13.

Układ ostrzelano nabojem przeciwpancernym kaliber 7,62 mm z pociskiem przeciwpancerno-zapalającym (API) o masie 9,45 g i prędkości wylotowej 835,2 m/s. Pomijając składowe energii uderzenia wynikające z ruchu obrotowego pocisku, w układzie rama-osłona została zaabsorbowana energia uderzenia 3,3 kJ. Odpowiedzi czasowe z czujników przedstawiono na rysunku 7.14. Zarejestrowane sygnały analizowano za pomocą oprogramowania FlexPro 9. Czujnik oznaczony numerem 1 zamontowano na ramie, poza jej centralną częścią ze względu na duże ryzyko uszkodzenia. Czujnik 2 zamocowano natomiast na osłonie, po stronie przeciwnej do kierunku strzelania.

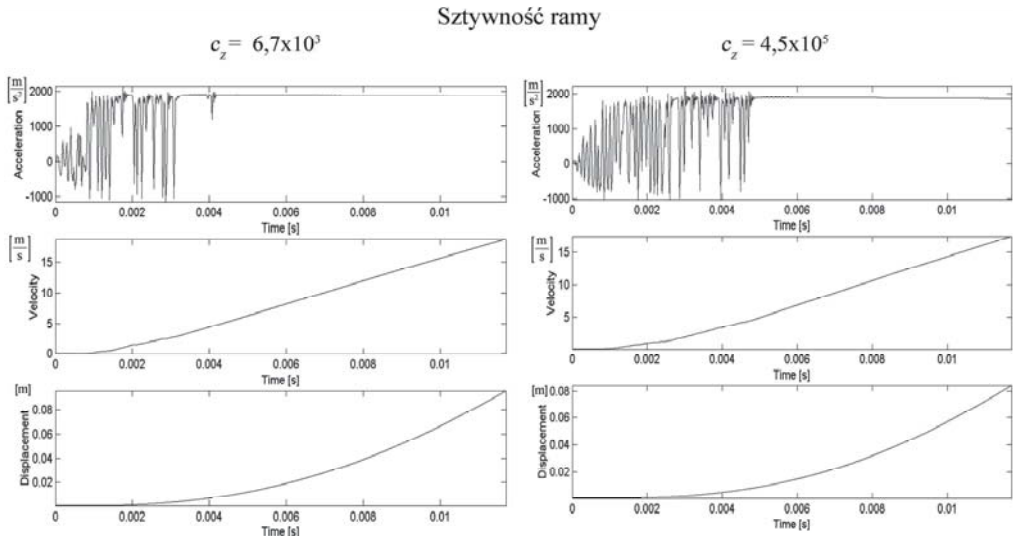


Rys. 7. 14. Przebieg przyspieszeń układu rama-osłona w próbie przebijania pociskiem API kaliber 7,62 mm

Przeprowadzono jeszcze kilka prób w innych warunkach przestrzeliwania osłony balistycznej. Przykładowo, przyspieszenia i inne parametry mierzono, przestrzeliwując kompozytowe (rdzeń-laminat balistyczny LIM) osłony w okładzinach aluminiowych zamocowanych w ramie o wyznaczonych sztywnościach (sztywna i zwiększona sztywność). Rejestrowany sygnał mierzono na ramie osłony. Pomiar wykonano podobnie, jak pokazano na rysunku 7.13. Różnicą było zastosowanie ramy i osłony o dużo mniejszej masie oraz zamocowanie czujnika przyspieszeń w ramie osłony. Sygnał ten został następnie poddany analizie w celu wyznaczenia przebiegów w postaci przyspieszeń, prędkości i przemieszczeń (rys. 7.15).

Jak wykazano w badaniach eksperymentalnych i badaniach numerycznych, w przypadku sztywnego zamocowania osłony model matematyczny można uprościć do układu osłona-pocisk i zredukować liczbę parametrów modelu. Jest to korzystne ze względu na postać matematyczną równań identyfikacyjnych w opisie własności mate-

riału osłony. Negatywną stroną założenia jest zakres deformacji granicznej, po której następuje trwałe uszkodzenie materiału, ponieważ ruch globalny opisany jest dwoma współzrzednymi (zakres deformacji odwracalnej, zakres deformacji nieodwracalnej). Jeśli wartość trzeciej współzrzednej, przy której założono ruch ramy, jest równa zeru, to jej oddziaływanie na zwiększenie fazy pierwszej przestrzeliwania osłony jest znikome. Można tę fazę optymalizować własnościami sprężystymi materiału osłony lub kątem zamocowania osłony.



Rys. 7.15. Zarejestrowane charakterystyki wpływu zamocowania osłony ostrzelanej 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością $v_{sr} = 356,8$ m/s o wybranych sztywności

Sposób zamocowania osłony wpływa na jej przestrzelenie. Bardzo ważnym czynnikiem jest kąt uderzenia w osłonę [39, 63]. Najbardziej niepożądanym kątem jest uderzenie prostopadłe i dlatego w większości obiektów rzeczywistych osłony są montowane pod odpowiednim kątem, aby z góry założyć uderzenie skośne lub z odchyleniem kierunkowym.

8. METODYKA IDENTYFIKACJI WŁASNOŚCI MATERIAŁÓW

8.1. WPROWADZENIE I OPIS PROCEDUR IDENTYFIKACJI WŁASNOŚCI MATERIAŁÓW

Wyznaczanie własności materiałów jest przedmiotem rozważań w wielu opracowaniach naukowych [1, 68, 115, 134, 158]. Większość prac odnośna jest do analizy w aspekcie quasi-statycznych i dynamicznych możliwości pochłaniania energii. Przy uderzeniach z prędkościami balistycznymi zachodzące mechanizmy rozpraszania energii uderzenia mogą być uzależnione od wielu innych parametrów [2]. Kompilacja ta dotyczy zwłaszcza materiałów kompozytowych. W materiałach jednorodnych (przede wszystkim materiałach z gatunku podstawowych stali pancernych) metodyka identyfikacji ich własności jest uzależniona przede wszystkim od zakresu prędkości pocisku oraz wytrzymałości ośrodka, a także masy pocisku i osłony oraz kąta uderzenia [126, 159, 194, 200]. W niniejszej pracy punktem wyjściowym było wypracowanie procedur, które wywodzą się z empirycznych lub półempirycznych związków. Podstawowym kryterium oceny wiarygodności analizy teoretycznej w stosunku do wyników empirycznych jest zależność wynikająca z prawa zachowania energii (metoda energetyczna). Z prawa tego wynika, że praca W , jaką wykona pocisk, przebijając osłonę, jest wynikiem rozpraszania energii kinetycznej pocisku E w chwili uderzenia. Następnym rozwinięciem tej metody było wyprowadzenie wielu wzorów na przebijanie i zestawienia zależności wyników eksperymentalnych, w których starano się uzyskać jak najdokładniejsze rezultaty. Najbardziej wiarygodnym rozwiązaniem były zależności wynikające z empirycznych obliczeń określonych stałych charakteryzujących materiał przebijany i przebijający w celu znalezienia rozwiązania wynikowego. Zagadnienia te zostały obszernie opisane przez badaczy z zagranicznych [28, 37, 71, 122, 132, 157] oraz krajowych [57, 58, 129, 193, 195, 196] ośrodków naukowych. Zasadniczym wskaźnikiem określającym przebitecie materiału jest przede wszystkim jego limit balistyczny oraz prędkość perforacji. Związki te są korelacją takich parametrów, jak geometria, masa, prędkość i kąt uderzenia pocisku, typ, grubość i gęstość materiału osłony. Identyfikację

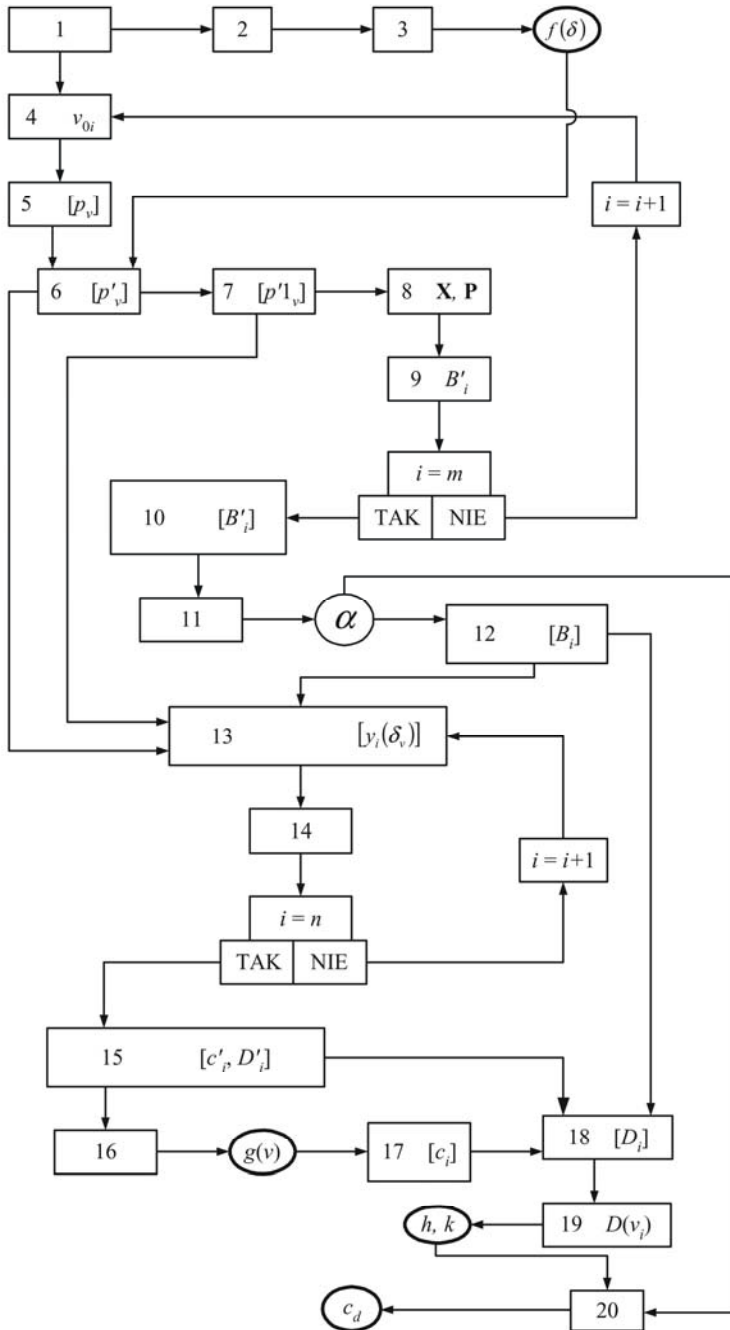
własności udarowych materiałów sprowadzono głównie do wykorzystywania teorii materiałów sprężysto-plastycznych [120, 155].

Znajomość procedur identyfikowania materiału jest decydującym kryterium opracowania odpowiednich układów osłon balistycznych, które na gruncie absorpcji energii uderzenia pocisku (cząstki masowej o prędkościach balistycznych) są charakteryzowane tzw. limitem balistycznym i ciężarem własnym. Metody identyfikacji własności materiałów wywodzą się z procesów obciążania/odciążania materiału w próbach lub/i statycznych/quasi-statycznych, tzn. ściskania, rozciągania, zginania, skręcania, ścinania, przebijania z prędkościami ulegającymi istotnym zmianom. W tym obszarze znanych jest wiele metod, które opracowano i znormalizowano na podstawie procedur, takich jak polskie patenty [144, 105] lub badania opublikowane w pracach [29, 69, 158]. Znane są także techniki wyznaczania własności mechanicznych materiałów w relacji odkształcenie–naprężenie, a w próbach udarnościowych wyznacza się pracę potrzebną do zniszczenia materiału. W warunkach obciążeń statycznych można jedynie wyznaczyć współczynniki sprężystości liniowej, postaciowej lub objętościowej. Nieco inaczej przebiega deformacja materiałów podczas obciążeń z prędkościami balistycznymi. W tym przypadku bardzo duże znaczenie przypisano siłom dyssypatywnym, ponieważ są one czynnikiem jakościowo związanym z zakresem dużych prędkości deformacji. Pomiar tych sił powinien odbywać się według określonych procedur [118, 119].

W dalszej części rozdziału przedstawiono ideę badań oraz symulacje komputerowe, które wykonano za pomocą modułu oprogramowania Matlab [173].

8.2. WYZNACZANIE WŁASNOŚCI DYSSYPATYWNO-SPRĘŻYSTYCH MATERIAŁÓW NA PODSTAWIE PRÓB Z DUŻYMI PRĘDKOŚCIAMI

Własności dyssypatywno-sprężyste materiałów, z których wykonane są osłony balistyczne, są trudne do wyznaczenia. Jest to spowodowane głównie tym, że obciążenie dynamiczne jest realizowane w zakresie oddziaływań z prędkościami balistycznymi (por. rozdz. 2). Przy tak dużych wartościach prędkości stosowanie stałych materiałowych, wyznaczonych klasycznymi metodami quasi-statycznymi nie będzie przynosić zakładanego rezultatu. W tego rodzaju deformacji generowane są znaczne siły dyssypatywne, których wielkości należy opisywać specjalnie wyprowadzonymi stałymi materiałowymi. Przykład takiego algorytmu przedstawiono jako schemat blokowy na rysunku 8.1. Algorytm ten jest uogólnieniem metody opracowanej i opatentowanej w 2012 roku [119]. Uogólnienie tego pomysłu na dowolne funkcje dyssypatywne zostało zawarte w zgłoszeniu patentowym [118].

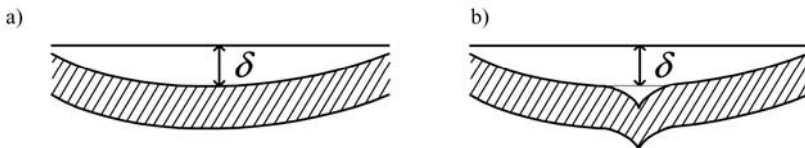


Rys. 8.1. Schemat blokowy procedury identyfikacji własności materiałów przy dużych prędkościach deformacji

W poszczególnych elementach algorytmu (rys. 8.1) przyjęto następujące oznaczenia bloków i modułów pomiarowo-obliczeniowych: wejściowy (1), pomiaru obciążenia w warunkach statycznych (2), pomiaru aproksymacji zależności statycznej (3), wyboru prędkości (4), pomiaru obciążenia w warunkach dynamicznych (5), obliczenia przyrostu obciążenia p'_v (6), wyznaczenia zmiennej $p'1$ (7), tworzenia dwóch macierzy (8), analizy regresyjnej (9), zestawienia wartości B' (10), obliczenia stałej α (11), zestawienia wartości B (12), wyznaczania zależności y (13), aproksymacji c', D' (14), zestawienia wartości c', D' (15), określania funkcji dyssypacji (16), zestawienia wartości c_i (17), wyznaczania wartości D_i (18), wyznaczania wartości k, h (19), obliczenia wartości c_d (20), gdzie: c_d – moduł sprężystości dynamicznej, k – moduł tłumienia wiskotycznego, h – moduł tarcia suchego, p – obciążenie, δ – deformacja, $\Delta\delta$ – przyrost deformacji, v_0 – prędkość deformacji, $g(v)$ – funkcja dyssypacji, $f(\delta)$ – funkcja sprężystości statycznej, $p(\delta)$ – zależność obciążenia od deformacji, $v_{s,\min}$ – minimalna prędkość statyczna.

Celem opracowanej metody jest wyznaczenie parametrów k, h , którymi opisano własności dyssypatywne materiału osłony oraz charakterystyki dyssypatywne, zdefiniowanej funkcją prędkości $g(v)$ dowolnej postaci. Metodę tę opracowano na nieliniowym modelu reologicznym, którego schemat przedstawiono na rysunku 8.3. Obliczenia stałych oraz wyznaczenie charakterystyki $g(v)$ wykonuje się na podstawie specjalnych prób wytrzymałościowych, przeprowadzonych przy stałych prędkościach deformacji v_0 , których warunki liczbowe deklarowane są w postaci wartości od bardzo małych (quasi-statyczne) do możliwie dużych.

Identyfikację sił dyssypatywnych ukierunkowano na ich pomiar wykonany zgodnie z opracowaną metodą. Dokonując określenia własności materiałów, opracowano odpowiedni algorytm obliczania poszczególnych danych wyjściowych na podstawie danych wejściowych. Określono w nim blok wejściowy, w którym definiowane są wartości deformacji δ_v , gdzie $v = 1, 2, 3, \dots, n$, oraz stały przyrost deformacji $\Delta\delta$ i stałe wartości prędkości v_{0i} , gdzie $i = 1, 2, 3, \dots, m$. Deformacja materiału (kompozytowego) jest określana poprzez stały stosunek promienia ugięcia do grubości materiału. Różnice pomiędzy deformacją materiału w warunkach obciążeń statycznych/quasi-statycznych a deformacją wynikającą z obciążeń impulsowych generowanych masą uderzającego pocisku przedstawiono na rysunku 8.2.



Rys. 8.2. Definiowanie deformacji w stosunku do grubości laminatu kompozytowego:
a) ugięcie standardowe w obciążeniach statycznych, b) lokalne intensywne ugięcie dynamiczne w obciążeniach z prędkościami balistycznymi

W pierwszym bloku algorytmu ustala się zakres wartości deformacji δ_v oraz zakres prędkości deformacji v_{0i} . Z tych wartości tworzone są dwie jednokolumnowe macierze $[\delta_v]$ i $[v_{0i}]$. Następnie w bloku pomiaru obciążenia (2) z warunków statycznych dokonywany jest wybór prędkości statycznej $v_{s,\min}$ około 100-krotnie mniejszej od wartości v_{01} . Przy minimalnej prędkości (tzw. prędkości statycznej) wyznaczana zależność $p(\delta)$ obciążenia p od deformacji δ . W bloku aproksymacji zależności statycznej (3) jest ona aproksymowana (z dokładnością do nieokreślonej stałej) dowolnie wybraną funkcją sprężystości statycznej $f(\delta)$, gdzie należy spełnić warunek $f(\delta = 0) = 0$. Równoległe, spośród wartości prędkości v_{0i} ($i = 1, 2, 3, \dots, m$) ustalonych w bloku wejściowym (1), wybierana jest wartość v_{0i} (blok 4). W bloku pomiaru obciążenia w warunkach dynamicznych (5) jest mierzona zależność $p(\delta)$ na podstawie wybranej prędkości v_{0i} . W bloku formułowana jest macierz wartości obciążeń w postaci:

$$[p_v] = [p_1, p_2, \dots, p_n]^T \quad (8.1)$$

gdzie

$$p_v = p(\delta_v).$$

Kolejnym krokiem jest obliczenie przyrostu obciążenia p'_v w bloku (6) według następującej zależności:

$$[p'_v] = [p_v - f(\delta_v)] \quad (8.2)$$

Następnie wyznaczana jest macierz jednokolumnowa według wzoru:

$$[p'1_v] = \left[\frac{(p'_{v+1} - p'_{v-1})}{2\Delta\delta} \right] \quad (8.3)$$

przy $v = 2, 3, \dots, n - 1$ (blok 7).

Uzyskane w ten sposób wyniki są zestawione w postaci trójkolumnowej macierzy \mathbf{X} oraz jednokolumnowej macierzy \mathbf{P} , których liczba wierszy jest równa $n - 2$, według wzoru:

$$\mathbf{X} = \begin{bmatrix} 1 & \delta_2 & p'1_2 \\ 1 & \delta_3 & p'1_3 \\ \dots & \dots & \dots \\ 1 & \delta_{n-1} & p'1_{n-1} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{P} = \begin{bmatrix} p'_2 \\ p'_3 \\ \dots \\ p'_{n-1} \end{bmatrix} \quad (8.4)$$

Wykorzystując wielowymiarową analizę regresji, uzyskano wartość stałej B' , występującej w zależności liniowej utworzonej z iloczynu macierzy \mathbf{X} i jednokolumnowej macierzy nieznanych trzech współczynników a , b , B' jako:

$$\begin{bmatrix} 1 & \delta_2 & p'1_2 \\ 1 & \delta_3 & p'1_3 \\ \dots & \dots & \dots \\ 1 & \delta_{n-1} & p'1_{n-1} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a \\ b \\ -B' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p'_2 \\ p'_3 \\ \dots \\ p'_{n-1} \end{bmatrix} \quad (8.5)$$

Kolejne kroki od wyboru określonej wartości prędkości v_{0i} wykonanych w bloku (4) do obliczenia wartości stałej B' zrealizowanych w bloku (9) powtarza się aż do uzyskania wszystkich wartości stałych B'_i przy zadanych wartościach prędkości v_{0i} , które (por. blok (10)) zestawiono w formie tabelarycznej (tab. 8.1).

Tabela 8.1. Zestawienie wartości B'_i przy określonych wartościach prędkości v_{0i}

Numer prędkości	Wartość prędkości v_{0i}	Wartość B'
1	v_{01}	B'_1
2	v_{02}	B'_2
...
m	v_{0m}	B'_m

Otrzymana zależność $B'(v_{0i})$ jest aproksymowana funkcją liniową $B_i = \alpha \cdot v_{0i}$ w bloku (11) i w ten sposób wyznaczana jest stała α tej funkcji. Stała α jest ilorazem modułu parametru tłumienia wiskotycznego k i modułu parametru sprężystości dynamicznej c_d . W bloku zestawienia wartości B (tab. 8.2) wprowadzone zostają wartości stałych $B_i = \alpha \cdot v_{0i}$, na podstawie których jest definiowana zmienna $y(\delta_v)$:

$$[y(\delta_v)] = [p'_v] + B_i [p'1_v] \quad (8.6)$$

Za pomocą funkcji liniowej $y(\delta) = c' \delta + D'$ aproksymuje się zależność $y(\delta_v)$, otrzymując wartości c' i D' przy każdej prędkości v_{0i} ($i = 1, 2, 3, \dots, m$) (tab. 8.3).

Tabela 8.2. Zestawienie wartości B_i przy określonych wartościach prędkości v_{0i}

Numer prędkości	Wartość prędkości v_{0i}	Wartość B
1	v_{01}	B_1
2	v_{02}	B_2
...
m	v_{0m}	B_m

Tabela 8.3. Zestawienie wartości c' i D' przy określonych wartościach prędkości v_{0i}

Numer prędkości	Wartość prędkości v_{0i}	Wartość c'	Wartość D'
1	v_{01}	c'_1	D'_1
2	v_{02}	c'_2	D'_2
...
m	v_{0m}	c'_m	D'_m

Wyznaczenie charakterystyki dyssypacji (blok 16) polega na aproksymowaniu zależności $c'(v_{0i})$ dowolną funkcją $g(v)$ w zakresie ustalonym w bloku (1). Blok (17) odpowiedzialny jest za zestawienie wartości c_i oraz ustalenia wartości c_i na podstawie wyznaczonej funkcji dyssypacji $g(v)$ z zależności $c_i = g(v_{0i})$. Wartości te należy zestawić ze sobą tak, jak pokazano w tabeli 8.4.

Tabela 8.4. Sposób zestawiania wartości c_i o określonych wartościach prędkości v_{0i}

Numer prędkości	Wartość prędkości v_{0i}	Wartość B'
1	v_{01}	c_1
2	v_{02}	c_2
...
m	v_{0m}	c_m

Wykorzystywane są one w bloku (18) do obliczania parametrów D_i według wzoru:

$$D_i = D'_i - B_i c_i \quad (8.7)$$

a następnie w bloku (19) do wyznaczania wartości k , h , gdzie aproksymowana jest zależność $[D_i, v_{0i}]$ funkcją liniową w postaci:

$$D(v_0) = kv_0 + h \quad (8.8)$$

W ten sposób uzyskano wartości modułów tarcia suchego h i parametru k . Jeżeli wartość parametru k jest znana, w bloku (20) można wyliczyć wartość modułu sprężystości dynamicznej c_d według wzoru:

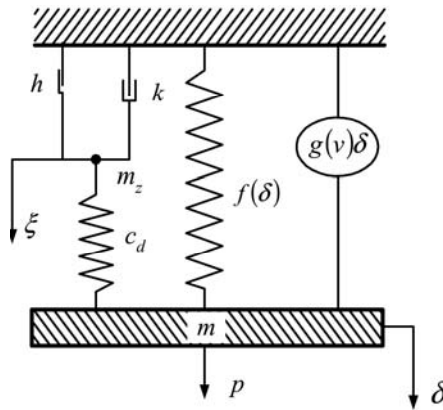
$$c_d = \frac{k}{\alpha} \quad (8.9)$$

Metoda pomiaru parametrów własności dyssypatywno-sprężystych materiałów opracowana na potrzeby identyfikacji jest elementem ważnego procesu tworzenia innowacyjnych rozwiązań w dziedzinie obciążeń dynamicznych. Wykazano, że możliwe jest zdefiniowanie parametrów odpowiedzialnych za rozpraszanie energii. Opisany

algorytm definiowania funkcji sprężystości i dyssypacji w głównej mierze odnosi się do zadanych prędkości przebijania materiału. Polega on na wyborze prędkości przy zadanych warunkach testów quasi-stycznych i następnie jest aproksymowany do prędkości balistycznych, co umożliwia określenie charakterystyki obciążeń dynamicznych w szybkozmiennych warunkach deformacji materiału.

8.3. WYZNACZANIE WŁASNOŚCI DYSSYPATYWNO-SPRĘŻYSTYCH MATERIAŁÓW

Przedstawione w podrozdziale 8.2 metody wyznaczania własności dyssypatywno-sprężystych materiału są odnoszone do modelowania matematycznego procesu rozpraszania energii przyjmowanych reologicznych związków konstytutywnych. W celu wyprowadzenia takiego związku należało założyć model tego zjawiska. Zaproponowaną metodę poddano weryfikacji z zadaniem modelem reologicznym według schematu przedstawionego na rysunku 8.3.



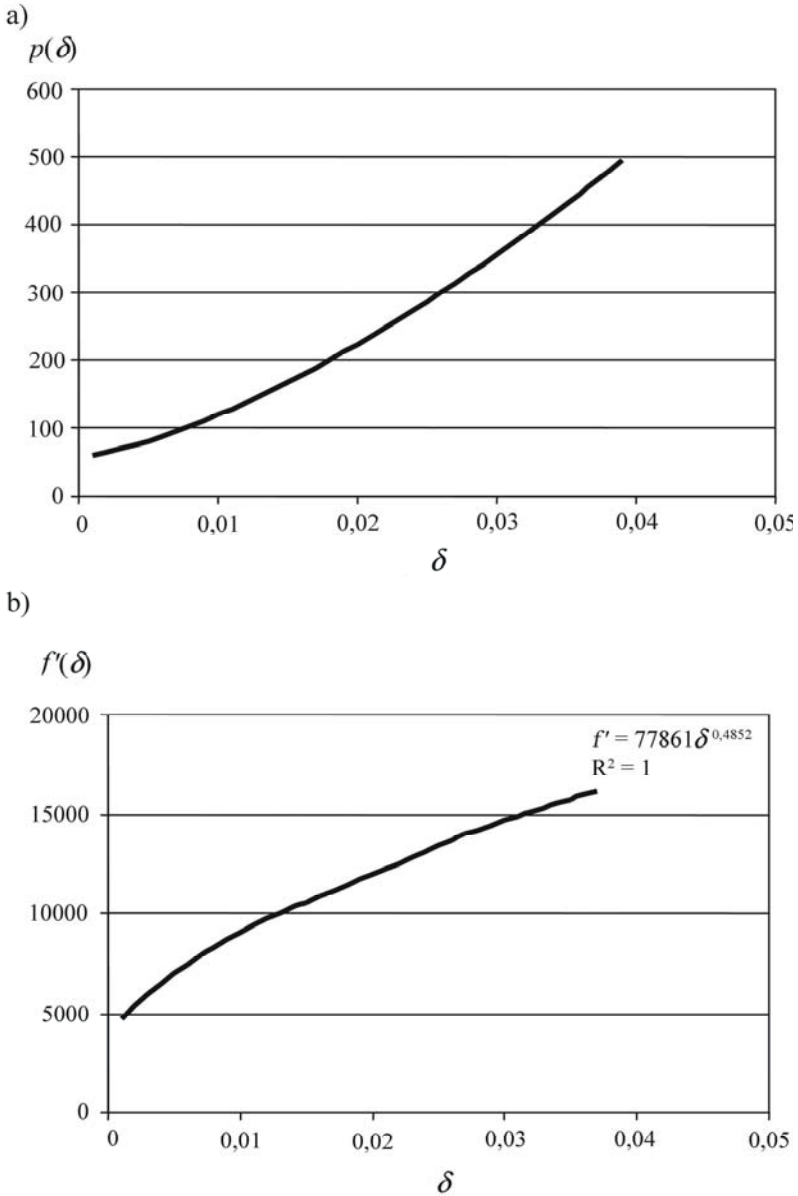
Rys. 8.3. Schemat modelu reologicznego przyjętego do wyznaczenia własności dyssypatywno-sprężystych materiałów

Równania różniczkowe ruchu masy m w analizowanym modelu zapisano według następującej formuły:

$$\begin{cases} m\ddot{x} + f(\delta) + g(\dot{\delta})\delta + c_d(\delta - \xi) = p, & (8.10) \end{cases}$$

$$\begin{cases} c_d(\delta - \xi) = k\dot{\xi} + h\text{Sgn}\dot{\xi} + c_d(\delta - \xi)(1 - \text{Sgn}|\dot{\xi}|) \end{cases} \quad (8.11)$$

gdzie $m\ddot{x}$ – człon opisujący siłę bezwładności, która dla prędkości $v = \text{const} = v_0$ jest równa zero.



Rys. 8.4. Graficzne przedstawienie sposobu wyznaczania funkcji sprężystości statycznej:
 a) określenie na podstawie eksperymentu funkcji $p(\delta)$ z zadaną minimalną prędkością v_{min} ,
 b) wyznaczenie funkcji $f'(\delta)$ za pomocą aproksymacji

Algorytm wyznaczenia równania identyfikacyjnego opisano w rozdziale 5, więc równania (8.10) i (8.11) zapisano od razu w postaci umożliwiającej przeprowadzenie weryfikacji przyjętej metody. Założono, że funkcję $p(\delta)$ można zapisać jako:

$$p = h + kv_0 \left(1 - \exp \left[\frac{-(\delta - \delta_{gr})}{B} \right] \right) + f(\delta) + g(v_0)\delta \quad (8.12)$$

gdzie δ_{gr} – graniczna wartość w zakresie deformacji nietrwałej

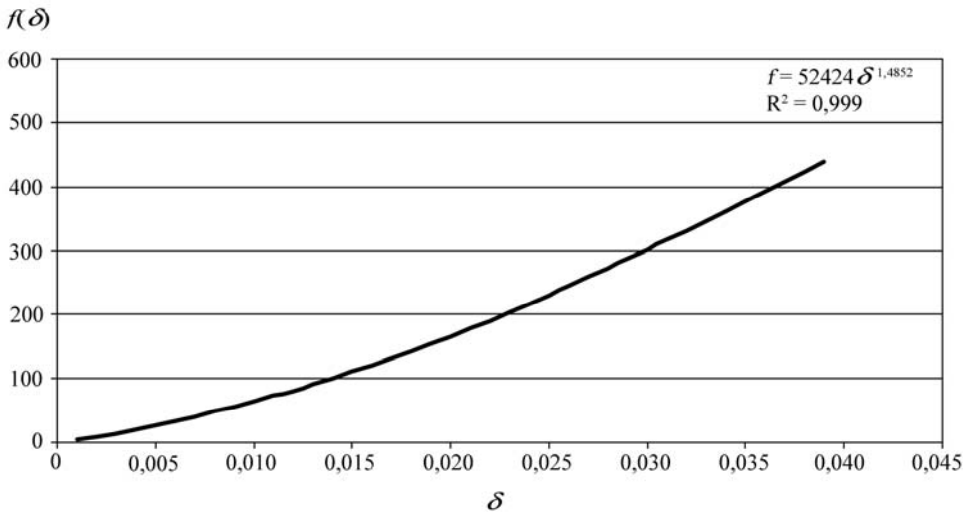
$$\delta_{gr} = \frac{h}{c_d},$$

a stała B jest wyrażona wzorem

$$B = \frac{kv_0}{c_d}.$$

Metodę przetestowano za pomocą symulacji komputerowej. Przyjęto w niej następujące wartości liczbowe do określonych parametrów własności materiałowych modelu:

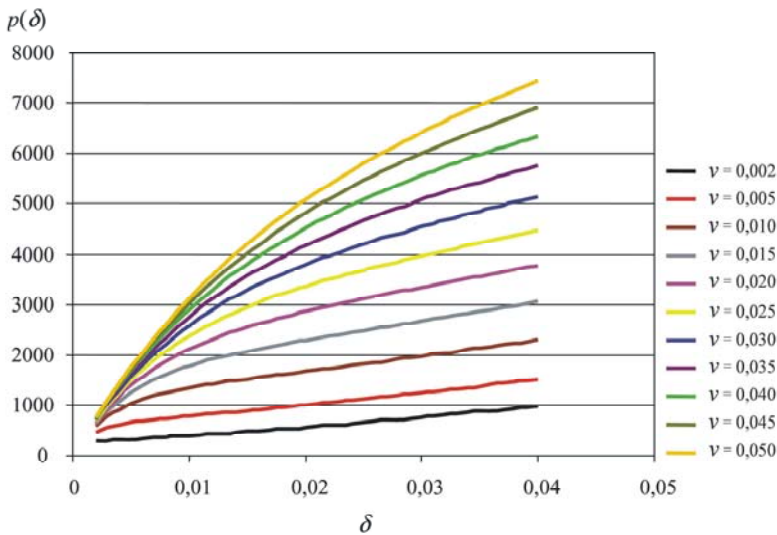
$$f(\delta) = 53600\delta^{1.5}, \quad g(v) = 285000v^{0.6}, \quad c_d = 345000, \quad k = 110500, \quad h = 53.$$



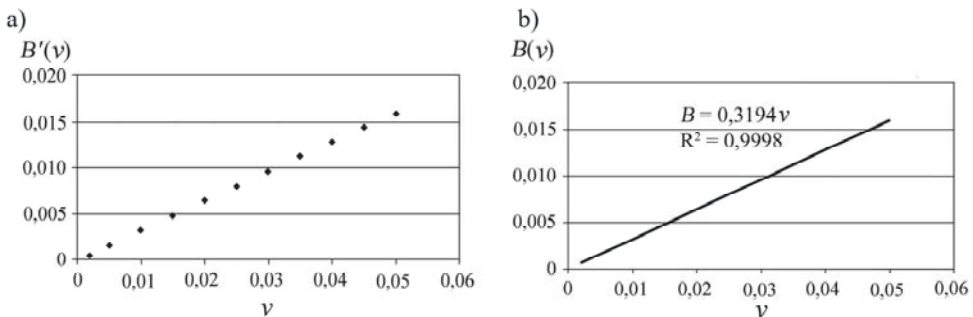
Rys. 8.5. Wykres funkcji $f(\delta)$ uzyskany z pochodnej $f'(\delta)$ o kroku całkowania $\Delta\delta = 0,001$

Po wykonaniu czynności zgodnie z przedstawionym algorytmem (por. podrozdz. 8.2), ustalono w deformacji δ następujące granice: $\delta_{\min} = 0,002$, $\delta_{\max} = 0,04$ z krokiem całkowania $\Delta\delta = 0,001$, przy zakresie zmian prędkości deformacji: $v_{01} - v_{0m}$, gdzie: $v_{02} = 0,005$, $v_{0i+1} = v_{0i} + 0,005$ oraz $i = 2, \dots, 10$. W warunkach statycznych przyjęto pomiar z minimalną prędkością $v_{\min} = 0,00001$. Wyznaczono w ten sposób zależność $p(\delta)$. Następnie aproksymowano pochodną tej funkcji, uzyskując wynik $f'(\delta) = 77861\delta^{0,4852}$. Zależność przedstawiono na rysunku 8.4. Całkując pochodną $f'(\delta)$, wyprowadzono funkcję $f(\delta) = 5242\delta^{1,4852}$ (rys. 8.5).

Z wybranych wartości prędkości wyznaczono zależności $p(\delta)$, których wykresy przedstawiono na rysunku 8.6. Na podstawie tych zależności zdefiniowano wartości stałych B'_i z zadanymi wartościami prędkości v_{0i} (rys. 8.7a).



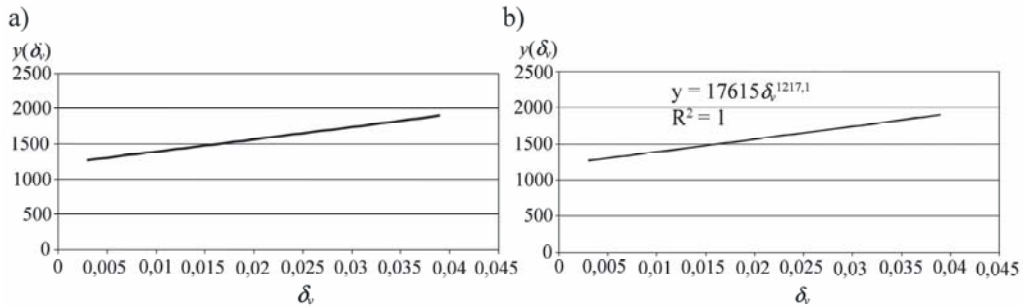
Rys. 8.6. Wykres zależności $p(\delta)$ z zadanymi prędkościami v_{0i}



Rys. 8.7. Postać wyznaczanych charakterystyk: a) wykres charakterystyki $B'(v)$, b) aproksymacja liniowa charakterystyki $B'(v)$

Dalej dokonano aproksymacji zależności $[B'_i, v_{0i}]$ funkcją liniową $B = \alpha v$ (rys. 8.7b), uzyskując parametr $\alpha = 0,3194$.

Przy każdej prędkości obliczono zmienną $y(\delta_v)$ na podstawie zależności (8.6), a także odpowiednie wartości stałych c', D' . Przykład postaci tej zależności, kiedy $i = 3$, przedstawiono na rysunku 8.8.



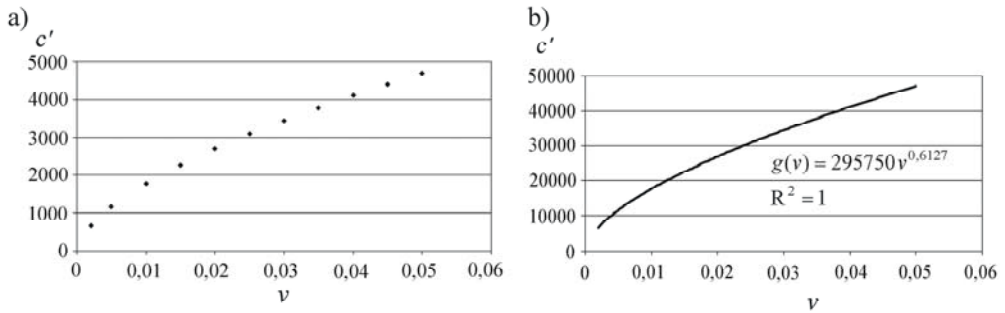
Rys. 8.8. Wykres funkcji $y(\delta_v)$ z wartościami prędkości v_{0i} : a) postać graficzna funkcji $y(\delta_v)$, b) postać funkcji $y(\delta_v)$ aproksymowana funkcją liniową $y = c' \delta_v + D'$

Tabela 8.5. Zestawienie otrzymanych parametrów liczbowych c', D', c przy poszczególnych prędkościach v_{0i}

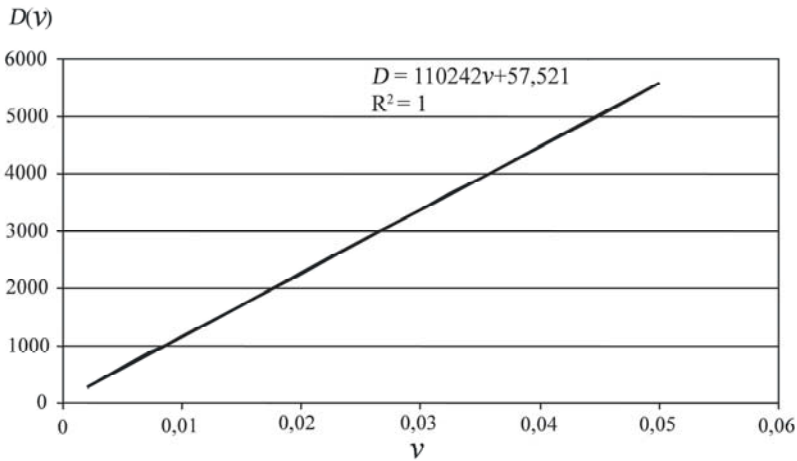
Numer prędkości i	Wartość prędkości v	Stała c'	Stała D'	Funkcja $g(v) = c$
1.	0,002	6551,3	278,68	6564,986311
2.	0,005	11524	625,71	11511,48246
3.	0,010	17606	1217,3	17604,85857
4.	0,015	22563	1821,8	22571,41954
5.	0,020	26953	2436,1	26923,64309
6.	0,025	30898	3061,6	30869,52677
7.	0,030	34541	3696,6	34519,15512
8.	0,035	37949	4340,4	37939,52112
9.	0,040	41166	4992,5	41175,14234
10.	0,045	44224	5652,6	44257,46048
11.	0,050	47081	6322,9	47097,0168

Otrzymane wartości liczbowe stałych c', D' wykorzystano do uzyskania wynikowej funkcji dyssypacji oraz wybranych parametrów modelu. Na podstawie zestawionych wartości liczbowych (tab. 8.5) można było wyliczyć parametr c . Sposób otrzymywania poszczególnych wartości liczbowych zestawiono na rysunku 8.9.

Mając parametry D', B, c , można było obliczyć stałą D z każdym numerem i prędkości v_{0i} . Otrzymałą zależność $D_i(v_i)$ aproksymowano funkcją $D(v) = 110242v + 57,521$ (rys. 8.10), uzyskując w ten sposób stałą $k = 110242$ oraz stałą $h = 57,521$, zgodnie z wzorem (8.8).



Rys. 8.9. Graficzna postać funkcji $g(v)$: a) wykres zależności zmiennych (c'_i, v_{0i}) przy zadanych prędkościach v_{0i} , b) wykres aproksymowanej zależności zmiennych (c'_i, v_{0i}) do postaci funkcji dyssypacji $g(v)$



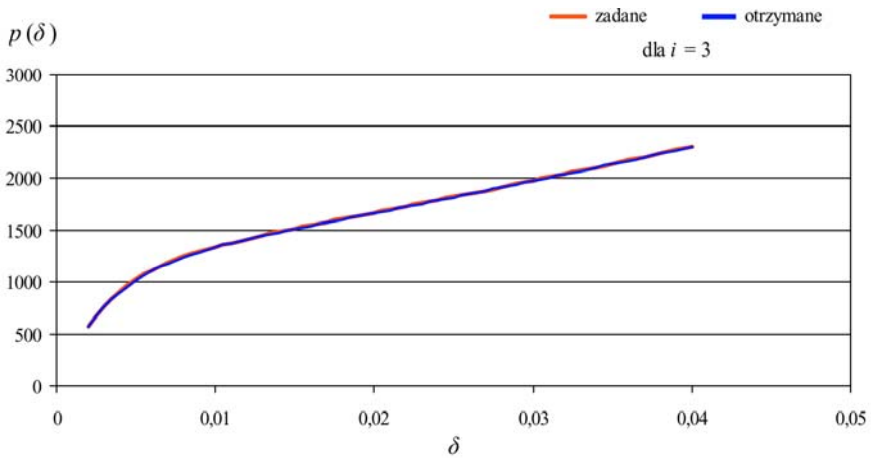
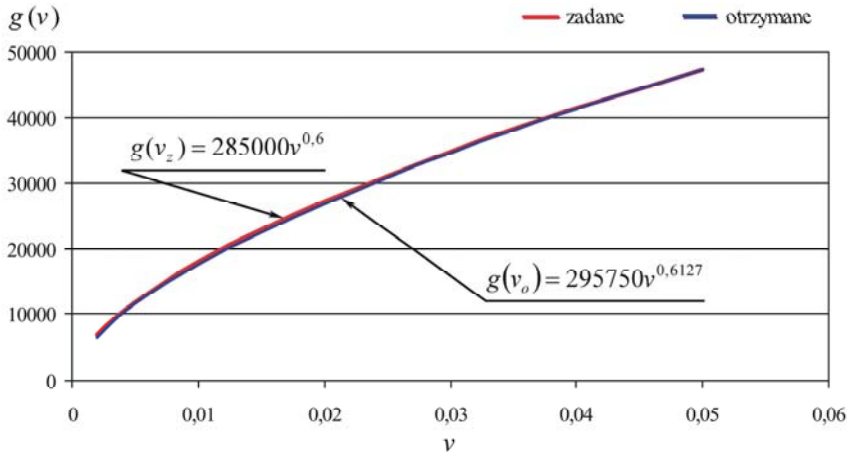
Rys. 8.10. Wykres zależności $D(v)$ wraz z aproksymacją liniową do obliczenia parametru c_d analizowanego modelu

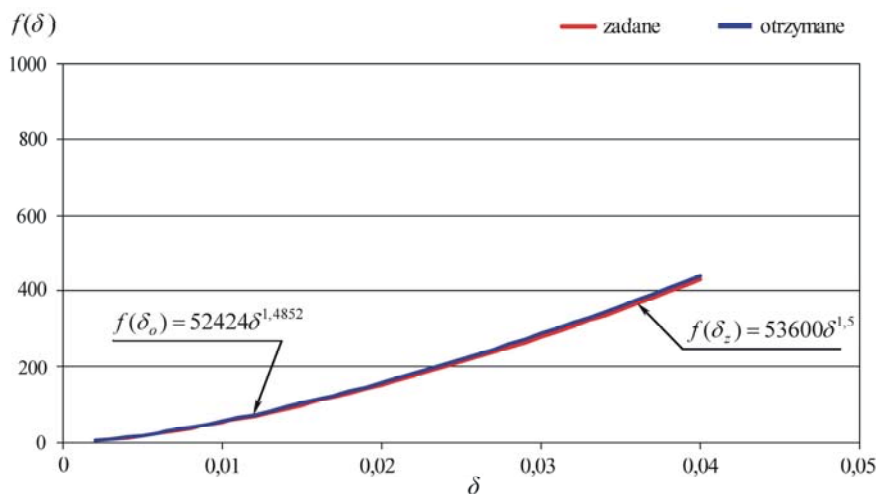
Końcowym etapem w wyznaczaniu własności dyssypatywno-sprężystych materiałów jest określenie wartości stałej c_d analizowanego modelu (rys. 8.3). Stałą tę można wyznaczyć ze wzoru (8.9). Wcześniej wyznaczono parametr k i parametr α , a zatem z wzoru tego wynika, że c_d ma wartości 345153.

Zaproponowana metoda wyznaczania charakterystyk $p(\delta)$ może być stosowana do wyznaczania własności dyssypatywno-sprężystych materiałów przy dużych wartościach prędkości deformacji. Uzyskane wartości liczbowe w stosunku do żądanych są niemal identyczne, co przedstawiono w tabeli 8.6. Także porównanie ich charakterystyk na wykresach (rys. 8.11–8.13) jest dowodem na uzyskaną dużą sprawność zaproponowanej metody.

Tabela 8.6. Porównanie parametrów żądanych i uzyskanych z modelu reologicznego (rys. 8.3)

Lp.	Parametr	Parametr zadany	Parametr otrzymany
1.	$f(\delta)$	$53600\delta^{1,5}$	$52424\delta^{1,4852}$
2.	$g(v)$	$285000v^{0,6}$	$295750v^{0,6127}$
3.	c_d	345000	345153
4.	k	110500	110242
5.	h	53	57,521

Rys. 8.11. Porównanie charakterystyk obciążenia $p(\delta)$ żądanych i uzyskanych dla prędkości $v_{03} = 0,010$, $i = 3$ Rys. 8.12. Porównanie charakterystyk funkcji dyssypacji $g(v)$ wyznaczonej za pomocą proponowanej metody (16), a parametrami żdanymi



Rys. 8.13. Porównanie charakterystyk funkcji $f(\delta)$ o wartościach żądanych $f(\delta_2) = 53600\delta^{1,5}$ oraz wartościach otrzymanych $f(\delta_0) = 52424\delta^{1,4852}$

Wykazano dużą zgodność wyników w zakresie parametrów zadanych a uzyskanych. Można stwierdzić, że metoda jest skuteczna i może być stosowana w przypadku wielu materiałów. Przyjęte założenie, że badania wytrzymałościowe materiałów i dobrany model są elementem zasadniczym w procesie identyfikacji, jest słuszne, co zostało potwierdzone metodą opisaną w tym rozdziale.

9. BADANIA EKSPERYMENTALNE

9.1. MOTYWACJA

Głównym motywem podjęcia badań eksperymentalnych w zakresie wyznaczenia własności materiałów było uzyskanie potwierdzenia założeń teoretycznych przedstawionych w poszczególnych rozdziałach, w celu optymalizacji rozwiązań w sferze projektowania skutecznych osłon balistycznych. Własności materiałów mają decydujące znaczenie w procesie przestrzeliwania osłony balistycznej. Z jednej strony są pewne parametry materiałowe, z drugiej zaś jest prędkość penetracji pocisku w materiale i prędkość deformacji materiału. Na etapie teoretycznego modelowania zjawiska analizowano wybrane modele matematyczne, które poddano określonym wymuszeniom w celu uzyskania ich odpowiedzi. Bazując jedynie na badaniach numerycznych, trudno jest jednoznacznie stwierdzić prawidłowość opisu matematycznego, bez znajomości zachowania się obiektu w warunkach rzeczywistych. Stąd jest potrzeba weryfikacji opisanych w rozdziale 5 i 6 metod identyfikacji za pomocą możliwie nieskomplikowanych badań eksperymentalnych.

Autor już wcześniej, w trakcie prac nad doktoratem, zajmował się badaniami mającymi na celu opracowanie stosownych procedur opisujących przestrzeliwanie lekkich osłon balistycznych pociskami broni strzeleckiej. W pracy tej przyjęto model standardowy, opracowany na bazie modeli reologicznych, w którym założono, że proces przestrzeliwania osłony balistycznej jest podzielony na dwa etapy: etap pierwszy, na którym nie dochodzi do zniszczenia materiału (oddziaływanie materiału na pocisk w zakresie sprężystym), etap drugi, na którym pocisk powoduje uszkodzenie materiału, a skrajnym skutkiem jest przestrzelenie powodujące, że pocisk ma swą energię resztkową. W wybranym modelu opisu matematycznego przestrzeliwania osłony przyjęto więc następujące uproszczenia:

- pocisk jest nieodkształcalną cząstką materialną o masie m ,
- osłona jest wykonana z materiału, którego własności sprężysto-tłumiące opisano następującymi parametrami:
 - c_1 – współczynnik sprężystości materiału,

- c_0 – współczynnik sprężystości udziału tłumienia,
- k_0 – współczynnik tłumienia materiału w zakresie deformacji nietrwałych,

- po przekroczeniu deformacji granicznej u_{gr} siła przebijania rośnie liniowo z prędkością pocisku, lecz nie zależy od jego położenia w osłonie,

- materiał osłony jest na tyle lekki, że poddana bezpośrednio uderzeniu sfera osłony (materiał, na który bezpośrednio działa pocisk) ma masę do pominięcia,

- materiał osłony w odpowiednim oddaleniu od punktu uderzenia jest nieodkształcalny i ma stałą masę m_0 .

Konstrukcję modelu dyskretnego oraz jego charakterystykę opisano w pracach [19, 79, 80, 152]. Podstawą przyjętego modelu było założenie, że jeśli materiał osłony zdefiniowano zarówno cechami sprężystymi, jak i plastycznymi, to deformacja całkowita osłony jest sumą deformacji sprężystej $u(t)$ oraz deformacji plastycznej $\xi(t)$ (por. rozdz. 5). Wtedy także zaproponowano identyfikację parametryczną stałych modelu.

Przez kolejne lata autor intensywnie zajmował się analizą implementowania nieklasycznych modeli (modeli o niepełnej liczbie stopni swobody) do identyfikacji własności dynamicznych materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych. Poszukiwania te koncentrowały się na modelach z członami dyssypatywno-sprężystymi, które to człony są związane z rozpraszaniem energii uderzenia.

Prowadzone badania eksperymentalne ukierunkowano na poszukiwanie dowolnie nieliniowych modeli oddziaływań czysto sprężystych funkcji $F_s(u)$ oraz dyssypatywnych $F_d(u)$ za pomocą prób przeprowadzonych na maszynie wytrzymałościowej. Przeprowadzono także badania quasi-statycznego przebijania materiału, dostosowując maszynę wytrzymałościową do potrzeb eksperymentu. Ostatnim elementem badań było rejestrowanie odpowiednich wartości podczas przestrzeliwania materiału na torze strzeleckim.

Program badań przeprowadzono na materiale balistycznym o nazwie handlowej LIM. Materiał ten jest zbudowany z tkanin aramidowych o splocie płóciennym (por. rozdz. 2.1), które powszechnie są stosowane w budowie współczesnych osłon kompozytowych. Jego parametry są zbliżone do tworzywa Kevlar 29.

9.2. OBIEKT BADAŃ I JEGO CHARAKTERYSTYKA

Obiektem badań mających na celu zweryfikowanie założeń przedstawionych w rozdziałach 5, 6 i 8 był laminat balistyczny produkcji krajowej o nazwie handlowej LIM. Laminat ten jest kombinacją sprasowanych tkanin aramidowych na matrycy elastomerowej. Zbudowany z warstw o orientacji splotu tkaniny [90] tworzy pakiet zdolny do pochłaniania energii uderzenia rzędu do 600 J. Tworzywo składa się z ośmiu warstw tkaniny aramidowej o splocie płóciennym (rys. 9.1), poprzekładanej warstwa-

mi kleju typu elastomerowego. W badaniach stosowano tworzywo zabezpieczone ciemną i bezbarwną farbą przed wpływem czynników zewnętrznych (woda, promienie słoneczne). Podstawowe dane tworzywa zestawiono w tabeli 9.1 [83, 84].

Tabela 9.1. Charakterystyka laminatu i tkaniny aramidowej

Wyszczególnienie	Jednostka	Tkanina aramidowa	Laminat Lim	Charakterystyka matrycy
Grubość	[mm]	0,6	5,0	0,2
Gęstość powierzchniowa	[kg/m ²]	0,46	5,2	0,02
Gęstość	[kg/m ³]	0,766 (660 nici/m)	1118	–
Rodzaj kleju	–	–	–	Neopren WRT
Wagowy udział włókien	[%]	–	70,8	–
Wytrzymałość na rozciąganie	[MPa]	466,71	309,3	–
Moduł Younga	[GPa]	7,5	7,458	–
Odkształcenie przy max obciążeniu	–	11	10,24	–
Naprężenie przy max obciążeniu	[MPa]	500	303,4	–
Wytrzymałość na rozdzieranie ¹	[kN]	–	0,0893	–
Wytrzymałość na ścinanie ²	[kN]	–	1,42	–

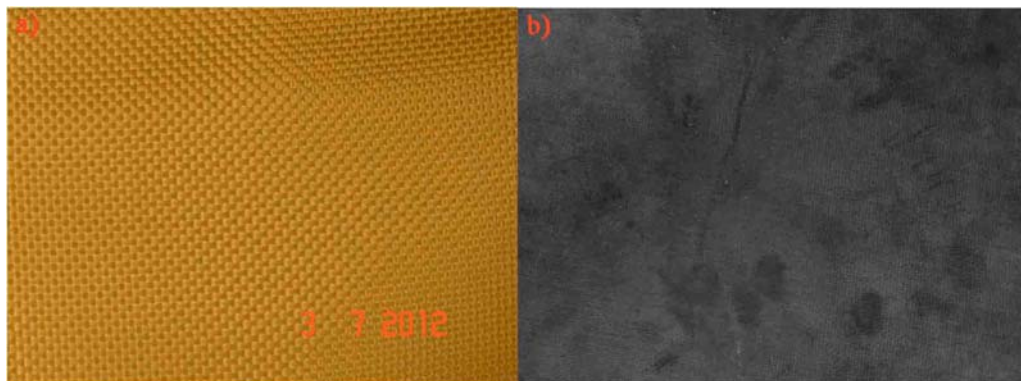
¹ Próbka o szerokości 50 mm.

² Próbka o pow. 25 × 25 mm.

Laminat balistyczny LIM (tworzywo) jest współczesnym materiałem kompozytowym, którego włókna cechują się wysoką wytrzymałością. Jest on pochodną materiału typu Kevlar 49, Kevlar HT, Twaron CT. Podstawowe własności laminatu LIM na le innych materiałów zestawiono w tabeli 9.2.

Tabela 9.2. Podstawowe własności materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych

Materiał	Gęstość [kg/m ³]	Moduł Younga [GPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [GPa]	Wydłużenie [%]
Nylon	1540	280	5,80	2,5
Włókno węglowe	1800	230	4,80	1,5
E-szkło	2580	72	3,45	4,5
Kevlar 49	1450	120	3,62	1,9
Kevlar 29	1440	58	3,62	3,6
Twaron	1440	80	3,15	3,5
Dyneema	970	87	2,70	3,5
Spectra	970	117	2,68	–
Stal pancerna	7850	210	1,60	8
Lim	1118	7,5	0,31	5



Rys. 9.1. Ogólna budowa laminatu balistycznego LIM typu płóciennego: a) laminat zaimpregnowany lakierem bezbarwnym, b) laminat zaimpregnowany lakierem czarnym

9.3. BADANIA W ZAKRESIE SZACOWANIA OBCIĄŻEŃ SIŁA–DEFORMACJA

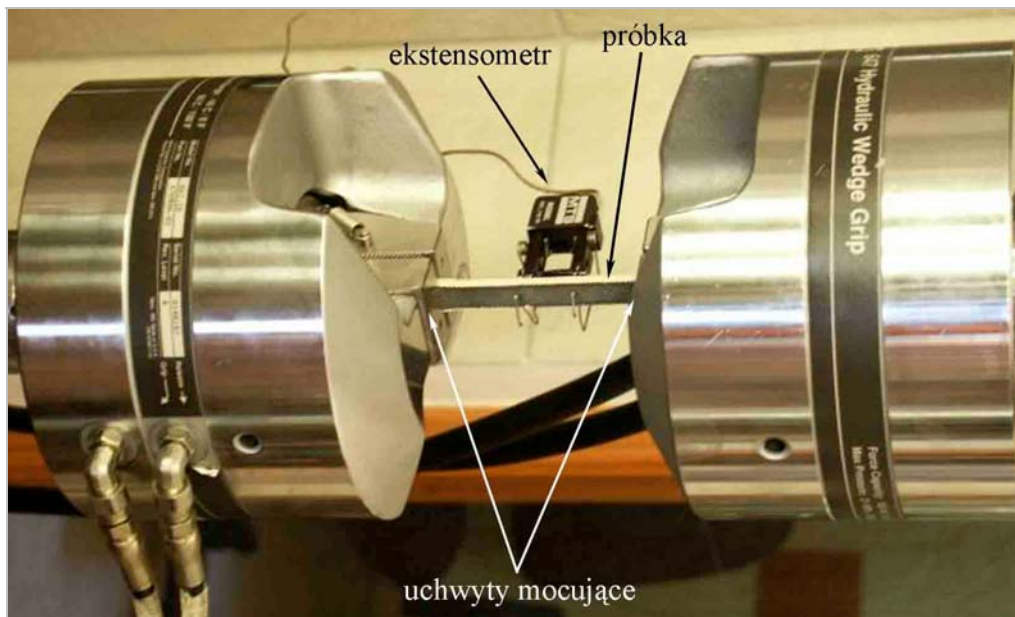
Badania w zakresie identyfikacji własności rozpatrywanego tworzywa ukierunkowano przede wszystkim na:

- określenie własności wytrzymałościowych rozpatrywanego materiału w zależności od kierunku położenia osnowy względem włókna,
- określenie wpływu prędkości odkształcenia na charakterystykę rozciągania w fazie nietrwałej deformacji materiału, czyli w zakresie sprężystym.

Próby przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej MTS 810 o następujących parametrach:

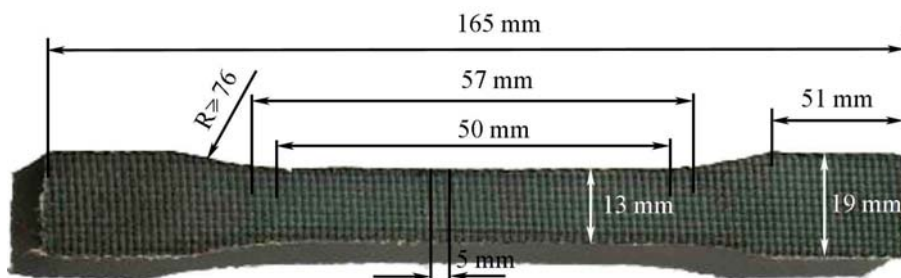
- maksymalny zakres siły ± 100 kN,
- siłomierz MTS 661.20F-03,
- zastosowany zakres pomiarowy siłomierza ± 25 kN:
 - nieliniowość 0,10% zakresu pomiarowego,
 - histereza 0,05% zakresu pomiarowego,
- ekstensometr MTS 632.11C-20.

Próbki mocowano w uchwytach hydraulicznych (rys. 9.2), zapewniając wymaganą osiowość. Testy prowadzono ze stałym przyrostem przemieszczenia równym $5 \cdot 10^{-5}$ m/s. Rejestrację danych pomiarowych realizowano za pomocą karty A/C sprzężonej z komputerem.



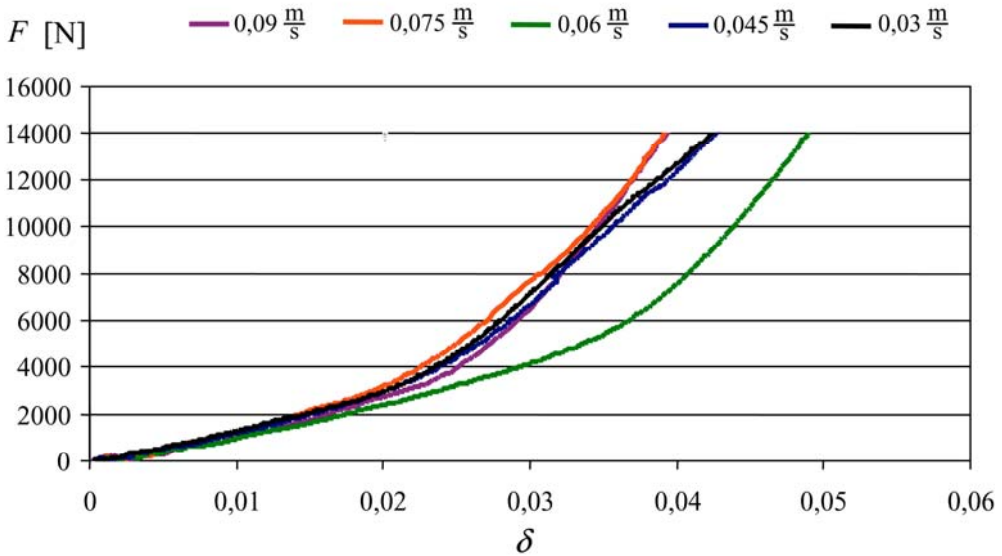
Rys. 9.2. Mocowanie próbek badanego laminatu w szczękach maszyny MTS 810

Próbki do badań wykonano zgodnie z normą ASTM D 638-03 [5] (rys. 9.3). Pomiar przeprowadzono, zadając pięć prędkości odkształcenia.



Rys. 9.3. Kształt próbki do badań zgodnie z normą ASTM D 638-03

Badanie wpływu prędkości odkształcenia zrealizowano z wyznaczeniem charakterystyk w zakresie sprężystym, z następującymi prędkościami: 0,03 m/s, 0,045 m/s, 0,06 m/s, 0,075 m/s, 0,09 m/s. Uzyskane krzywe przedstawiono na rysunku 9.4. Ze względu jednak na mało czytelne charakterystyki w przedziale 0–0,01, przedstawiono je oddzielnie w innym przedziale odkształcenia na rysunku 9.5.



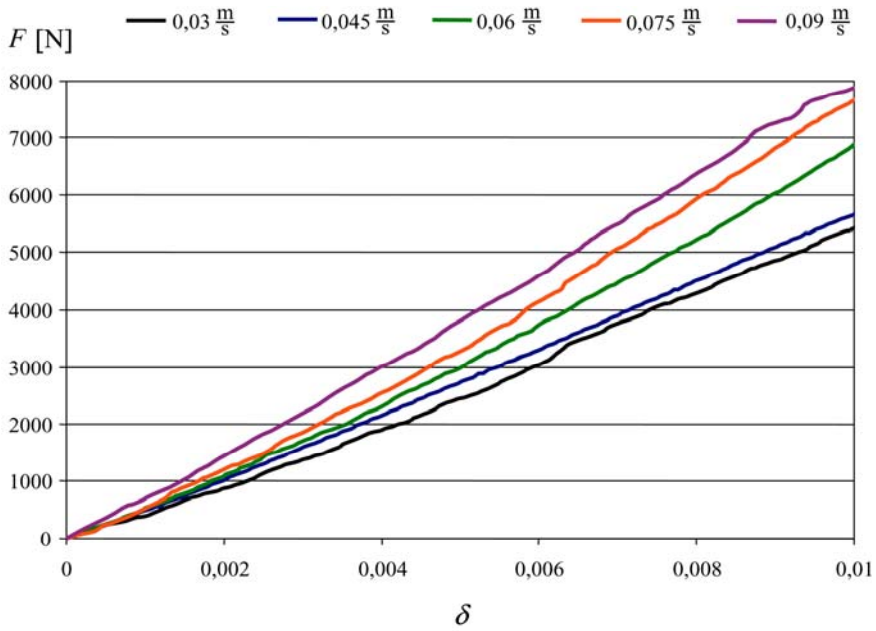
Rys. 9.4. Wpływ prędkości odkształcenia badanego tworzywa z różnymi prędkościami rozciągania

W całym zakresie deformacji (do $\delta = 0,05$) nie zaobserwowano korelacji między prędkościami a siłą F . Korelację tę uchwyciono natomiast o małym zakresie deformacji (do $\delta = 0,01$), dla której przeprowadzono modelowanie liniowe za pomocą regresji liniowej, uzyskując wyniki, zestawione w tabeli 9.3.

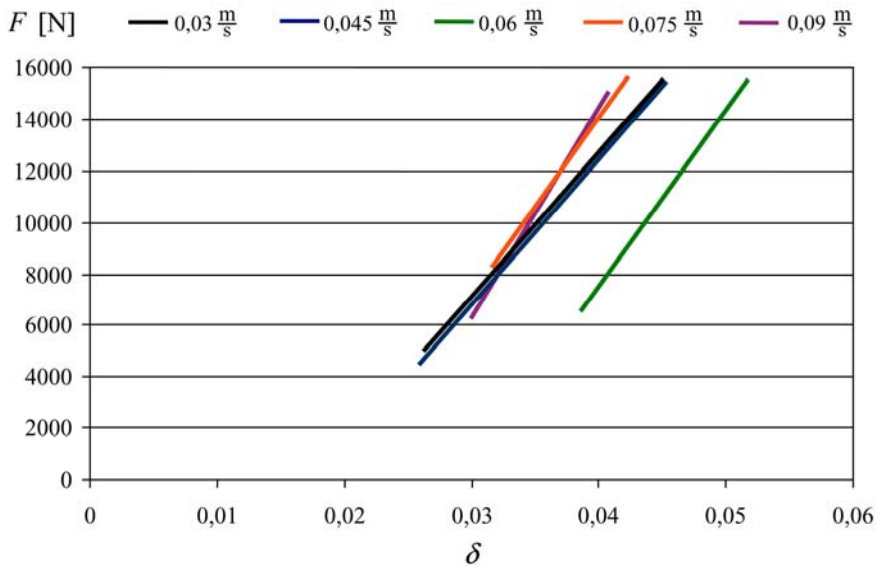
Tabela 9.3. Zestawienie wyników z regresji liniowej pierwszej fazy rozciągania laminatu

Prędkość [m/s]	Siła $F(\delta)$	Kwadrat współczynnika korelacji R^2
0,030	536813	0,995
0,045	555164	0,999
0,060	670600	0,987
0,075	722919	0,986
0,090	794817	0,998

Wyznaczone charakterystyki aproksymowano liniowo, ustalając punkt przecięcia aproksymowanych funkcji w początku układu współrzędnych. Na podstawie otrzymanych równań stwierdzono „pozorną” zmianę modułu Younga, który jest charakterystyczny dla fazy nieniszczącej rozciąganego tworzywa. Moduł ten rośnie wraz ze wzrostem prędkości deformacji. Na podstawie pracy [61] można odnieść charakterystykę modułu Younga do wyników otrzymanych z badań quasi-statycznych o zadanej prędkości deformacji. Zestawione wyniki potwierdzają, że charakterystyka uzyskana w teście rozciągania próbki kompozytowej związana jest z wytrzymałością matrycy



Rys. 9.5. Wpływ prędkości rozciągania tworzywa na zarejestrowane charakterystyki w przedziale odkształcenia 0–0,01

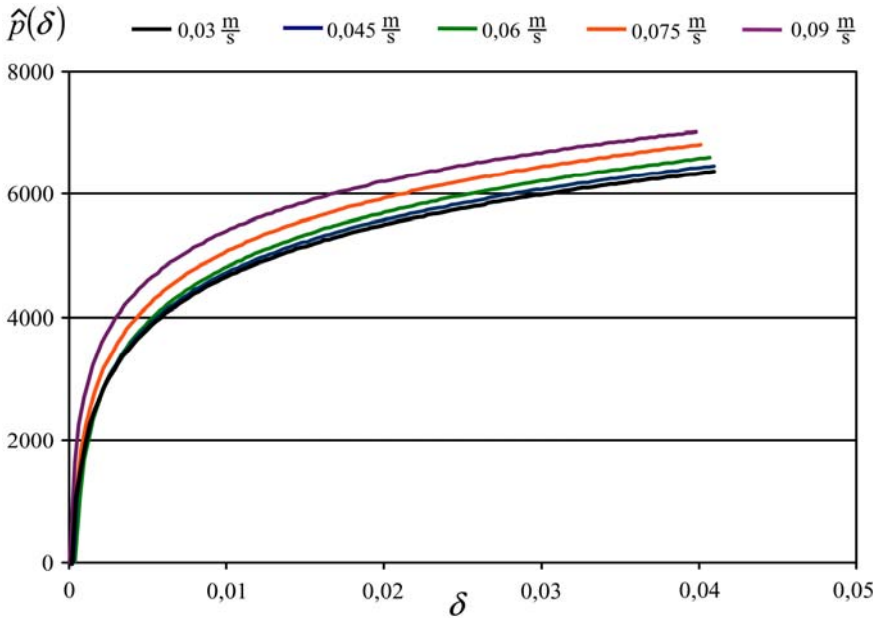


Rys. 9.6. Aproksymacja liniowa krzywych rozciągania w drugiej fazie zakresu sprężystego

i wytrzymałością włókna. Zasadniczy moduł Younga kompozytu odnosi się do wytrzymałości włókna. Pełny obraz tych charakterystyk otrzymano, aproksymując funkcjami liniowymi krzywe rozciągania uzyskane z drugiego etapu zakresu sprężystego, kiedy to charakterystyki wyznaczone z badań wytrzymałościowych o określonych prędkościach mają większy kąt nachylenia do osi δ . Aproksymację krzywych przedstawiono na rysunku 9.6.

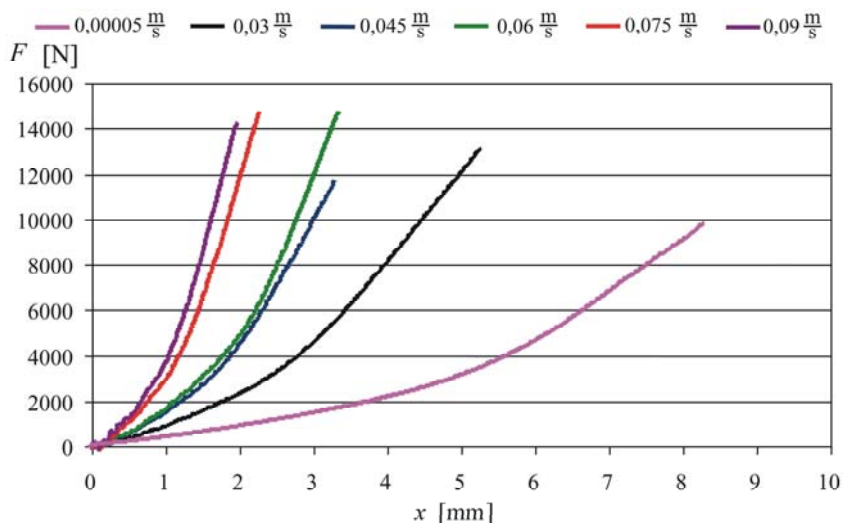
Tabela 9.4. Zestawienie wyników regresji liniowej drugiej fazy rozciągania laminatu zakresu sprężystego

Lp.	Prędkość [m/s]	Siła $F(\delta)$		Kwadrat współczynnika korelacji R^2
		a	b	
1.	0,030	560696	-9657,8	0,999
2.	0,045	564210	-10122	0,997
3.	0,060	683322	-19830	0,996
4.	0,075	688267	-13454	0,998
5.	0,090	817589	-18222	0,999

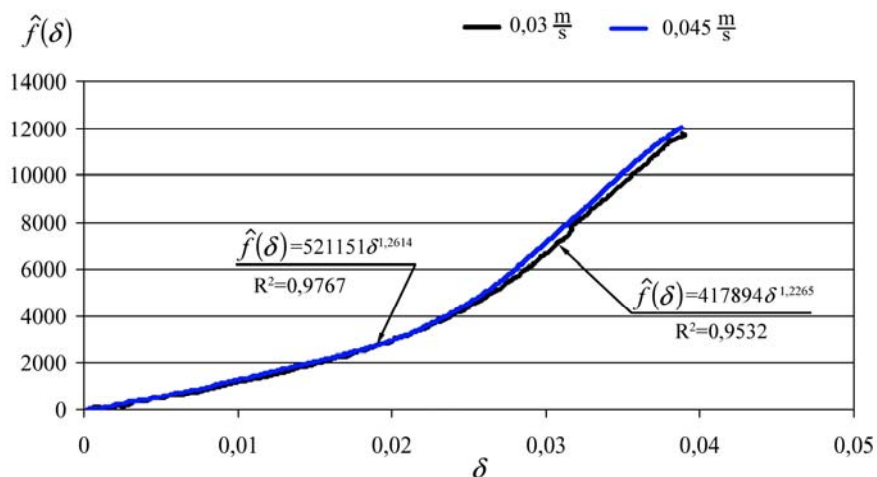


Rys. 9.7. Charakterystyki funkcji $\hat{p}(\delta)$ badanego tworzywa z zadanymi prędkościami obciążenia

Zauważono, że moduł sztywności zmienia się wraz z prędkością obciążenia. W badanym zakresie obciążenia quasi-statycznego zależność $F(\delta)$ nie jest liniowa.



Rys. 9.8. Charakterystyki prędkości odkształcenia pod wpływem zadanego obciążenia



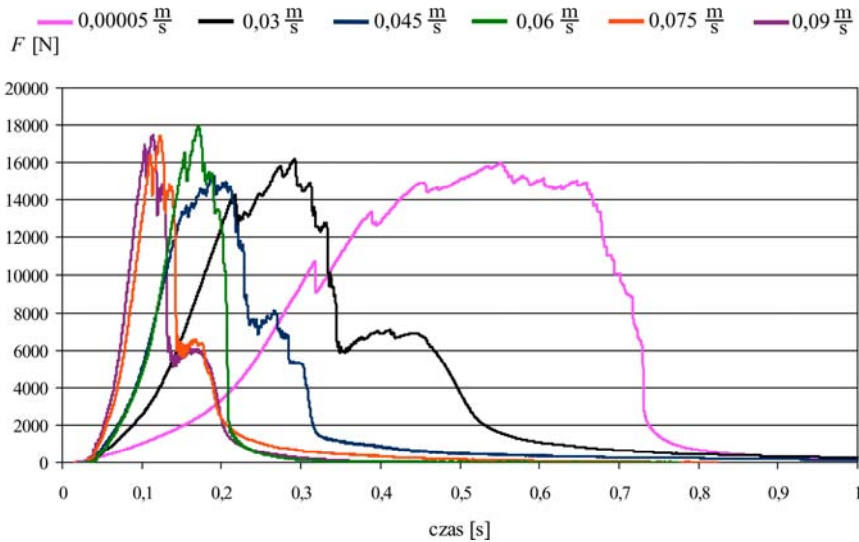
Rys. 9.9. Charakterystyka funkcji $\hat{f}(\delta)$ dla wybranych prędkości obciążenia, uzyskana z regresji na podstawie wyników eksperymentalnych

Charakterystyki odpowiedzi na obciążenia z zadanymi prędkościami prowadzonych pomiarów uzyskano, stosując formułę postaci [5, 103]:

$$\delta = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln \frac{l}{l_0} \tag{9.1}$$

gdzie: l_0 – długość początkowa części roboczej próbki, l – długość robocza próbki po przemieszczeniu, dl – stały przyrost przemieszczenia.

W badaniach quasi-statycznych układu siła–deformacja analizowano zachowanie się tworzywa, ponieważ, jak wykazano, w procesie przebijania osłony włókna materiału są m.in. rozciągane. Następuje to już w końcowej fazie przestrzeliwania osłony i dlatego ważne jest, aby pozostała energia (por. rys. 2.6b) była wytracona na rozciąganie włókien materiału, a nie ich niszczenie poprzez ścinanie. Z otrzymanych wyników wyznaczono charakterystykę w zakresie zerwania, którą zestawiono na rysunku 9.8. Zgodnie z metodą z podrozdziału 8.3, wyznaczono funkcję sprężystości dla wybranych prędkości obciążenia: 0,03 m/s, 0,045 m/s, w celu zweryfikowania metody numerycznej. Charakterystykę tę zestawiono na rysunku 9.9. Pozostałe charakterystyki w funkcji czasu z zadaną, stałą siłą F obciążenia przedstawiono na rysunku 9.10.



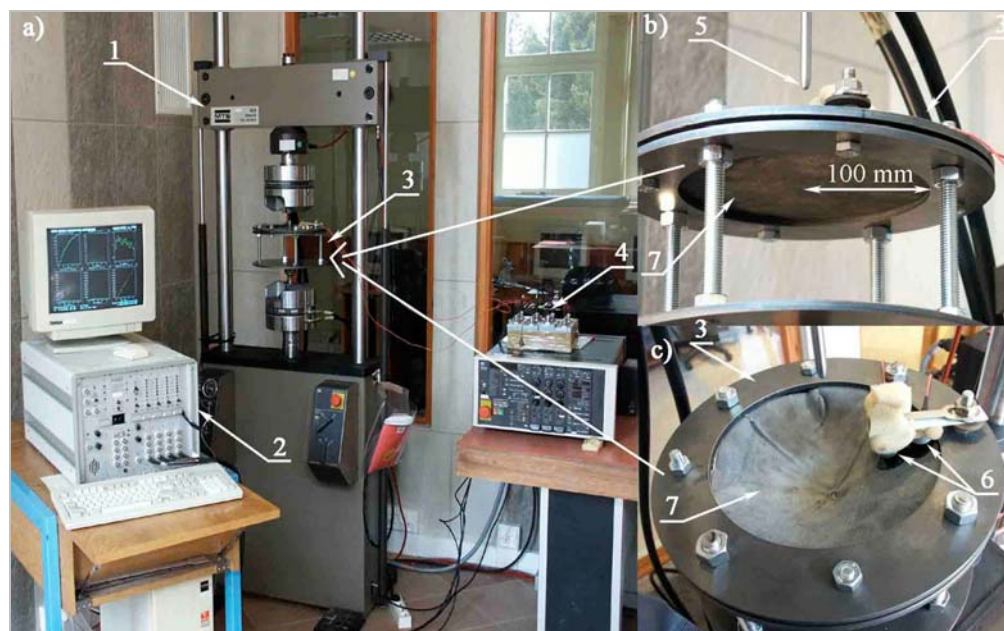
Rys. 9.10. Charakterystyki czasowe obciążenia siłą w teście statycznym z wybranych prędkości

W quasi-statycznych testach zarejestrowano określone wartości, kiedy następuje zniszczenie materiału (ok. 6 mm). Z wyznaczonej funkcji sprężystości, na podstawie wyników eksperymentalnych, dokonano weryfikacji możliwości zastosowania metody do pomiaru sił dyssypatywnych przy zadanym obciążeniu. Otrzymano niezbędne charakterystyki tworzywa LIM, które można było porównać z innymi tworzywami z „rodziny” materiałów aramidowych. Stwierdzono, że laminat ten jest pod względem parametrów wytrzymałościowych zbliżony do odpowiedników i ma bardzo dobre własności mechaniczne.

9.4. PRZEBIJANIE TWORZYWA W TEŚCIE QUASI-STATYCZNYM

Badania w zakresie quasi-statycznego przebijania tworzywa przeprowadzono w celu pomiaru siły przebijania oraz pomiaru deformacji tworzywa. Zadanie to zrealizowano na stanowisku przygotowanym z uwzględnieniem następujących kryteriów i zestawu pomiarowego:

- elementy mocujące osłonę mają znormalizowany promień ρ (rys. 9.11a),
- penetrator o znormalizowanym kształcie geometrycznym, odwzorowanym z 9 mm pocisku Parabellum, ulepszonym cieplnie (twardości 44 HRC), bez możliwości odkształcania się wierzchołka trzpienia przebijającego (rys. 9.11b),
- maszyna wytrzymałościowa MTS 810 przystosowana do przebijania, na której można ustalić stałą prędkość v_d przebijania, a także pomiaru siły przebijania S w dowolnej chwili czasu (rys. 9.11a),
- aparatura pomiarowa emisji akustycznej (EA) z centralką AMS3 (rys. 9.11a) i zestawem czujników akustycznych (rys. 9.11c).

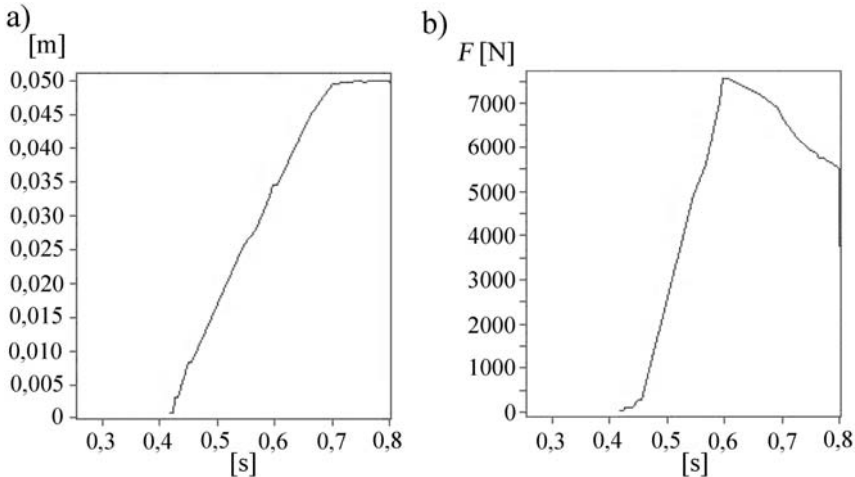


Rys. 9.11. Stanowisko pomiarowe do quasi-statycznego przebijania materiału: a) oprzyrządowanie maszyny wytrzymałościowej MTS 810 wraz z odpowiednią aparaturą: 1 – maszyna wytrzymałościowa, 2 – centralka AMS3, 3 – sposób mocowania tworzywa do przebijania, 4 – niskosumowy przedwzmacniacz, b) tworzywo do przebijania: 5 – trzpień przebijający, c) tworzywo do przebijania z oprzyrządowaniem: 6 – czujniki akustyczne, 7 – tworzywo przebijane LIM

Aparatura pomiarowa EA jest typowym zestawem stosowanym w badaniach długowłóknistych materiałów kompozytowych, głównie epoksydowo-szklanych, a w tym przypadku tworzywa elastomerowo-aramidowego. Możliwości pomiarowe i analizę wyników uzyskanych tym narzędziem badawczym zestawiono w opracowaniach [18, 36, 163].

W zestawie aparatury do rejestracji EA jest „centralka AMS3”, składająca się z czterech czujników typu SE-150M, których zakres pomiarowy wynosi 100–500 kHz, z pikiem w okolicy 150 kHz. Szerokość stopki czujnika wynosi 0,8 cala (ok. 20 mm). Sygnał z czujnika podawany jest na niskoszumowy przedwzmacniacz (rys. 9.11a) o charakterystyce dopasowanej do parametrów czujnika, a następnie do centralki AMS3 w celu zarejestrowania i zapisu w odpowiedniej postaci.

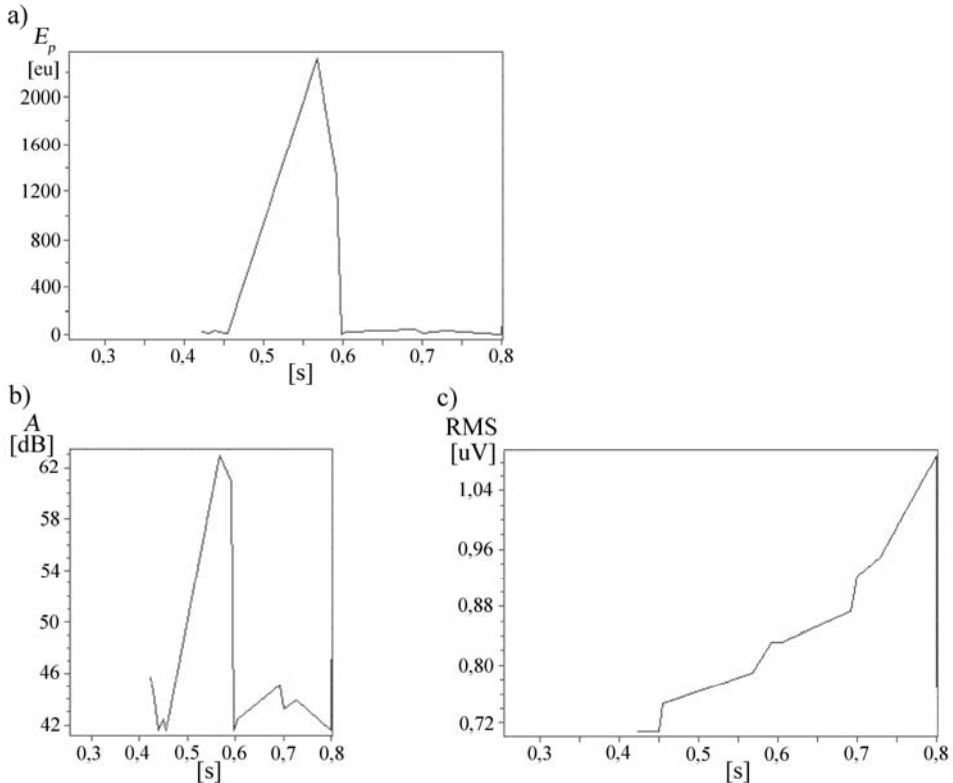
Quasi-statyczne przebijanie laminatu odbywało się równolegle z rejestracją przemieszczenia i siły (rys. 9.12), a także pomiarów pochłanianej energii przebijania, amplitudy przebijania i innych danych rejestrowanych przez EA (rys. 9.13). W badaniach wykorzystano dwa czujniki, które zamontowano w takiej konfiguracji, aby możliwe było wyeliminowanie wszelkich zakłóceń zewnętrznych. Pierwszy czujnik był zamocowany w odległości $1/2$, a drugi $1/4$ promienia ρ . Wyniki przebijania tworzywa rejestrowano graficznie jako histogramy poszczególnych zdarzeń (rys. 9.14).



Rys. 9.12. Wykresy quasi-statycznego przebijania tworzywa z prędkością $v_d = 0,175$ m/s
a) deformacja tworzywa w funkcji czasu, b) obciążenie tworzywa siłą 8 kN w funkcji czasu

Charakterystyki przedstawione na rysunku 9.13 zestawiono w jednostkach emisji akustycznej. Zgodnie z opisem stosowanej aparatury pomiarowej, energia przebijania E_p jest wyrażana poprzez scałkowanie sygnału czasowego zdarzenia akustycznego podniesionego do kwadratu. Zapisywana jest w jednostkach $10 \cdot 10^{-14} \text{ V}^2 \text{ s}$ lub liniowo $1 \mu\text{e} = \ln\text{Vs}$. RMS (Root-Mean Square). Jest to wielkość energii niesionej przez szum.

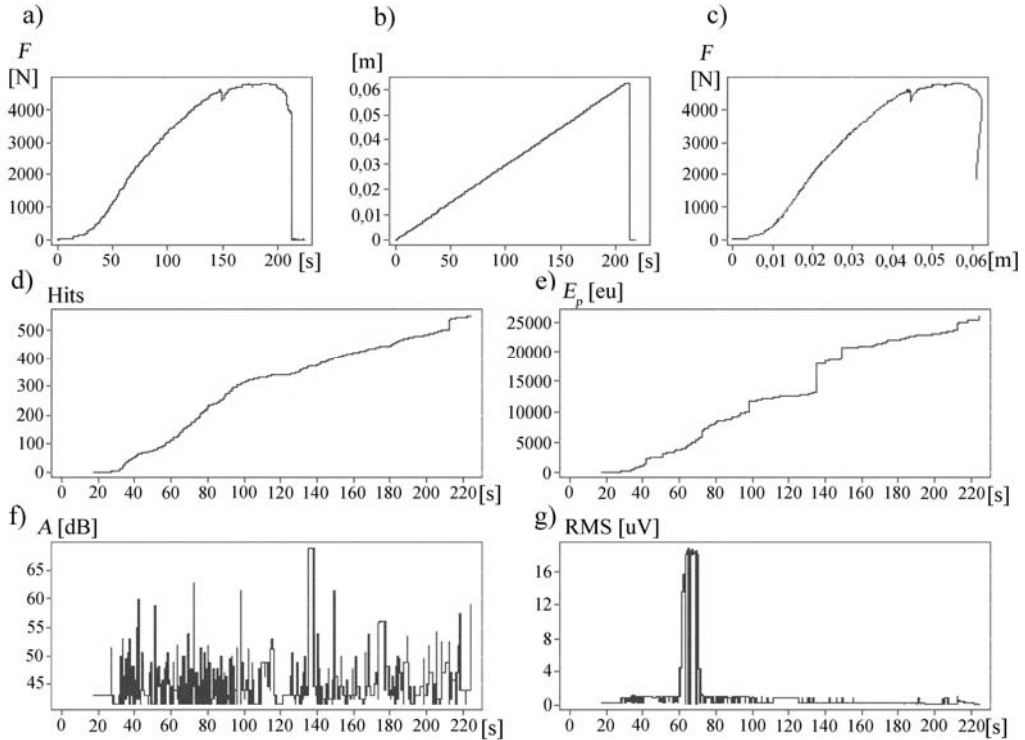
Wartość zmiennej wyznaczana jest jedynie pomiędzy zdarzeniami akustycznymi (w czasie ciszy). Histogramy prezentowane na rysunku 9.14 zarejestrowano dla prędkości $v_d = 0,00005$ m/s. Histogramy (rys. 9.14a–c) w tej postaci są dużym zasobem informacji o charakterystyce tworzywa stosowanego do budowy osłon balistycznych. Pozostałe (rys. 9.14d–g) są jedynie zbiorem ogólnych informacji.



Rys. 9.13. Wyniki badań przebijania tworzywa z prędkością przebijania $v_d = 0,175$ m/s) zarejestrowana energia w funkcji czasu niezbędna do przebijania tworzywa, b) charakterystyka amplitudowa w funkcji czasu, c) charakterystyka energii niesionej przez szum w wyniku niszczenia matrycy i włókien tworzywa w funkcji czasu

Przedstawiony fragment badań quasi-statycznego przebijania tworzywa (laminate balistycznego) jest wyraźnym odzwierciedleniem wpływu prędkości na graniczną wytrzymałość tworzywa. Już na przykładzie deformacji (rys. 912a) z prędkością przebijania równą $v_d = 0,175$ m/s całkowitą deformację zdefiniowano na poziomie ok. 0,049 m, a w zakresie 0,035 m zaobserwowano wyraźną zmianę charakterystyki krzywej. Można zatem wnioskować, że od tej granicy aż do całkowitego zniszczenia będzie występować faza zwiększonego ryzyka przebicia tworzywa.

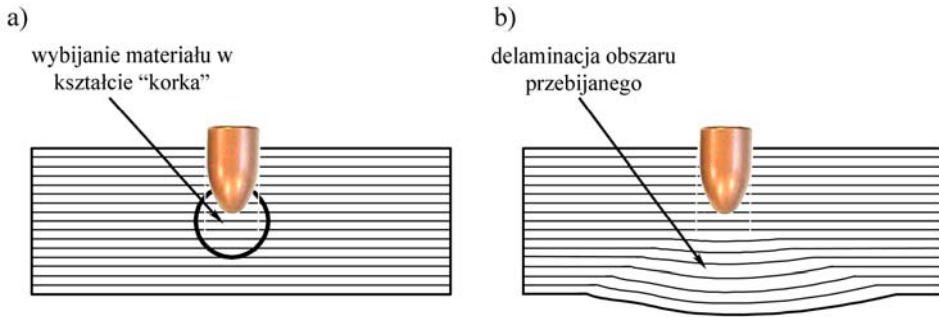
Na wykresie (rys. 9.14b) graniczna deformacja zostaje przesunięta do wartości ok. 0,061 m przy prędkości przebijania $v_d = 0,00005$ m/s. Przebicie tworzywa należy jednak szacować w zakresie deformacji na poziomie 0,045 m. Parametr ten uwiidoczniiono jednoznacznie na wykresie (rys. 9.14c).



Rys. 9.14. Wyniki badań przebijania tworzywa z żadaną prędkością przebijania 0,00005 m/s
 a) obciążenie w funkcji czasu, b) przemieszczenie w funkcji czasu, c) obciążenie w funkcji przemieszczenia, d) zrywanie tworzywa (w postaci hits) podczas przebijania w funkcji czasu, e) energia potrzebna do przebijania tworzywa w funkcji czasu, f) histogram amplitudy obciążenia tworzywa podczas przebijania w funkcji czasu, g) histogram RMS podczas przebijania

Aby przybliżyć mechanizm szacowania deformacji należy w tym miejscu przeprowadzić krótką analizę zjawiska przebijania. Mechanizm quasi-statycznego przebijania można sprowadzić lokalnie do postaci jak na rysunku 9.15.

Z perspektywy wyboru tworzywa przeznaczanego na osłony balistyczne wariant (a) (rys. 9.15) jest niekorzystny i taki materiał należałoby odrzucić, gdyż przenoszenie obciążenia jest dużo gorsze niż w wariancie (b). Już w pracy [86] autor prezentował wady tworzywa określone w wariancie (a). Koncentrując się na analizowanym tworzywie,

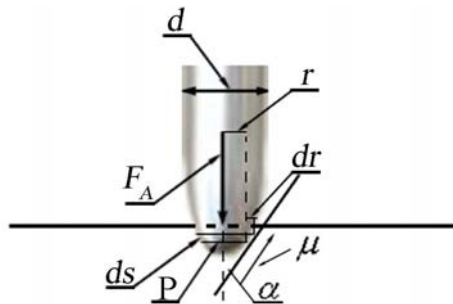


Rys. 9.15. Schematyczne ujęcie przebijania materiału: a) przebicie materiału twardego, charakterystyczne wybijanie otworu w kształcie „korka”, b) przebicie materiału miękkiego-ciągłego, w którym charakterystyką jest powstawanie deformacji

należy uwzględnić wariant (b), który jest charakterystyczny przede wszystkim w przypadku materiałów kompozytowych włóknistych. Z otrzymanych wyników przebijania tworzywa określono całkowitą deformację materiału. Deformacja ta jest wynikiem gęstości koncentracji obciążenia (gęstości energii przebijania), którą można zapisać w postaci [38, 70, 72]:

$$E_g = \frac{mv^2}{2A} \quad (9.2)$$

gdzie: E_g – gęstość energii przebijania, A – pole powierzchni koncentracji obciążenia, m – masa przebijająca, v – prędkość przebijania.



Rys. 9.16. Schemat wnikania nieodkształcalnego pocisku w materiał kompozytowy

W materiałach kompozytowych gęstość energii przebijania należy rozumieć nieco inaczej, niż w przypadku analizy tego zjawiska w panczeru metalicznym, co przedstawiono w [29]. Na tej podstawie stwierdza się, że wgłębienie przebijanego materiału

nie zależy jedynie od warunku koncentracji gęstości energii przebijania. W kolejnych pracach [29, 72, 73, 75, 167] stwierdzono, że decydującym parametrem powodującym lokalne oddziaływanie na materiał przebijany jest ciśnienie generowane obciążeniem przyłożonym pod wpływem elementu przebijanego (rys. 9.16).

Formułę na powierzchnię obciążenia można zapisać jako:

$$dA = 2\pi r dr \quad (9.3)$$

gdzie: r – promień wgłębienia na powierzchni tworzywa, d – średnica wgłębienia, dr – przyrost promienia wgłębienia, ds – przyrost średnicy obciążenia.

Na podstawie analizy (rys. 9.16) równania (9.3) siłę obwodową działającą na powierzchnię przebijanego materiału określono równaniem:

$$F_A = P 2r ds \quad (9.4)$$

gdzie: P – ciśnienie wytworzone w wyniku wgniatanego trzpienia przebijającego, F_A – siła oddziaływania na powierzchnię wbijanego trzpienia, α – kąt zawierający się pomiędzy powierzchnią ścianki trzpienia przebijającego a osią symetrii siły przebijania, μ – współczynnik tarcia pomiędzy powierzchnią trzpienia przebijającego a powierzchnią przebijanego materiału.

Siłę potrzebną do przebicia tworzywa można zapisać w postaci całki po powierzchni A jako:

$$F_p = \int^A (P 2\pi r) dr = P\pi \left(\frac{d}{2}\right)^2 \quad (9.5)$$

gdzie: F_p – siła przebijania, P – ciśnienie wytworzone w wyniku wgniatanego trzpienia przebijającego, r – promień otworu przebitego, d – średnica trzpienia przebijającego.

Na podstawie równania (9.5) średnie ciśnienie działające w wyniku przebijania tworzywa trzpieniem przebijającym można opisać wzorem:

$$P = \frac{4F_p}{\pi d^2} \quad (9.6)$$

Zależność (9.6) jest uproszczeniem, gdyż z rysunku 9.16 wynika, że w opisie siły przebijania należy uwzględnić kąt α , który jest ważny podczas wnikania trzpienia przebijającego, oraz współczynnik tarcia. Po uwzględnieniu kąta α i parametru μ wzór na siłę i ciśnienie sprowadzono do postaci:

$$F_p = \frac{P_o(1 + \mu\alpha)\pi d^2}{4} \quad (9.7)$$

$$P = P_o(1 + \mu\alpha) \quad (9.8)$$

gdzie: F_p – siła przebijania, P – ciśnienie wytworzone w wyniku wgniatanego trzpienia przebijającego, P_o – ciśnienie optymalne [29], α – kąt zawarty pomiędzy wierzchołkiem trzpienia przebijającego a osią przebijania, μ – współczynnik tarcia pomiędzy powierzchnią trzpienia przebijającego a powierzchnią przebijanego materiału.

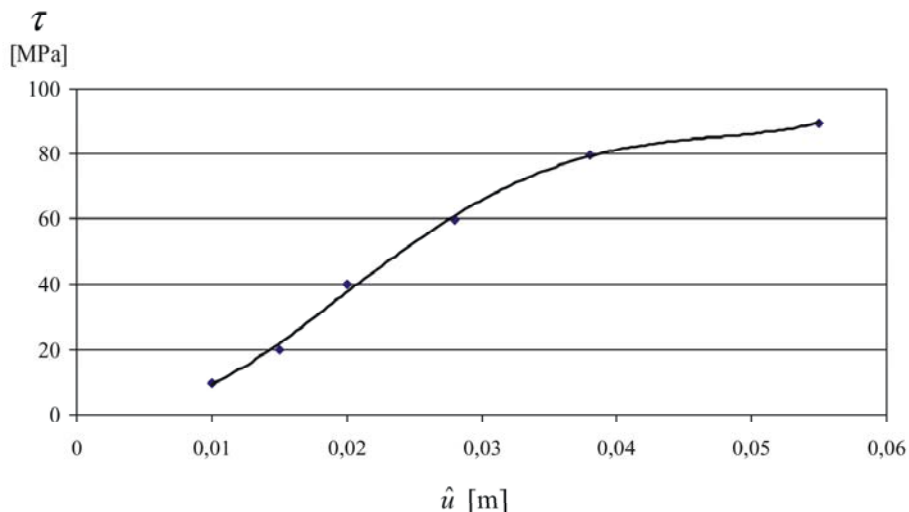
W przypadku przebijania materiału na stanowisku badawczym problem ten można sprowadzić do prostej formuły wynikającej z wytrzymałości materiału, a mianowicie:

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (9.9)$$

Po uwzględnieniu pola powierzchni penetratora zależność (9.9) zapisano w postaci:

$$\tau = \frac{4F}{\pi d^2} \quad (9.10)$$

Na podstawie zależności (9.10) reakcja materiału następuje natychmiast. W rzeczywistym przebijaniu materiału pociskiem, a zwłaszcza materiału kompozytowego, penetracja materiału następuje z pewnym opóźnieniem, gdyż gęstość energii uderzenia ulega rozłożeniu na większą powierzchnię przebijaną, co zobrazowano schematycznie na rysunku 9.15b. Sprowadzając zagadnienie quasi-statycznego przebijania tworzywa do wyznaczenia charakterystyki obciążenia w funkcji deformacji z żadaną prędkością przebijania $v_d = 0,00005$ m/s, uzyskano wykres przedstawiony na rysunku 9.17.

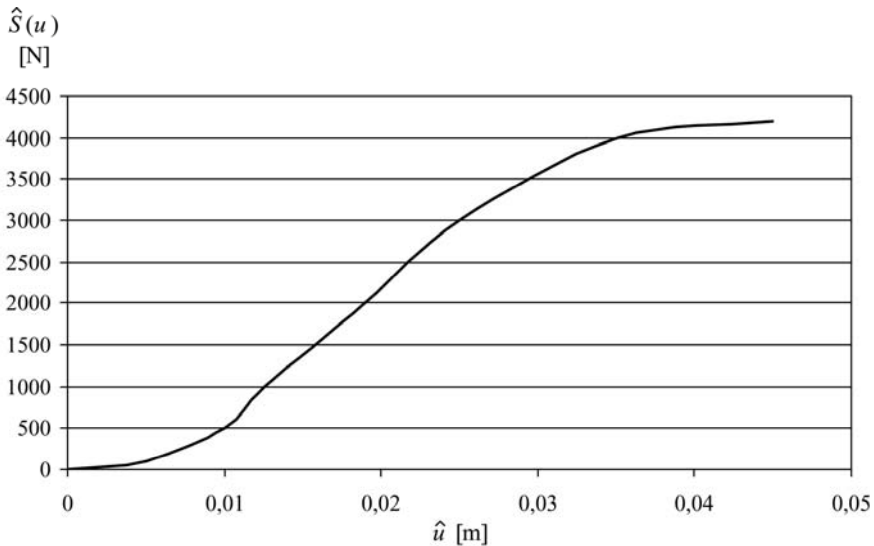


Rys. 9.17. Postać graficzna obciążenia ścinającego w funkcji deformacji podczas przebijania tworzywa z żadaną prędkością przebijania $v_d = 0,00005$ m/s

W dalszej analizie skoncentrowano się na określeniu zależności $S(u)$ deformacji w zakresie sprężystym. Na podstawie quasi-statycznego przebijania (rys. 9.18), gdy v_d , z którego otrzymano charakterystykę (rys. 9.14c), wyniosło 0,00005, wygenerowano zakres granicznej deformacji (pocisk zatrzymany w materiale) $u < u_{gr}$ o wartości liczbowej ok. 0,045 m. W ten sposób otrzymano charakterystykę $\hat{S}(u)$ zestawioną na rysunku 9.19.



Rys. 9.18. Tworzywo po quasi-statycznym przebijaniu:
a) widok z dołu stanowiska badawczego, b) widok z boku stanowiska badawczego



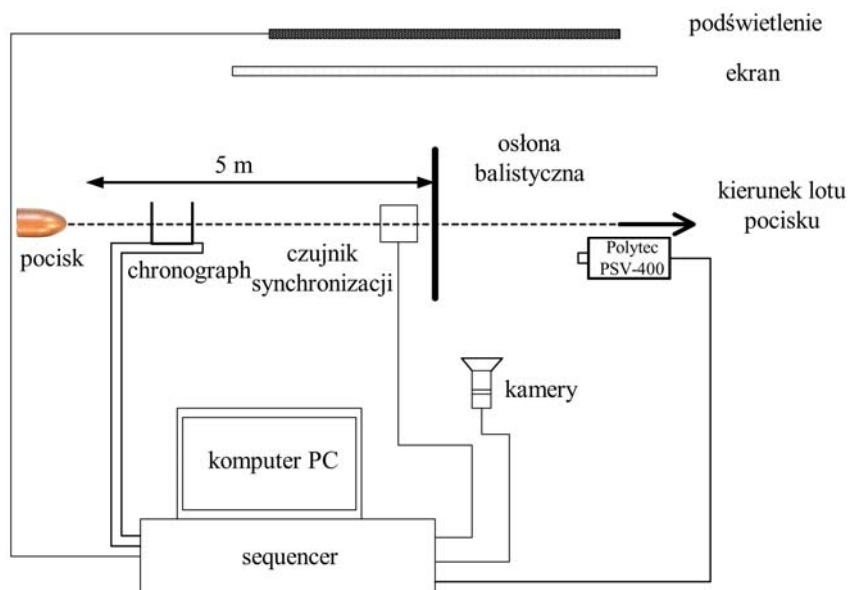
Rys. 9.19. Zależność $\hat{S}(u)$ przy u_{gr} w zakresie ok. 0,045 m z żądaną prędkością przebijania $v_d = 0,00005$ m/s

9.5. METODYKA BADAŃ W ZAKRESIE PRZESTRZELENIA TWORZYWA

W badaniach prowadzonych na torze strzeleckim zasadniczym celem było przede wszystkim wyznaczenie takich parametrów, jak limit balistyczny badanego tworzywa (osłony balistycznej) i badanie deformacji. Cel ten realizowano wielopłaszczyznowo, za każdym razem dokonując modyfikacji stanowiska badawczego. Pomiar realizowano na próbce o przekroju kołowym, o znormalizowanym promieniu $\rho = 100$ mm, a w badaniach końcowych strzelano także do próbek prostokątnych. Do przestrzeliwania próbki używano amunicji krajowej produkcji 9×19 mm z pociskiem Parabellum i z uwzględnieniem zasadniczych wytycznych z normy VPAM [202]. Nabój Parabellum, zgodnie z wymaganiami fabrycznymi dla pocisku o masie 0,008 kg, osiąga prędkość $v_{10} = 350$ m/s.

9.5.1. BADANIA Z REJESTRACJĄ FOTOGRAFII CIENIOWEJ I WIBROMETREM LASEROWYM

Zakres tych badań realizowano za pomocą rejestracji przede wszystkim deformacji osłony z wykorzystaniem fotografii cieniowej [83], w której do wykonywania zdjęć



Rys. 9.20. Schemat stanowiska badawczego

w analizowanym przypadku zastosowano sześć kamer. Z kamer wykonywano pojedyncze zdjęcia w różnych odstępach czasowych. Pierwszą kamerę ustawiono tak, aby rejestrować miejsce w obszarze czujnika synchronizacji i kontaktu pocisku z osłoną. Pozostałe kamery ustawiono wzdłuż linii lotu pocisku tak, aby każda z nich rejestrowała tę samą krawędź próbki przestrzeliwanej osłony (jednakowy kąt obserwacji obiektywów kamer). Schemat stanowiska badawczego przedstawiono na rysunku 9.20.

Do zamocowanej stabilnie osłony strzelano z pistoletu maszynowego PM-84p Glauberyta z odległości 5 m amunicją produkcji krajowej. W trakcie każdej próby strzeleckiej pomiary prędkości wylotowej pocisku zapisywano chronografem CED Millennium. Ostrzał osłony rejestrowano, fotografując pocisk w locie kamerami o rozdzielczości 1280×1024 . System wyzwalania następował w odstępach czasu odpowiadających maksymalnej szybkości 1 000 000 fps, a czas migawki ustawiano na 3 μ s. Synchronizację (wyzwolenie migawki kamer w czasie pojawienia się pocisku w obserwowanym obszarze) realizowano za pomocą cyfrowego generatora (sequencera). Proces akwizycji (w ustalonym czasie) był uruchamiany po otrzymaniu impulsu od badanego pocisku przemieszczającego się przez czujnik startu synchronizacji. Start synchronizacji realizowano poprzez przerwanie przez pocisk przewodnika z prądem, umieszczonego przed osłoną. Jednocześnie podczas zapisu obrazu fotografią cieniową zastosowano system do rejestracji prędkości i przemieszczeń osłony w trakcie jej deformacji.

W skład tego systemu wchodził wibrometr laserowy skanujący Polytec model PSV-400, którym można było dokonywać bezstykowo i bezpośrednio pomiaru prędkości oraz przemieszczenia drgań z odległości dochodzącej do 50 m, z zastosowaniem taśmy odblaskowej (rys. 9.21). Za pomocą systemu można prowadzić pomiary drgań do 100 punktów w ciągu 1 s.



Rys. 9.21. Widok stanowiska do ostrzału osłony balistycznej: a) system rejestracyjno-synchronizacyjny, b) sposób oznaczenia skanowanej powierzchni, która została przestrzelona

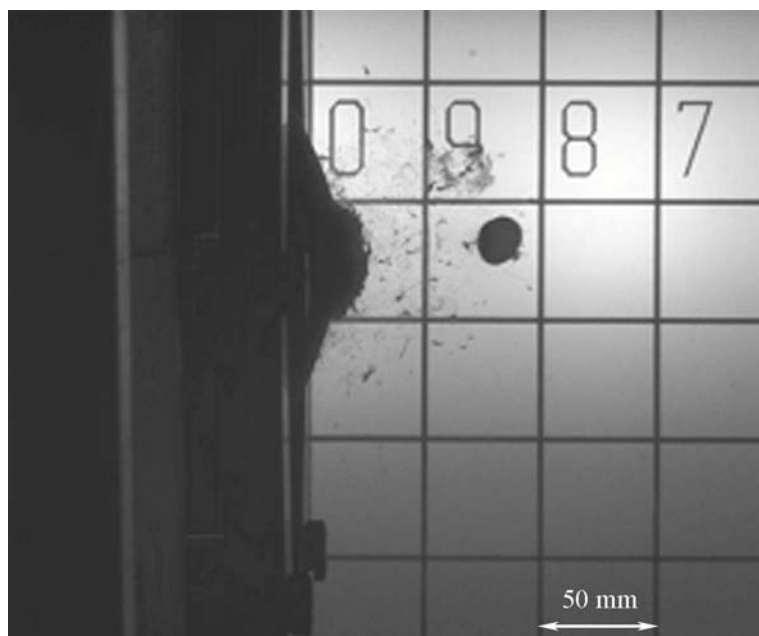
Zestaw (PSV-400) ma następujące parametry:

- 4 kanały pomiarowe,
- pasmo częstotliwości do 80 kHz,

- 2 dekodery prędkości VD-03 oraz VD-08,
- pomiar prędkości drgań w zakresach [mm/(sV)]: 1, 2, 5, 10, 25, 50, 125 oraz 1000 do częstotliwości 1,5 MHz,
- pomiar przemieszczenia drgań w zakresach [$\mu\text{m/s}$]: 0,05, 0,1, 0,2, 0,5, 1, 2, 5, 10, 20, 50, 100, 200, 500, 1000, 2000 oraz 5000 do częstotliwości 350 kHz.

Dane pomiarowe przekazywano z wibrometru na analizator, a następnie już jako gotowy wynik można było poddać je dalszej ocenie. Urządzeniem tym podczas przestrzelenia osłony dokonywano pomiaru drgań w wyznaczonym punkcie, którego lokalizację określano w obszarze pola odbłaskowej folii (rys. 9.21b). Wiązką laserową skanującą miejsce przestrzeliwania osłony synchronizowano z punktem uderzającego pocisku.

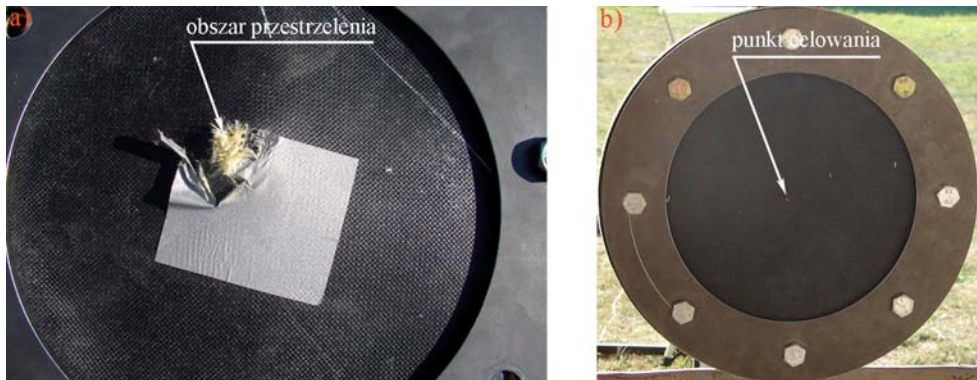
Wynikiem tych badań było wyznaczenie takich parametrów, jak: deformacja globalna osłony w funkcji czasu, prędkość przemieszczenia ostrzelanego w punkcie układu osłona–przebijający pocisk oraz informacje poglądowe z uzyskanych fotografii. Przykład fotografii cieniowej, w wyniku której uchwycono mechanizm przestrzelenia osłony, przedstawiono na rysunku 9.22.



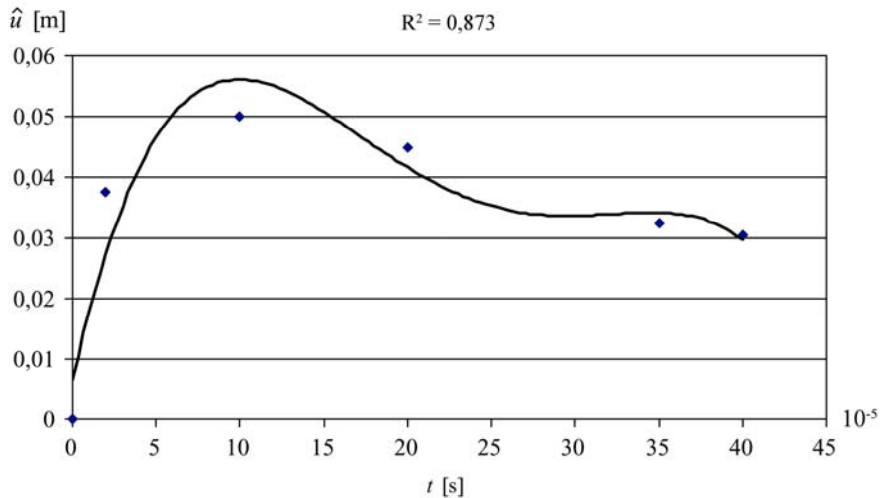
Rys. 9.22. Fotografia przestrzelenia osłony balistycznej 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością wylotową $v = 352$ m/s, gdzie czas $t = 345 \cdot 10^{-6}$ s od momentu wyzwolenia czujnika synchronizacji

Przy prędkości uderzenia 352 m/s badane tworzywo nie spełniło zakładanego limitu balistycznego. Próbkę wykonano z aramidowej osłony kompozytowej ze świa-

dectwem balistycznym spełniającym wymagane parametry dyssypacji energii uderzenia generowanej przez ten typ pocisków pistoletowych. Pozostałe parametry oszacowano z uwzględnieniem tego przypadku. Jednak w celu wyznaczenia deformacji, gdy osłona nie zostaje przestrzelona, wykonano kilka powtórzeń, w wyniku czego można było wyznaczyć charakterystykę takiego przypadku. Zasadnicze parametry podano w formie wykresów. Na rysunku 9.23 zarejestrowano punkt przestrzelenia osłony w obszarze skanowania wibrometrem laserowym. Możliwość tak precyzyjnego wyceLOWANIA skalibrowano za pomocą emitera laserowego (LT-101 laser transmitter).



Rys. 9.23. Widok osłony przygotowanej do ostrzelania: a) miejsce przestrzelenia 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością wylotową $v = 352$ m/s, b) zaznaczony punkt celowania *red point*



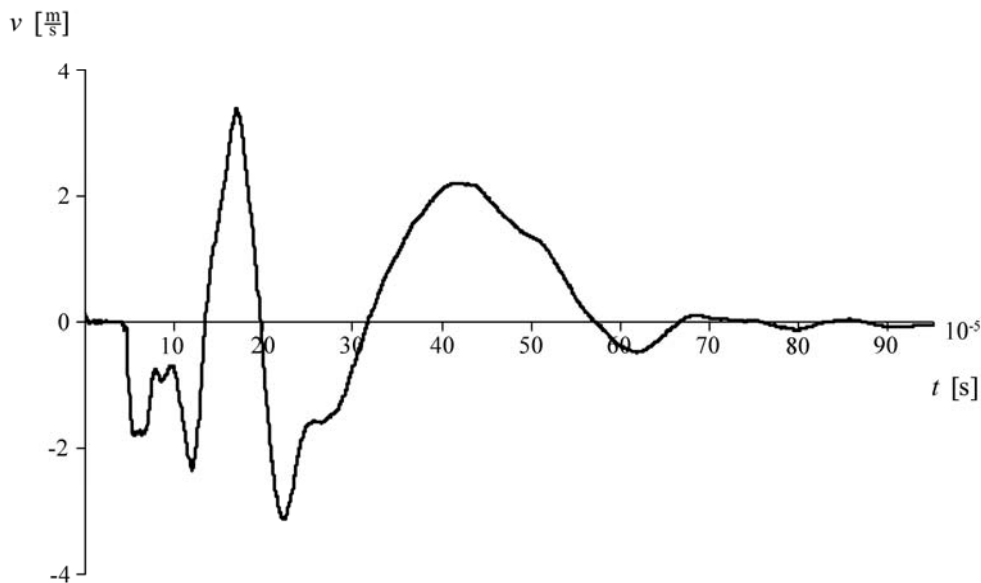
Rys. 9.24. Wykres deformacji przestrzelonego tworzywa 9 mm pociskiem Parabellum w funkcji czasu, z prędkością wylotową $v = 352$ m/s

Na podstawie obrazów uzyskanych z fotografii cieniowej i za pomocą analizy regresji, oszacowano deformację tworzywa (rys. 9.24) w przypadku, w którym zostało przestrzelone.

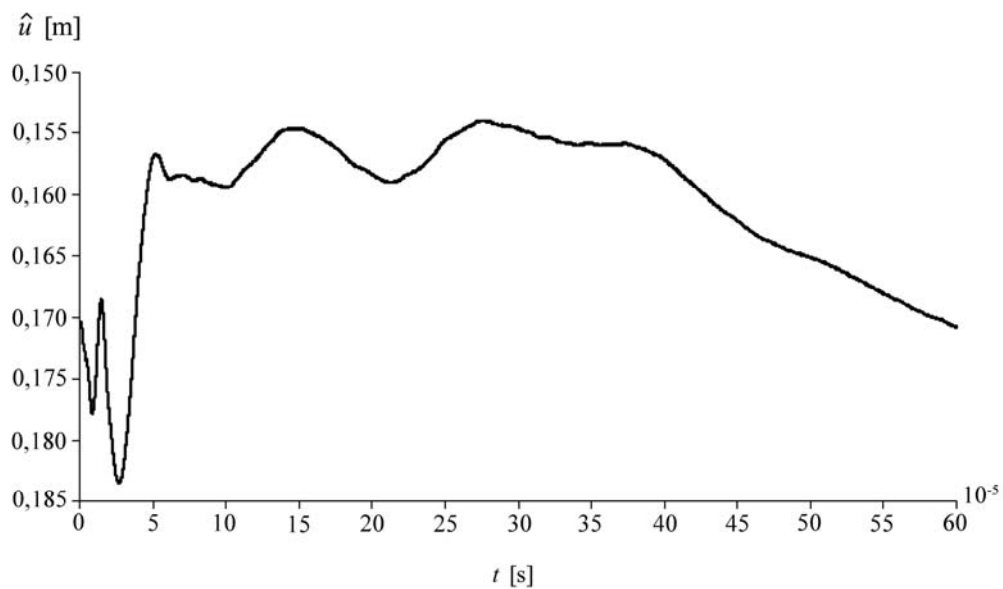
W wyniku pomiarów przeprowadzonych za pomocą wibrometru laserowego Polytec otrzymano charakterystyki przemieszczenia i prędkości w punkcie przestrzelenia osłony (rys. 9.23a). Charakterystyki zestawiono na rysunkach 9.25–9.26.

W celu oszacowania deformacji osłony z wykorzystaniem pomiaru wibrometru laserowego, charakterystykę przedstawioną na rysunku 9.26 poddano analizie regresji, przez co można było otrzymać postać tej deformacji (rys. 9.27).

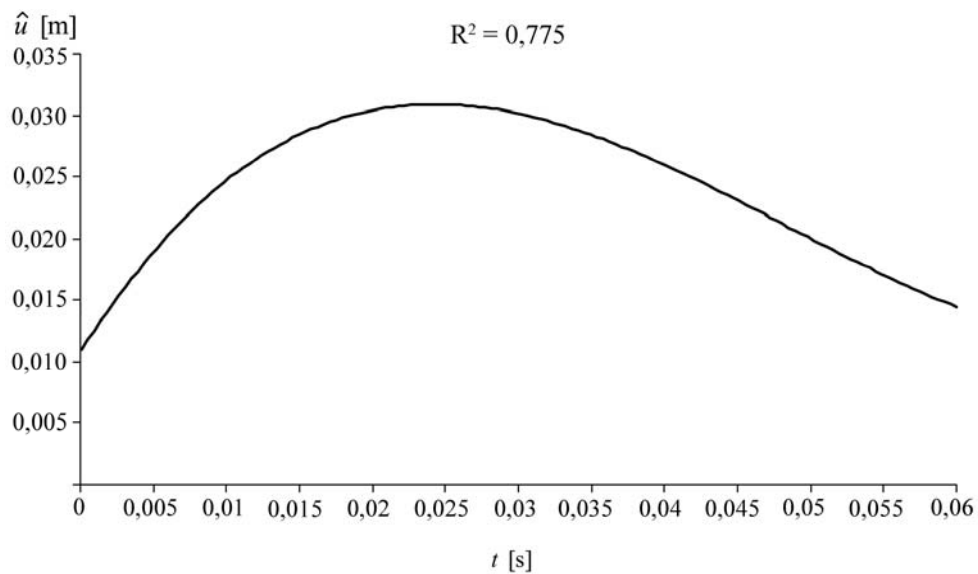
Kolejne badania ukierunkowano na wyznaczenie deformacji analizowanego tworzywa w przypadku, w którym następuje zatrzymanie pocisku w osłonie. Przykład oszacowanej deformacji, z uwzględnieniem rejestrowanej fotografii cieniowej, przedstawiono na rysunku 9.28. Na kolejnym rysunku (rys. 9.29) podano wykresy prędkości i przyspieszenia układu osłona–pocisk, stosując analizę regresji. W badaniach tych oszacowano także prędkość pocisku w materiale (rys. 9.30), rejestrując pomiar prędkości przed ostrzelanym tworzywem oraz pomiar prędkości za tworzywem z uwzględnianiem liczby warstw (od jednej do całego panelu utworzonego z ośmiu warstw). Poszczególne warstwy otrzymano, demontując panel.



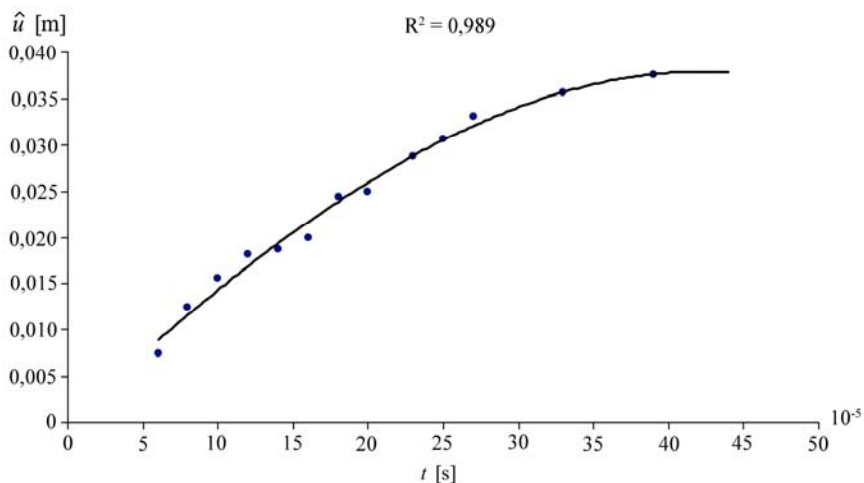
Rys. 9.25. Wykres prędkości osłona–pocisk w punkcie skanowania wibrometrem laserowym podczas przestrzeliwania tworzywa z prędkością uderzenia $v = 352$ m/s 9 mm pociskiem Parabellum



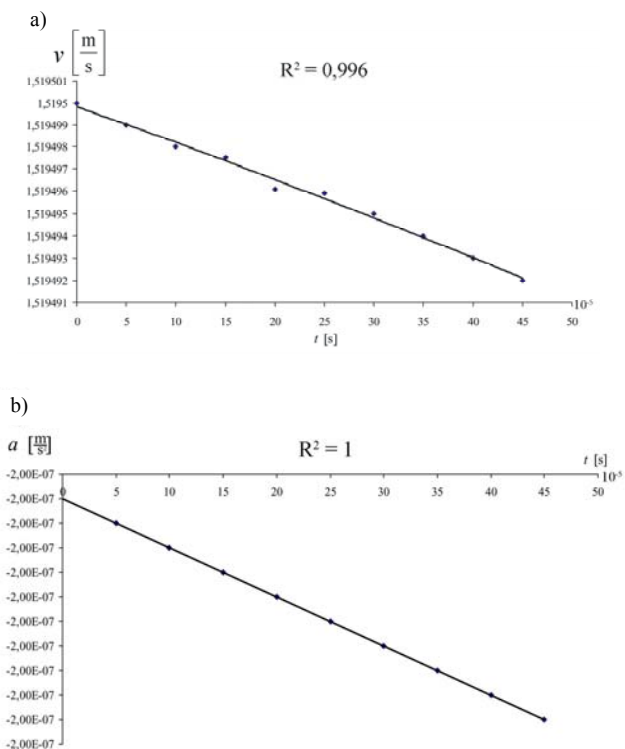
Rys. 9.26. Wykres przemieszczenia osłona-pocisk w funkcji czasu z prędkością uderzenia $v = 352$ m/s w punkcie skanowania wibrometrem laserowym



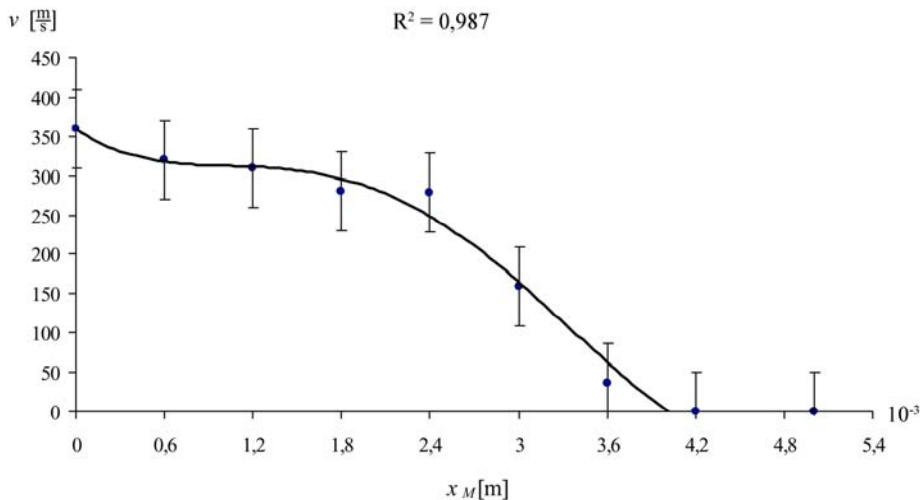
Rys. 9.27. Deformacja ostrzelanego tworzywa wyznaczona z analizy regresji z prędkością uderzenia $v = 352$ m/s w punkcie skanowania wibrometrem laserowym



Rys. 9.28. Deformacja tworzywa przy prędkości uderzenia $v = 356$ m/s pociskiem 9 mm Parabellum wyznaczona na podstawie oceny zarejestrowanych fotografii cieniowych



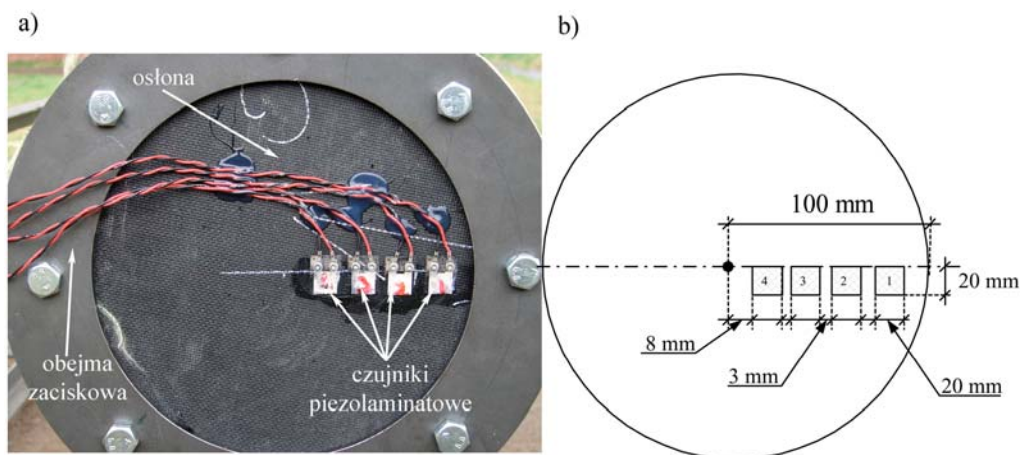
Rys. 9.29. Parametry oszacowane na podstawie deformacji z analizy regresji:
a) prędkość układu osłona–pocisk, b) przyspieszenie układu osłona–pocisk



Rys. 9.30. Postać graficzna oszacowania spadku prędkości 9 mm pocisku Parabellum produkcji krajowej w tworzywie LIM

9.5.2. BADANIA CZUJNIKAMI PRZYSPIESZEŃ I PIEZOŁAMINATOWYMI

W kolejnym etapie badań balistycznych poszukiwano rozwiązań z zakresu charakterystyk otrzymanych podczas przestrzeliwania osłony pociskiem pistoletowym



Rys. 9.31. Widok przygotowanej osłony wraz z zamocowanymi czujnikami: a) osłona przygotowana do pomiarów, b) schemat rozmieszczenia czujników

typu Parabellum produkcji krajowej. Badania kontynuowano już na wcześniej scharakteryzowanym tworzywie. Kontynuację prób balistycznych prowadzono z osłoną o kolistym kształcie. Na jej powierzchni zamocowano cztery czujniki piezolaminatowe LDT2-028K/Lw/rivets wzdłuż promienia od środka membrany (rys. 9.31).

Na potrzeby pracy zaadaptowano czujniki piezoelektryczne serii LDT2-028K/Lw/rivets, które charakteryzują się dużą wrażliwością pomiaru odkształceń. Czujniki te są zalaminowane z wyprowadzonymi przewodami, gdzie część pomiarowa jest to typowa warstwa poliestru o grubości 125 μm , laminowana piezolaminatowym elementem o grubości 28 μm lub 52 μm . Głównym ich przeznaczeniem jest identyfikacja kierunku drgań. W czujnikach tego typu nie wymaga się wzmacniaczy, co jest ułatwieniem w pomiarach z bardzo dużą częstotliwością próbkowania.

W eksperymencie sygnał zapisywano z czujników za pomocą analizatora rejestrującego jako pliki tekstowe i dalej poddawano obróbce z wykorzystaniem pakietu MS Office Excel.

Drugą ścieżką rejestrowania charakterystyk było zastosowanie czujników przyspieszeń (rys. 9.32). Czujniki zamocowano w osłonie w taki sposób, aby zarejestrowane przebiegi można było odnieść do punktu przestrzeliwanej osłony.



Rys. 9.32. Mocowanie czujników przyspieszeń w osłonie balistycznej

Zastosowano czujniki przyspieszeń o wysokiej częstotliwości (model 350B21) o następujących parametrach:

- zakres mierzonych częstotliwości 0,1–10 kHz,
- wrażliwość 0,005 m/s,
- zakres mierzonych przyspieszeń do 100 000 g.

Czujnik nr 1 umieszczono w odległości 30 mm, a czujnik nr 2 w odległości 50 mm od środka osłony po przeciwległej stronie czujnika nr 1.

W układ pomiarowy (rys. 9.31) oddano kilka strzałów z pistoletu maszynowego PM-84 p. Do analizy wybrano jedynie strzały, których parametry zestawiono w tabeli 9.3. Efekty ostrzelania osłony przedstawiono na rysunku 9.33.

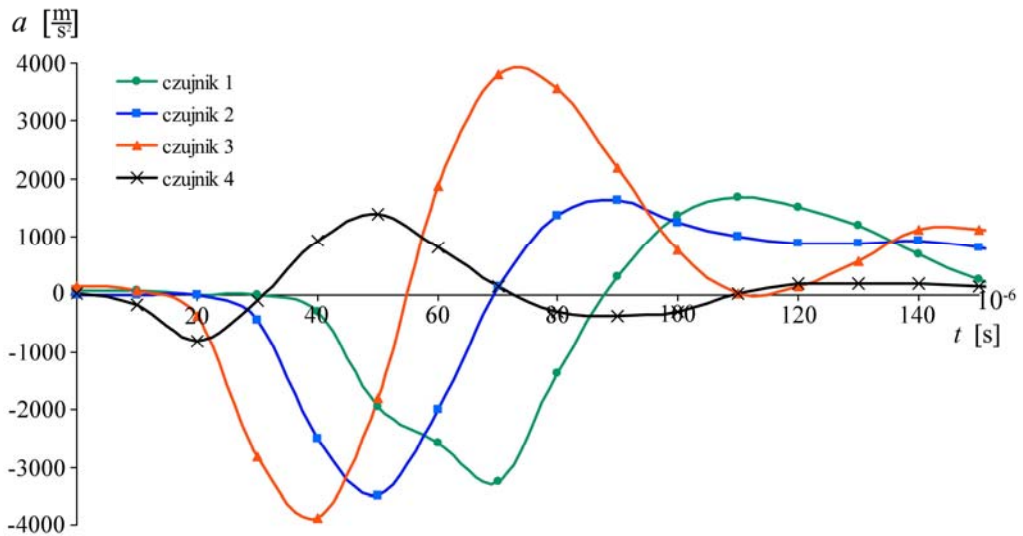
Tabela 9.3. Podstawowe parametry próby strzeleckiej

Odległość strzelania (VPAM)	Prędkość wylotowa pocisku	Energia uderzenia pocisku	Typ osłony	Skutki uderzenia pocisku
5 m	366 m/s	535,8 J	Aramidowa	przestrzelenie
5m	358 m/s	512,7 J	LIM 3	pocisk został zatrzymany

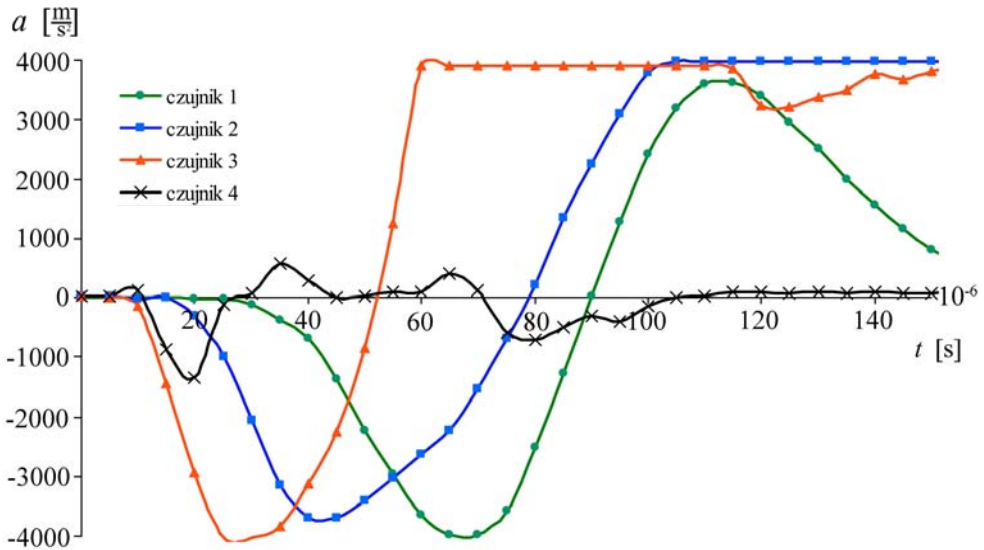


Rys. 9.33. Ostrzelana osłona z systemem pomiarowym czujników piezolaminatowych: strzał nr 1 – przestrzelenie osłony, strzał nr 2 – pocisk zatrzymany

Efektem przeprowadzenia pierwszej próby było przestrzelenie tworzywa. Nastąpiło to z prędkością 366 m/s. Przy tej prędkości zarejestrowano przebiegi przyspieszeń (jak na rysunku 9.34). Podczas drugiej próby zarejestrowano prędkość o 8 m/s niższą, a to spowodowało, że osłona nie została przestrzelona. Po tej próbie czujnik nr 4 uległ zniszczeniu, a czujniki nr 2 i 3 zostały oderwane od tworzywa. Sygnał jednak zarejestrowano, co zestawiono na rysunku 9.35.

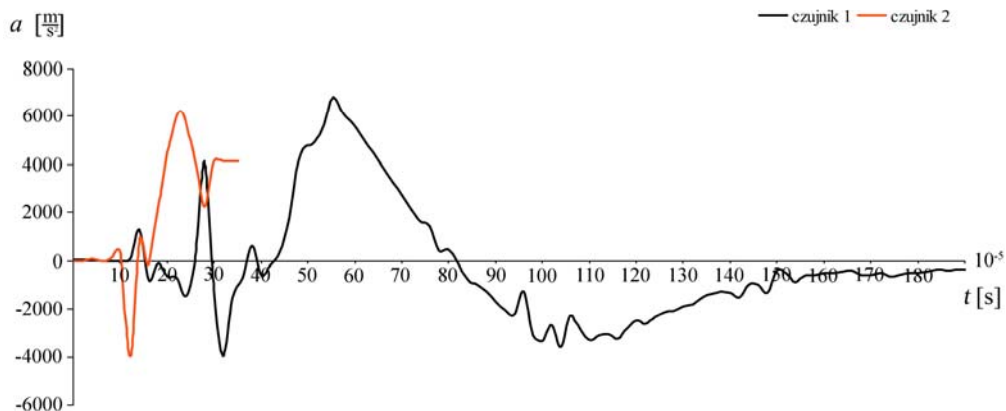


Rys. 9.34. Wykres przebiegu przyspieszeń osłony ostrzelanej 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością uderzenia $v = 366$ m/s, w przypadku, kiedy pocisk przetrzeł osłonę

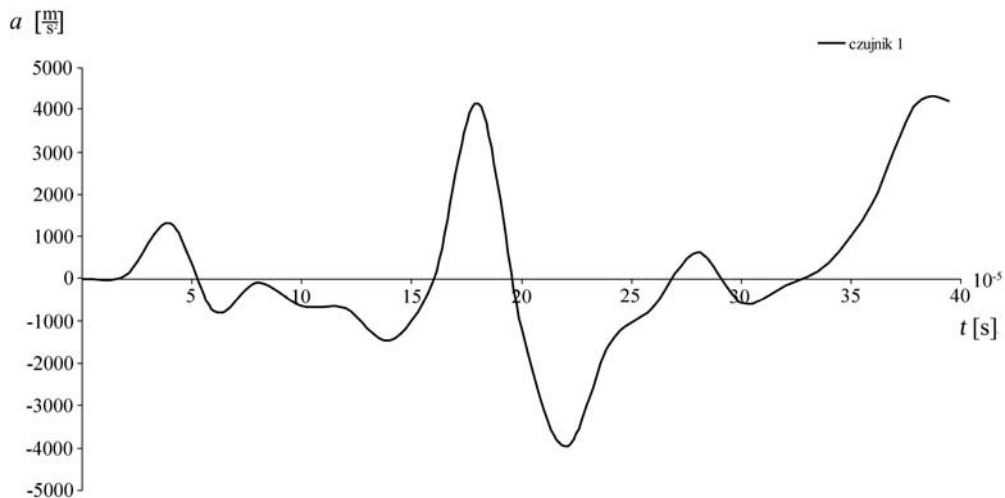


Rys. 9.35. Wykres przebiegu przyspieszeń osłony ostrzelanej 9 mm pociskiem Parabellum z prędkością uderzenia $v = 358$ m/s, w przypadku, kiedy pocisk zatrzymał się w osłonie

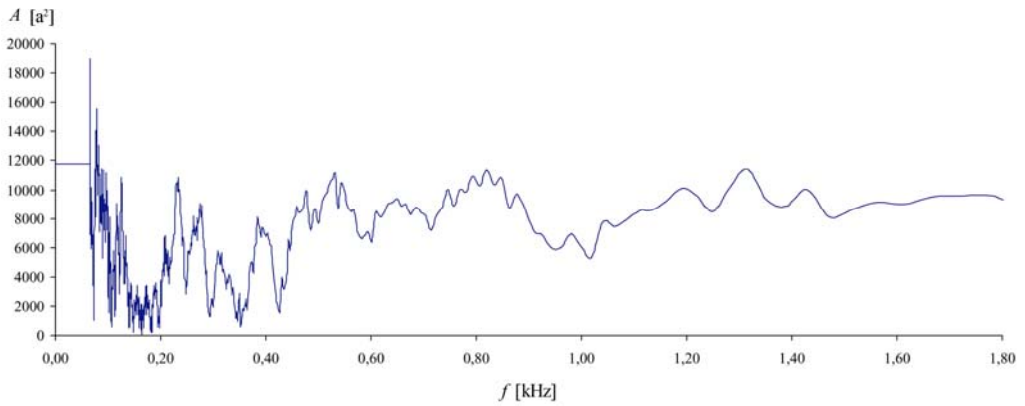
W drugim etapie badań zarejestrowano charakterystyki przyspieszenia w funkcji czasu oraz charakterystyki częstotliwościowe, które otrzymano w wyniku zastosowania transformaty Fouriera. Wybrane wyniki zestawiono na rysunkach 9.36–9.38.



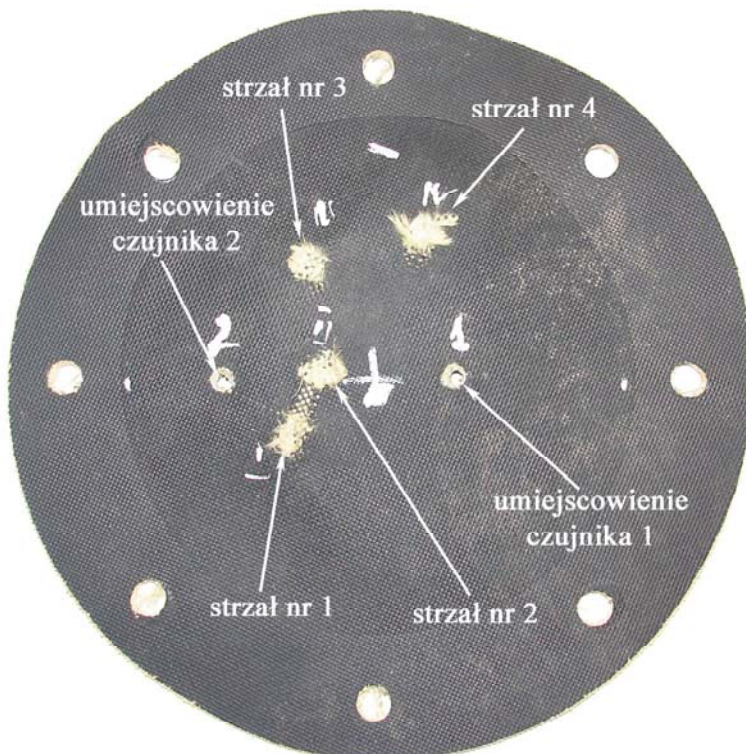
Rys. 9.36. Zarejestrowane przebiegi przyspieszenia osłony balistycznej ostrzelanej pociskiem Parabellum z prędkością uderzenia $v = 369$ m/s



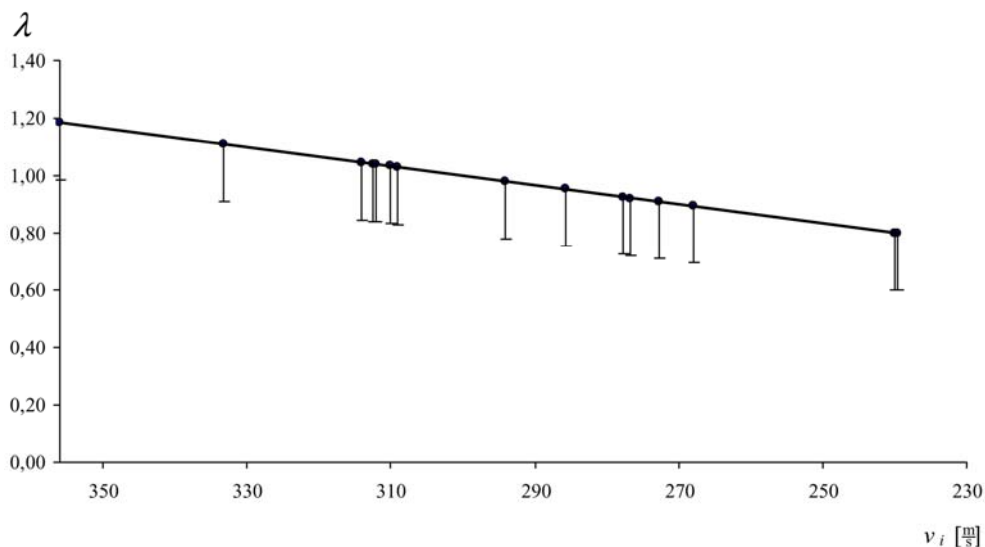
Rys. 9.37. Przebieg przyspieszenia w osłonie ostrzelanej z prędkością $v = 358$ m/s



Rys. 9.38. Charakterystyka częstotliwościowa uderzenia 9 mm pocisku typu Parabellum w osłonę z prędkością $v = 369$ m/s na podstawie rejestracji z czujnika 1



Rys. 9.39. Ostrzelana osłona z rejestrowanymi strzałami (strzał nr 1 – analizowany)



Rys. 9.40. Zależność współczynnika dynamiczności od prędkości 9 mm pocisku Parabellum w tworzywie typu LIM

Przebieg przyspieszeń na otrzymanych wykresach wykazuje opóźnienie w fazie, co jest zrozumiałe ze względu na rozmieszczenie czujników w określonej odległości od przestrzelenia osłony. Opóźnienia te są jednakowe, gdyż odległości pomiędzy czujnikami są jednakowe. Z przebiegów drgań uzyskanych z poszczególnych czujników (rys. 9.34), na podstawie porównania czasów początku odkształceń zarejestrowanych na poszczególnych czujnikach, starano się wyznaczyć czas propagacji czoła fali powierzchniowej. Rejestrowane sygnały kształtowały się na poziomie 10^{-5} s, co przy średniej odległości między czujnikami wynoszącej 3 mm umożliwiło oszacowanie prędkości rozchodzenia się fali naprężeń sprężystych w osłonie, której wartość jest na poziomie 300 m/s. Prędkość ta jest porównywalna we wszystkich zarejestrowanych przebiegach, ale amplituda ulegała zmianie ze względu na punkt uderzenia pocisku w stosunku do punktu środka osłony.

Uzyskane opóźnienie fazowe, to efekt odległości czujnika od miejsca trafienia w osłonę pociskiem. Przykładem jest sygnał zarejestrowany na czujniku nr 2, gdzie punkt przestrzelenia znajdował się zaraz obok czujnika (rys. 9.39). W dodatku został on uszkodzony i charakterystyka zapisu urywa się w przedziale czasowym 30–40 ms. Na podstawie prędkości rozchodzenia fali w ośrodku oraz zmian prędkości pocisku w materiale oszacowano i wyznaczono współczynnik „dynamiczności” λ , który zestawiono na rysunku 9.40 [195].

10. PODSUMOWANIE

Zjawiska udarowe w balistyce końcowej są nadal aktualnym i rozległym terenem badań. Według dotychczasowego stanu wiedzy dyscyplinę tę intensywnie rozwijano od czasu II wojny światowej. Pierwsze materiały kompozytowe do zastosowań militarnych wykorzystano w wojnie koreańskiej. Nie były to jeszcze zaawansowane technologicznie obiekty techniczne, ale pierwsze elementy w postaci opancerzenia osobistego. Przełom nastąpił pod koniec lat sześćdziesiątych po wynalezieniu wysokoenergetycznych włókien aramidowych. Od tego czasu prowadzone są intensywne prace badawcze nad zjawiskiem pochłaniania energii uderzenia w materiałach nowej generacji. Pierwsze ogólne prace w postaci raportów udostępniono dopiero na początku lat dziewięćdziesiątych XX wieku [13]. Obecnie tematyka ta, wraz z rozwojem współczesnych narzędzi badawczych, jest priorytetowym kierunkiem innowacji.

Na podstawie analizy literatury, wykazano, że ten obszar wiedzy nadal wymaga aktualizacji, dlatego podjęto taki temat. Temat ten ukierunkowano na analityczne ujęcie problemu fizycznego zjawiska pochłaniania energii uderzenia w osłonach balistycznych o budowie kompozytowej. Jak dowiedziono, opracowanie modeli matematycznych jest zagadnieniem złożonym, wymagającym od badacza nie tylko rozległej wiedzy o ogólnych prawach fizyki i mechaniki, ale także umiejętności posługiwania się współczesnymi narzędziami badawczymi. Obecne opracowanie modelu matematycznego jest niewystarczające. Od badacza oczekuje się weryfikacji wyników na obiekcie rzeczywistym.

W monografii uwagę skoncentrowano na opracowaniu modelu matematycznego zjawiska pochłaniania energii uderzenia. Model taki powinien charakteryzować się, w miarę możliwości, prostą budową i oryginalnością oraz przybliżać możliwie dokładnie zjawiska dysypacji energii uderzenia. Jakość i rozległość zniszczeń spowodowanych obciążeniem udarowym o zróżnicowanej prędkości działania są różne. Przy dużych prędkościach uderzenia zjawisko to należy rozpatrywać lokalnie, gdyż prędkość uderzenia pocisku jest znacznie większa od prędkości propagacji fali niszczącej, co wynika z analizy literatury i badań własnych autora. W procesie obciążenia udarowych w zakresie prędkości balistycznych najważniejsze są takie czyniki, jak:

- prędkość uderzenia,
- koncentracja (gęstość),
- perforacja (deformacja),
- prędkość deformacji,
- prędkość pocisku w ośrodku.

Jednocześnie należy postawić następujący problem badawczy: Jaką metodę przyjąć do wyznaczania własności materiału w procesie przebijania, który można podzielić na problemy cząstkowe. Problemy cząstkowe, które poddano rozważaniom, są odzwierciedleniem układu monografii. Opinie badaczy w tym względzie są podzielone. Jedni uważają, że prowadzenie badań materiałowych w zakresie obciążeń statycznych i quasi-statycznych jest wynikiem określenia własności materiału z przeznaczeniem do budowy nowych obiektów, szczególnie narażonych na obciążenia udarowe, a następnie aproksymowania ich do prędkości balistycznych. Inni natomiast przyjmują, że jedynie badania numeryczne przeprowadzone techniką symulacji komputerowej, potwierdzone na torze balistycznym są optymalnym rozwiązaniem.

W obu przypadkach rozwiązanie należy sprowadzić do przyjęcia modelu, w obu przypadkach będzie ono odmiennie definiowane. Jedynie we właściwie opracowanym modelu można oczekiwać pożądaných efektów. W monografii skoncentrowano się na zbudowaniu nieklasycznego modelu matematycznego, bazującego na modelu zdegenerowanym o niepełnej liczbie stopni swobody z nieliniowym członem dyssypatywno-sprężystym.

Uwagę zwrócono szczególnie na sposób opisanie zjawiska rozpraszania energii uderzenia. Założono, że proces ten opisywany jest w dwóch fazach. Pierwsza faza jest związana z rozpraszaniem energii sprężystości, a faza druga z elementem dyssypatywnym. Przyjmując w modelu pięć jego parametrów, przeprowadzono obszerną analizę z uwzględnieniem ewentualnych zdarzeń, jakim ulega obciążana udarowo osłona. Wypracowano kilka założeń do konstruowania bezpiecznych osłon balistycznych, które łączy graniczna energia rozpraszania. Wprowadzając pojęcie czasu granicznego, zdefiniowano zakres trwałego uszkodzenia materiału. Stosując metody symulacji numerycznej, zweryfikowano wrażliwość modelu na zmiany jego parametrów z uwzględnieniem prędkości przebijania. Zauważono, że charakterystyki zależą od prędkości pocisku w materiale, ale nie zależą od jego położenia. Wielu badaczy stwierdziło, że w trakcie obciążenia udarowego, po stronie przeciwnej do uderzenia tworzy się charakterystyczna perforacja w kształcie stożka. Na kształt tego stożka ma wpływ prędkość uderzenia i własności materiałowe, a włókna w materiale są poddawane odpowiednim obciążeniom. Istotne są także parametry tarcia. W opracowanym modelu rozpraszanie energii uderzenia opisano członem dyssypatywnym z tarciem suchym. W celu zweryfikowania tego założenia zbudowano odpowiedni algorytm identyfikacji, na podstawie którego możliwe jest wyznaczenie funkcji dyssypacji i funkcji sprężystości. Metoda ta jest pomocna w identyfikacji parametrycznej opracowanego modelu.

Interesującą stroną było zaadaptowanie równań bilansu energii i bilansu mocy. Został opracowany algorytm stosowania tych równań do opisu zjawisk udarowych. Na podstawie wyprowadzonych równań identyfikacyjnych dokonano ich weryfikacji w symulacji komputerowej, otrzymując szereg wykresów w dziedzinie czasu i częstotliwości.

Obszerną część pracy poświęcono badaniom doświadczalnym. W badaniach tych przeprowadzono identyfikację cech wytrzymałościowych. Weryfikowano słuszność zakładanego celu, a w szczególności sformułowanej tezy. Zjawiska obciążeń udarowych z prędkościami balistycznymi należy rozpatrywać w odmiennej technice identyfikacji. To, co w obciążeniach statycznych jest decydującym elementem o utracie stateczności, nie przekłada się na tego typu relacje zachodzące na styku pocisk-osłona. Materiały z przeznaczeniem do budowy osłon balistycznych powinny cechować przede wszystkim doskonałą energochłonność, a nieco mniejszą rolę odgrywa wytrzymałość zmęczeniowa.

Otrzymane wykresy w relacji siła-obciążenie są potwierdzeniem założeń analitycznych i słuszności prac prowadzonych w zakresie przyjętego modelu dynamicznego. Na podstawie wykresów deformacji w funkcji przemieszczenia można było zweryfikować zakres limitu balistycznego definiowanego za pomocą modelu matematycznego. Narzędzia badawcze posłużyły natomiast do wyznaczenia zmian prędkości pocisku w analizowanym materiale. Efektem badań eksperymentalnych w próbach balistycznych było opracowanie zależności prędkości wnikania pocisku w osłonę od prędkości propagacji fali w tym ośrodku, czyli wyznaczenia współczynnika dynamiczności charakteryzującego przestrzeliwanie 9 mm pociskiem Parabellum tworzywa kompozytowego LIM.

Podsumowując, należy stwierdzić, że odpowiednie przyjęcie modelu matematycznego i badania materiałowe są skutecznymi metodami i technikami opracowania odpowiednich własności materiałów.

Przedstawione w pracy zagadnienia nie są zamknięte. W dalszych badaniach celowe może być opracowanie odpowiednich procedur śledzenia zmian pocisku w materiale. Skuteczny mógłby okazać się pomysł pomiaru z wykorzystaniem technik laserowych. Warte uwagi wydaje się przeprowadzenie prac z zakresu modelowania osłon balistycznych w ujęciu kaskadowym w taki sposób, aby można było zakładać nie tylko warstwy materiału w laminacie, ale ich splot, kąt obrotu względem matrycy i własności materiałowe matrycy. To jest założenie rozbudowanego modelu matematycznego, ale coraz częściej tkaniny z przeznaczeniem do budowy laminatów są projektowane z uwzględnieniem odmiennych (niejednorodnych) włókien/tkanin. Coraz częściej stosuje się tkaniny aramidowe w połączeniu z włóknami szklanymi i elementami metalicznymi, wzmocnionymi elementami aluminiowymi.

Kaskadowa budowa nieklasycznego modelu wydaje się być zatem właściwym kierunkiem dalszych prac w zakresie analiz i modelowania matematycznego.

LITERATURA

- [1] Abrate S., *Impact on composite structures*, Cambridge University Press, Cambridge 1998.
- [2] Abrate S., *Ballistic Impacts on Composite and Sandwich Structures. Major Accomplishments*, [in:] *Composite Materials and Sandwich Structures*, 2010, DOI: 10.1007/978-90-481-3141-9_19.
- [3] Almohandes A.A., Abdel-Kader M.S., Eleiche A.M., *Experimental investigation of the ballistic resistance of steel–fiberglass reinforced polyester laminated plates*, *Composites: Part B Engineering*, 27(5), 1996, p. 447–458.
- [4] Arczewski K., Pietrucha J., Szuster J.T., *Drgania układów fizycznych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2008.
- [5] ASTM D 638-03 Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics. ASTM Standards: For referenced ASTM standards, visit the ASTM website, www.astm.org, or contact ASTM Customer Service at service@astm.org. For Annual Book of ASTM Standards volume information, refer to the standard's document summary page on the ASTM website, Copyright © ASTM International, United States, Published January 2004.
- [6] Babu M.G., Velmurugan R., Gupta N.K., *Energy absorption and ballistic limit of targets struck by heavy projectile*, *Latin American Journal of Solids and Structures*, 3, 2006, p. 21–39.
- [7] Baier A., Buchacz A., Jamroziak K., Majzner M., Świder J., Wróbel A., Żółkiewski S., *Experimental tests of chosen fibre-metal laminates*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2012.
- [8] Baier A., Buchacz A., Jamroziak K., Majzner M., Świder J., Wróbel A., Żółkiewski S., *Synteza eksperymentalna i analiza właściwości geometrycznych oraz tworzywowych wybranych elementów konstrukcyjnych wagonów kolejowych*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2012.
- [9] Bajkowski J., *Theorie des vibrations*, Office des Publications Universitaires, Oran 1989.
- [10] Bajkowski J., Grzesikiewicz W., Wakulicz A., *Doświadczalne i symulacyjne badanie samowzbudnych drgań wywołanych tarciami*, XXI Sympozjon Podstaw Konstrukcji Maszyn, Ustroń 2003, s. 173–180.
- [11] Bajkowski J., Grzesikiewicz W., *Modelowanie i opis sił tarcia suchego w badaniach próbek materiałów ciernych obciążonych uderzeniami*. XVIII Sympozjonu PKM, Kielce–Ameliówka, 1997, s. 97.
- [12] Barnat W., *Wybrane problemy energochłonności nowych typów paneli ochronnych obciążonych falą wybuchu*, Wydawnictwo BEL Studio Sp. z o.o., Warszawa 2010.
- [13] Ben-Dor G., Dubinsky A., Elperin T., *Applied high-speed plate penetration dynamics*, Published by Springer, 2006.
- [14] Beldowski A., Rechul Z., Stasienko J., *Uszkodzenia udarowe w laminacie wzmocnionym tkaniną szklaną*, *Kompozyty (Composites)*, 2(5), 2002, s. 394–399.
- [15] Bernard M.L., Lagace P.A., *Impact resistance of composite sandwich panels*, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 8(5), 1989, p. 432–445.
- [16] Białas K., Buchacz A., Dzitkowski T., *Synteza drgających aktywnych układów mechanicznych z tłumieniem w ujęciu grafów biegunowych i strukturalnych*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2009.

- [17] Billon H.H., Robinson D.J., *Models for the ballistic impact of fabric armor*, International Journal of Impact Engineering, 25(4), 2001, p. 411–422.
- [18] Błażejowski W., Bomba J., Budnik J., *Eksperymentalna weryfikacja stochastycznego modelu pęknięcia włókien w jednokierunkowym materiale kompozytowym*, II Sympozjum Kompozyty. Konstrukcje warstwowe, Wrocław–Karpacz 2002, s. 21–28.
- [19] Bocian M., *Analiza procesu identyfikacji podatnych elementów układów mechanicznych poddanych złożonym wzbudzeniom dynamicznym z zastosowaniem modeli nieliniowych*, Rozprawa doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2002.
- [20] Bocian M., Kulisiewicz M., Piesiak S., *Badania komputerowe pewnego układu zdegenerowanego w aspekcie zastosowań metody bilansu energii i mocy dla złożonych wymuszeń harmoniczných*, Journal of Transdisciplinary Systems Science „SYSTEMS”, 9, 2004, p. 120–127.
- [21] Bocian M., Kulisiewicz M., Jamroziak K., *Analiza oddziaływań sprężysto-tłumiących w procesach przebijania materiałów z dużymi prędkościami*, Górnictwo Odkrywkowe, 4/5, 2008, s. 198–203.
- [22] Bocian M., Jamroziak K., Kulisiewicz M., Piesiak S., *Analiza procesu pochłaniania energii w lekkich osłonach balistycznych*, Zeszyty Naukowe, Budowa i Eksploatacja Maszyn, Politechnika Świętokrzyska, 12, 2009, s. 23–24, pełny tekst na CD-ROM.
- [23] Bocian M., Jamroziak K., Kulisiewicz M., Piesiak S., *Modele zdegenerowane w zastosowaniu do przebijania elementów maszyn poddanych uderzeniom*, XXII Konferencja Naukowa, Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych, Zakopane 2009, Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, 12, 2009, s. 25–26, pełny tekst na CD-ROM.
- [24] Bocian M., Jamroziak K., Kulisiewicz M., *Determination of the chain-like non-linear multi-degree-of-freedom systems constant parameters under dynamical complex loads*, PAMM – Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics, 9(1), WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2009, p. 397–398.
- [25] Bocian M., Kulisiewicz M., Jamroziak K., Piesiak S., *Analiza komputerowa pewnego energetycznego modelu uszkodzenia układów mechanicznych poddanych długotrwałym obciążeniom dynamicznym*, Górnictwo Odkrywkowe, 4, 2010, s. 71–74.
- [26] Bocian M., Kulisiewicz M., Jamroziak K., *Pewna symulacja komputerowa uszkodzenia materiału w warunkach szybkozmiennych obciążeń dynamicznych*, Górnictwo Odkrywkowe, 4, 2010, s. 222–225.
- [27] Boisse P., Gasser A., Hagege B., *Analysis of the mechanical behavior of woven fibrous material using virtual tests at the unit cell level*, Journal of Materials Science, 40(22), 2005, p. 5955–5962.
- [28] Børvik T., Langseth M., Hopperstad O.S., Malo K.A., *Ballistic penetration of steel plates*. International Journal of Impact Engineering, 22(9–10), 1999, p. 855–886.
- [29] Bourke P., *Ballistic impact on composite armour*, Cranfield University, 2007.
- [30] Buchacz A., Świder J., Wojnarowski J., *Podstawy teorii drgań układów mechanicznych z symulacją komputerową. Część pierwsza: Układy dyskretne o jednym stopniu swobody*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2000.
- [31] Buchacz A., Żurek K., *Odwrotne zadania dynamiki aktywnych układów mechanicznych w ujęciu grafów i liczb strukturalnych*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2005.
- [32] Buchacz A., Żółkiewski S., *Charakterystyki dynamiczne złożonych układów podatnych z uwzględnieniem ruchu unoszenia*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2007.
- [33] Buchacz A., *Dynamical flexibility of torsionally vibrating mechatronic system*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 26(1), 2008, p. 33–40.
- [34] Buchacz A., *Analysis of beam hypergraphs by means of exact and approximate methods as models of transverse vibrating subsystems in the synthesis of mechanical and mechatronic systems*, The Archive of Mechanical Engineering, 58(4), 2010, p. 431–442.
- [35] Buchacz A., Wróbel A., *Computer aided analysis of piezoelectric plates*, Solid State Phenomena, Trans Tech Publications Ltd, 164, 2010, p. 239–242.

- [36] Budnik J., Jamroziak K., Kulisiewicz M., *Ocena skuteczności kompozytowych osłon balistycznych*. X Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków 2003, s. 51–56.
- [37] Buchmayr B., Hatzembichler T., Kessler F., *Vergleichende Untersuchungen zum Eindring- und Durchziehverhalten von Feiblechen*, BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, 153(11), 2008, p. 443–449.
- [38] Cantwell W.J., Morton J., *The impact resistance of composite materials – a review*, Composites, 22(5), 1991, p. 347–362.
- [39] Carlucci D.E., Jacobson S.S., *Ballistic. Theory and design of guns and ammunition*, Taylor & Francis Group, LLC, 2008.
- [40] Cempel C., *Drgania mechaniczne. Wprowadzenie*, Wydanie drugie poprawione, Politechnika Poznańska, Poznań 1984.
- [41] Cheeseman B.A., Bogetti T.A., *Ballistic impact into fabric and compliant composite materials*, Composite Structures, 61, 2003, p. 161–173.
- [42] Cheng-Kun Chu, Yu-Liang Chen, *Ballistic-proof effects of various woven constructions*, Fibres & Textiles in Eastern Europe, 18(6), 2010, p. 63–67.
- [43] Chocron-Benloulou I.S., Rodriguez J., Sanchez-Galvez V., *A simple analytical model to simulate textile fabric ballistic impact behavior*, Textile Research Journal, 67(7), 1997, p. 520–528.
- [44] Corum J.M., Battiste R.L., Ruggles-Wrenn M.B., *Low-energy impact effects on candidate automotive structural composites*, Composites Science and Technology, 63(6), 2003, p. 755–769.
- [45] Cox B.N., Flanagan G., *Handbook of analytical methods for textile composites*, NASA Contractor Report No. 4750, 1997.
- [46] Cunniff P.M., *Dimensionless parameters of optimization of textile-based armor systems*, Proceedings 18th International Symposium on Ballistic, San Antonio, Texas 1999.
- [47] Cunniff P.M., Auerbach M.A., *High performance M5 fiber for ballistic/structural composites*, Course Mechanical Behavior of Polymers, MIT, 2005.
- [48] D’Almeida J.R.M., Nunes L.M., Paciornik S., *Evaluation of the damaged area of glass-fibre-reinforced epoxy-matrix composite materials submitted to ballistic impacts*, Composites Science and Technology, 64(7/8), 2004, p. 945–954.
- [49] Davies G.A.O., Zhang X., Zhou G., Watson S., *Numerical modeling of impact damage*, Composites, 25, 1994, p. 342–350.
- [50] Dąbrowski H., *Strukturalno-statyczne kryterium wyężenia materiałów wielofazowych na przykładzie kompozytów włóknistych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [51] DeLuca E., Prifti J., Betheney W., Chou S.C., *Ballistic impact damage of S2-glass-reinforced plastic structural armor*, Composites Science and Technology, 58(9), 1998, p. 1453–1461.
- [52] Derski W., Ziemia S., *Analiza modeli reologicznych*, PWN, Warszawa 1968.
- [53] Dobrzański L.A., *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*, WNT, Warszawa 2003.
- [54] Edwards M., *Land based military applications*, [in:] Comprehensive Composite Materials, 6, 2000, p. 81–99.
- [55] Ellis R.L., *Ballistic impact resistance of graphite epoxy composites with shape memory alloy and extended chain polyethylene spectra™ hybrid components*, Ph.D., Blacksburg, Virginia, 1996.
- [56] *Encyklopedia Powszechna*, PWN, Warszawa 1997.
- [57] Flis L., Sperski M., *Badania odporności balistycznej panczerzy ze stali 10GHMBA na ostrzał pociskami 12,7 mm*, Zeszyty Naukowe AMW, 3(186), 2011, s. 27–42.
- [58] Flis L., Sperski M., *Eksperymentalna weryfikacja wybranych modeli obliczeniowych balistyki końcowej*, Zeszyty Naukowe AMW, 3(187), 2011, s. 35–44.
- [59] Flis L., Sperski M., *Ocena wpływu kształtu wierzchołka pocisku na proces przebijania panczerzy stalowych*, Zeszyty Naukowe AMW, 2(189), 2012, s. 29–44.

- [60] Gao S.-L., Kim J.-K., *Cooling rate influences in carbon fibre/PEEK composites. Part III: Impact damage performance*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 32(6), 2001, p. 775–785.
- [61] German J., *Podstawy mechaniki kompozytów włóknistych*, Skrypt, Politechnika Krakowska, Kraków 2001.
- [62] Goldsmith W., Sackman J.L., *An experimental study of energy absorption in impact on sandwich plates*, International Journal Impact Engineering, 12, 1992, p. 241–261.
- [63] Goldsmith W., *Non ideal projectile impact on targets*, International Journal of Engineering Science, 22(2/3), 1999, p. 95–395.
- [64] Greaves L.J., *Failure mechanisms in GFRP armour*, Unpublished UK DRA Report, 1992.
- [65] Greaves L.J., *Progress in modelling the perforation of GFRP by ballistic projectiles*, Unpublished UK DRA Report, 1994.
- [66] Gryboś R., *Stateczność konstrukcji pod obciążeniem uderzeniowym*, PWN, Warszawa–Poznań 1980.
- [67] Gu B., *Analytical modeling for the ballistic perforation of planar plain-woven fabric target by projectile*, Composites Part B: Engineering, 34(4), 2003, p. 361–371.
- [68] Hearle J.W.S., Leech C.M., Cork C.R., *Ballistic impact resistance of multi-layer textile fabrics*, Report No. AD-A128064, 1981.
- [69] Hearle J.W.S. (ed.), *High-performance fiber*, © 2001 Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC, Reprinted 2004, 2007, 2008.
- [70] Hetherington J.G., *Energy and momentum changes during ballistic perforation*, International Journal of Impact Engineering, 18(3), 1996, p. 319–337.
- [71] Holmquist T.J., Rando C.L., *Modeling the ballistic response of the 14.5 mm BS41 projectile*, The European Physical Journal Special Topice, 206, 2012, p. 129–137.
- [72] Horsfall I., *Resistant body armour*, Ph.D., College of Defence Technology, Cranfield University. 2000.
- [73] Hyla I., Lizurek A., *Zastosowanie badań dynamicznych do analizy mechaniki pękania uderowego kompozytów warstwowych*, Kompozyty, 5, 2002, s. 374–377.
- [74] Hogg P.J., *Composites for ballistic applications*, Journal of Composites Processing, CPA, Bromsgrove UK, March 2003.
- [75] Imielińska K., Wojtyra R., *Wpływ rodzaju zbrojenia i kolejności ułożonych warstw na tolerancję zniszczeń wywołanych uderami o małej prędkości laminatów epoksydowych zbrojonych włóknem węglowym, szklanym, kevlarowym i hybrydowym*, Kompozyty, 5, 2002, s. 364–368.
- [76] Iannucci L., Dechaene R., Willows M., Degriek J., *A failure model for the analysis of thin woven glass composite structures under impact loadings*, Computers and Structures, 79(8), 2001, p. 785–799.
- [77] Jach K., *Komputerowe modelowanie dynamicznych oddziaływań ciał metodą punktów swobodnych*, PWN, Warszawa 2001.
- [78] Jach K., Jamroziak K., Rutyna K., Szudrowicz M., Świerczyński R., *Teoretyczno-eksperymentalna analiza penetracji płyty laminatowej przez pocisk 9 mm napędzony do prędkości 350 m/s*. V Międzynarodowa Konferencja Uzbrojenia, WAT, Waplewo 2004, s. 371–378.
- [79] Jamroziak K., Kulisiewicz M., Piesiak S., Wajda M., *Model zdegenerowany w opisie procesu przebicia elementów maszynowych poddanych obciążeniom uderowym*, Problemy Maszyn Roboczych, Engineering Machines Problems, 22, 2003, s. 25–36.
- [80] Jamroziak K., *Uwarunkowania dynamiczne w konstruowaniu i identyfikacji lekkich osłon balistycznych poddanych obciążeniom uderowym*, Rozprawa doktorska, Politechnika Wroclawska, Wrocław 2004.
- [81] Jamroziak K., Kulisiewicz M., Piesiak S., *Analiza procesu przebicia elementów mechanicznych z wykorzystaniem wybranych modeli niesprężystych*, Problemy Maszyn Roboczych, Engineering Machines Problems, 23, 2004, s. 69–78.
- [82] Jamroziak K., *Identyfikacja własności dynamicznych materiałów poddanych obciążeniom uderowym przy zastosowaniu modelu zdegenerowanego*, Zeszyty Naukowe WSOWL, Wrocław, 131(1), 2004, s. 117–127.

- [83] Jamroziak K., Rutyna K., *Eksperymentalna identyfikacja laminatu balistycznego poddanego obciążeniom udarowym*. Konferencja Naukowo-Techniczna „KOMPOZYTY 2004”, Ustroń, 28–30.09.2004, Politechnika Śląska, Gliwice 2004, s. 39–44.
- [84] Jamroziak K., Bocian M., Kulisiewicz M., Piesiak S., *Application of degeneration model at a non-linear of elastic element in identification dynamic properties of machine elements in puncture*, Trends in the Development of Heavy Duty Machines, Technical Journal, Kraków, 1-M/2006, 2006, p. 139–146.
- [85] Jamroziak K., *Analysis of a degenerated standard model in the piercing process*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 22(1), 2007, p. 49–52.
- [86] Jamroziak K., Konat Ł., Bocian M., Pękalski G., *Kryteria doboru i oceny blachy pancernej w aspekcie zabudowy balistycznej pojazdu*, Zeszyty Naukowe WITU. XVI Konferencja: Problemy Rozwoju, Produkcji i Eksploatacji Techniki Uzbrojenia, Uzbrojenie 2007, Warszawa–Rynia 2007, s. 151–158.
- [87] Jamroziak K., *Process Description of piercing when using a degenerated model*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 26(1), 2008, p. 57–64.
- [88] Jamroziak K., Bocian M., *Identification of composite materials at high speed deformation with the use of degenerated model*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 28(2), 2008, p. 171–174.
- [89] Jamroziak K. i in., *Identyfikacja uderzenia balistycznego w oparciu o lekkie osłony balistyczne z wykorzystaniem nieliniowych modeli zdegenerowanych. Cz. 1: Nieliniowe modele sprężysto-tłumiące w opisie własności materiałów*, Praca naukowo-badawcza, materiały niepublikowane, WSOWL, Wrocław 2008.
- [90] Jamroziak K. i in., *Identyfikacja uderzenia balistycznego w oparciu o lekkie osłony balistyczne z wykorzystaniem nieliniowych modeli zdegenerowanych. Cz. 2: Analiza wybranych modeli zdegenerowanych z wykorzystaniem bilansu energii oraz tarcia suchego*, Praca naukowo-badawcza, materiały niepublikowane, WSOWL, Wrocław 2009.
- [91] Jamroziak K., Bocian M., Kulisiewicz M., *Przykłady zastosowań nieklasycznych modeli sprężysto-tłumiących w procesie uderzenia balistycznego*, Modelowanie Inżynierskie, 40, 2010, s. 95–102.
- [92] Jamroziak K., Bocian M., *Identification of pierced materials characteristics in the aspect of selected degenerated models*, Journal of KONES, Powertrain and Transport, 17(1), 2010, p. 169–176.
- [93] Jamroziak K., *Identification of the selected parameters of the model in the process of ballistic impact*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 49(2), 2011, p. 305–312.
- [94] Jamroziak K., *Description of a composite material deformation by the degenerated model consisting of nonlinear elastic element*, Proceedings 7th International Conference, MSM 2011, Lithuania, Kaunas, 7–9 July 2011.
- [95] Jamroziak K., Bocian M., Kulisiewicz M., *Ocena przebijania układów kompozytowych w ujęciu modeli zdegenerowanych*, Szybkobieżne Pojazdy Gąsienicowe, 1(29), 2012, s. 41–50.
- [96] Jamroziak K., *Description of loss of the impact energy on the example of the selected degenerate systems*, Donetsk State Technical University, International Journal of Proceedings – Machine-Buildings and Systems, 3, 2012, p. 140–143.
- [97] Jamroziak K., Koziołek S., Smolnicki T., *Analysis of punching process of ballistic shield with the use of finite element method*, Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Oficerskiej Wojsk Lądowych (Journal of Science of the Gen. Tadeusz Kosciuszko Military Academy of Land Forces), 165(3), 2012, p. 289–302.
- [98] Kang T.J., Kim C., *Impact energy absorption mechanism of largely deformable composites with different reinforcing structures*, Fibers and Polymers, 1(1), 2000, p. 45–54.
- [99] Kapitaniak T., *Wstęp do teorii układów drgań*, Politechnika Łódzka, Łódź 2005.

- [100] Kim J.K., Yu T.X., *Impact Response and Dynamic Failure of Composites and Laminate Materials*, Part 1: Impact Damage and Ballistic Impact, Trans Tech Publications Ltd, Switzerland, 1998.
- [101] Kim J.K., Yu T.X., *Impact Response and Dynamic Failure of Composites and Laminate Materials*. Part 2: Strain-Rate Effect, Energy Absorption and Modelling, Trans Tech Publications Ltd, Switzerland 1998.
- [102] Kim J.-K., Sham M.-L., *Impact and delamination failure of woven-fabric composites*, Composites Science and Technology, 60(5), 2000, p. 45–761.
- [103] Kopczyński A., Rusiński E., *Bezpieczeństwo bierne. Pochłanianie energii przez profile cienkościennie*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2010.
- [104] Kosza P., Sayir M.B., *Failure patterns in the core of sandwich structures under impact loading*, International Journal of Impact Engineering, 15(4), 1994, p. 501–517.
- [105] Kowal J., *Sposób pomiaru współczynników sprężystości w wybranych obszarach materiału*, Patent nr 190920, Wiadomości Urzędu Patentowego, Warszawa 2/2006, poz. 37–66.
- [106] Kowal J., Korzeniowski J., Buła J., *Modelling of actuators in active mechanical vibration reduction system*, WSEAS Transactions on Systems, 4(3) 2004, p. 1361–1365.
- [107] Krzyżyński T., *Dynamika układów o niedostrojonych parametrach*, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2005.
- [108] Kuboki T., Jar P.-Y.B., Forest T.W., *Influence of interlaminar fracture toughness on impact resistance of glass fibre reinforced polymers*, Composites Science and Technology, 63(7), 2003, p. 943–953.
- [109] Kulisiewicz M., Piesiak S., *Metodologia modelowania i identyfikacji mechanicznych układów dynamicznych*, Politechnika Wrocławska, Wrocław 1994.
- [110] Kulisiewicz M., Piesiak S., *Some concepts of modelling procedures for mechanical nonlinear dynamic systems*, Systems Analysis Modelling Simulation, 14, 1994, p. 149–160.
- [111] Kulisiewicz M., *Some experimental study and modification of modeling procedure for markedly nonlinear dynamic systems*, Systems Analysis Modeling Simulation, 22(2), 1996, p. 121–131.
- [112] Kulisiewicz M., Iwankiewicz R., Piesiak S., *An identification technique for nonlinear dynamical systems under stochastic excitations*, Journal Sound & Vibration, 200(1), 1997, p. 31–40.
- [113] Kulisiewicz M., *Identification of nonlinear models of vibration damping of dynamic mechanical systems subjected to random series of impulses*, SAMS, 36, 1999, p. 49–62.
- [114] Kulisiewicz M., Piesiak S., Wajda M., *Identification of nonlinear dynamical systems under random impulse excitations*, Systems Analysis Modelling Simulation, 43, 2003, p. 313–320.
- [115] Kulisiewicz M., *Modeling and Identification of Nonlinear Mechanical Systems under Dynamic Complex Loads*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2005.
- [116] Kulisiewicz M., Piesiak S., Bocian M., Jamroziak K., *Analiza deformacji materiałów kompozytowych w oparciu o pewien model niesprężysty*, Problemy Techniki Uzbrojenia, WITU, 95, 2005, s. 196–207.
- [117] Kulisiewicz M., Bocian M., Jamroziak K., *Criteria of material selection for ballistic shields in the context of chosen degenerated models*, 9th Global Congress on Manufacturing and Management, 12–14 November, Australia 2008, GCMMPublication Synopsis, p. 634–638.
- [118] Kulisiewicz M., Jamroziak K., *Sposób wyznaczania właściwości dyssypatywno-sprężystych materiałów*, Zgłoszenie patentowe nr P 385483 z dnia 20.06.2008.
- [119] Kulisiewicz M., *Sposób wyznaczania własności mechanicznych materiałów*, Patent nr 213144, Wiadomości Urzędu Patentowego, Warszawa, 1/2013, poz. 1–37.
- [120] Landau L.D., Lifszyc J.M., *Teoria sprężystości*, Wydanie czwarte, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2009.
- [121] Lane R.A., *High performance fibers for personnel and vehicle armor systems. Putting a stop to current and future threats*, The AMPTIAC Quarterly, 9(2), 2005, p. 3–9.

- [122] Laible R.C., *Ballistic materials and penetration mechanics*, Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam–Oxford–New York 1980.
- [123] Larsson F., Svensson L., *Carbon, polyethylene and PBO hybrid fibre composites for structural lightweight armour*, Part A: Applied Science and Manufacturing, 33(2), 2002, p. 221–231.
- [124] Li Z., Sun B., Gu B., *FEM simulation of 3D angle-interlock woven composite under ballistic impact from unit cell approach*, Computational Materials Science, 49(1), 2010, p. 171–183.
- [125] Lim C.T., Tan V.B.C., Cheong C.H., *Perforation of high-strength double-ply fabric system by varying shaped projectiles*, International Journal of Impact Engineering, 27(6), 2002, p. 577–591.
- [126] Liu D., Stronge W.J., *Penetration of rigid-plastic plate blunt missile*, International Journal of Impact Engineering, 16(5/6), 1995, p. 739–759.
- [127] Liu D., Raju B.B., Dang X., *Size effects on impact response of composite laminates*, International Journal of Impact Engineering, 21(10), 1998, p. 837–854.
- [128] Luo R.K., *The evaluation of impact damage in a composite plate with a hole*, Composites Science and Technology, 60(1), 2000, p. 49–58.
- [129] Magier M., *Metody oszacowania głębokości przebicia pancerza przez pociski kinetyczne*, Problemy Techniki Uzbrojenia WITU, 101(11), 2007, s. 103–115.
- [130] Małachowski J., *Influence of HE location on elastic-plastic tube response under blast loading*, Shell Structures Theory and Applications, Taylor & Francis Group/A Balkema Book, 2, 2010, p. 179–182.
- [131] Mamivand M., Liaghat G.H., *A model for ballistic impact on multi-layer fabric targets*, International Journal of Impact Engineering, 37, 2010, p. 806–812.
- [132] Maweja K., Stumpf W., *Fracture and ballistic-induced phase transformation in tempered martensitic low-carbon armour steels*, Materials Science and Engineering, A 432, 2006, p. 158–169.
- [133] Mężyk A., *Optymalizacja własności dynamicznych układów napędowych maszyn*, Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Z. 139, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2002.
- [134] Mężyk A., Jureczko M., *Optymalizacja wielokryterialna łopat elektrowni wiatrowej ze względu na minimalizację drgań*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2006.
- [135] Mines R.A.W., Roach A.M., Jones N., *High velocity perforation behaviour of polymer composite laminates*, International Journal of Impact Engineering, 22(6), 1999, p. 561–588.
- [136] Mitrevski T., Marshall I.H., Thomson R., Jones R., Whittingham B., *The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates*, Composite Structures, 67(2), 2005, p. 139–148.
- [137] Moriarty K., Goldsmith W., *Dynamic energy absorption characteristics of sandwich shells*, International Journal Impact Engineering, 13(2), 1993, p. 293–317.
- [138] Morii T., Hamada H., Desaeager M., Gotoh A., Yokoyama A., Verpoest I., Maekawa Z., *Damage tolerance of glass matepoxy laminates hybridized with flexible resin under static and impact loading*, Composite Structures, 32(1/4), 1995, p. 133–139.
- [139] Morye S.S., Hine P.J., Duckett R.A., Carr D.J., Ward I.M., *Modelling of the energy absorption by polymer composites upon ballistic impact*, Composites Science and Technology, 60(14), 2000, p. 2631–2642.
- [140] Naik N.C.K., Shrorao P., Reddy B.C.K., *Ballistic impact behavior of woven fabric composites: Formulation*, International Journal of Impact Engineering, 32(9), 2006, p. 1521–1552.
- [141] Naik N.K., *Ballistic impact behavior of polymer matrix composites*, Proceedings of the International Conference on Aerospace Science and Technology, 26–28 June 2008, Bangalore, India.
- [142] Navarro C., *Simplified modeling of the ballistic behavior of fabrics and fiber-reinforced polymeric matrix composites*, Key Engineering Materials, 141–143, 1998, p. 383–400.
- [143] Norma MIL-STD-662F. V₅₀ ballistic test for armor. US Army Research Laboratory. USA 1987.

- [144] Nowak R., Piejko W., *Sposób oceny uderności materiału metalicznego*, Patent nr 184737, Wiadomości Urzędu Patentowego, Warszawa, 12/2002, poz. 270–293.
- [145] Ochelski S., *Analiza niektórych doświadczalnych metod badań właściwości mechanicznych kompozytów*, WAT, Warszawa 1998.
- [146] Osiński Z., *Tłumienie drgań mechanicznych*. PWN, Warszawa 1979.
- [147] Olsson R., *Mass criterion for wave controlled impact response of composite plates*. Part A: Applied Science and Manufacturing, 31(8), 2000, p. 879–887.
- [148] Parga-Landa B., Hernandez-Olivares F., *An analytical model to predict impact behavior of soft armors*, International Journal of Impact Engineering, 16(3), 1995, p. 455–466.
- [149] Park R., Jang J., *A study of the impact properties of composites consisting of surface modified glass fibers in vinyl ester resin*, Composites Science and Technology, 58(6), 1998, p. 979–985.
- [150] Perzyna P., *Teoria lepkoplastyczności*, PWN, Warszawa 1966.
- [151] Phoenix L.S., Porwal P.K., *A new membrane model for the ballistic impact response and V_{50} performance of multi-ply fibrous systems*, International Journal Solids Structures, 40(24), 2003, p. 6723–6765.
- [152] Piesiak S., *Identyfikacja układów mechanicznych w dziedzinie nieliniowych zdegenerowanych modeli dynamicznych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [153] Pilato L.A., Michno M.J., *Advanced composite materials*, Springer-Verlag, Berlin–Heidelberg–New York 1994.
- [154] Pilyugin N.N., *Destruction of filled polymer targets by high-velocity impact*, Combustion, Explosion, and Shock Waves, 44(2), 2008, p. 239–247.
- [155] Polański J., *Modelowanie odkształceń plastycznych w wybranych stanach obciążenia*, Wydawnictwo Uniwersytetu Kazimierza Wielkiego, Bydgoszcz 2008.
- [156] Porwal P.K., Phoenix S.L., *Modeling system effects in ballistic impact into multi-layered fibrous materials for soft body armor*, International Journal Fracture, 135(1/4), 2005, p. 217–249.
- [157] Ramesh T.K., *High rates and impact experiments*. Part D, Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics, 2008, p. 929–960.
- [158] Reid S.R., Zhou G. (ed.), *Impact behaviour of fibre-reinforced composite materials and structures*, Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC, 2008.
- [159] Rosenberg Z., Dekel E., *On the role of material properties in the terminal ballistics of long rods*, International Journal of Impact Engineering, 30(7), 2004, p. 835–851.
- [160] Roylance D., Wilde A., Tocci G., *Ballistic impact of textile structures*, Textile Research Journal, 43(1), 1973, p. 34–41.
- [161] Rusiński E., Karliński J., Jamroziak K., *The chosen aspects from research of ballistic shields*. 22nd DANUBIA-ADRIA Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics, DAS 2005, Parma, Italy 2005, p. 22–23.
- [162] Sabet A.R., Beheshty M.H., Rahimi H., *High velocity impact behavior of GRP panels containing coarse-sized sand filler*, Polymer Composites, 29(8), 2008, p. 932–938.
- [163] Sakai T., Wakayama S., Perez-Pacheco E., Rodriguez-Laviada J., Rios-Soberanics C.R., *Damage accumulation behavior of non-crimp fabric-reinforced epoxy composite under static and cyclic tensile loading*, Advanced Composite Materials, 22(4), 2013, p. 281–297.
- [164] Salpekar S.A., *Analysis of delamination in cross-ply laminates initiating from impact induced matrix cracking*, Journal of Composites Technology and Research, 15(2), 1993, p. 88–94.
- [165] Sanchez-Galvez V., Brebbia C.A., Motta A.A., Anderson C.A., *Computational Ballistics II*, WIT Press Southampton, Boston 2005.
- [166] Sarva S.S., Deschanel S., Boyce M.C., Chen W., *Stress-strain behavior of polyurea and polyurethane from low to high strain rates*, Polymer, 48, 2007, p. 2208–2213.

- [167] Schonberg W.P., Yang F., *Response of space structures to orbital debris particle impact*, International Journal of Impact Engineering, 14, 1993, p. 647–658.
- [168] Schrauwen B., Peijs T., *Influence of matrix ductility and fibre architecture on the repeated impact response of glass-fibre-reinforced laminated composites*, Applied Composite Materials, 9, 2002, p. 331–352.
- [169] Schwinghamer R.J., *Shield design for protection against hypervelocity particles*, NASA Tech Briefs, 1993, pp. 76–77.
- [170] Shi Y.B., Lee A.F., *Intrally crack and delamination interaction in laminate beams under transverse loading*, Composite Structures, 29(3), 1994, p. 287–297.
- [171] Short G.J., Guild F.J., Pavier M.J., *Delaminations in flat and curved composite laminates subjected to compressive load*, Composite Structures, 58(2), 2002, p. 249–258.
- [172] Smith J.C., McCrackin F.L., Schiefer H.F., *Stress-strain relationships in yarn subjected to rapid impact loading. Part V: Wave propagation in long textile yarns impacted transversely*, Textile Research Journal, 60(5), 1958, p. 288–302.
- [173] Simulink: Dynamic System Simulation for MATLAB. Modeling Simulation Implementation. Using Simulink, Version 2, 1996.
- [174] Sohn M.S., Hu X.Z., Kim J.K., Walker L., *Impact damage characterization of carbon fibre/epoxy composites with multi-layer reinforcement. Part B: Engineering*, 31(8), 2000, p. 681–691.
- [175] STANAG 2920. *Fragment simulating projectile*, NATO/PFP Unclassified, 1998.
- [176] Starrat D., Sanders T., Cepus E., Poursartip A., Vaziri R., *An efficient method for continuous measurement of projectile motion in ballistic impact experiments*, International Journal of Impact Engineering, 24(2), 2000, p. 155–170.
- [177] Stronge W.J., *Impact mechanics*, Cambridge University Press, 2000.
- [178] Sutherland L.S., Guedes Soares C., *Impact on low fibre-volume, glass/polyester rectangular plates*, Composite Structures, 68(1), 2005, p. 13–22.
- [179] Świtoński E., *Modelowanie mechatronicznych układów napędowych*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2004.
- [180] Tylikowski A., *Aktywne kompozyty*. II Sympozjum Kompozyty Konstrukcyjne Warstwowe, 7–9 listopada 2002, Wrocław–Karpacz 2002, s. 225–234.
- [181] Taylor W.J., Vinson, J.R., *Modeling ballistic impact into flexible materials*, AIAA Journal, 28(12), 1990, p. 2098–2103.
- [182] Uhl T., Mendrok K., *Zastosowanie odwrotnego zadania identyfikacji do wyznaczania sił obciążających konstrukcje mechaniczne*, Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, Radom 2005.
- [183] Uhl T., Mendroka K. (red.), *System monitorowania i diagnostyki konstrukcji o wysokim poziomie ryzyka awarii*, Wydawnictwo Naukowe Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, Radom 2009.
- [184] Ulven C., Vaidya U.K., Hosur M.V., *Effect of projectile shape during ballistic perforation of VARTM carbon/epoxy composite panels*, Composite Structures, 61(1/2), 2003, p. 143–150.
- [185] Wajda M., *Wpływ obciążeń cyklicznych na model tłumienia drgań skrętnych wybranych elementów konstrukcyjnych z wykorzystaniem nieliniowych metod identyfikacji*, Praca doktorska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2003.
- [186] Walker J.D., *Constitutive model for fabrics with explicit static solution and ballistic limit*, Proceedings of the 18th International Symposium on Ballistics, San Antonio 1999, TX, p. 1287–1294.
- [187] Walter T.R., Subhash G., Sankar B.V., Yen C.F., *Damage modes in 3D glass fiber epoxy woven composites under high rate of impact loading*, Composites: Part B: Engineering, 40(6), 2009, p. 584–589.
- [188] Wierzbicki T., *Obliczenia konstrukcji obciążonych dynamicznie*, Arkady, Warszawa 1980.
- [189] Wilczyński A., *Polimerowe kompozyty włókniste*, WNT, Warszawa 1996.
- [190] Will M.A., Franz T., Nurick G.N., *The effect of laminate stacking sequence of CFRP filament wound tubes subjected to projectile impact*, Composite Structures, 58(2), 2002, p. 259–270.

- [191] Wiśniewski A., *Pancerze, budowa, projektowanie i badania*, WNT, Warszawa 2001.
- [192] Włodarczyk E., *Wstęp do mechaniki wybuchu*, PWN, Warszawa 1994.
- [193] Włodarczyk E., Głogowski Z., Michałowski M., *Wnikanie nieodkształcalnego pocisku w metalowa półprzestrzeń*, Biuletyn, WAT, LI, 10, 2002, s. 33–45.
- [194] Włodarczyk E., Głogowski M., *Analiza charakterystyk ochronnych różnego rodzaju pancerzy na bazie dostępnej literatury światowej oraz wyników badań własnych*, Biuletyn, WAT, LI, 02, 2003, s. 121–144.
- [195] Włodarczyk E., *Balistyka końcowa pocisków amunicji strzeleckiej*, WAT, Warszawa 2006.
- [196] Włodarczyk E., Jackowski A., *Balistyka końcowa pocisków szybkich*, WAT, Warszawa 2008.
- [197] Wojewoda J., *Efekty histerezowe w tarciu suchym*, Zeszyty Naukowe Politechniki Łódzkiej, nr 1015, Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej, Łódź 2008.
- [198] Wolfram S., *Mathematica. A System for Doing Mathematics by Computer*, 1991.
- [199] Woźniak C., Kleiber M., *Nieliniowa mechanika konstrukcji*, PWN, Poznań 1982.
- [200] Vantsyan A.A., *Influence of discharge current on the penetration of plates*, Monograph, Publishing House „Nauka”, Moscow 2012.
- [201] Vinson J.R., Zukas J.A., *On the ballistic impact of textile body armor*, ASME Journal of Applied Mechanics, 42(2), 1975, p. 263–268.
- [202] VPAM (Vereinigung der Prüfstellen für angriffshemmende Materialien und Konstruktionen), *Munitionsarten für Sonderprüfungen*, Stand: 12.10.2011.
- [203] Xue P., Peng X., Cao J., *A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites*, Part A: Applied Science and Manufacturing, 34(2), 2003, p. 183–193.
- [204] Yong M., Ianucci L., Falzon B.G., *Efficient modelling and optimisation of hybrid multilayered plates subject to ballistic impact*, International Journal of Impact Engineering, 37(6), 2010, p. 605–624.
- [205] Zee R.H., Hsieh C.Y., *Energy loss partitioning during ballistic impact of polymer composites*, Polymer Composites, 14(3), 1993, p. 265–271.
- [206] Zhang Z.Y., Richardson M.O.W., *Visualisation of barely visible impact damage in polymer matrix composites using an optical deformation and strain measurement system (ODSMS)*, Part A: 36, 2005, p. 1073–1078.
- [207] Zohdi T.I., *Microfibril-based estimates of the ballistic limit of multilayered fabric shielding*, International Journal of Fracture, 158(1), p. 81–88.

IDENTYFIKACJA WŁASNOŚCI MATERIAŁÓW W BALISTYCE KOŃCOWEJ

STRESZCZENIE

Zjawiska charakterystyczne dla procesu przebijania materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych to złożone zagadnienia związane z obciążeniami dynamicznymi.

W monografii dokonano opisu cech dotyczących skuteczności osłon balistycznych przy zastosowaniu modeli nieklasycznych, odmiennych od powszechnie stosowanych modeli bazujących na prawie Hooke'a i module Younga, w których wykorzystano m.in. parametr sztywności i tłumienia modalnego.

Zaproponowana w pracy odmienna teoria zdefiniowana za pomocą modelu zdegenerowanego, w procesie badania przebijania materiałów, z których wykonywane są osłony balistyczne, związana jest z wieloma trudnościami natury poznawczej. Trudności te wynikają z niepełnej znajomości cech dynamicznych tych modeli, których kompozycja na ogół zależna jest od przyjmowania nieliniowych, złożonych związków konstytutywnych materiałów lub też różnorakiego sposobu łączenia podstawowych modeli reologicznych typu Maxwella z liniowymi elementami sprężystymi lub układami dyssypatywnymi. W zagadnieniach inżynierskich oddziaływanie elementów reologicznych dotyczy opisu relacji układów fizycznych, które w warunkach obciążeń dynamicznych są modelowane za pomocą elementu masowego, opisanego siłami bezwładnościowymi. Analizę własności materiałów ukierunkowano więc na identyfikację sił, opisywanych równaniami dynamiki w przyjętym układzie zdegenerowanym.

Utylitarnym celem pracy było zaproponowanie odmiennych metod identyfikowania własności materiałów stosowanych do budowy osłon balistycznych obciążonych cyklicznymi i udarowymi siłami wymuszającymi.

Proces penetracji osłony przez pocisk jest uzależniony w bardzo dużym stopniu od własności materiału/materiałów, z jakich jest ona zbudowana.

Dotychczasowe metody stosowania złożonych modeli reologicznych, w tym nieliniowych modeli zdegenerowanych, opracowano, uwzględniając jedynie teorię identyfikacji nieliniowych układów dynamicznych, części maszyn, które od wielu lat roz-

wijano w Instytucie Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej. Adaptowanie metod w sferze badań materiałowych to kierunek obecnych badań.

Niniejsze opracowanie poświęcono identyfikacji zjawiska fizycznego, jakim jest przebijanie materiału pociskiem broni strzeleckiej.

Oryginalną stroną monografii jest opracowanie metody wyznaczania własności materiału, w której szczególnie nacisk położono na opis matematyczny zagadnień dysypacji energii uderzenia. Opis ten przeprowadzono, stosując nieklasyczny model zdegenerowany (model o niepełnej liczbie stopni swobody). Dodatkowo w opisie zastosowano teorię równań bilansu energii i bilansu mocy.

Wynikiem identyfikacji w sferze badań analitycznych i eksperymentalnych jest zaproponowany model przebijania materiału, w którym rozpraszanie energii uderzenia opisano nieliniowym członem dyssypatywno-sprężystym uwzględniającym zarówno tarcie suche, jak i tarcie wiskotyczne.

Model zweryfikowano eksperymentalnie za pomocą metod symulacji komputerowej i badań balistycznych, wykonanych w warunkach poligonowych. Otrzymano charakterystyki czasowe i częstotliwościowe oraz postacie trajektorii fazowych. Określono sposób parametrycznej weryfikacji stałych modelu. Zaproponowano także sposób pomiaru sił dyssypatywnych, niezbędnych do weryfikacji modelu. Na podstawie uzyskanych wyników w badaniach materiałowych zweryfikowano założenia w sferze projektowania bezpiecznych osłon balistycznych.

Niniejsze opracowanie ukierunkowano na rezultaty poznawcze i aplikacyjne, użyteczne w zastosowaniach diagnostycznych i projektowych w zakresie balistyki końcowej.

AN IDENTIFICATION OF THE MATERIAL PROPERTIES IN THE TERMINAL BALLISTICS

SUMMARY

The phenomena of piercing the materials used to build ballistic shields are complex issues of dynamic loads.

In this monograph, the qualities that affect the effectiveness of ballistic shields are described. For this purpose, nonclassical models have been used. Their characteristics are different from those of the commonly used models based on Hooke's law and Young's modulus which use mainly the parameters for stiffness and modal damping.

This paper presents a different theory which uses a degenerate model for the purpose of testing the process of piercing the materials used for ballistic shields. Unfortunately, this theory causes some significant cognitive difficulties. These difficulties are associated with insufficient knowledge of the dynamic characteristics of these models, which are generally based on the adoption of complex, nonlinear relations of constitutive materials or on combining Maxwell rheological models with linear, elastic or dissipative elements. In the engineering applications, interactions of the rheological elements are described by the relation of physical systems, which under the dynamic loads are modeled by mass element described by the forces of inertia. Therefore, the analysis of the material properties has been oriented towards identification of the forces which are described by the dynamics equations in the adopted degenerate system.

The practical aim of this study has to propose different methods for identification of the properties of the materials used in the construction of the ballistic shields which are subjected to cyclical impact loads.

The process of penetration of the shield's body by a projectile depends mainly on the properties of the material/materials from which it is built.

Previous methods of using the complex rheological models (including the degenerate nonlinear models) included only the theory of identification of nonlinear dynamical systems. Such methods have been developed for many years in the Institute of

Materials Science and Applied Mechanics of the Wrocław University of Technology. Current direction of the research includes adaptation of methods in the field of materials research.

This study discusses the identification of a physical phenomenon of piercing the material of the shield by small arms ammunition.

The originality of the monograph includes the development of the coherent methodology, with particular emphasis on the mathematical description of the impact energy dissipation. Such a description has been based on a non-classical degenerate model (model with incomplete number of the degrees of freedom). Additionally, the description uses the theory of energy and power balance equations.

The identification made within the scope of analytical and experimental research resulted in the proposition of a new model of piercing the material. In this model, the dissipation of impact energy is described by a nonlinear dissipative-elastic element including the dry friction and viscous friction.

The model has been verified experimentally by computer simulations and ballistic tests on the shooting range. The time and frequency characteristics have been obtained in the form of phase trajectories. A method for parametric verification of the constants within the model has been defined, as well as the method for measuring dissipative forces, which are necessary to validate the model. Based on the obtained results from material research, some of the assumptions in the scope of designing safe ballistic shields have been verified.

This study aimed at cognitive and practical results, which may be useful in the diagnosing and designing in the field of terminal ballistics.