

WOJSKOWA AKADEMIA TECHNICZNA
im. Jarosława Dąbrowskiego
Wydział Inżynierii Mechanicznej
Instytut Mechaniki i Inżynierii Obliczeniowej



ROZPRAWA DOKTORSKA

**Modelowanie komputerowe struktur ulowych do zastosowań
specjalnych z uwzględnieniem empirycznych charakterystyk
wytrzymałościowych**

Opracował:

mgr inż. Radosław CIEPIELEWSKI

Promotor:

dr hab. inż. Danuta MIEDZIŃSKA, prof. uczelni

prof. dr hab. inż. Wiesław BARNAT

Promotor pomocniczy:

dr inż. Paweł DYBCIO

Warszawa 2023

Spis treści

1.	Wprowadzenie	8
1.1.	Motywacja.....	8
1.2.	Zakres i cel pracy	18
2.	Aktualny stan wiedzy	20
2.1.	Materiały komórkowe budowa i zastosowania	20
2.2.	Eksperymentalne wyznaczanie charakterystyk wytrzymałościowych struktur ulowych	21
2.2.1.	Dokumenty normatywne	21
2.2.2.	Ściskanie prostopadłe do płaszczyzny struktury	22
2.2.3.	Rozciąganie prostopadłe do płaszczyzny struktury	23
2.2.4.	Ścinanie w płaszczyźnie struktury	24
2.2.5.	Ściskanie w płaszczyźnie struktury	25
2.2.6.	Zginanie.....	27
2.2.7.	Pozostałe metody badań doświadczalnych	27
2.3.	Metody analitycznego wyznaczania wytrzymałości komórkowych struktur ulowych	35
2.4.	Metody modelowania numerycznego struktur ulowych.....	38
2.4.1.	Metoda elementów skończonych w analizie konstrukcji.....	38
2.4.2.	Zastosowanie metod numerycznych w analizie zachowania rdzeni ulowych	41
3.	Opracowanie i weryfikacja założeń do badań.....	54
3.1.	Wstęp	54
3.2.	Eksperymentalne, statyczne badanie struktury ALUCORE®	55
3.2.1.	Przygotowanie próbek.....	55
3.2.2.	Aparatura badawcza, warunki realizacji badań.....	56
3.2.3.	Przebieg i wyniki badań	57
3.3.	Numeryczna analiza statycznego ściskania ulowej struktury aluminiowej	62
3.3.1.	Model dyskretny.....	62

3.3.2.	Model konstytutywny, właściwości materiału	63
3.3.3.	Warunki początkowo-brzegowe.....	65
3.3.4.	Modelowanie kontaktu.....	66
3.3.5.	Wyniki obliczeń	67
3.4.	Numeryczna analiza statycznego ściskania przy wykorzystaniu uproszczonego modelu „Y”	70
3.4.1.	Dyskretyzacja przestrzenna.....	71
3.4.2.	Warunki początkowo-brzegowe.....	71
3.4.3.	Wyniki obliczeń	72
3.5.	Badanie wpływu geometrycznych parametrów na globalną sztywność struktury.....	74
3.6.	Badanie wpływu podstawowych parametrów modelu na wyniki symulacji	77
3.7.	Analiza wyników i wnioski.....	79
4.	Badania eksperymentalne struktur ulowych ściskaniem przy różnych prędkościach odkształcenia	83
4.1.	Metoda badawcza.....	83
4.1.1.	Badania przy użyciu uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej.....	83
4.1.2.	Badania przy użyciu bezwładnościowego młota opadowego	84
4.1.3.	Badania przy użyciu stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona	85
4.2.	Dobór typów struktury do badań	95
4.3.	Przygotowanie próbek.....	100
4.4.	Wyniki badań	101
4.4.1.	Badania statyczne.....	101
4.4.2.	Badania dynamiczne	105
4.5.	Analiza wyników i wnioski.....	111
5.	Wyznaczanie charakterystyk wytrzymałościowych aluminiowych plastrów miodu przy użyciu modelu Y	125
5.1.	Budowa modelu numerycznego.....	125
5.1.1.	Model geometryczny.....	125

5.1.2. Model konstytutywny materiału	128
5.2. Wyniki obliczeń	129
6. Analiza wytrzymałościowa struktur ulowych przy użyciu modelu zhomogenizowanego.....	135
6.1. Model numeryczny	135
6.2. Konstytutywny model rdzenia	136
6.3. Warunki początkowo-brzegowe	137
6.4. Wyniki badań	142
7. Analiza wyników badań i wnioski	149
7.1. Wyznaczanie stałych i charakterystyk	149
7.2. Energochłonność	150
7.3. Wytyczne do budowy modeli numerycznych struktur ulowych.....	157
7.4. Podsumowanie	159
7.5. Wyniki pracy	159
8. Literatura	160

Spis symboli i oznaczeń

- a – długość próbki;
 $\hat{\alpha}$ – współczynnik tłumienia fali;
 A – pole powierzchni;
 b – szerokość próbki;
 c – odchyłka dopasowania węzłów rdzenia ulowego;
 c_p – ciepło właściwe przy stałym ciśnieniu;
 c_v – ciepło właściwe przy stałej objętości;
 C – tłumienie;
 d – szerokość ściany pojedynczej komórki rdzenia ulowego;
 e – energia;
 E – moduł sprężystości wzdłużnej (Younga);
 F – siła;
 G – moduł sztywności postaciowej;
 H – połowa długości pojedynczej fali tworzącej się na ścianie ściskanego rdzenia ulowego;
 k – sztywność;
 $\hat{k}$ – liczba falowa;
 K – moduł sprężystości objętościowej;
 L – długość;
 m – masa;
 p – stała modelu Cowpera-Symondsa;
 P – ciśnienie;
 r – promień gięcia pojedynczej fałdy tworzącej się na ścianie ściskanego rdzenia ulowego;
 R – indywidualna stała gazowa;
 s – stała modelu Cowpera-Symondsa;
 S – wielkość/szerokość celi/komórki rdzenia ulowego;
 t – grubość ścianki rdzenia ulowego;
 T – wysokość rdzenia ulowego;
 u – przemieszczenie;
 v – prędkość;
 V – objętość względna – stosunek objętości obecnej, do początkowej;
 V_f – objętość względna, przy której rdzeń traktowany jest jako całkowicie skompresowany;
 W – praca;

x – współrzędna położenia w osi X;
 Y – amplituda fali;
 ε – odkształcenie;
 $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia;
 ε_V – odkształcenie objętościowe;
 ν – stała Poissona;
 ρ – gęstość;
 σ – naprężenie;
 σ_0 – granica plastyczności materiału rdzenia;
 σ_{cr} – naprężenie krytyczne;
 σ_{pl} – średnie naprężenie niszczące (plateau);
 σ_m – wytrzymałość na rozciąganie materiału;
 τ_{ij} – naprężenie ścinające w płaszczyźnie ij ;
 φ – kąt odchylenia od osi głównej materiału;

1. Wprowadzenie

1.1. Motywacja

Problematyka badań, projektowania i budowy konstrukcji zdolnych do pochłaniania energii kinetycznej jest dobrze znanym zagadnieniem, będącym w obszarze zainteresowań naukowców i inżynierów branży motoryzacyjnej, lotniczej, kosmicznej, kolejowej czy morskiej. Wszystkie z wymienionych środowisk zmagają się ze skutkami niespodziewanych oddziaływań dynamicznych i towarzyszącymi im niekorzystnymi skutkami, mającymi wpływ na bezpieczeństwo ludzi oraz sprzętu. Od wielu lat badacze kierują swoje wysiłki na zapewnienie jak najwyższego poziomu ochrony przed skutkami wypadków komunikacyjnych i innych zdarzeń losowych, będących wymuszeniami o charakterze dynamicznym. Obok systemów ochrony aktywnej, które mają zabezpieczać przed wystąpieniem takiego zdarzenia, równie istotna jest ochrona bierna, tzn. taka, która zabezpieczyć ma przed skutkami zdarzenia lub zminimalizować ich wpływ. Szczególną gałęzią wiedzy na temat bezpieczeństwa biernego ludzi jest ochrona załóg pojazdów specjalnych, używanych zwłaszcza przez siły militarne. Wyróżnia ją przede wszystkim charakter oddziaływań, przeciwko którym poszukiwane są rozwiązania dające ochronę. Za wymuszeniem niosącym za sobą niebezpieczeństwo nie stoi bowiem nieszczęśliwy wypadek czy zbieg okoliczności, ale zaplanowane, celowe działanie człowieka.

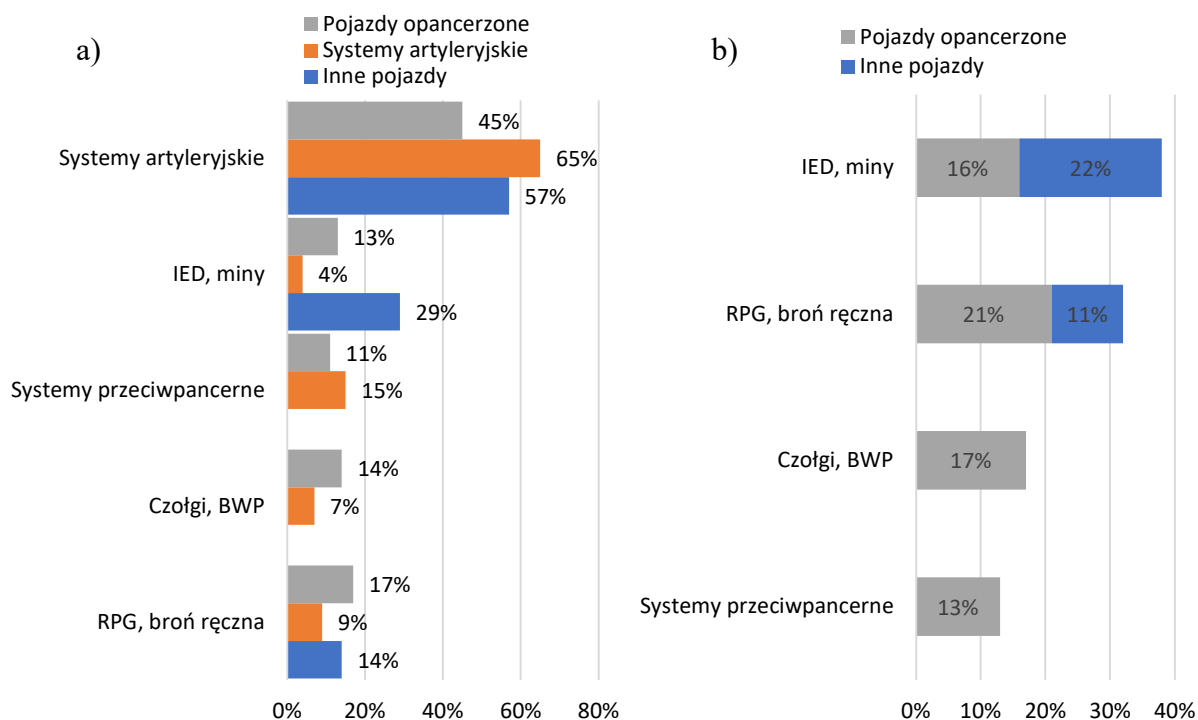
Wzrostowe tendencje dotyczące liczby śmiertelnych ataków z użyciem ładunków materiału wybuchowego detonowanych pod pojazdami, udziału tego rodzaju ataków we wszystkich zdarzeniach powodujących śmierć lub trwale urazy żołnierzy publikowane na początku XXI wieku [21, 22] skłoniły badaczy do wzmożenia prac w kierunku znalezienia nowych, bardziej efektywnych sposobów na poprawę bezpieczeństwa załóg, a organy państwowe odpowiedzialne za modernizację armii do stawiania coraz wyższych wymagań dotyczących ochrony przeciwminowej i balistycznej. Tendencje te dotyczą także Polskich Sił Zbrojnych, których żołnierze doświadczyli niebezpieczeństw związanych z oddziaływaniem wybuchów improwizowanych urządzeń wybuchowych w czasie prowadzenia działań podczas misji zagranicznych. Przykładowe fotografie pojazdu KTO Rosomak po eksplozji ładunku materiału wybuchowego pod jego dnem przedstawiono na rys. 1.1.



Rys. 1.1 Kołowy transporter opancerzony po eksplozji improwizowanego urządzenia wybuchowego pod dnem [73, 97]

Pomimo, że zagrożenia niesione przez miny przeciwpancerne, przeciwdenne, a zwłaszcza improwizowane urządzenia wybuchowe (*ang. IED*) kojarzone są głównie z konfliktami o niesymetrycznym charakterze, takimi jak wojny na Bliskim Wschodzie (np. w Iraku, Afganistanie), gdzie nawet 60% przypadków obrażeń ciała lub śmierci spowodowanych jest właśnie przez IED [58], to w regionach, gdzie prowadzone są regularne działania militarne, nadal są jednymi z najpoważniejszych. Pokazują to choćby statystyki straconych przez ukraińskie siły zbrojne pojazdów zniszczonych konkretnymi środkami bojowymi (rys. 1.2) w rejonie Operacji Sił Połączonych¹ w latach 2014-2020. Statystyki przyczyn strat pojazdów w ramach konfliktu otwartego po rosyjskiej inwazji na Ukrainę 24 lutego 2022 roku nie są jawnie prowadzone (wg. stanu na kwiecień 2023 roku), stąd w dalszych rozważaniach je pominięto.

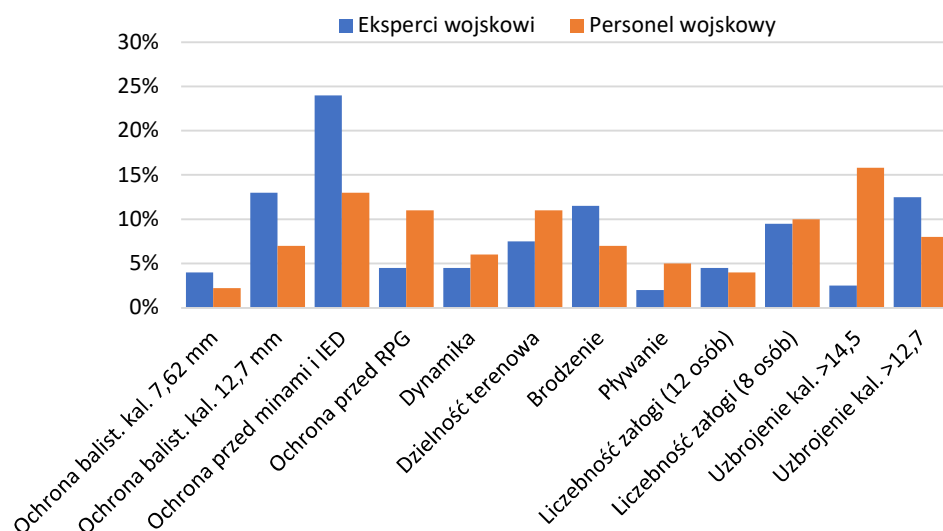
¹ 30 kwietnia 2018 roku status działań militarnych na wschodzie Ukrainy zmienił status z Operacji Antyterrorystycznej na Operację Sił Połączonych (*ang. Joint Force Operation*). Głównym celem zmiany było ujednoczenie struktury dowodzenia i podporządkowanie Gwardii Narodowej, Służby Przygranicznej, Policji Siłom Zbrojnym.



Rys. 1.2 Analiza udziału poszczególnych środków bojowych w powodowaniu strat pojazdów (do 2020r.) odnoszonych przez a) ukraińską Operację Sił Połączonych, b) siły walczące w Donbasie (z wyłączeniem artylerii) [83]

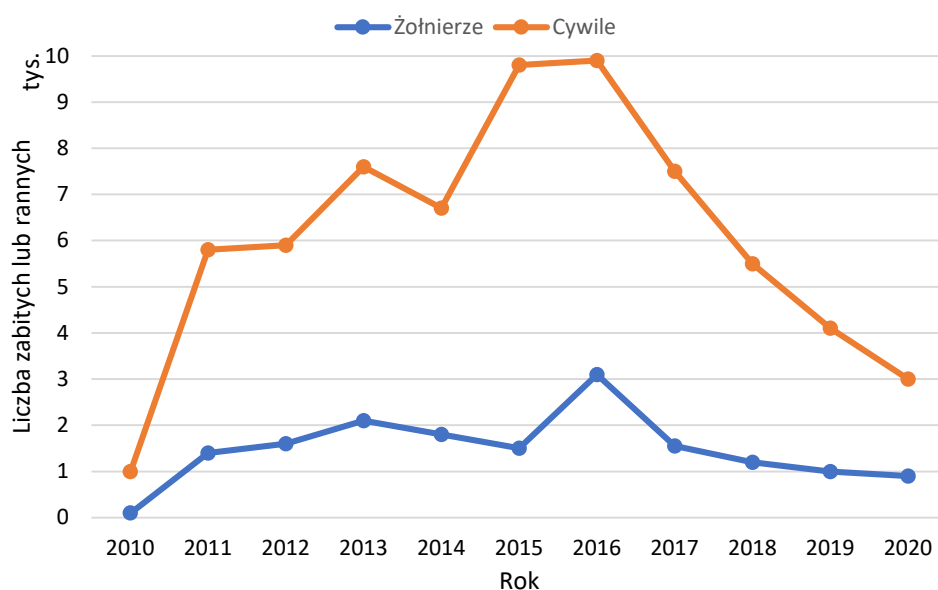
Obawę przed zagrożeniami niesionymi przez miny oraz IED pokazuje opinia dwóch niezależnych grup ankietowanych, wyłonionych spośród dotkniętych w ostatnim czasie działaniami zbrojnymi ukraińskich ekspertów wojskowych² oraz pracowników wojska na temat wymagań, na które należy położyć największy nacisk w produkcji nowych pojazdów do zastosowań militarnych. Wyniki przeprowadzonych ankiet przedstawiono na rys. 1.3. Za najważniejszy element wymagający poprawy uznano ochronę przeciwminową. Zauważyć również można, że w opinii ankietowanych, środki ochronne (przed bronią małokalibrową, głowicami kumulacyjnymi oraz minami i IED) należy postawić przed własnościami bojowymi – uzbrojeniem oraz przed mobilnością i dzielnością terenową.

² Ekspertów dobierano wśród dowódców brygad, dowódców batalionów, dowódców kompanii, dowódców plutonów, zawodowych szeregowych, studentów wojskowych, kadetów i pracowników obsługi



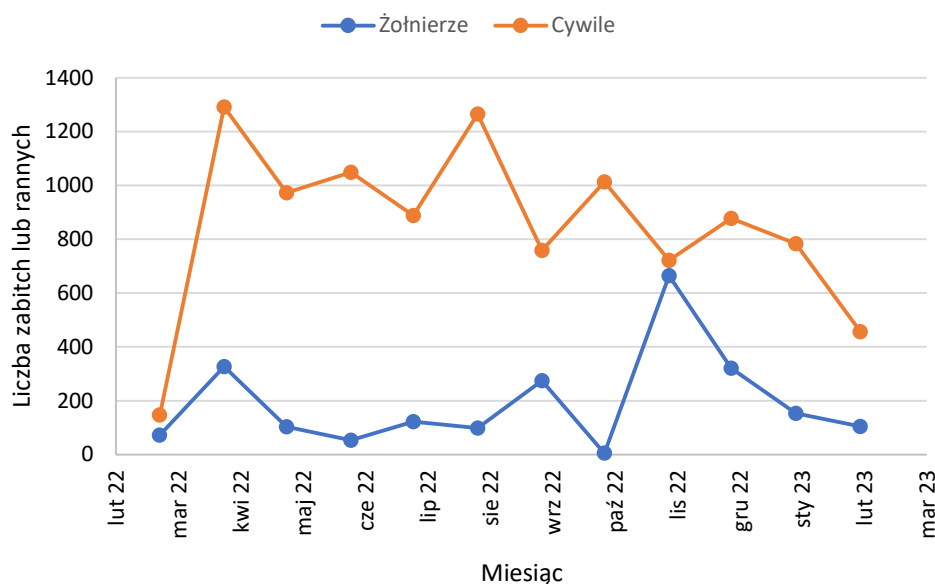
Rys. 1.3 Opinia ukraińskich ekspertów wojskowych oraz personelu wojskowego na temat najważniejszych wymagań dot. nowych pojazdów wojskowych [83]

Według raportu [1] opublikowanego przez Fundację *Action on Armed Violence* prowadzącą nieprzerwanie od 2010 roku statystyki dotyczące aktów przemocy, w ciągu dekady – od października 2010 r. do końca września 2020 r. doszło do 28 729 incydentów z użyciem materiałów wybuchowych, w wyniku których odnotowano 357 619 ofiar, z czego 263 487 to cywile. Spośród wyżej wymienionych, 11 971 incydentów dotyczyło użycia IED. Zginęło w nich lub zostało rannych 171 732 osób, co stanowi 48% wszystkich dotkniętych działaniem materiałów wybuchowych. Spośród wszystkich rażonych przez IED 136 669 (80%) ofiar stanowili cywile, natomiast 35 063 (20%) żołnierze. Liczbę osób zabitych lub rannych na skutek użycia IED na przestrzeni ostatnich 10 lat przedstawiono na rys. 1.4 [1].



Rys. 1.4 Liczba zabitych lub rannych na świecie na skutek działania IED w latach 2010-2020 [1]

Ta sama Fundacja przedstawiając comiesięczne raporty o ofiarach wojny wywołanej inwazją wojsk rosyjskich na Ukrainę przekazuje, że tylko przez pierwszy rok trwania konfliktu (do końca lutego 2023) w wyniku użycia wybuchowych środków rażenia odniosło rany lub zginęło 12 521 osób, z czego cywile stanowią 10 224. Szczegółowe dane w ujęciu miesięcznym przedstawiono na rys. 1.5.

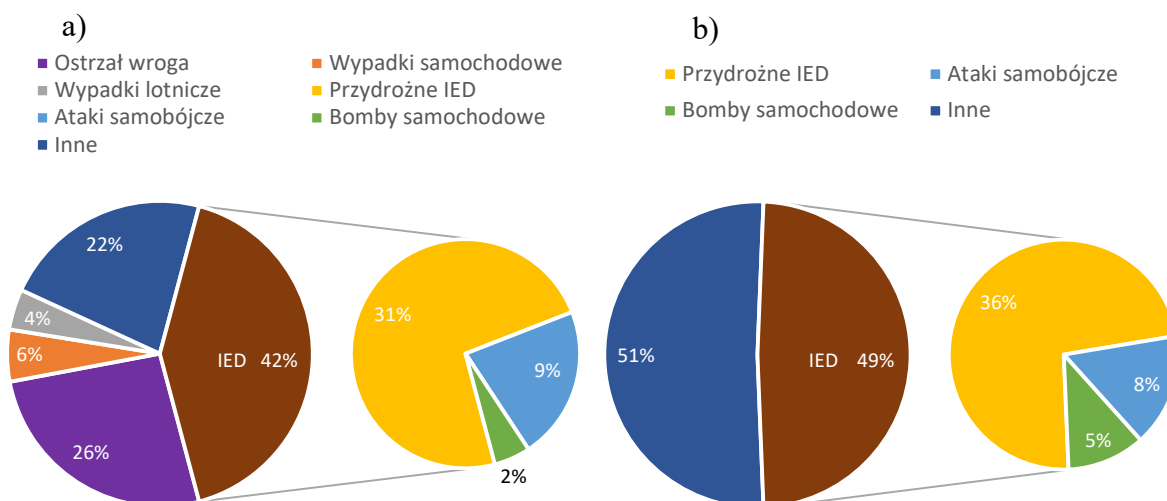


Rys. 1.5 Liczba zabitych lub rannych na skutek działania wybuchowych środków rażenia użytych od 24.02.2022r. do 28.02.2023r.

Udział min i IED nie przyczynił się do rażenia ilości większej niż 3% wszystkich zabitych lub rannych, co mogłoby prowadzić do wniosku, że w dobie precyzyjnej artylerii lufowej i raketowej, uzbrojonych, bezzałogowych statków latających czy amunicji krążącej tracą one na znaczeniu, niemniej należy pamiętać, że wraz z postępami wojsk jednej strony konfliktu, druga, ustępująca prowadzi często działania opóźniające stronę przeciwną lub umacniające własne pozycje. Efektem powyższego od 2014 roku znaczne obszary Donbasu zostały obciążone minami lądowymi i innymi wybuchowymi pozostałościami wojny (ang. explosive remnants of war (ERW)) [92]. Według Koordynatora ONZ ds. Humanitarnych na Ukrainie, w 2020 roku kraj ten był jednym z najbardziej dotkniętych działaniem min krajów na świecie, z prawie 1200 ofiarami min/ERW od początku konfliktu [95]. Raport UNICEF wydany w grudniu 2019 r. mówi, że 172 dzieci zostało rannych lub zabitych z powodu min przeciwpiechotnych i innych materiałów wybuchowych [96].

Według raportów sporządzanych przez amerykańskie i brytyjskie agencje [1, 6, 85], od 2010 roku miny i IED stanowią największe zagrożenie dla żołnierzy tamtejszych armii podczas prowadzenia działań wojennych i stabilizacyjnych. Spośród 5413 żołnierzy amerykańskich zabitych podczas operacji, gdzie znana była przyczyna śmierci, około 2640 zostało rażonych

przez IED, a spośród 634 zabitych żołnierzy brytyjskich 273 przypisano działaniu IED. Dla uwidocznienia znaczenia zagrożeń powodowanych przez użycie materiałów wybuchowych na tle pozostałych występujących podczas działań zbrojnych, wraz z podziałem na przydrożne IED (umieszczane w pobliżu traktów w celu niszczenia pojazdów), bomby umieszczane w samochodach oraz ataki samobójcze przedstawiono na rys. 1.6. Wykresy sporządzono na podstawie wymienionych wyżej źródeł [1, 6, 85].



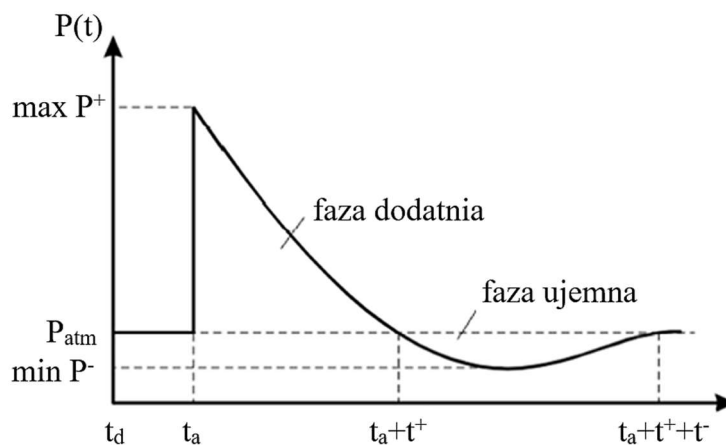
Rys. 1.6 Udział poszczególnych środków rażenia w powodowaniu śmierci lub odnoszenia ran przez żołnierzy w latach 2010-2020: a) brytyjskich, b) amerykańskich

Jak można zauważyć, przydrożne IED wymierzone w dno lub burtę pojazdu stanowiły przyczynę prawie $\frac{3}{4}$ ran lub zgonów wśród powodowanych działaniem IED. Te z kolei stanowiły niemal połowę przyczyn wszystkich ran lub zgonów odniesionych przez żołnierzy.

Fizyczną istotą, a jednocześnie podstawową miarą zagrożenia pochodzącego od detonacji materiału wybuchowego, obok gwałtownego wydzielania ciepła, jest dodatni impuls ciśnienia będący efektem podmuchu, a przy prędkościach przekraczających prędkość dźwięku fali uderzeniowej. Jego wartość wyznacza się z zależności [101]:

$$I^+ = \int_{t_a}^{t_a+t^+} (P(t) - P_{atm}) dt \quad (1)$$

Jest to więc pole pod wykresem przedstawionym na rys. 1.7, który obrazujące przebieg wartości ciśnienia w funkcji czasu rejestrowanej w odległości od ładunku materiału wybuchowego detonowanego w czasie t_d .



Rys. 1.7 Przebieg wartości ciśnienia w czasie od momentu detonacji [101]: P_{atm} – ciśnienie otoczenia, np. ciśnienie atmosferyczne, t_d – czas detonacji, t_a – czas dotarcia fali uderzeniowej do celu (miejsca pomiaru ciśnienia), t^+ – czas trwania fali dodatniej ($P(t) > P_{atm}$), t^- – czas trwania fali negatywnej ($P(t) < P_{atm}$), $\max P^+$ – maksymalna szczytowa wartość nadciśnienia, $\max P^-$ – minimalna wartość podciśnienia.

Jak wskazano w pracach [13, 82, 101], wielkość $\max P^+$ silnie zależy od odległości od centrum ładunku materiału wybuchowego. Istnieją modele matematyczne, które opisują tę zależność. Jednym z najprostszych jest opisany przez Hopkinsona-Cranza [13], gdzie wartość szczytową ciśnienia skalować można przy użyciu parametru Z :

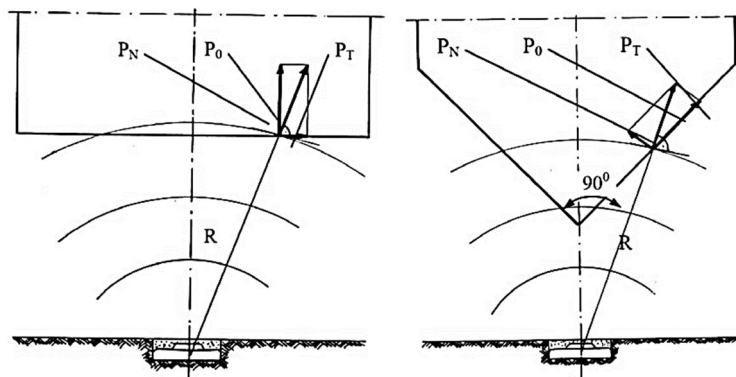
$$Z = \frac{r}{\sqrt[3]{m}} \quad (2)$$

gdzie:

r – odległość od centrum ładunku materiału wybuchowego;

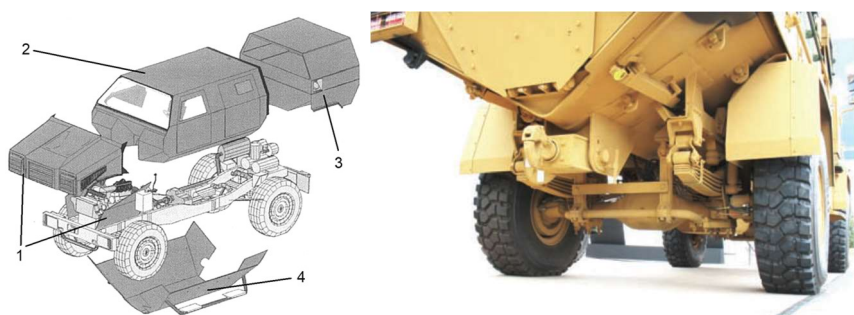
m – masa ładunku materiału wybuchowego.

Jak łatwo zauważyć, najprostszą metodą przeciwdziałania skutkom oddziaływania fali uderzeniowej na konstrukcję pojazdu jest zapewnienie maksymalnie dużego dystansu pomiędzy potencjalnym usytuowaniem zagrożenia, a dnem pojazdu – prześwitu. Z oczywistych względów, takich jak ograniczenie wysokości pojazdu, parametr ten nie może być dowolnie kształtowany. W związku z tym, spośród metod minimalizowania skutków oddziaływania fali uderzeniowej na dno pojazdu, jedną z najpopularniejszych i najskuteczniejszych [93] metod jest pomniejszanie wartości składowej normalnej ciśnienia działającego na płaszczyznę dna pojazdu. Odbywa się to poprzez odpowiednie formowanie elementów ochrony kadłuba pojazdu – najczęściej na kształt litery „V”. Na rys. 1.8 porównano wielkości składowych wektora ciśnienia w przypadku oddziaływania fali uderzeniowej na powierzchnię płaską oraz dna uformowanego w kształcie litery „V”. Zauważyć należy, że przy jednakowej wartości ciśnienia P_0 , składowa normalna P_N osiągnie niższą wartość w przypadku dna w o kształcie „V”, na rzecz składowej stycznej P_T .



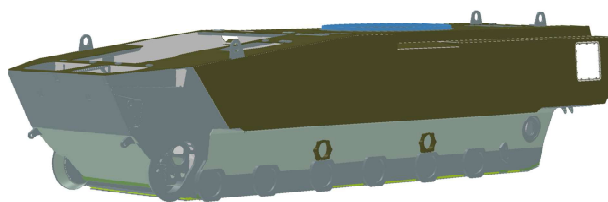
Rys. 1.8 Graficzna reprezentacja oddziaływania fali ciśnienia na płaskie dno pojazdu oraz uformowane na kształt litery „V” [82]

Istnieje wiele rozwiązań technicznych, w których zastosowano opisaną wyżej metodę minimalizowania skutków oddziaływania fali uderzeniowej. Są to szczególnie lekkie, kołowe transportery, czy pojazdy rozpoznawcze. Przykłady zastosowań przedstawiono na rys. 1.9.



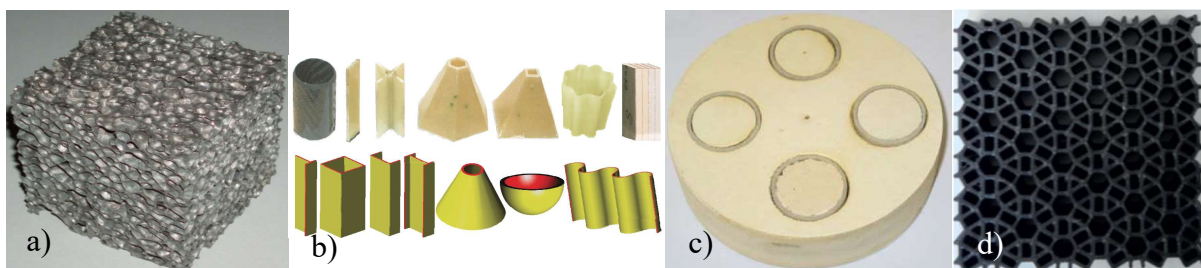
Rys. 1.9 Przykłady pojazdów, w których zastosowano dno w kształcie litery „V” [57, 82]

Metoda ograniczania skutków oddziaływania fali uderzeniowej poprzez odbicie jej przy użyciu deflektorów jest powszechnie stosowana przez producentów pojazdów wojskowych. Nie jest jednak metodą uniwersalną, możliwą do zastosowania w pełnej gamie tego rodzaju produktów. Dążenie do zapewnienia jak największej skrytości działań wiąże się z kładzeniem nacisku na ograniczenie wysokości pojazdu, która silnie wpływa na możliwość jego wykrycia i identyfikacji. Jednocześnie wymóg zachowania odpowiedniego prześwitu, wpływającego na dzielność terenową oraz jak najniższej masy wpływającej na mobilność [81], wprowadza konieczność zapewnienia równie wysokiego poziomu ochrony załogom pojazdów wyposażonych w dno płaskie. Przykład takiej konstrukcji przedstawiono na rys. 1.10



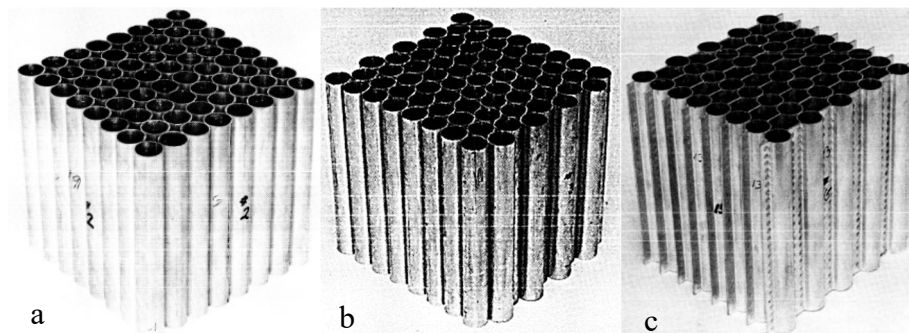
Rys. 1.10 Przykład płaskodennego pojazdu gaśnicowego chronionego przed wybuchem min i IED [43, materiały autora]

W przypadku tego rodzaju pojazdów, najczęściej wykorzystywane są zjawiska konwersji energii kinetycznej na energię odkształcenia sprężystego lub plastycznego, ciepło lub pracę. Istnieje wiele metod wykorzystania tych mechanizmów w celu zapewnienia pożądanych zdolności pochłaniania energii dla danych warunków obciążenia. Często spotykanymi aplikacjami są dodatkowe zabezpieczenia w postaci warstwowych paneli ochronnych [15, 90]. Do budowy odpowiedniej konfiguracji istnieje wybór znanych materiałów, czy struktur posiadających żądane właściwości. Są to na przykład spienione metale [68] lub tworzywa sztuczne czy konstrukcje odpowiednio ukształtowane z metalowej blachy lub kompozytów włóknistych ułożonych w bloki. W związku m.in. z niemal nieograniczonymi możliwościami kształtowania elementów, coraz większą popularnością cieszą się również struktury otrzymywane technikami przyrostowymi. Przykłady tego rodzaju struktur przedstawiono na rys. 1.11.



Rys. 1.11 Przykłady elementów stosowanych jako odkształcalne struktury energochłonne:
a) spienione aluminium [68]; b) kompozytowe elementy kształtowe [15]; c) kompozytowe elementy kształtowe wypełnione spienionym tworzywem sztucznym [72]; d) struktury drukowane 3D [59]

Wśród ostatnich z wyżej wymienionych, znane są struktury o zorientowanej budowie komórkowej, m.in. w formie plastra miodu. Posiadają one długą historię udanych aplikacji. Zostały na przykład użyte w początkowym okresie podbojów kosmosu, w projekcie Apollo 11 [28], do budowy elementów przedziału załogowego i technicznego. Badacze NASA [67], badając szeroką gamę tego rodzaju materiałów, których przykłady przedstawiono na rys. 1.12, doszli do wniosku, że najlepsze właściwości energochłonne w stosunku do masy właściwej posiadają elementy o budowie plastra miodu. Podobne wnioski płynęły z prac pochodzących z drugiej dekady XX wieku [103, 108].



Rys. 1.12 Przykłady elementów energochłonnych badanych w programie Apollo [67]: a) rurki w szyku prostym; b) rurki w szyku naprzemiennym; c) plaster miodu

Wraz z rozwojem materiałów o budowie zorientowanej, komórkowej, zaczęto wykorzystywać ich właściwości do tworzenia konstrukcji kombinowanych – jako wypełniacz elementów, nazwanych strukturami przekładkowymi. Termin ten trafnie zdefiniowano we wstępie monografii [114] z 1964 roku: „*Konstrukcje przekładkowe są to najczęściej płaskie płyty lub przestrzenne powłoki (skorupy) składające się z kilku, przeważnie trzech, warstw materiałów o różnych własnościach. Warstwy zewnętrzne (okładziny (...)) stanowią zasadniczy element pracujący i wykonane są z materiałów o wysokiej wytrzymałości, warstwa wewnętrzna zaś, zwana wypełniaczem lub rdzeniem, spełnia rolę usztywnienia (podparcia) warstw zewnętrznych (...)*”. Autor skupił się wyłącznie na sprężystym zakresie pracy struktury z uwagi na przewidziane zastosowanie w przemyśle lotniczym. Traktując strukturę przekładkową jako element energochłonny, zasadniczą, „*pracującą*” jego częścią jest rdzeń. Okładziny mają natomiast ograniczać lokalny charakter niszczenia oraz zachowywać spójność konstrukcji.

Struktury przekładkowe, z rdzeniami o kształcie plastra miodu, są powszechnie używane ze względu na ich wysoką relację sztywności do masy. Posiadają ponadto przewidywalne charakterystyki progresywnego niszczenia (naprężeniowo-odkształceniowe) w przypadku obciążeń statycznych. Cecha ta pozwoliła na wyprowadzenie modelu matematycznego, który umożliwia obliczenie tzw. średniej wartości naprężeń niszczących rdzeń (dalej także jako plateau), występujących od momentu utraty stateczności do początku przyrastania siły na skutek zagęszczania struktury, na podstawie znanych podstawowych wielkości charakteryzujących strukturę ulowe, takich jak: granica plastyczności materiału rdzenia, grubość ścianki i wymiar komórki [99]. W pracach [14, 36] autorzy wykazują jednak, że przy obciążeniu dynamicznym wytrzymałość konstrukcji może wzrosnąć nawet do 50%. Istnieje ponadto szereg aspektów, takich jak powietrze uwięzione wewnątrz komórek [104], których uproszczenie skutkować może brakiem możliwości skutecznego przewidywania zachowania konstrukcji.

Nowoczesne narzędzia, takie jak stosowana w przemyśle i nauce metoda elementów skończonych (MES), pozwalają na skuteczną predykcję skutków oddziaływania wymuszeń dynamicznych, w tym szybkozmiennych, jak na przykład fali uderzeniowej pochodzącej od

detonacji materiału wybuchowego na struktury ochronne. W celu zapewnienia wysokiej jakości odwzorowania rzeczywistych warunków czy właściwości stosowanych materiałów, dane do sporządzenia modelu powinny być jak najbardziej wiarygodne. Jednocześnie, prowadzenie czasochłonnych i kosztownych badań eksperymentalnych, które na celu mają wyłonienie niezbędnych parametrów, opóźnia często proces projektowania konstrukcji.

Na podstawie powyższych rozważań zauważyć można, że istotnie pomocnym z punktu widzenia projektowania struktur energochłonnych opartych o materiały komórkowe byłoby określenie prostego algorytmu pozwalającego na wiarygodne określenie podstawowych charakterystyk struktur o budowie plastra miodu do zastosowania w parze z konstytutywnymi modelami materiałowymi, których użycie pozwala na modelowanie uproszczone, tj. takie, które pozwala na wierne odwzorowanie zachowania materiału bez konieczności modelowania jego złożonej struktury geometrycznej.

1.2. Zakres i cel pracy

W niniejszej pracy przedstawiono przegląd aktualnego stanu wiedzy w zakresie materiałów i konstrukcji stosowanych jako elementy pochłaniające energię kinetyczną, zwłaszcza pochodzącą od fali uderzeniowej wybuchu. Przeprowadzono analizę literatury w aspekcie eksperymentalnych, numerycznych i analitycznych badań, których celem była obserwacja zjawisk zachodzących w procesie niszczenia cienkościennych struktur pod wpływem jednoosiowego ściskania. Przedstawiono metody modelowania numerycznego struktur uformowanych w postaci plastrów miodu wykonanych z aluminium – jednych z popularniejszych struktur stosowanych na rdzenie konstrukcji przekładkowych.

Na podstawie badań literaturowych określono metodyki wykorzystane następnie do przeprowadzenia eksperymentalnego wyznaczenia parametrów wybranej struktury, w tym podstawowej charakterystyki określającej przebieg wartości naprężeń ściskających w funkcji odkształcenia objętościowego. Charakterystyka ta jest podstawową właściwością, niezbędną do modelowania rdzeni cienkościennych przy użyciu konstytutywnych modeli materiałowych, traktujących je jako ciała homogeniczne, o budowie jednorodnej. Podobne charakterystyki wyznaczono, wykonując symulacje numeryczne procesu statycznego ściskania. Pierwsze z wykorzystanych podejść do modelowania odzwierciedlało budowę rdzenia analogiczną, jak wykorzystana do badań eksperymentalnych próbki. Drugie obejmowało wyłącznie pojedynczy, podstawowy sektor struktury w kształcie litery Y. Wszystkie z zaprezentowanych podejść pozwoliły na uzyskanie podobnych ilościowo i jakościowo wyników.

Kolejnym etapem prowadzonych prac było wytypowanie i eksperymentalne przebadanie próbek o różnej budowie (wielkości pojedynczej celi i grubości ścianki). Badania prowadzono przy użyciu aparatury pozwalającej na uzyskanie różnych prędkości odkształcenia, tj. uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej INSTRON 8802, młota opadowego oraz stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona. Próby realizowano w zakresie prędkości odkształcenia od 10^{-2} do 10^3 . Uzyskane wyniki zestawiono i zapisano wynikające z nich wnioski.

Otrzymane wyniki badań eksperymentalnych porównano z uzyskanymi w drodze symulacji numerycznych, przeprowadzonych z zastosowaniem elementu Y. Następnie przeprowadzono numeryczne obliczenia ściskania struktur ulowych modelowanych jako ośrodki homogeniczne. Uzyskane w poprzednich krokach parametry oraz charakterystyki posłużyły do wykonania szeregu modeli, których poprawność działania i otrzymywanych wyników przeanalizowano i podsumowano wnioskami.

Podstawowym celem pracy jest opracowanie metody postępowania, która pozwoli na szybkie wyznaczenie parametrów oraz podstawowych charakterystyk wytrzymałościowych struktur uformowanych w postaci metalowego plastra miodu, a także określenie zasad pozwalających na modelowanie struktur ulowych w sposób pomijający ich złożoną geometrię, a tym samym ograniczający czasochłonność prac przy jednoczesnym zachowaniu wysokiej jakości wyników obliczeń, także w przypadku wysokich prędkości odkształcenia. Efekty prac mogą posłużyć do modelowania złożonych konstrukcji, które wyposażone są w elementy z ulowym rdzeniem, absorbujące energię kinetyczną.

Powyżej opisany zakres prac realizowany będzie realizowany poprzez wypełnienie, przede wszystkim, niżej wymienionych zadań:

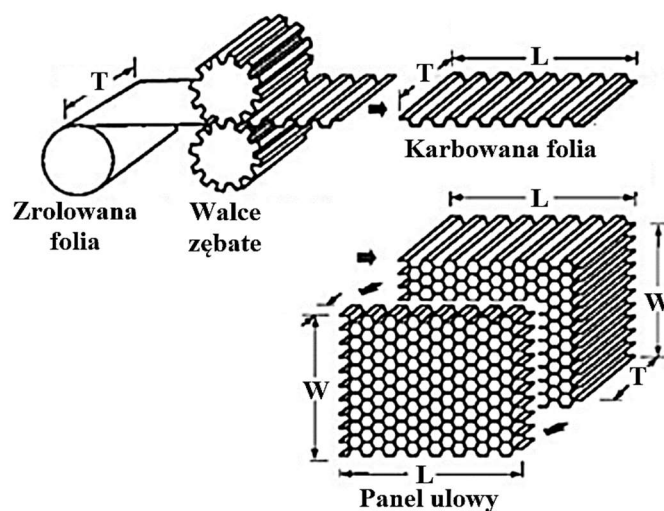
- Przeprowadzenie eksperymentalnych badań wytrzymałościowych jednoosiowego ściskania w kilku różnych wariantach prędkości odkształcenia;
- Wytworzenie uproszczonego modelu do wyznaczania właściwości mechanicznych różnych wariantów struktury przy jego użyciu;
- Przeprowadzenie analiz MES z zastosowaniem konstytutywnego modelu materiałowego przeznaczonego do uproszczonych jednorodnych ciągłych modeli geometrycznych z użyciem otrzymanych stałych;
- Walidacja modeli numerycznych i weryfikacja otrzymanych wyników.

2. Aktualny stan wiedzy

2.1. Materiały komórkowe budowa i zastosowania

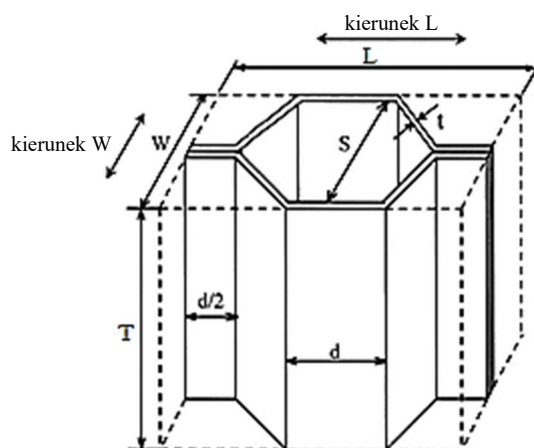
Struktury o budowie przypominającej plaster miodu wytwarzane są najczęściej z cienko walcowanych blach, folii metalowych. Znane są również konstrukcje tego typu wykonane z kompozytów włóknistych w osnowie polimerowej. Te, z uwagi na wyższy stosunek sztywności do masy, wykorzystywane są najczęściej w przemyśle lotniczym na zewnętrzne segmenty poszycia kadłuba, skrzydeł czy elementy usterzenia. Jako elementy absorberów energii kinetycznej stosuje się częściej metalowe struktury komórkowe.

Powstają one z kształtowanych wstępnie między zębatymi rolkami blach. Kolejne pakiety uformowanych blach łączone są ze sobą adhezyjnie. Blachy układane są na sobie i klejone w sposób pozwalający na uzyskanie powtarzalnych, sześciokątnych komórek. Następnie pakiety wstępnie ukształtowanych blach dociskane są do siebie do czasu zastygnięcia spoiwa, a później rozciągane do uzyskania pożądanego kształtu komórki. Proces ten zilustrowano na rys. 2.1.



Rys. 2.1 Proces tworzenia aluminiowego plastra miodu [40]

W efekcie powstaje struktura posiadająca charakterystyczne parametry geometryczne, rzutujące bezpośrednio na jej walory użytkowe i wytrzymałościowe. W celu jednoznacznego zdefiniowania poszczególnych parametrów geometrii struktury, nadaje się stosowne oznaczenia. Dla przykładu, kierunek, w którym układane i klejone są kolejne pakiety blach, będący jednocześnie kierunkiem, w którym występują podwójne ścianki oznaczany jest kierunkiem L – wzdłużnym. Kierunek prostopadły do niego, kierunkiem W – poprzecznym. Wysokość rdzenia oznaczana jest często kierunkiem T lub h . Wielkość pojedynczej celi, oznaczana jest literą S , grubość ścianki – literą t , natomiast szerokość ściany pojedynczej komórki – literą d . Podstawowe oznaczenia stosowane do struktur ulowych przedstawiono na rys. 2.2

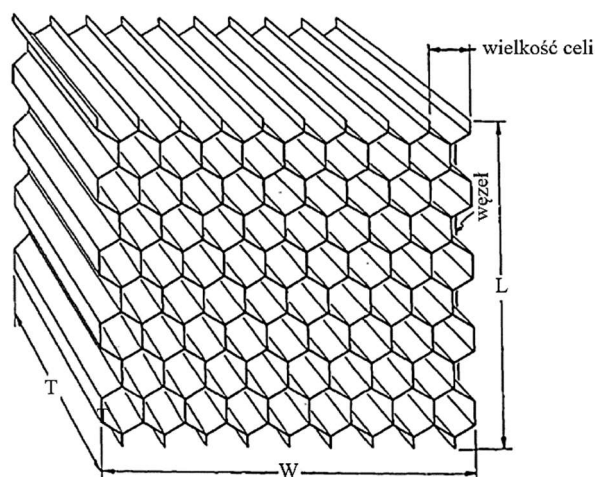


Rys. 2.2 Podstawowe oznaczenia elementów struktur ulowych [49]

2.2. Eksperymentalne wyznaczanie charakterystyk wytrzymałościowych struktur ulowych

2.2.1. Dokumenty normatywne

Pierwsze oficjalnie wydawane dokumenty traktujące o doświadczalnym wyznaczaniu charakterystyk struktur przekładkowych oraz lekkich rdzeni na nie przeznaczonych pochodzą z lat 50. XX wieku i stworzone zostały na potrzeby Armii Amerykańskiej. Są to normy [69], w których szczegółowo opisano procedury przeprowadzania podstawowych badań wytrzymałościowych konstrukcji. Opisano, jak należy określać kierunki główne struktur – w szczególności ulowych, przygotowywać próbki do badań, zapewniać odpowiednie warunki otoczenia do badań, prowadzić testy oraz interpretować i klasyfikować wyniki badań. Na rys. 2.3 przedstawiono wycinek struktury plastra miodu wraz z naniesionymi wymiarami charakterystycznymi o oznaczeniach najczęściej spotykanych w literaturze traktującej o badaniach własności materiałów komórkowych. Wymiar L – wzdlużny, to długość mierzona w kierunku, w którym układane są kolejne warstwy kształtowanej odpowiednio wcześniej folii. Wszystkie ścianki rdzenia ułożone w tym kierunku składają się z dwóch adhezyjnie połączonych warstw folii. Wymiar W – poprzeczny, prostopadły do kierunku L oraz do kierunku grubości rdzenia – kierunku T . Grubość rdzenia nazywana jest również często jego wysokością, w zależności od kierunku, w którym działa wymuszenie podczas prowadzonego testu. W obydwu przypadkach termin dotyczy kierunku wyznaczonego przez oś pojedynczej komórki. Na rys. 2.3 umieszczono również oznaczenie wielkości celi, podziałki oraz węzła łączącego trzy ściany w jednym odcinku.

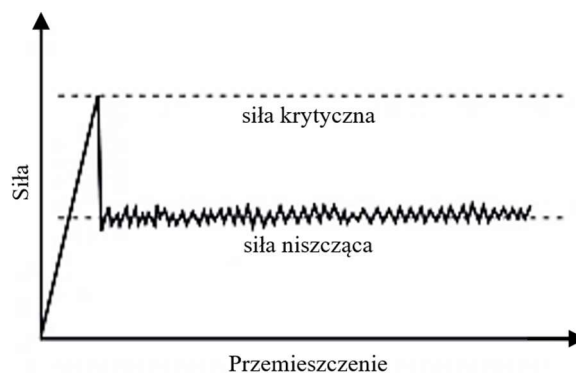


Rys. 2.3 Struktura plastra miodu wraz z wymiarami charakterystycznymi [69]

Metodyki, według których prowadzone są badania eksperymentalne, sporządzone są najczęściej w oparciu o amerykańskie normy [7, 8, 9, 10], które ściśle określają warunki prowadzenia prób określających parametry przekładek i samych rdzeni. Badania podzielono na cztery podstawowe rodzaje opisane w poniższych podrozdziałach.

2.2.2. *Ściskanie prostopadle do płaszczyzny struktury*

Badanie poświęcone jest wyznaczeniu maksymalnej wartości siły, jaką przenieść może struktura obciążona w kierunku wysokości pojedynczej celi. W trakcie próby wyznaczana jest również wartość siły, przy której struktura niszczona jest w sposób postępujący – progresywny. Ilustrację umieszczoną w jednej z pierwszych instrukcji [70], obrazującą pożądany wynik testu – typowe zachowanie struktury podczas testu ściskania zamieszczono na rys. 2.4.

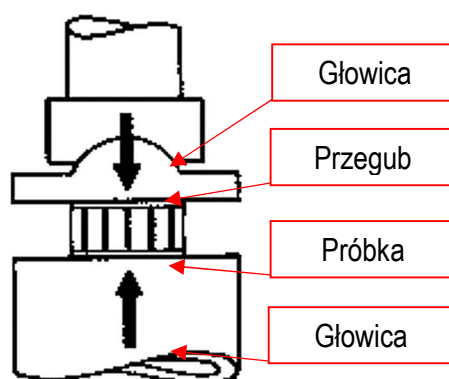


Rys. 2.4 Typowa zależność siła-przemieszczenie uzyskiwana dla prób ściskania struktur ulowych [70]

Omawiana instrukcja [70] nie odnosi się do pełnego procesu ściskania struktury i przewiduje wyłącznie rejestrację wartości siły podczas testu. Wartość przemieszczenia płaszczyzny wymuszającej jest pomijana. Efektem przeprowadzonego w ten sposób testu są

wyłącznie wartości siły krytycznej – maksymalnej uzyskiwanej przed utratą stateczności i siły niszczącej – najczęściej niemal o stałej wartości rejestrowanej podczas progresywnego niszczenia struktury.

Test przeprowadzany jest przy użyciu maszyny przeznaczonej do jednoosiowego ściskania z możliwością rejestrowania wartości siły. Przywoływana norma [70] określa warunki przeprowadzenia testu, .in.. w zakresie warunków otoczenia, jak i dopuszczalnych gabarytów i parametrów próbki, a także dopuszczalnych tolerancji dotyczących budowy stanowiska testowego. Schemat ilustrujący próbkę umieszczoną między głowicami maszyny wytrzymałościowej przedstawiono na rys. 2.5.

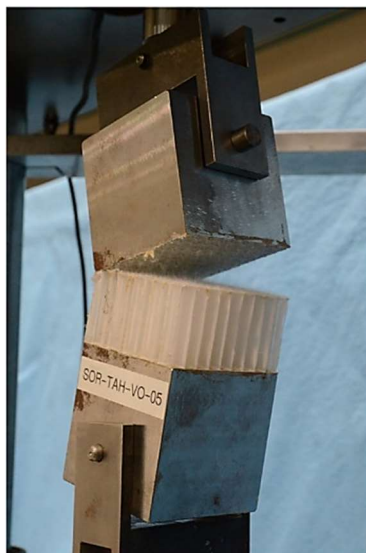


Rys. 2.5 Schemat zawierający założenia testu ściskania struktury [70]

Jak można odczytać z ilustracji, celem zapewnienia równomiernego dystrybuowania obciążenia na badaną próbkę, jedna z głowic maszyny powinna być podparta przegubowo.

2.2.3. *Rozciąganie prostopadle do płaszczyzny struktury*

Kolejny z opisanych w instrukcji [69] testów dotyczy rozciągania struktury w kierunku wysokości celi rdzenia. Testu tego nie można traktować jako badania wyłącznie struktury rdzenia, ponieważ w czasie jego trwania zakłada się rejestrowanie maksymalnej siły, jaką przeniesie konstrukcja. W rzeczywistości, najczęściej siła ta w żadnym stopniu nie powoduje degradacji rdzenia, a powoduje wyłącznie rozerwanie adhezyjnego połączenia pomiędzy rdzeniem a jedną z okładek. Opisany algorytm interpretowania wyników pozwala jednak na rozróżnienie i opisanie, w którym z miejsc doszło do zniszczenia struktury. Fotografię stanowiska po zakończonej próbie przeprowadzonej wg instrukcji [69] przedstawiono na rys. 2.6.

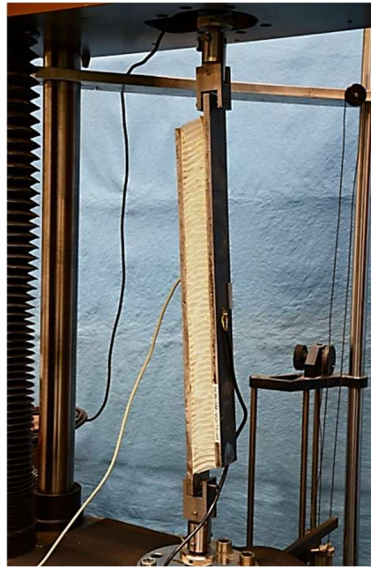


Rys. 2.6 Stanowisko testowe wraz z próbką badanej struktury po przeprowadzonym badaniu rozciąganiem jednoosiowym [29]

Wartości siły otrzymane w testach wykonanych wg wyżej opisanych procedur odnoszone są do pola powierzchni ograniczonej zewnętrznymi gabarytami rdzenia. W konsekwencji, cała objętość struktury traktowana jest jako jednorodna.

2.2.4. *Ścinanie w płaszczyźnie struktury*

Badanie wytrzymałości rdzenia na ścinanie realizowane jest poprzez zastosowanie przegubowo zamocowanych przeciwległych okładek panelu przekładkowego w szczękach maszyny wytrzymałościowej. Warunki przeprowadzania badania szczegółowo opisano w instrukcji [29]. Test wykonywany jest poprzez rozciąganie lub ściskanie zamocowanych w ten sposób okładek. Podczas badania wyznaczany jest moduł sztywności postaciowej oraz maksymalna wytrzymałość struktury na ścinanie. Według instrukcji, zniszczenie materiału klasyfikowane jest do jednej z kategorii: zniszczenie rdzenia poprzez ścinanie, odklejenie okładki – w środkowej części, u góry, u dołu, na całej powierzchni, w losowych częściach. Stanowisko przygotowane do badań przedstawiono na rys. 2.7.



Rys. 2.7 Stanowisko przygotowane do przeprowadzenia próby ścinania rdzenia [29]

Podczas badania otrzymuje się krzywą naprężeń w funkcji odkształcenia. Parametry badanej wg instrukcji [70] struktury wyznacza się, wykorzystując poniższe wzory:

$$\tau_{ab} = \frac{F}{ab} \quad (3)$$

gdzie:

τ_{ab} – naprężenie ścinające w płaszczyźnie ab ;

F – wartość zarejestrowanej siły;

a – długość próbki (w kierunku L);

b – szerokość próbki (w kierunku W).

$$G_{ab} = \frac{S_u T}{ab} \quad (4)$$

gdzie:

G_{ab} – moduł sztywności postaciowej struktury;

S_u – $\Delta F / \Delta u$, stosunek zmiany wartości siły do zmiany przemieszczenia w sprężystym zakresie próby;

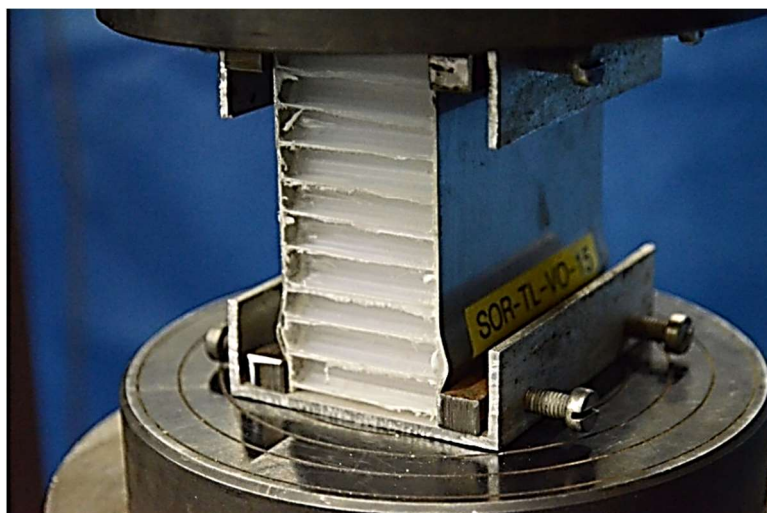
u – przemieszczenie liniowe tłoka maszyny;

T – wysokość rdzenia.

2.2.5. Ściskanie w płaszczyźnie struktury

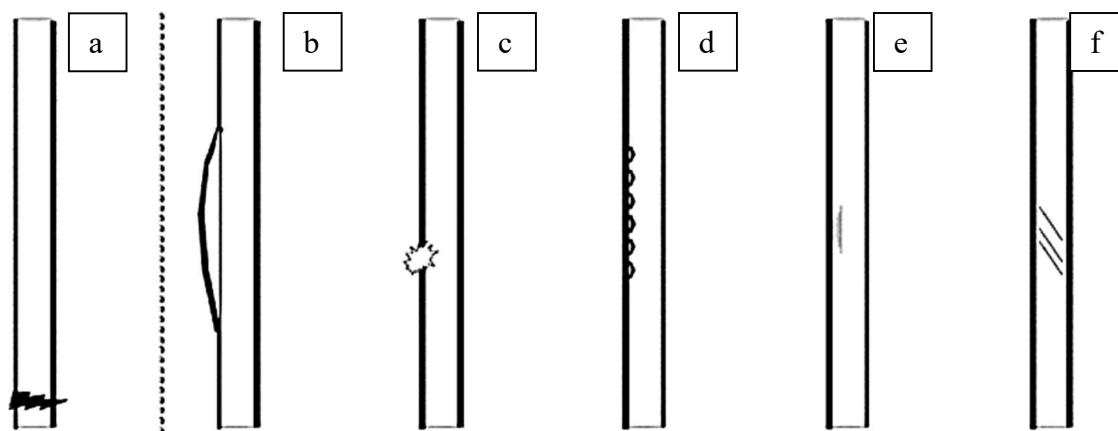
Badanie odporności na ściskanie w płaszczyźnie struktury wg instrukcji [70] nie służy do wyznaczenia żadnych wielkości fizycznych. Ma ono wskazać jedynie, w jaki sposób dochodzi

do zniszczenia struktury. Wskazać należy jednak, że znaczący wpływ na zniszczenie przy tym typie obciążenia ma nie tylko rodzaj struktury rdzenia, czy materiał z jakiego go wykonano, ale w znacznym stopniu – sztywność samych okładek. W tym przypadku, instrukcja nakazuje umieścić próbkę w sztywnym zamocowaniu tak, aby okładki próbki prostopadłe wsparte były na powierzchni głowicy maszyny. Stanowisko przygotowane do przeprowadzenia próby przedstawiono na rys. 2.8



Rys. 2.8 Stanowisko do próby ściskania w płaszczyźnie struktury [29]

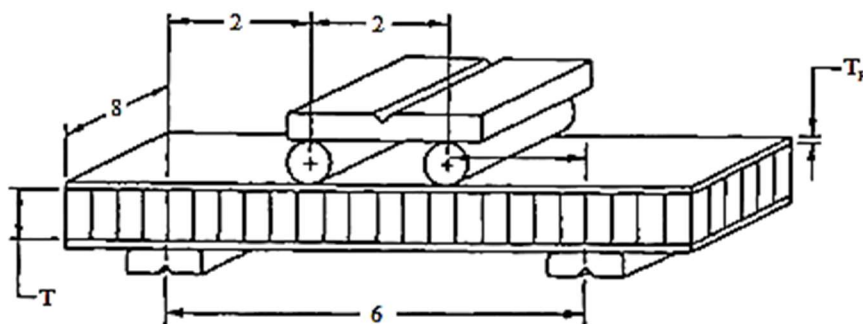
Jako efekt przeprowadzonych prób traktuje się przypisanie struktury do jednej z kategorii opisujących mechanizm niszczenia próbki. Mechanizmy te zilustrowano na rys. 2.9. Przerywaną linią odseparowany jest rysunek przedstawiający zjawisko, które dyskwalifikuje próbę, jako użyteczną do analizy. Jest to zniszczenie rdzenia w odległości od głowicy maszyny nie większej niż jedna grubość rdzenia (a), pozostałe charakterystyczne mechanizmy to: odspojenie i wyboczenie okładki (b), pęknięcie okładki (c), fałdowanie okładek (d), ścisnienie rdzenia (e), ścinanie rdzenia (f).



Rys. 2.9 Mechanizmy niszczenia rdzenia w próbie ściskania w jego płaszczyźnie [29]

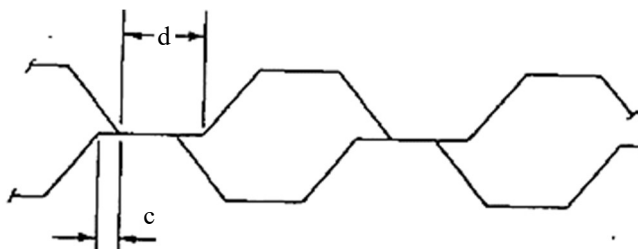
2.2.6. Zginanie

Norma [70] pomija ważny dla oceny wytrzymałości i właściwości użytkowych struktury aspekt zginania trzy- i czteropunktowego. Zagadnienie to zostało szczegółowo opisane w instrukcji [69]. Badanie przeprowadza się analogicznie, jak klasyczne testy czteropunktowego zginania. Norma określa warunki przeprowadzenia testu z podaniem szczegółowych wymiarów osprzętu, które wynikają bezpośrednio z budowy próbki – topologii rdzenia i grubości okładek. Schemat układu badawczego przedstawiono na rys. 2.10.



Rys. 2.10 Stanowisko badawcze do testów zginania czteropunktowego struktury przekładkowej: T – wysokość rdzenia, T_F – wysokość okładki [69]

Instrukcja precyzuje także niektóre aspekty dobierania materiału do wykonania próbek, wynikające również z technologii masowej produkcji rdzeni, tj.: możliwych perforacji ścian, tolerancji wymiarowych cel, niedopasowań węzłów łączących ściany (zilustrowanych na rys. 2.11) i podaje kryteria, wg których dopuszcza się rdzeń do badań.



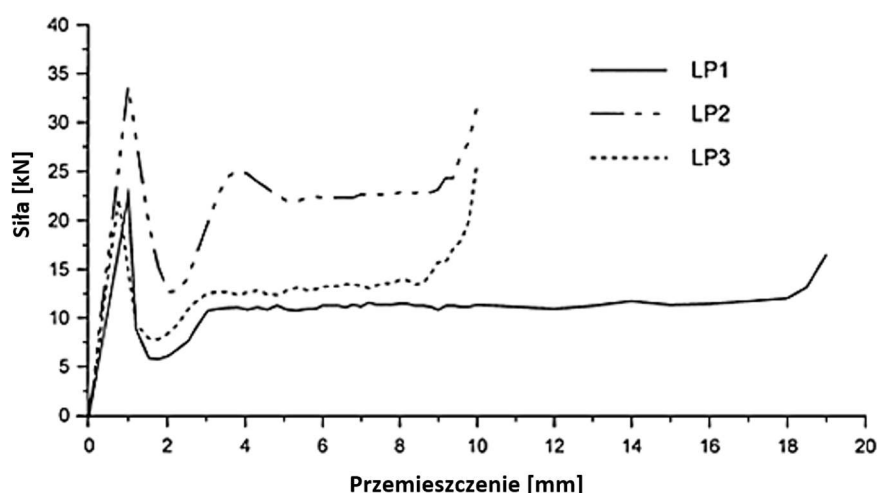
Rys. 2.11 Niedopasowanie węzłów łączących ściany w narożach [69]: d – szerokość ściany rdzenia, c – odchyłka dopasowania węzłów

2.2.7. Pozostałe metody badań doświadczalnych

Opisane powyżej metodyki badawcze wykorzystane zostały, również z pewnymi modyfikacjami, przez wielu badaczy zajmujących się wytrzymałością struktur komórkowych, czy porowatych.

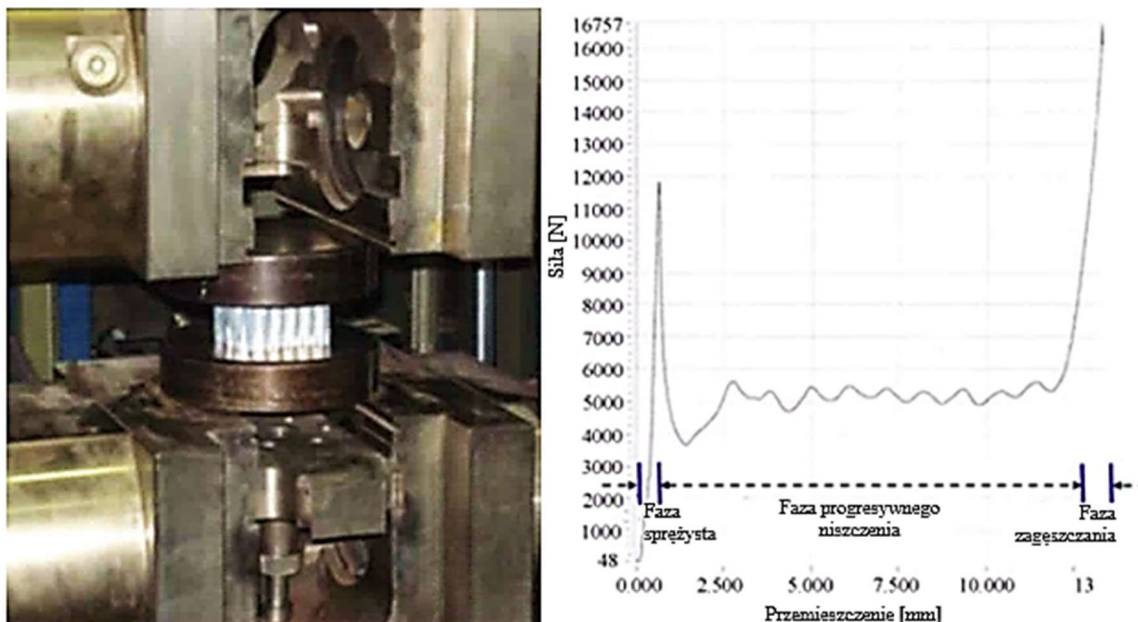
Zastosowanie wszystkich z nich do wyznaczenia charakterystyk kilku wybranych struktur opisane zostało w pracy [49]. Badacze określili wytrzymałość trzech typów struktur obciążonych wg wytycznych norm [69, 70]. Struktury zostały dobrane przez nich w sposób pozwalający na ocenę wpływu grubości folii użytej do wykonania rdzenia oraz wysokości rdzenia. Wszystkie

z wykorzystanych struktur posiadały cele o wymiarze 6,35 mm i wykonane były ze stopu AL3003. Otrzymane wyniki zaprezentowano w formie przebiegów siły w funkcji przemieszczenia. Przykład zamieszczono na rys. 2.12. Na podstawie przedstawionego wykresu zaobserwować można, że dwukrotna zmiana grubości folii rdzenia znacząco wpłynęła na średnią wartość siły niszczącej, natomiast dwukrotne zwiększenie wysokości rdzenia nieznacznie wpływa na średnią wartość siły, powoduje zaś wzrost wartości przemieszczenia, przy którym następuje wzrost wartości siły będący skutkiem zagęszczania struktury.



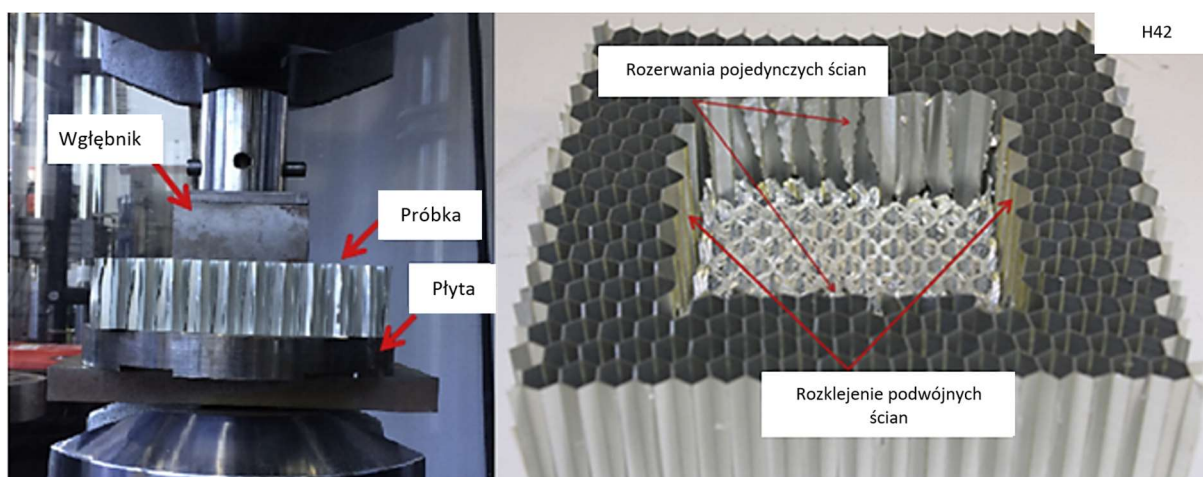
Rys. 2.12 Przebiegi wartości siły w funkcji przemieszczenia otrzymane w trakcie prób ściskania próbek o różnej grubości ściany lub wysokości rdzenia [49]

Często spotykanym podejściem do badań eksperymentalnych jest ściskanie rdzeni, które pozbawione są okładek. Pozwala ono na znaczne uproszczenie procesu przygotowania próbek do badań oraz na skuteczne wyznaczenie średniej siły niszczącej. Problem stanowić może jednak wyznaczenie modułu sprężystości oraz maksymalnej, krytycznej siły, którą przenieść może struktura w zakresie sprężystym. W pracy [107] przedstawiono proces i wyniki badań statycznych struktur ulowych obciążonych ściskaniem. Stanowisko testowe wraz z jednym z uzyskanych rezultatów przedstawiono na rys. 2.13.



Rys. 2.13 Stanowisko testowe przeznaczone do badania rdzeni ulowych bez okładek wraz z przykładowym wynikiem próby jednoosiowego ściskania [107]

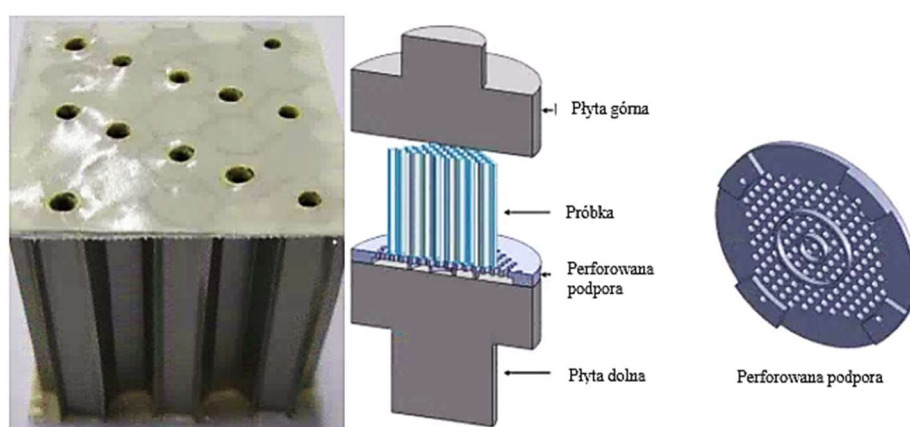
Wspomniany problem, związany z brakiem podparcia okładek, rozwiązywany jest na różne sposoby. Jedną z prób swoistego utrzymania struktury w miejscu w całym czasie trwania testów jest prezentowana w pracy [5] metoda, która polega na ściskaniu próbki o wymiarach znacznie większych, aniżeli przemieszczająca się płaszczyzna głowicy maszyny wytrzymałościowej. Pozwala to na ustabilizowanie próbki niemal w całym czasie trwania testu, jednak mierzona siła reakcji powiększona jest w tym wypadku o siły ścinające ścianki struktury znajdujące się na obwodzie nacierającego stempla. Układ pomiarowy wraz z widokiem struktury po przeprowadzonej próbie zawarto na rys. 2.14.



Rys. 2.14 Stanowisko testowe przeznaczone do badań rdzeni ulowych z udziałem węglownika wraz z widokiem próbki po przeprowadzonej próbie ściskania [5]

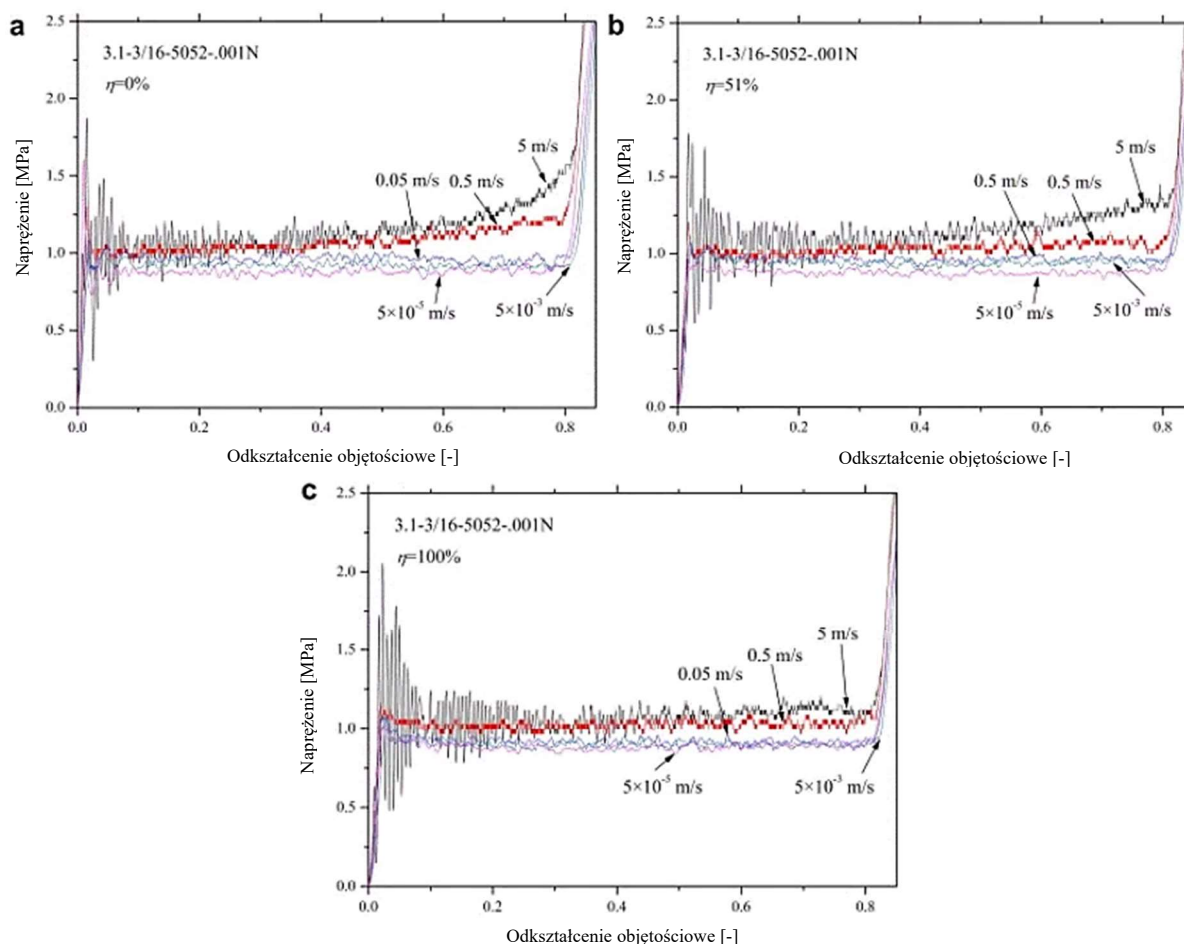
Wybór metodyki badawczej, przeznaczonej do testów struktur pozbawionych wierzchnich płyt, nie zawsze wynika z próby uproszczenia procesu, ale jest również efektem potrzeby oceny

wpływu na otrzymane charakterystyki struktury zamkniętego w komórkach powietrza, które ulega kompresji wraz z badanym rdzeniem. Istnieją prace, w których opisano podejścia pozwalające na realizację ściskania próbki, przy jednoczesnym uwolnieniu powietrza z przestrzeni między ściankami rdzenia. Jedno z nich opisano w artykule [104]. Badacze wykonali próbki, które składały się z rdzenia oraz dwóch okładek, w których wykonano otwory. Próbkę podzielono na trzy grupy: próbki bez otworów, próbki z otworami w 51% komórek oraz próbki z otworami w 100% komórek. Przykład próbki, w której 51% komórek jest otwartych umieszczono na rys. 2.15. Widoczne na nim są również elementy przystosowujące uniwersalną maszynę wytrzymałościową do przeprowadzenia testu, w którym powietrze z próbki zostanie uwolnione do otoczenia.



Rys. 2.15 Próbką przygotowana do badań wytrzymałości na ściskanie wraz z dodatkowym wyposażeniem pozwalającym na uwolnienie powietrza z wnętrza komórek podczas ściskania [104]

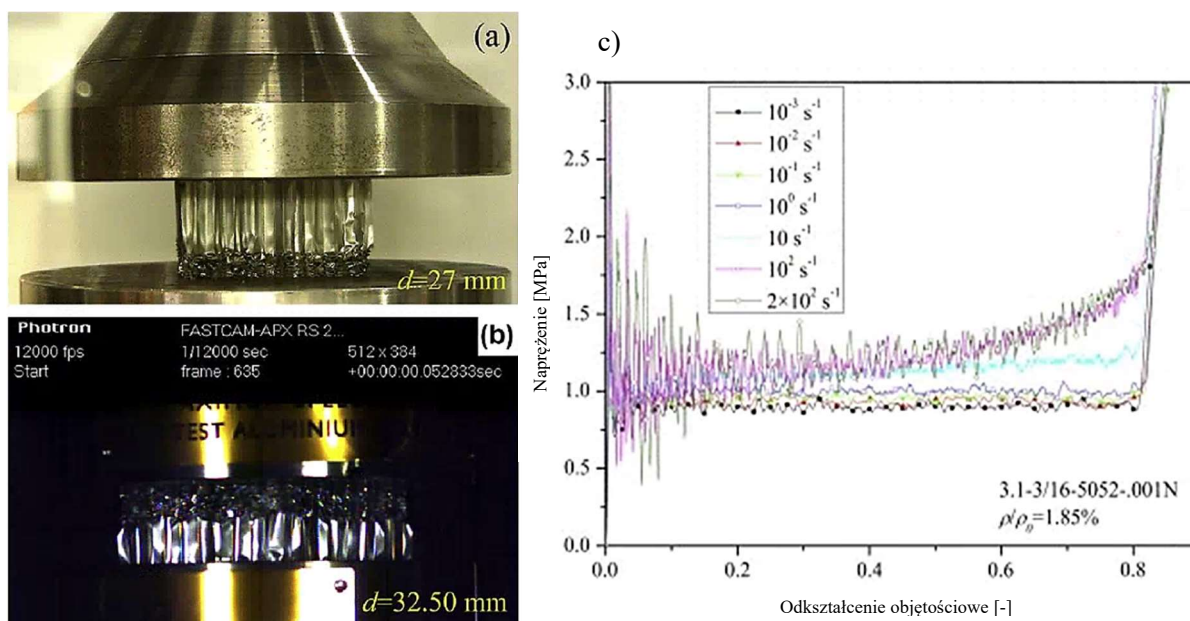
Opublikowane wyniki badań wskazują, że powietrze zamknięte w przestrzeniach komórek struktury, ściskane wraz z nią, ma wpływ na uzyskiwane w badaniach charakterystyki, zwłaszcza w zakresie odkształceń, w którym dochodzi do zagęszczenia plastra miodu. Przykładowe wyniki pomiarów, dla wszystkich wariantów zastosowanych perforacji, przedstawiono na rys. 2.16. Z załączonych wyników badań wywnioskować można również, że znaczny wzrost wartości naprężeń niszczących rdzeń obserwowany jest zwłaszcza wówczas, kiedy wzrasta prędkość uderzenia w próbkę.



Rys. 2.16 Uzyskane przebiegi wartości naprężeń w funkcji odkształceń uzyskanych dla próbek o perforacji okładek a) 0%, b) 51%, c) 100% [104]

Kolejny z poruszanych przez badaczy aspektów, to wpływ wartości prędkości odkształcenia na średnią wartość naprężeń niszczących strukturę. Jest to problem tym bardziej istotny, że większość spotykanych aplikacji cienkościennych rdzeni tego typu przewidziana jest do pochłaniania energii uderzenia czy energii fali uderzeniowej, pochodzącej od detonacji materiału wybuchowego.

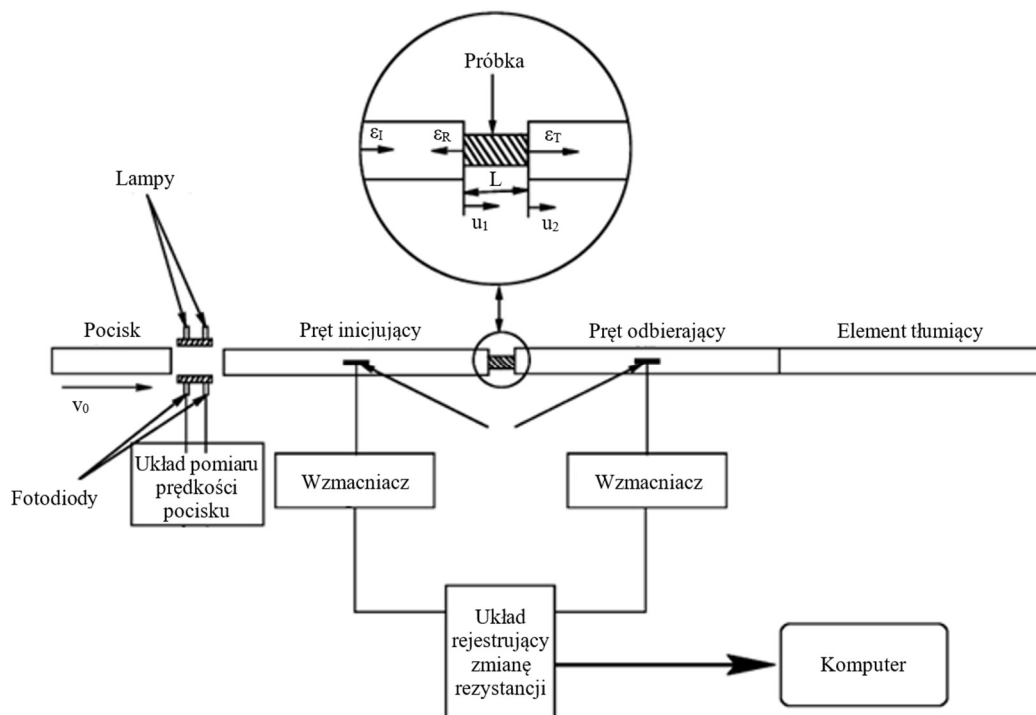
W publikacji [14] wykazano, że wzrost średniej siły niszczącej rdzeń przy obciążeniach dynamicznych może wzrosnąć nawet o 50% w stosunku do rejestrowanej przy oddziaływaniu statycznym. Wyniki te uzyskano dla prędkości odkształcenia rzędu 10^4s^{-1} , dzięki zastosowaniu działka na sprężone powietrze, które wykorzystano do napędzania próbek. Niższy wpływ prędkości odkształcenia na uzyskiwane wartości naprężeń niszczących odnotowano w pracy [80]. Badania statyczne realizowano przy użyciu uniwersalnych maszyn wytrzymałościowych: MTS 250 kN – testy statyczne, INSTRON 8800 – testy dynamiczne. Maksymalna prędkość głowicy maszyny MTS sięga 10 m/s, w związku z czym maksymalna uzyskana prędkość odkształcenia uzyskana przy jej pomocy wyniosła $2 \times 10^2 \text{s}^{-1}$. Przykładowe fotografie z prowadzonych badań wraz z uzyskanymi wynikami przedstawiono na rys. 2.17.



Rys. 2.17 Widok próbek struktury ulowej podczas realizacji testów ściskania z różnymi prędkościami odkształcenia z przykładowymi wynikami badań [80]

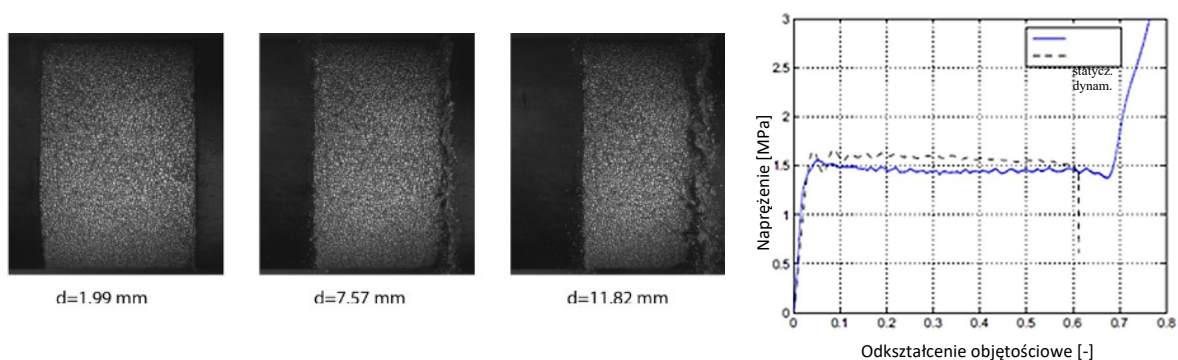
Najbardziej rozpowszechnioną metodą badań dynamicznych w przedziale prędkości odkształcenia $5 \times 10^2\text{ s}^{-1} - 10^4\text{ s}^{-1}$ jest dynamiczne ściskanie w układzie prętów sprężystych. Wstępne założenia metody Hopkinsona z początku XX wieku [42], 40 lat później udoskonalili Kolsky, wykorzystując ją w pracy [56] traktującej o badaniach własności mechanicznych materiałów odkształcanych z dużymi prędkościami. Kolejnej modyfikacji metody dokonał Lindholm opisując wyniki swojej pracy w publikacji [62] dwie dekady później. Opracowana została wówczas metoda nazywana badaniem przy użyciu dzielonego pręta Hopkinsona w nomenklaturze naukowej często oznaczana jako SHPB (*ang. Split Hopkinson Pressure Bar*). Znane są metodyki badawcze wykorzystujące metodę SHPB w badaniach na ściskanie, rozciąganie, skręcanie i ścinanie [17].

Założeniem badania przy użyciu metody SHPB jest wykorzystanie dwóch jednakowych sztywnych prętów wyposażonych w czujniki odkształcenia (zwykle elektrozestancyjnych – tensometrów), pomiędzy którymi umieszcza się badaną próbkę. Pierwszy z prętów, nazywany prętem inicjującym, uderzany jest przez pocisk, w następstwie czego przemieszcza się w nim fala sprężysta. Kiedy fala dobiegnie do jego końca, następuje dynamiczne ściśnięcie próbki z jednoczesnym przekazaniem fali do drugiego w kolejności pręta, nazywanego prętem odbierającym. Czujniki umieszczone na długości pręta rejestrują trzy brane pod uwagę przebiegi odkształceń w czasie. Są to: fala padająca, fala przechodząca oraz fala odbita. Na ich podstawie, po odpowiednich przekształceniach, obliczane są wartości naprężeń ściskających skonfrontowane z odpowiadającymi im wartościami odkształcenia. Schemat stanowiska do testu SHPB przedstawiono na rys. 2.18.



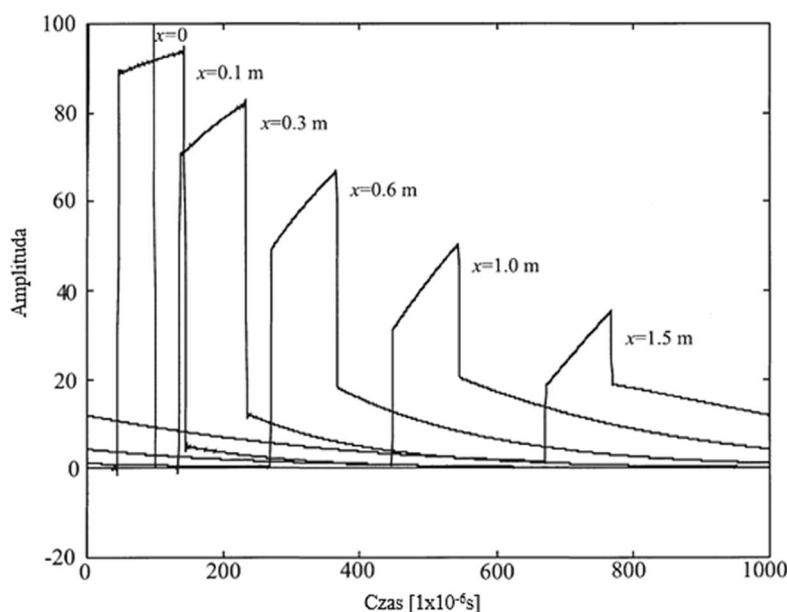
Rys. 2.18 Schemat stanowiska modyfikowanego pręta Hopkinsona [27]

W dostępnej literaturze nie odnotowano informacji o prowadzonych badaniach struktur o komórkach zorientowanych przy użyciu stanowiska modyfikowanego pręta Hopkinsona, jednakże istnieje wiele prac opisujących wyniki badań prowadzonych przy użyciu tej metody, gdzie obiektem badań były zazwyczaj spienione metale lub tworzywa sztuczne. W artykule [63] przedstawiono procedurę zastosowaną do badań dynamicznych polimerowych pianek. Na rys. 2.19 przedstawiono wybrane karty obrazujące przebieg próby oraz porównanie przebiegów wartości naprężenia w funkcji odkształcenia uzyskanych z prób statycznych i dynamicznych. Wykazano wpływ prędkości odkształcenia na odpowiedź badanego materiału. Z przedstawionego wykresu wynika, że nie zaobserwowano całkowitego ściśnięcia próbki. Wartość siły gwałtownie spadła przy wartości odkształcenia ok. 0,6. Oznacza to, że wartość amplitudy fali sprężystej biegnącej wzdłuż pręta inicjującego była mniejsza niż wymiar badanej próbki.



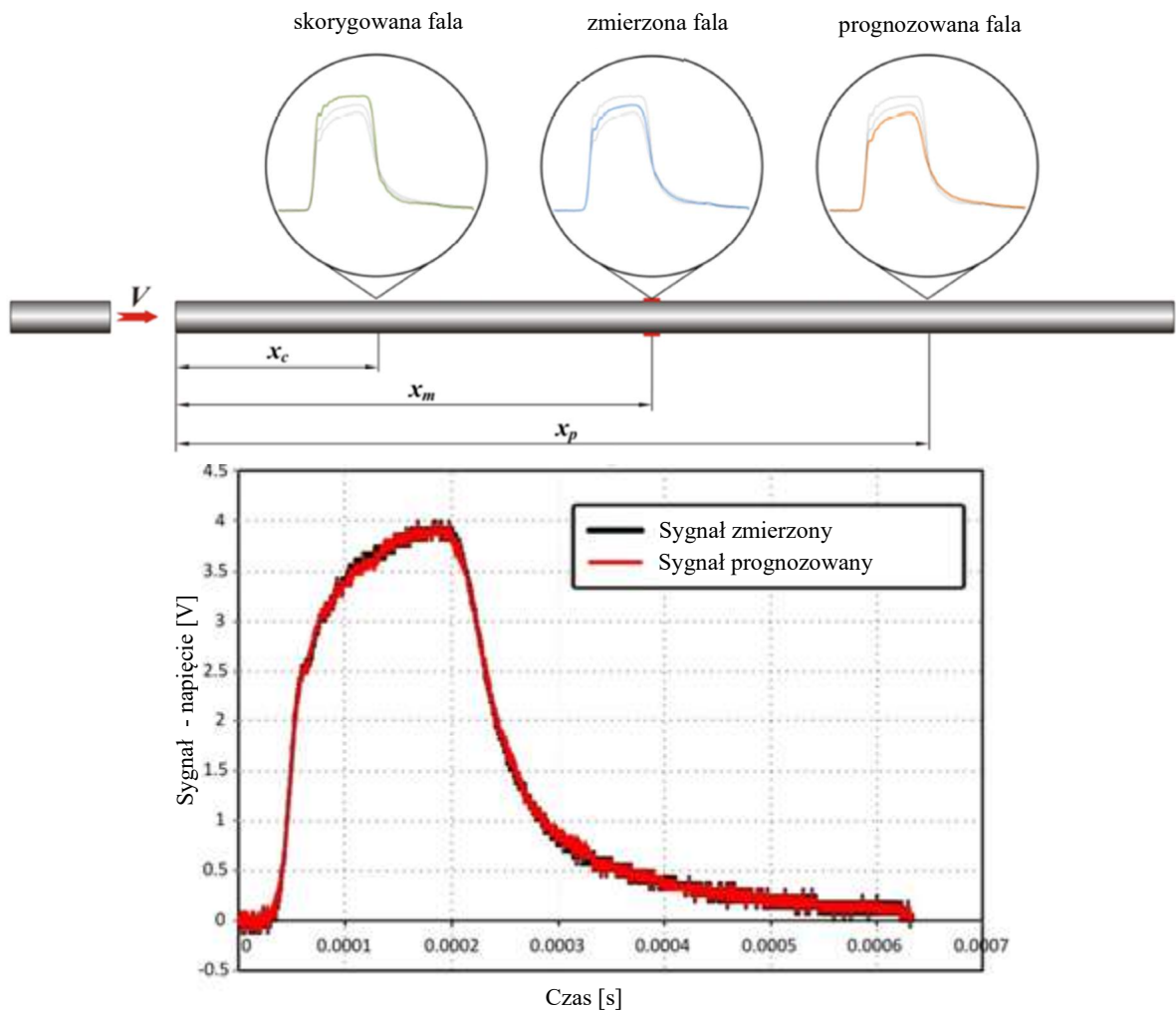
Rys. 2.19 Przebieg próby ściskania porowatego polimeru przy użyciu SHPB wraz z otrzymanymi krzywymi [63]

W badaniach wykorzystano pręty wykonane z tworzywa sztucznego – poliamidu. Tego rodzaju podejście wykorzystywane jest w celu zminimalizowania różnicy sztywności badanego materiału w odniesieniu do sztywności materiału, z którego wykonano pręty. Redukuje się wówczas, w znaczący sposób, relację szumów do wartościowego sygnału. Metoda niesie za sobą jednak ograniczenie w postaci dyspersji i tłumienia fali sprężystej na długości pręta. Objawia się to stopniowym zniekształcaniem i zanikaniem sygnału wraz z długością pręta jak przedstawiono na rys. 2.20 [19], a tym samym utrudnia interpretację uzyskiwanych wyników.



Rys. 2.20 Propagacja fali mechanicznej w ośrodkach lepkosprężystych [19]

Istnieją algorytmy, które pozwalają na redukcję tego zjawiska. W pracach [19, 24, 46, 110, 111] opisano procedury pozwalające na korekcję otrzymywanych podczas badań sygnałów. Działanie to pozwala na predykcję kształtu fali sprężystej w miejscu, w którym czoło pręta oddziałuje na próbkę na podstawie sygnału zarejestrowanego przez czujnik tensometryczny w znanej odległości od tego czoła. Cel opisywanego działania zilustrowano na rys. 2.21.



Rys. 2.21 Efekt korekcji sygnału wg algorytmu opisanego w pracy [46]

2.3. Metody analitycznego wyznaczania wytrzymałości komórkowych struktur ulowych

W literaturze znane są analityczne modele pozwalające na przybliżone oszacowanie wartości średnich naprężeń niszczących rdzeń. Najpopularniejszy z nich to równanie oparte na wynikach przeprowadzonych badań eksperymentalnych. W publikacji [99] opisano wyprowadzenie wzoru, za pomocą którego oszacować można pożądaną wielkość, znając podstawowe parametry analizowanego rdzenia ulowego, tj.: wielkość celi, grubość jej ścianki oraz granicę plastyczności materiału, z którego jest wykonany. Wartość siły niszczącej pojedynczy sektor rdzenia F_m wyznacza się z zależności [99]:

$$F_m = 8,61\sigma_0 t^{5/3} S^{1/3} \quad (5)$$

gdzie:

σ_0 – granica plastyczności materiału rdzenia;

t – grubość ścianki rdzenia;

S – wielkość celi rdzenia.

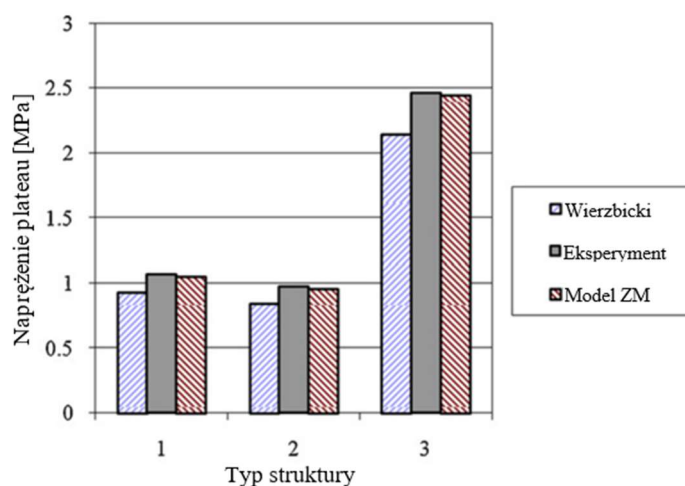
Zważywszy, że pojedynczy sektor ograniczony jest polem powierzchni:

$$A = \frac{\sqrt{3}}{4} S^2 \quad (6)$$

To wartość średnich naprężeń niszczących (plateau) rdzeń obliczyć można ze wzoru:

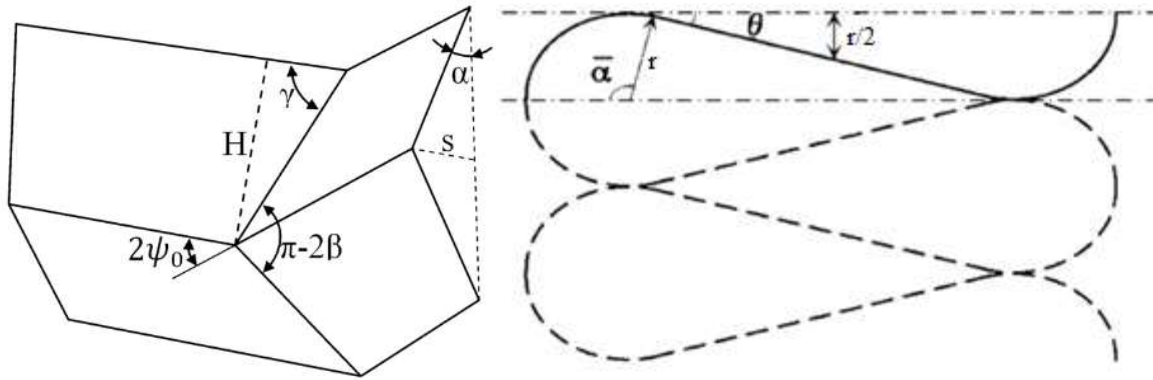
$$\sigma_{pl} = 16,56\sigma_0 \left(\frac{t}{S}\right)^{5/3} \quad (7)$$

Metoda ta w wielu pracach [4, 17, 26, 50] służyła jako punkt odniesienia, zwłaszcza do oceny otrzymywanych wyników analiz numerycznych. Istnieją opracowania, w których dowiedziono, że przedstawiona zależność zaniża przewidywaną wartość średnich naprężeń niszczących o około 10-15%. Jest to między innymi publikacja Zarei Mahmoudabadiego [107]. Zamieszczono w niej podparty badaniami eksperymentalnymi wniosek, który opisano powyżej, wraz z udoskonalonym modelem analitycznym, dającym wyniki o wartościach bliższych oczekiwanym. Wyniki analiz zamieszczono na rys. 2.22.



Rys. 2.22 Porównanie wyników uzyskanych eksperymentalnie, przy użyciu modelu Wierzbickiego [99] oraz modelu Zarei Mahmoudabadiego [107]

Badacze wskazują, że w celu stworzenia modelu analitycznego dającego wiarygodne wyniki, należy skupić się na geometrii pofałdowań, które tworzą się podczas ściskania rdzenia. Kluczowe znaczenie, według nich [107], mogą mieć długości promieni, po których dochodzi do zginania ścian oraz kąty, jakie tworzą się pomiędzy poszczególnymi elementami pojedynczej komórki. Poszczególne wielkości brane pod uwagę w obliczeniach według proponowanego modelu przedstawiono na rys. 2.23.



Rys. 2.23 Wielkości uwzględniane w obliczeniach wg zależności Zarei Mahmoudabadiego [107]

W efekcie przeprowadzonych przekształceń matematycznych, uzyskany został model o dużo wyższym stopniu złożoności, aniżeli model proponowany przez Wierzbickiego [99], umożliwiający uzyskanie wyników o bardzo dużej dokładności. Omawiany model zawiera się w równaniu [107]:

$$\sigma_{pl} = \frac{\sigma_0 t^2}{\sqrt{3} \left(H - (r/2) \right) S^2} \left[16 \frac{r}{h} H I_1(\psi_0) + 6 d \bar{\alpha} + 4 \frac{H^2}{r} I_3(\psi_0) \right] \quad (8)$$

gdzie:

σ_{pl} – średnie naprężenia niszczące (plateau)

σ_0 – granica plastyczności materiału rdzenia;

d – szerokość ściany komórki rdzenia;

t – grubość ścianki komórki rdzenia;

$2\psi_0$ – kąt pomiędzy sąsiadującymi ścianami w płaszczyźnie normalnej rdzenia;

H – połowa długości pojedynczej fali;

r – promień gięcia pojedynczej fali;

H oraz b wyznacza się z układu równań [107]:

$$H = 2 \frac{I_1(\psi_0) r^2}{I_3(\psi_0) h} + \frac{1}{2} b + \sqrt{\left(2 \frac{I_1(\psi_0) r^2}{I_3(\psi_0) h} + \frac{1}{2} r \right)^2 + 2 \frac{r^3 I_1(\psi_0)}{h I_3(\psi_0)}} \quad (9)$$

$$\frac{1}{2 \left(H - (r/2) \right)^2} \left[16 \frac{r}{h} H I_1(\psi_0) + 6 d \bar{\alpha} + 4 \frac{H^2}{r} I_3(\psi_0) \right] + \frac{1}{H - (b/2)} \left[16 \frac{H}{h} I_1(\psi_0) - 4 \frac{H^2}{r^2} I_3(\psi_0) \right] = 0 \quad (10)$$

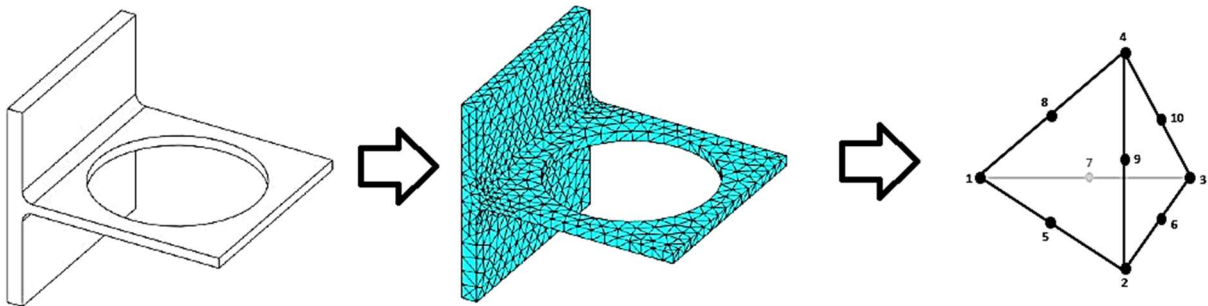
$I_1(\psi_0)$ oraz $I_3(\psi_0)$ oblicza się z zależności [107]:

$$I_1(\psi_0) = \frac{\pi}{(\pi - 2\psi_0) \tan \psi_0} \int_0^{\bar{\alpha}} \cos \alpha \left[\cos \psi_0 - \cos \left(\psi_0 + \frac{\pi - 2\psi_0}{\pi} \beta \right) \right] d\alpha \quad (11)$$

2.4. Metody modelowania numerycznego struktur ulowych

2.4.1. Metoda elementów skończonych w analizie konstrukcji

Powszechnie stosowanym, uznanym w środowiskach naukowych i inżynierskich sposobem rozwiązywania problemów technicznych z dziedziny mechaniki ciała stałego, przepływu płynów, ciepła, jest prowadzenie komputerowych symulacji według założeń metody elementów skończonych (MES). Początek jej dynamicznego rozwoju datuje się na połowę lat pięćdziesiątych XX wieku wraz z pojawieniem się prac Turnera, Clougha, Martina i Toppa (1956) [94], Argyrisa (1957) [3] oraz Babuski i Aziza (1972) [11]. Duży wkład w rozwój MES miały również publikacje Zienkiewicza (1971) [113] oraz Stranga i Fixa (1973) [86]. W kraju prekursorami mającymi znaczny wpływ na rozwój metody mieli m.in. Szmelter [87-89] i Kleiber [51-53]. Założenia metody zostały przeglądowo zebrane m.in. w pracy [74]. Polega ona – przede wszystkim – podziale ogólnego problemu na mniejsze, łatwiejsze do rozwiązania. W przypadku analizy konstrukcji, ona sama poddawana jest podziałowi na mniejsze części o prostych kształtach – elementach, których granice podziałowe definiowane są przez węzły – umieszczone w zdefiniowanym położeniu w przestrzeni punkty. Założenia procesu dyskretyzacji przestrzennej, o której mowa, przedstawiono na rys. 2.24.



Rys. 2.24 Schemat podziału zagadnienia mechanicznego wg założeń MES [32]

Następnie, korzystając ze zdefiniowanych – przede wszystkim właściwościami materiału i funkcjami kształtu – związków między połączonymi w elementy węzłami, faktu, że sąsiadujące ze sobą elementy posiadają wspólne węzły oraz wiedzy o występujących siłach wewnętrznych i warunków brzegowych obliczane są siły w poszczególnych węzłach oraz ich zmiany położenia w każdym ich stopniu swobody. Liczba stopni swobody poszczególnych węzłów zdefiniowana jest przez rodzaj elementów, które tworzą. Dla przykładu, węzły jednowymiarowych elementów

belkowych posiadają po 6 stopni swobody (4 translacyjne i 2 rotacyjne), jak przedstawiono na rys. 2.25 natomiast trójwymiarowych elementów sześciennych już tylko 3 translacyjne.



Rys. 2.25 Schemat elementu belkowego w dwuwymiarowym układzie współrzędnych z ukazaniem stopni swobody w węzłach

Wzajemne oddziaływania węzłów w obrębie jednego elementu definiowane są parametrem k . Biorąc za przykład jednowymiarowy, prętowy, sprężysty element utwierdzony w jednym z końców, a w drugim obciążany siłą F , to prawdziwa jest zależność wynikająca z prawa Hooke'a.

$$F = -ku \quad (12)$$

Równanie to, przedstawione w formie macierzowej, przedstawia się następująco:

$$\{f\} = [k]\{u\} \quad (13)$$

gdzie $\{f\}$ jest wektorem sił węzłowych, $\{u\}$ jest wektorem przemieszczeń węzłów, a $[k]$ jest macierzą sztywności elementu. W przypadku wspomnianego wcześniej, również jednowymiarowego, belkowego elementu analizowanego w dwuwymiarowym układzie współrzędnych, posiadającego w związku z tym sześć stopni swobody, rachunek ten przedstawia się następująco [38]:

$$\begin{Bmatrix} f_{x1} \\ f_{y1} \\ m_1 \\ f_{x2} \\ f_{y2} \\ m_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} & k_{14} & k_{15} & k_{16} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} & k_{24} & k_{25} & k_{26} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} & k_{34} & k_{35} & k_{36} \\ k_{41} & k_{42} & k_{43} & k_{44} & k_{45} & k_{46} \\ k_{51} & k_{52} & k_{53} & k_{54} & k_{55} & k_{56} \\ k_{61} & k_{62} & k_{63} & k_{64} & k_{65} & k_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{x1} \\ u_{y1} \\ \theta_1 \\ u_{x2} \\ u_{y2} \\ \theta_2 \end{Bmatrix} \quad (14)$$

W przypadkach bardziej złożonych, wieloelementowych tworzone są globalne wektory sił oraz przemieszczeń, a także macierz sztywności. Macierz sztywności ma wówczas wymiary równe całkowitej liczbie stopni swobody. Globalny wektor przemieszczeń węzłów $\{U\}$ można więc otrzymać mnożąc odwróconą globalną macierz sztywności $[K]$ przez wektor sił $\{F\}$ zgodnie z równaniem [38]:

$$\{U\} = [K]^{-1}\{F\} \quad (15)$$

Odwracanie macierzy o znacznych rozmiarach wymaga znacznych zasobów pamięci oraz zajmuje czas, w związku z czym systemy do obliczeń MES używają np. iteracyjnych algorytmów przybliżających wartości przemieszczeń. Uzyskanie przemieszczeń węzłów pozwala w dalszej kolejności na obliczenie odkształceń, naprężeń według wybranej hipotezy, czy innych wielkości fizycznych.

Statyczne, nieliniowe problemy cechujące się np. nieliniowością materiału wymagają modyfikacji – uzależnienia postaci macierzy sztywności od parametru, który o nieliniowości decyduje (np. przemieszczenia) [38]:

$$\{f\} = [K(u)]\{u\} \quad (16)$$

Rozwiązywanie problemów dynamicznych wymaga uwzględnienia wielkości takich jak bezwładność oraz tłumienie. Te, związane są z wartościami przyspieszeń i prędkości, zgodnie z dynamicznym równaniem ruchu w ujęciu macierzowym [38]:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{f\} \quad (17)$$

gdzie $[M]$ jest globalną macierzą mas, $[C]$ jest globalną macierzą tłumienia, a $\{\ddot{u}\}$, $\{\dot{u}\}$ i $\{u\}$ to wektory przyspieszeń, prędkości i przemieszczeń.

Metody numerycznego poszukiwania przemieszczeń w węzłach dzieli się na dwie podstawowe grupy. Są to niejawne i jawne analizy MES. Pierwsza z nich wymaga odwracania macierzy sztywności w każdym kroku. Rozwiązanie nieliniowych problemów uzyskiwane jest zwykle rozwiązywane w kilku, kilkudziesięciu iteracjach. Metoda Newtona-Raphsona [38] bazująca na powyższych założeniach przybiera następującą formę:

$$K_n \Delta u_{n+1} = F_{n+1}^{ext} - F_n^{int} \quad (18)$$

gdzie Δu_{n+1} jest przyrostem wektora przemieszczenia, F_{n+1}^{ext} oznacza siły zewnętrzne stanowiące obciążenie modelu, a F_n^{int} jest wektorem sił wewnętrznych węzłowych.

Inaczej realizowane jest obliczanie przemieszczeń według jawnego schematu rozwiązywania dynamicznych równań ruchu. W tym przypadku, w pierwszej kolejności oblicza się przyspieszenia w węzłach zgodnie z równaniem [38]:

$$M\ddot{u}_n = F_n^{ext} - F_n^{int} - C\dot{u}_n \quad (19)$$

Biorąc pod uwagę, że macierz mas zwykle jest macierzą diagonalną, jej odwrócenie jest znacznie mniej wymagające niż ta sama operacja wykonywana na macierzy sztywności, rozwiązanie tym sposobem zazwyczaj wymaga krótszego czasu. Wartości przyspieszeń w n -tym kroku, przy założeniu że $\dot{u}_n \approx \dot{u}_{n-\frac{1}{2}}$ obliczana jest według zależności [38]:

$$\ddot{u}_n = M^{-1}(F_n^{ext} - C\dot{u}_{n-\frac{1}{2}} - F_n^{int}) \quad (20)$$

Następnie, z użyciem metody różnic centralnych obliczane są wartości prędkości w kroku $n + \frac{1}{2}$ oraz przemieszczenia w kroku $n + 1$.

$$\ddot{u}_n = \frac{1}{\Delta t_n} \left(\dot{u}_{n+\frac{1}{2}} - \dot{u}_{n-\frac{1}{2}} \right) \Rightarrow \dot{u}_{n+\frac{1}{2}} = \dot{u}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_n \ddot{u}_n \quad (21)$$

$$\dot{u}_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{\Delta t_{n+\frac{1}{2}}} (u_{n+1} - u_n) \Rightarrow u_{n+1} = u_n + \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \dot{u}_{n+\frac{1}{2}} \quad (22)$$

Metoda ta nie jest stabilna bezwarunkowo. Dokładność obliczeń silnie zależy od wielkości kroku czasowego, który im mniejszy, tym dokładniejsze wyniki pozwala uzyskać. Dodatkowo, stabilność rozwiązania zależy od spełnienia warunku Couranta-Friedricha-Lewego (CFL) [38], który wymaga, aby wielkość kroku czasowego nie była wyższa od czasu przejścia fali mechanicznej wzdłuż najmniejszego elementu w modelu, zgodnie z równaniem:

$$\Delta t = \frac{L_E}{Q + \sqrt{Q^2 + c^2}} \quad (23)$$

gdzie Q jest funkcją współczynników tłumienia C_0 i C_1 i przedstawia się następująco:

$$Q = \begin{cases} C_1 c + L_E |\dot{\epsilon}_{kk}| & \text{dla } \dot{\epsilon}_{kk} < 0 \\ 0 & \text{dla } \dot{\epsilon}_{kk} \geq 0 \end{cases} \quad (24)$$

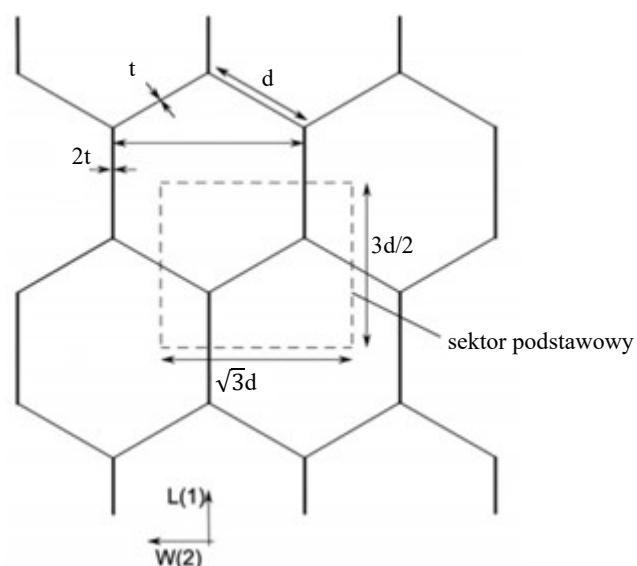
gdzie $L_E = V_E / A_{Emax}$ jest charakterystyczną długością elementu, V_E jego objętością, a A_{Emax} polem powierzchni największej strony, natomiast c jest prędkością dźwięku.

Reasumując, jawna metoda jest oparta na założeniu, że suma wszystkich sił w układzie jest równa iloczynowi masy i przyspieszenia. Daje ona możliwość szybszego uzyskiwania rozwiązania problemów dynamicznych, w stosunku do metody niejawnej, która zakłada uzyskanie równowagi sił w każdym kroku – a więc dąży do stanu, kiedy suma wszystkich sił w układzie jest równa zero. Stosowanie tej metody zalecane jest do rozwiązywania problemów quasistatycznych.

2.4.2. *Zastosowanie metod numerycznych w analizie zachowania rdzeni ulowych*

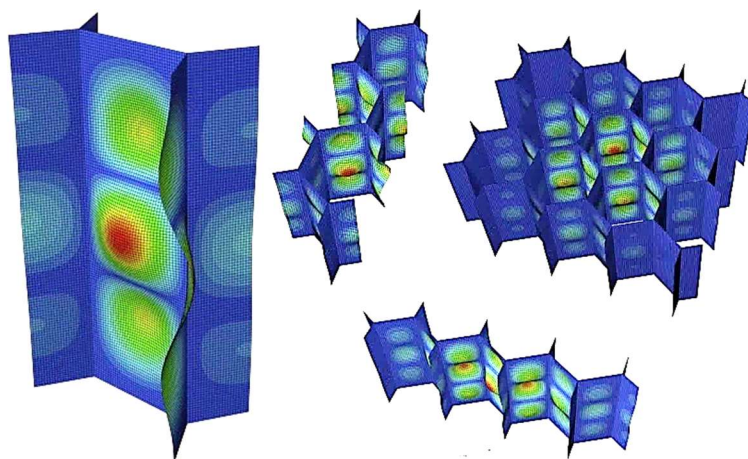
Publikacje naukowe traktujące o numerycznym modelowaniu struktur ulowych podzielić można na kilka grup według obszaru poruszanego przez autorów. Wśród nich, najpopularniejsze to: modelowanie zjawiska utraty stateczności i lokalnych zjawisk zachodzących podczas deformacji struktury, wyznaczanie charakterystyk wytrzymałościowych na podstawie modeli pełnej geometrii i submodeli, obserwacje zjawiska pochłaniania energii przez struktury modelowane jako homogeniczne z wykorzystaniem specjalnych modeli konstytutywnych.

W artykule [100] autorzy skupili się na modelowaniu procesu wyboczenia oraz progresywnego niszczenia, porównując efekty, uzyskane przy wykorzystaniu geometrii, odwzorowującej próbki użyte do badań eksperymentalnych, mieszczącej 16 pojedynczych cel, z wynikami uzyskanymi w analizie ściskania czterokomórkowego sektora wydzielonego wzdłuż kierunku L oraz w kierunku W i sektora podstawowego – wydzielonego zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.26.



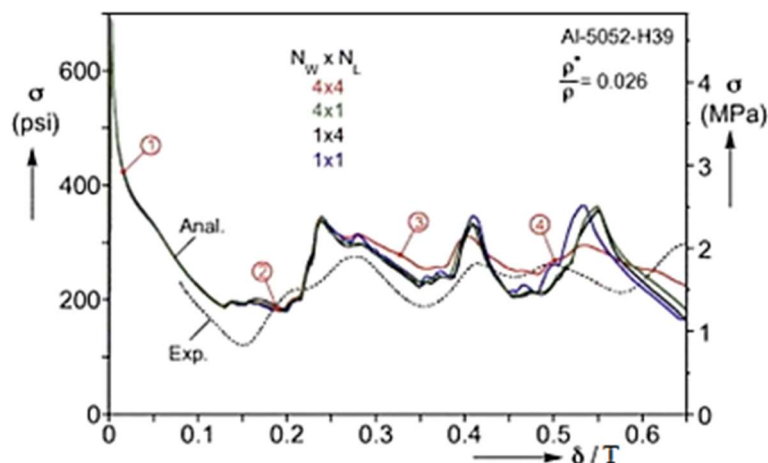
Rys. 2.26 Pojedynczy sektor plastra miodu analizowana w pracy [100]

Moment utraty stateczności zaobserwowany w każdej z prowadzonych prób przedstawiono na rys. 2.27. Zaobserwować można, że postać wybożenia dla każdego z prezentowanych podejść jest identyczna.



Rys. 2.27 Mapy przemieszczeń poprzecznych obserwowane w momencie utraty stateczności struktury modelowanej jako pojedyncza komórka oraz jej wielokrotności [100]

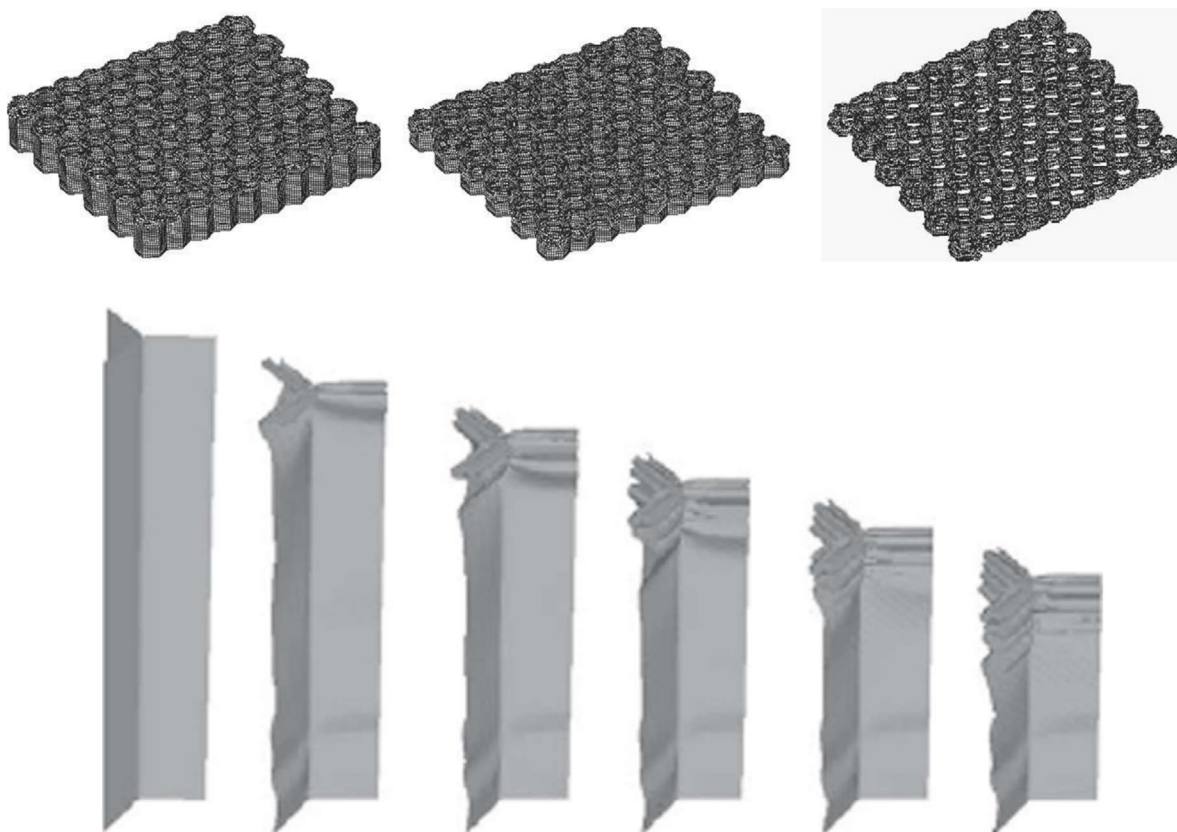
Jako element porównania prezentowanych podejść do modelowania struktury przyjęto charakterystyki naprężenie – odkształcenie. W tym celu zestawiono ze sobą zarejestrowane wartości na wykresie przedstawionym na rys. 2.28. Liniami ciągłymi o różnych kolorach przedstawiono odpowiadające im charakterystyki uzyskane w drodze symulacji numerycznych według opisanych wyżej podejść, natomiast przerywaną – wynik badań eksperymentalnych.



Rys. 2.28 Przebiegi wartości naprężeń w funkcji zmiany wysokości uzyskane dla wszystkich typów modeli porównane z wynikami eksperymentu [100]

Autorzy wskazują, że zastosowanie odpowiednich warunków brzegowych, sprawiających, że wolne krawędzie ścian zachowują symetrię względem płaszczyzny prostopadłej do nich, pozwala na uzyskanie jednakowych charakterystyk, niezależnie od ilości zamodelowanych pojedynczych komórek.

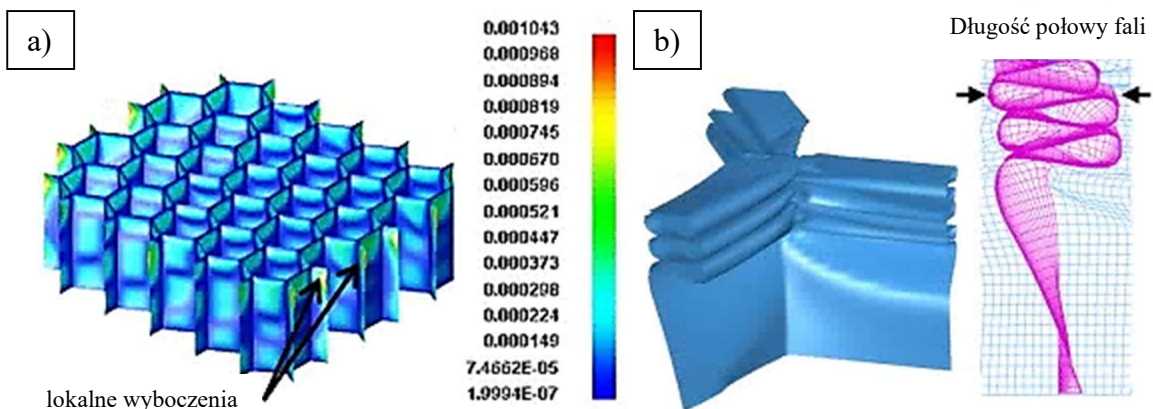
Podobne do powyższego podejście zostało zastosowane w pracy [26]. W tym przypadku autorzy skupili się na wyznaczeniu charakterystyk ułowych aluminiowych rdzeni obciążonych dynamicznie. Struktury modelowano w całości, zachowując pełną geometrię odpowiadającą wykorzystanej do badań doświadczalnych. Postać deformacji analizowana była na podstawie globalnego widoku próbki, a także wydzielonego sektora podstawowego tworzącego strukturę. Uzyskane postacie deformacji w kolejnych chwilach czasu przedstawiono na rys. 2.29.



Rys. 2.29 Deformacja struktury ulowej przedstawionej w całości i w postaci pojedynczego sektora [26]

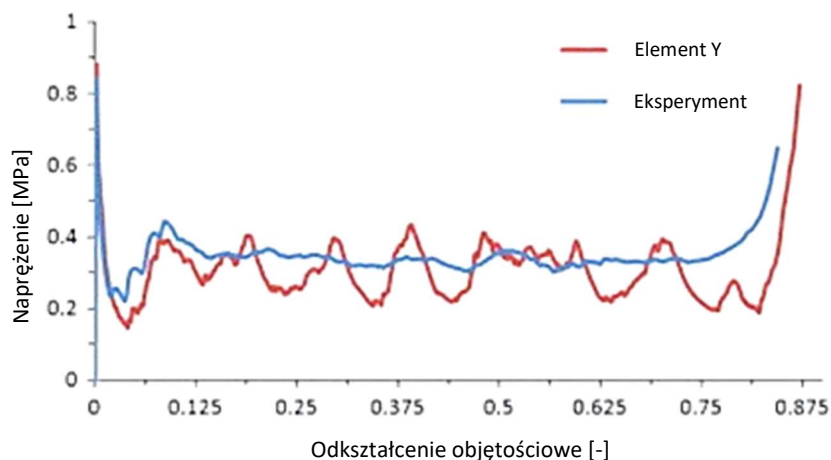
Z przedstawionych wyników prób wynika, że kolejne ściany znajdujące się wewnątrz rdzenia deformują się symetrycznie względem swojej dłuższej osi symetrii. Zjawisko to wykorzystywane jest przez badaczy do modelowania struktur przekładkowych w sposób uproszczony. Podejście do modelowania zachowania rdzenia jako pojedynczego sektora komórki, w nomenklaturze naukowej spotykane jest pod nazwą Y-elementu.

Metodę tę wykorzystano m.in. w pracy [50]. Autorzy przedstawili wyniki analiz numerycznych, których przedmiotem było statyczne ściskanie rdzeni ulowych modelowanych na dwa sposoby – poprzez pełne odwzorowanie geometrii plastra miodu oraz modelowanie wyłącznie pojedynczego sektora jednostkowego. Wybrane, analizowane w pracy przypadki przedstawiono na rys. 2.30.



Rys. 2.30 Deformacje rdzenia uzyskane w drodze modelowania całego rdzenia (a) oraz pojedynczego sektora Y (b) [50]

Podstawowymi zaletami metody, oprócz prostej budowy modelu oraz znacznego skrócenia czasu potrzebnego na przeprowadzenie obliczeń, jest możliwość określenia pełnej charakterystyki rdzenia łącznie z zakresem sprężystym oraz zakresem zagęszczania zaznaczonego między innymi na rys. 2.13. Zauważalną wadą są obserwowane w zakresie progresywnego niszczenia oscylacje. Porównanie przebiegów uzyskanych z modelu pełnej geometrii rdzenia oraz elementu Y przedstawiono na rys. 2.31.

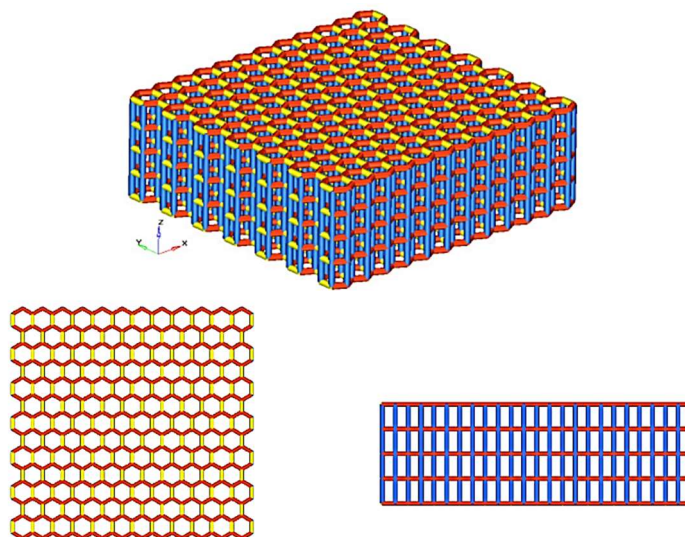


Rys. 2.31 Porównanie przebiegów uzyskanych z modelu pełnego rdzenia oraz elementu Y [50]

Z przedstawionego wykresu wywnioskować można, że wartość siły niszczącej wzrasta w chwilach, w których dochodzi do zamknięcia pojedynczej fałdy rdzenia i kolejnej, lokalnej utraty stateczności powodującej powstanie następnej fałdy. Wynik analizy, do której wykorzystano pełną geometrię rdzenia nie wykazuje podobnych tendencji, ponieważ do lokalnych wybozczeń dochodzi w całej objętości rdzenia w różnych momentach, w związku z czym, skokowy wzrost naprężeń niszczących nie jest widoczny na wykresie.

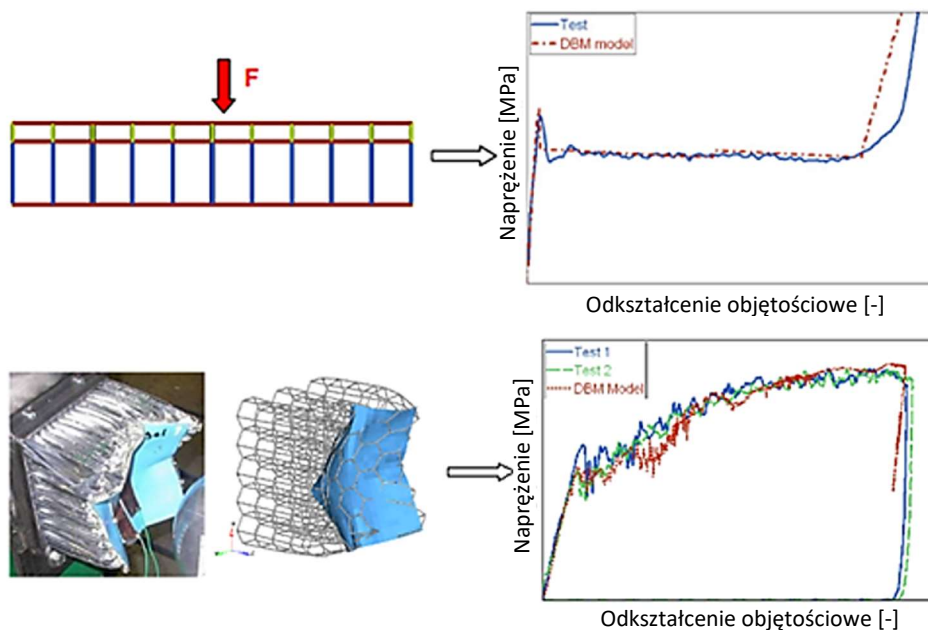
Odmienne podejście do próby ograniczenia tzw. kosztu numerycznego prowadzonych analiz dotyczących wytrzymałości rdzeni komórkowych w postaci aluminiowego plastra miodu

zaprezentowali autorzy publikacji [48], która poświęcona jest modelowaniu struktury przy użyciu konstrukcji składającej się z połączonych przegubowo, krótkich prętów. Wizualizację omawianego podejścia przedstawiono na rys. 2.32. Autorzy zastosowali metodę oznaczaną często skrótem DBM (ang. Discrete Beam Method).



Rys. 2.32 Model struktury ulowej wykorzystujący elementy prętowe [48]

Autorzy dowodzą, że zastosowane przez nich podejście jest poprawne i daje rezultaty o wysokiej zgodności z uzyskiwanymi eksperymentalnie przy zastosowaniu każdego znanego rodzaju wymuszenia kinematycznego, również dynamicznego. Przykładowe porównanie wyników uzyskanych eksperymentalnie i przy użyciu omawianego modelu zamieszczono na rys. 2.33.



Rys. 2.33 Wyniki uzyskane przy użyciu metody DBM i eksperymentalnie [48]

Kolejnym, często spotykanym w literaturze podejściem, pozwalającym na znaczne uproszczenie procesu modelowania geometrii plastra miodu oraz ograniczenie czasu potrzebnego na przeprowadzenie obliczeń, jest zastosowanie jednego z modeli konstytutywnych przeznaczonych do odwzorowywania zachowania obciążanej struktury modelowanej jako homogeniczna – zazwyczaj przy użyciu sześciennych elementów ośmiowęzłowych. Metoda pozwala na znaczne uproszczenie procesu modelowania rdzeni, zwłaszcza, gdy jest ona aplikowana w konstrukcjach o dużych gabarytach w stosunku do wymiarów charakterystycznych struktury. Modelowanie drobnych ścianek, przy użyciu elementów o niewielkim wymiarze charakterystycznym zapewniających wiarygodne odwzorowanie deformacji rdzenia, powoduje skrócenie kroku czasowego, w przypadku analiz dynamicznych i sprawia przy tym, że czas potrzebny na wykonanie obliczeń znacznie się wydłuża.

W takich przypadkach najczęściej wykorzystywanym modelem konstytutywnym jest nazywany w systemach do obliczeń MES (LS-DYNA®) – MAT_HONEYCOMB. Jego zastosowanie pozwala na pełne odwzorowanie globalnej sztywności struktury – zarówno osiowej, jak i postaciowej – w zakresach: sprężystym, progresywnego niszczenia oraz całkowitego skompresowania, któremu towarzyszy charakterystyka liniowo-sprężysta. Model ten z powodzeniem stosowany jest do predykcji zachowania konstrukcji, w których zastosowano cienkościenne, anizotropowe struktury o zorientowanej budowie, np. plastry miodu, jak i spienionych metali, czy tworzyw sztucznych. Znaczne uproszczenie procesu modelowania struktur przy użyciu MAT_HONEYCOMB jest jednak obarczone koniecznością znajomości szeregu parametrów i charakterystyk stosowanego rdzenia.

W stanie nieskompresowanym (początkowym, utraty stateczności, progresywnego niszczenia) materiał zachowuje własności ortotropowe, a składowe tensora naprężenia pozostają ze sobą niezwiązane, a więc składowa odkształcenia w jednym lokalnym kierunku nie powoduje powstania sił reakcji w pozostałych. Moduły sztywności wzdłużnej i postaciowej w poszczególnych kierunkach zależą od podanych modułów sztywności początkowej oraz sztywności struktury w pełni skompresowanej (zagęszczonej). Zależności te przedstawiają się następująco [38]:

$$E_{aa} = E_{aau} + \beta(E - E_{aau}) \quad (25)$$

$$E_{bb} = E_{bbu} + \beta(E - E_{bbu}) \quad (26)$$

$$E_{cc} = E_{ccu} + \beta(E - E_{ccu}) \quad (27)$$

$$G_{ab} = G_{abu} + \beta(G - G_{abu}) \quad (28)$$

$$G_{bc} = G_{bcu} + \beta(G - G_{bcu}) \quad (29)$$

$$G_{ca} = G_{cau} + \beta(G - G_{cau}) \quad (30)$$

gdzie:

$$\beta = \max \left[\min \left(\frac{1 - V}{1 - V_f}, 1 \right), 0 \right] \quad (31)$$

E – moduł sztywności wzdłużnej materiału rdzenia,

G – moduł sztywności postaciowej materiału rdzenia obliczany wg zależności:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (32)$$

$E_{aau}, E_{bbu}, E_{ccu}$ – moduły sztywności wzdłużnej rdzenia nieskompresowanego,

$G_{abu}, G_{bcu}, G_{cau}$ – moduły sztywności postaciowej rdzenia nieskompresowanego,

ν – stała Poissona;

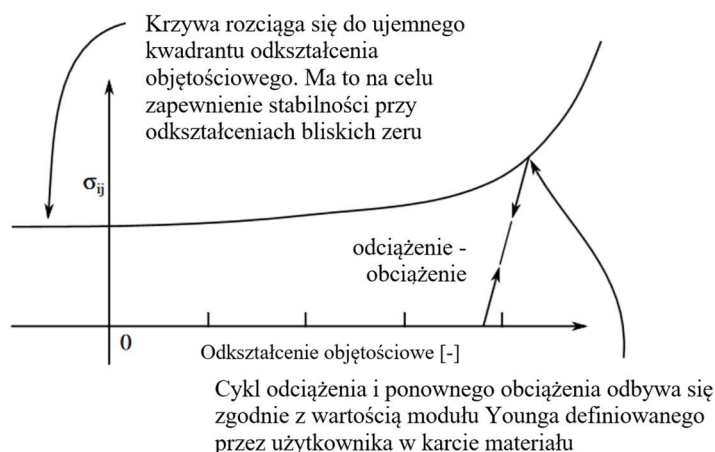
V – objętość względna – stosunek aktualnej objętości, do objętości początkowej,

V_f – objętość względna, przy której rdzeń traktowany jest jako całkowicie skompresowany i przechodzi w charakterystykę liniowo-sprężystą (względna objętość całkowitego zagęszczenia);

Ponadto model materiałowy wymaga zdefiniowania zestawu krzywych będących charakterystykami materiału otrzymywanymi w badaniach eksperymentalnych:

- ściskania w każdym z kierunków podstawowych;
- ścinania w każdej z płaszczyzn podstawowych.

Przykładową krzywą przedstawioną w instrukcji dotyczącej stosowania modelu [38] przedstawiono na rys. 2.34.



Rys. 2.34 Charakterystyka naprężeniowo-odkształceniowa używana w modelu MAT_HONEYCOMB [38]

Przedstawiona krzywa definiuje wielkość średnich naprężeń odniesionych do zmiany objętości względnej materiału. Wymagane jest, aby punkty wszystkich zdefiniowanych krzywych dla poszczególnych kierunków i płaszczyzn znajdowały się w tych samych miejscach na osi odciętych. W przeciwnym razie system (LS-DYNA®) może napotkać problemy ze zbieżnością rozwiązania.

Istnieją dwa sposoby definiowania omawianych charakterystyk. Pierwszy z nich to określenie wielkości naprężeń w funkcji objętości względnej (V). Możliwe jest również określenie wielkości naprężeń w funkcji odkształceń objętościowych definiowanych jako:

$$\varepsilon_V = 1 - V \quad (33)$$

Na początku aktualizowania wartości naprężeń w poszczególnych elementach, naprężenia i odkształcenia są przekształcane do lokalnych układów współrzędnych elementów. Wówczas sprawdzana jest próbna wartość naprężeń, oznaczona indeksem górnym (p) w poszczególnych kierunkach i płaszczyznach przy użyciu interpolowanych modułów sztywności zgodnie z zależnościami:

$$\sigma_{aa}^{n+1p} = \sigma_{aa}^n + E_{aa}\Delta\varepsilon_{aa} \quad (34)$$

$$\sigma_{bb}^{n+1p} = \sigma_{bb}^n + E_{bb}\Delta\varepsilon_{bb} \quad (35)$$

$$\sigma_{cc}^{n+1p} = \sigma_{cc}^n + E_{cc}\Delta\varepsilon_{cc} \quad (36)$$

$$\sigma_{ab}^{n+1p} = \sigma_{ab}^n + 2G_{ab}\Delta\varepsilon_{ab} \quad (37)$$

$$\sigma_{bc}^{n+1p} = \sigma_{bc}^n + 2G_{bc}\Delta\varepsilon_{bc} \quad (38)$$

$$\sigma_{ca}^{n+1p} = \sigma_{ca}^n + 2G_{ca}\Delta\varepsilon_{ca} \quad (39)$$

Następnie każda ze składowych jest niezależnie sprawdzana w kontekście możliwości przekroczenia dopuszczalnej wartości naprężeń określonej krzywą (rys. 2.34). W związku z tym, jeżeli spełniony jest warunek:

$$|\sigma_{ij}^{n+1p}| > \lambda\sigma_{ij}(V) \quad (40)$$

to:

$$\sigma_{ij}^{n+1} = \sigma_{ij}(V) \frac{\lambda\sigma_{ij}^{n+1p}}{|\sigma_{ij}^{n+1p}|} \quad (41)$$

$\sigma_{ij}(V)$ są definiowane przez osobne krzywe dla poszczególnych kierunków głównych (np. w lokalnym układzie współrzędnych elementu) i płaszczyzn ścinania. Parametr λ jest równy jedności, albo wartości odpowiadającej odpowiedniemu poziomowi prędkości odkształcenia. Zależność tę definiuje się za pomocą dodatkowej funkcji (krzywej), uzależniającej wielkość parametru λ od prędkości odkształcenia. Prędkość odkształcenia zdefiniowana jest tutaj jako Euklidesowa norma dewiatorowej części tensora prędkości odkształcenia (oznaczonej symbolem „prim”) zgodnie z poniższym równaniem:

$$\dot{\varepsilon} = \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}'_{ij} \dot{\varepsilon}'_{ij} \right)^{1/2} \quad (42)$$

W przypadku, gdy dojdzie do całkowitej kompresji materiału (zagęszczenia), czyli $V_f \leq V$, model wykazuje cechy ciała o własnościach sprężysto-plastycznych. Składowe tensora naprężeń aktualizowane są wówczas zgodnie z zależnością:

$$s_{ij}^p = s_{ij}^n + 2G\Delta\varepsilon_{ij}^{dev\,n+1/2} \quad (43)$$

gdzie przyrost dewiatora odkształcenia definiowany jest jako:

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{dev} = \Delta\varepsilon_{ij} - \frac{1}{3}\Delta\varepsilon_{kk}\sigma_{ij} \quad (44)$$

Następnie wykonywane jest sprawdzenie, czy osiągnięta została granica plastyczności skompresowanego materiału przy użyciu porównania wartości próbnej naprężeń rzeczywistych s_{rz}^p ze zdefiniowaną granicą plastyczności:

$$s_{rz}^p = \left(\frac{3}{2}s_{ij}^p s_{ij}^p\right)^{1/2} \quad (45)$$

Jeżeli granica plastyczności jest przekroczona, składowe tensora naprężenia są wprost skalowane z powrotem do granicy plastyczności.

$$s_{ij}^{n+1} = \frac{\sigma_y}{s_{rz}^p} s_{ij}^p \quad (46)$$

Kolejno, wartość ciśnienia aktualizowana jest przy użyciu współczynnika sprężystości objętościowej K , a więc wielkości wprost uzależniającej wielkość odkształcenia objętościowego od wartości naprężeń występujących w materiale:

$$p^{n+1} = p^n - K\Delta\varepsilon_{kk}^{n+1/2} \quad (47)$$

gdzie:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (48)$$

Finalnie, obliczane są składowe tensora naprężeń zgodnie z zależnością:

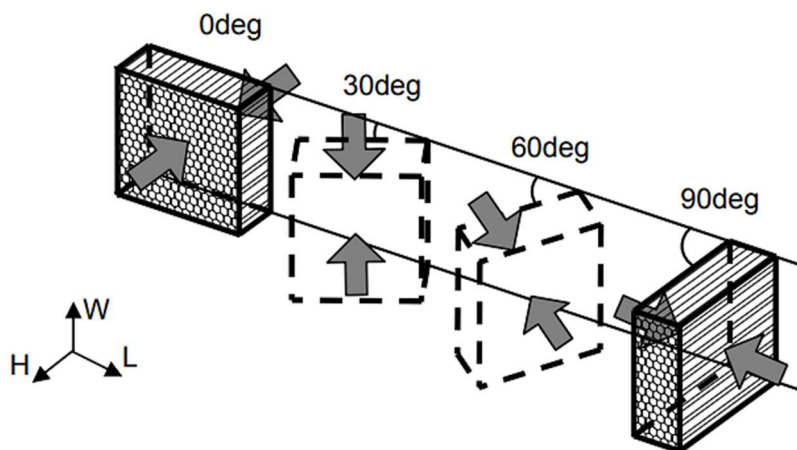
$$\sigma_{ij}^{n+1} = s_{ij}^{n+1} - p^{n+1}\delta_{ij} \quad (49)$$

Po zakończeniu procesu aktualizacji wartości naprężeń, są one przekształcane do postaci globalnej.

Na podstawie pracy [55] badaczy koncernu Toyota Motors®, system LS-DYNA® wyposażono w dodatkowy model konstytutywny o nazwie MAT_MODIFIED_HONEYCOMB przeznaczony do opisu ciał poprzecznie izotropowych, których własności mechaniczne są

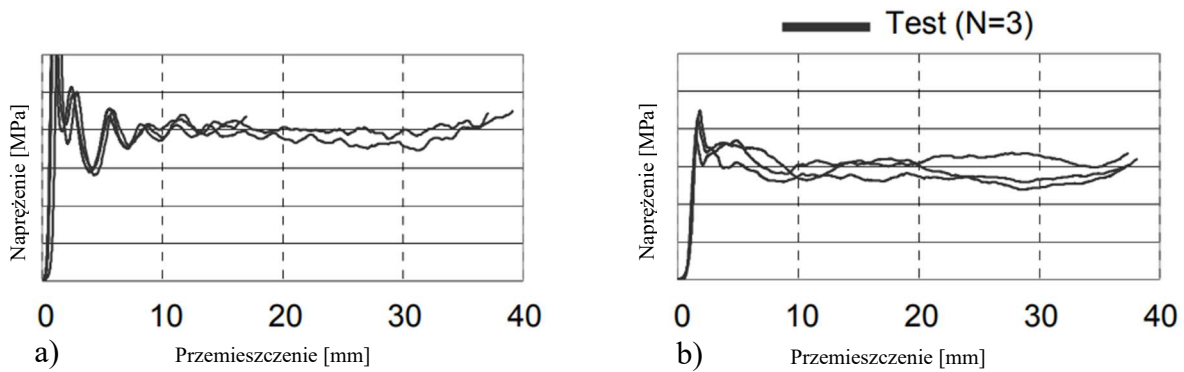
symetryczne względem osi normalnej do płaszczyzny izotropii. Struktury geometryczne w kształcie plastra miodu posiadają taką cechę, jednakże – jak pokazano na rys. 2.2 – przemysłowo wytwarzane struktury tego typu posiadają podwójne ścianki w jednym z kierunków, w związku z czym traktowanie ich jako poprzecznie izotropowych może zostać uznane jako nadmierne uproszczenie. Niemniej jednak, tendencje w projektowaniu elementów energochłonnych o przestrzennej, regularnej budowie, wytwarzanych m.in. technikami przyrostowymi wymagają, aby wspomnieć i o tym modelu materiałowym.

Podstawowy wariant jego zastosowania jest tożsamy z omówionym wcześniej modelem MAT_HONEYCOMB, gdzie własności materiału w kierunkach normalnych oraz płaszczyznach ścinania traktowane są całkowicie rozdzielnie. Umożliwia on jednak zdefiniowanie własności materiału poprzez określenie jego wytrzymałości w głównej osi, a następnie uzależnienie sztywności i granicy plastyczności od kąta odchylenia od osi głównej zgodnie z założeniami przedstawionymi na rys. 2.35. Jak wspomniano wyżej, zakładając, że oś główna, w której sztywność jest najwyższa, zgodna jest z kierunkiem H, zmiana sztywności będzie różna, gdy obrót postępować będzie wokół osi W oraz L. Stąd stosowanie modelu MAT_MODIFIED_HONEYCOMB do opisu struktur plastra miodu wytwarzanych w przemysłowy, konwencjonalny sposób jest nadmiernym uproszczeniem, bowiem nie przewiduje on tego rodzaju anizotropii.



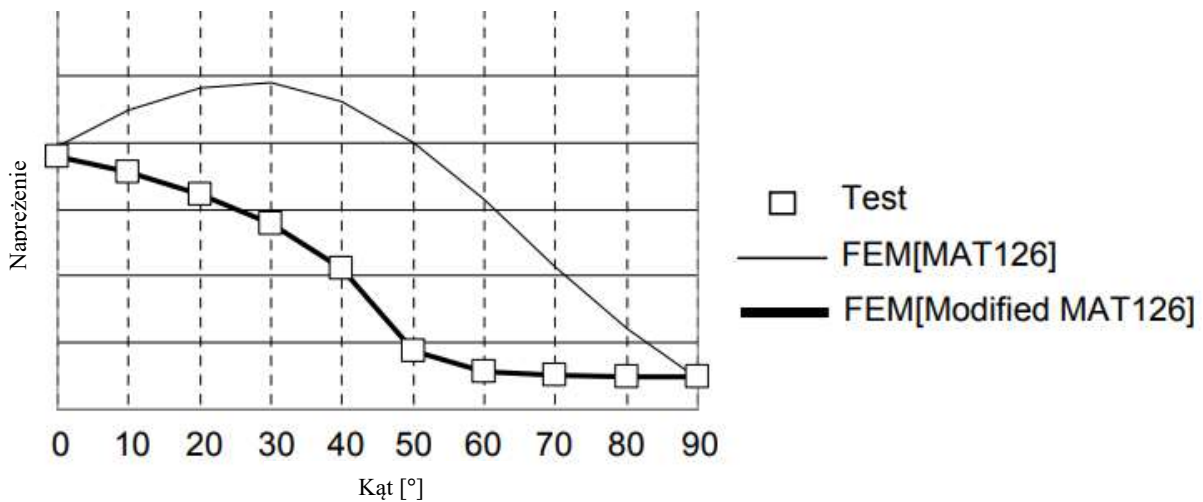
Rys. 2.35 Definicja osi głównej oraz kąta odchylenia do opisu materiału modelem MAT_MODIFIED_HONEYCOMB [55]

Opisane przez badaczy [55] wyniki empirycznych testów, w ramach których badano próbki wycinane z bloku aluminiowego plastra miodu zgodnie ze sposobem przedstawionym na rys. 2.35 dowodzą, że wraz ze zmianą kąta odchylenia od osi głównej wytrzymałość struktury spada przy zachowaniu charakteru przebiegu naprężeń w zależności od odkształceń. Uzyskane charakterystyki dla kąta 0 oraz 30° przedstawiono na rys. 2.36.



Rys. 2.36 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ aluminiowych plastrów miodu wyciętych w kierunku osi głównej (a) oraz pod kątem 30° (b) [55]

Opublikowane wyniki badań pokazują, że wraz ze wzrostem kąta odchylenia, sztywność struktury parabolicznie spada aż do osiągnięcia kąta około 60° . Wówczas wartość naprężenia niszczącego stabilizuje się na poziomie jednej dziesiątej wartości otrzymywanej w testach prowadzonych zgodnie z osią główną. W pracy [55] porównano wyniki prób otrzymane eksperymentalnie z uzyskanymi drogą symulacji MES z wykorzystaniem modeli konstytutywnych MAT_HONEYCOMB oraz MAT_MODIFIED_HONEYCOMB. Wykres przedstawiono na rys. 2.37.



Rys. 2.37 Zależność wielkości naprężeń niszczących od kąta pod jakim wycięto strukturę do badań [55]

Zmodyfikowany model zakłada, że wartość jednoosiowych naprężeń niszczących $\sigma^Y(\varphi, \varepsilon_V)$ może być traktowana jako funkcja kąta odchylenia od osi głównej struktury (najszywniejszej) i odkształceń objętościowych zgodnie z zależnością [55]:

$$\sigma^Y(\varphi, \varepsilon_V) = \sigma^b(\varphi) + (\cos \varphi)^2 \sigma^s(\varepsilon_V) + (\sin \varphi)^2 \sigma^w(\varepsilon_V) \quad (50)$$

gdzie:

φ – kąt odchylenia od osi głównej materiału;

$\sigma^b(\varphi)$ – granica plastyczności jako funkcja kąta φ ;

$\sigma^{s/w}(\varepsilon_V)$ – umocnienie do momentu zagęszczenia jako funkcja odkształcenia objętościowego.

Wartość naprężeń granicznych – niszczących będzie spadać wraz ze zwiększaniem kąta odchylenia φ wyłącznie, gdy spełnione zostaną zależności:

$$\frac{\partial \sigma^b(\varphi)}{\partial \varphi} \leq 0 \quad (51)$$

oraz:

$$\sigma^s(\varepsilon_V) - \sigma^w(\varepsilon_V) \geq 0 \quad (52)$$

Opisany powyżej model posiada istotną wadę polegającą na bardzo niskiej sztywności poprzecznej powodującą niefizyczne zapadanie struktury przy minimalnych naprężeniach ścinających. Wada ta ma swoje źródło w braku możliwości zmiany odporności na ścinanie bez wpływu na charakterystykę materiału podczas czystego, jednoosiowego ściskania. W celu pozbawienia modelu tej cechy, wprowadzono do niego kolejną modyfikację – zależne od wartości odkształcenia objętościowego funkcje granicznych naprężeń hydrostatycznych $\sigma_p^Y(\varepsilon_V)$ i ścinających $\sigma_d^Y(\varepsilon_V)$:

$$\sigma_p^Y(\varepsilon_V) = \sigma_p^Y(\varepsilon_V) + \sigma^s(\varepsilon_V) \quad (53)$$

$$\sigma_d^Y(\varepsilon_V) = \sigma_d^Y(\varepsilon_V) + \sigma^s(\varepsilon_V) \quad (54)$$

W efekcie, wartość naprężenia granicznego dla ściskania jednoosiowego definiowana jest funkcją $\sigma^Y(\varphi, \varepsilon_V)$, dla obciążenia ciśnieniem okalającym funkcją $\sigma_p^Y(\varepsilon_V)$, natomiast dla czystego ścinania funkcją $\sigma_d^Y(\varepsilon_V)$.

Po całkowitym zagęszczeniu struktury, zachowane są zależności pochodzące z modelu MAT_HONEYCOMB opisanych na stronie 50.

3. Opracowanie i weryfikacja założeń do badań

3.1. Wstęp

Modelowanie elementów energochłonnych zawierających struktury przekładkowe z rdzeniem ulowym, jak wspomniano w rozdziale 2.4, najbardziej efektywne jest przy użyciu modeli konstytutywnych, które pozwalają na zastąpienie mikrostruktury plastra miodu jednorodnym blokiem przestrzennych elementów. Podejście to wymaga przeprowadzenia szeregu testów doświadczalnych, na podstawie których wyznaczane są podstawowe charakterystyki wytrzymałościowe rdzenia. W rozdziale zaprezentowano przebieg badań prowadzonych w celu uzyskania przedmiotowych charakterystyk przy zastosowaniu różnego rodzaju podejść, w tym numerycznych. Miały one na celu sprawdzenie możliwości uzyskania określonych parametrów mechanicznych struktur ulowych przy zastosowaniu różnorodnych podejść eksperymentalnych i numerycznych, znalezienie sposobów pozwalających na określenie tych parametrów w szerokim przedziale prędkości odkształcenia i zbadanie ograniczeń stosowanych metod.

W celu uzyskania charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowej wartości zarejestrowanej podczas badań siły odnoszono do pola podstawy próbki, otrzymując wartości naprężeń. W tego rodzaju podejściu nie analizuje się wartości ani stanu naprężenia występującego w poszczególnych ściankach struktury i jest to znaczące uproszczenie zagadnienia. Całą objętość podatnego rdzenia traktuje się jako ciągłą, homogeniczną. Wartości naprężeń odnoszone są do wartości odkształceń objętościowych. Te z kolei są ilorazem zmiany objętości w danej chwili i objętości początkowej zajmowanej przez strukturę rdzenia. Biorąc pod uwagę, że charakterystyczna dla struktur ulowych, traktowanych jako homogeniczne liczba Poissona równa jest zeru, wartość odkształceń objętościowych potraktować można jako stosunek zmiany wysokości rdzenia do jego wysokości początkowej. Wartości naprężeń i odkształceń obliczane są wg wzorów:

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (55)$$

gdzie:

F – zarejestrowana wartość siły

A – początkowe pole podstawy badanej próbki

$$\varepsilon_V = \frac{\Delta V}{V_0} = \frac{u}{T} \quad (56)$$

gdzie:

V_0 – objętość początkowa rdzenia próbki;

T – wysokość początkowa rdzenia próbki.

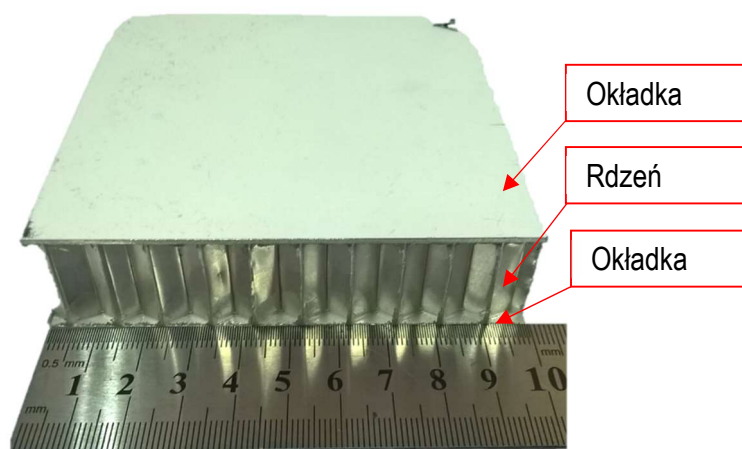
3.2. Eksperymentalne, statyczne badanie struktury ALUCORE®

3.2.1. Przygotowanie próbek

Do wyznaczenia parametrów globalnej sztywności struktury ulowej wykorzystany został komercyjnie dostępny produkt ALUCORE®. Jest to struktura przekładkowa o klasycznej budowie; połączenia lekkiego, aluminiowego rdzenia ze sztywnymi, aluminiowymi okładkami przy użyciu żywicy epoksydowej. Materiał zastosowany na folię do budowy rdzenia to stop o oznaczeniu Al.3105-H25. Wymiary charakterystyczne rdzenia są następujące:

- szerokość celi S – 9,5 mm;
- grubość folii t – 0,09 mm;
- wysokość rdzenia T – 25 mm.

Półfabrykat, który posłużył do wykonania próbek, przedstawiono na rys. 3.1.



Rys. 3.1 Półfabrykat z materiału ALUCORE®

Próbki do badań statycznych zostały przygotowane przy użyciu wycinarki wodnej CNC. Pożądany wymiar boku kwadratowej podstawy próbki wynosił 60 mm. Po wykonaniu wycięcia pięciu egzemplarzy z losowo wybranych miejsc półfabrykatu, próbki zostały zmierzone przy użyciu suwmiarki elektronicznej stalowej Limit (nr ser. 144550100) o dokładności wynoszącej 0,01 mm. W żadnym z przypadków odchylenie od wymiaru pożądanego nie wyniosło więcej niż 0,08 mm, w związku z czym zmienna pola przekroju poprzecznego próbki została całkowicie pominięta w dalszej analizie.

3.2.2. Aparatura badawcza, warunki realizacji badań

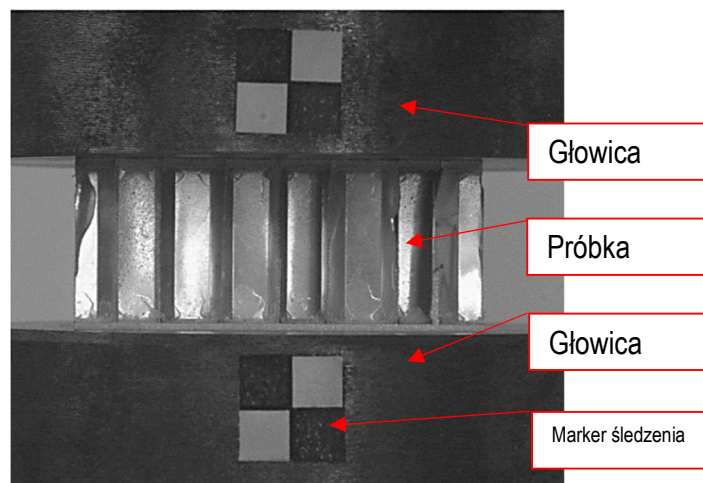
Do przeprowadzenia prób jednoosiowego ściskania wykorzystano uniwersalną maszynę wytrzymałościową INSTRON 8802. Jest to klasyczna maszyna o kolumnowej budowie, której serwomechaniczne sterowanie układem hydraulicznym pozwala na precyzyjne dozowanie wymuszenia zarówno przemieszczeniem, jak i wartością siły w czasie. Ruchoma, dolna głowica maszyny jest w stanie przemieszczać się z prędkością do 5 m/s przy nacisku maksymalnym o wartości 250 kN. Pomiar siły realizowany jest przy pomocy czujnika umieszczonego w górnej, nieruchomej głowicy. Fotografie stanowiska badawczego użytego do testów statycznych przedstawiono na rys. 3.2.



Rys. 3.2 Maszyna INSTRON 8802 przygotowana do badań

W głowicach maszyny zamocowano cylindryczne elementy stalowe ze splanowanymi czołami. Rozwiązanie to zapewnia równoległość powierzchni oddziałujących bezpośrednio na badaną próbkę przez cały czas trwania testu. Ma to kluczowe znaczenie, zwłaszcza w przypadku badania próbek o bardzo wyraźnym punkcie utraty stateczności. Od równomiernej dystrybucji obciążenia w dużej mierze zależy wartość siły krytycznej.

W celu umożliwienia obserwacji globalnej deformacji oraz ewentualnych anomalii, które mogą wystąpić podczas badań i zaburzyć wiarygodność ich wyników, w odległości ~ 30 cm od głowic umieszczono kamerę do rejestracji obrazu w skali szarości z 8-bitową skalą głębi. Próby rejestrowano w rozdzielczości 592 x 512 pikseli z częstotścią próbkowania 25 kl/s. Widok próbki zarejestrowany kamerą Phantom przed przeprowadzeniem badania przedstawiono na rys. 3.3.



Rys. 3.3 Widok na próbkę z kamery Phantom V12

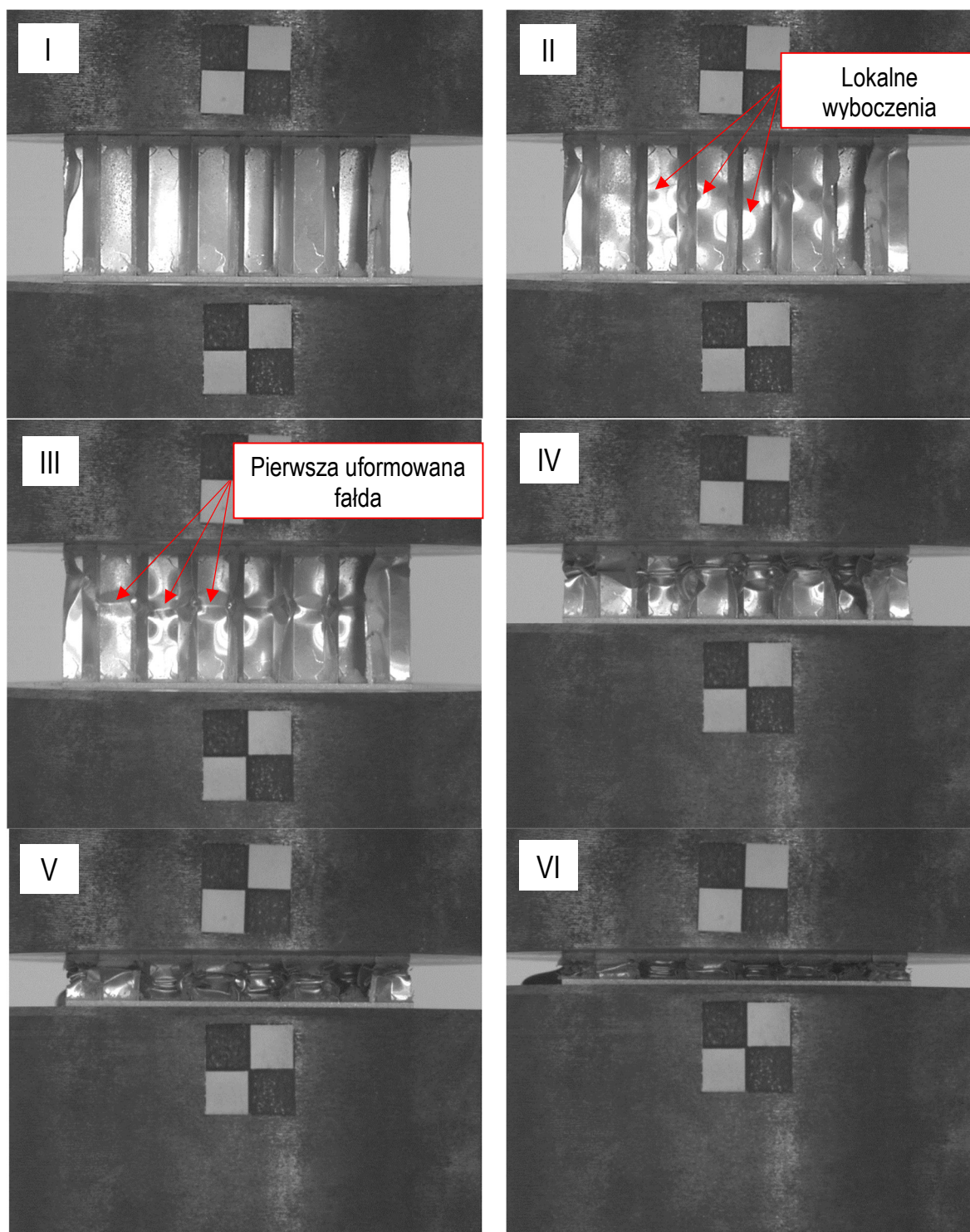
Próby realizowano przy zachowaniu stałego w czasie posuwu głowicy, który wynosił 5 mm/min. Ruch realizowany był w zakresie 0-23 mm, po czym test przerywano. Wartości przemieszczenia trawersy oraz siły reakcji rejestrowane były w interwale 0,01 s.

3.2.3. *Przebieg i wyniki badań*

Przeprowadzono testy pięciu próbek. Zarejestrowano przebiegi przemieszczenia i siły w czasie, jak i materiał filmowy. Po przeprowadzeniu akwizycji danych, przystąpiono do ich analizy. Do postępowania z materiałem filmowym wykorzystano oprogramowanie producenta kamery – Vision Research Ltd – CineViewer. Kadry z wybranych, charakterystycznych chwil w czasie badania pokazano na rys. 3.4.

Analizując ilustracje, zaobserwować można, że w momencie utraty stateczności wiotkich ścianek, na całej ich powierzchni tworzą się lokalne wyboczenia, widoczne najbardziej w okolicy krawędzi pionowej każdej ze ścianek (faza II). Warto zwrócić uwagę, że każde z powstałych zafalowań wygląda na regularne, jednakowych długości.

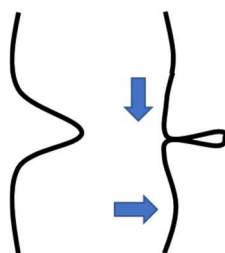
Zaobserwować jednak można, że nie wszystkie zewnętrzne ścianki wyboczyły się w podobny sposób. Trzecia z widocznych w całości ścianek, patrząc od lewej strony kadru przedstawionego na rys. 3.4 cz. II, została zdeformowana w postaci symetrycznej według osi pionowej, pozostałe natomiast deformowały się z falami występującymi na przemian. Widoczna jest także dwa razy większa liczba łuków gięcia przy pionowych krawędziach wspomnianej ściany w stosunku do pozostałych.



Rys. 3.4 Postać globalnej deformacji w charakterystycznych fazach próby: I – stan początkowy, II – utrata stateczności, III – zamknięcie pierwszej fałdy, IV – progresywne niszczenie, V – zagęszczanie rdzenia, VI – stan końcowy

W dalszej części badania próbka deformowała się w progresywny, przewidywalny sposób. Największe lokalne deformacje obserwowano w okolicy połowy wysokości rdzenia, co jest widoczne na rys. 3.4 w fazach III i IV. Jest to zjawisko zazwyczaj spotykane i charakterystyczne dla statycznych badań tego typu struktur [26, 80, 100, 106]. Próbkę do ostatecznej wartości przemieszczenia głowicy deformowała się w taki sposób, że kolejny punkt gięcia formował się

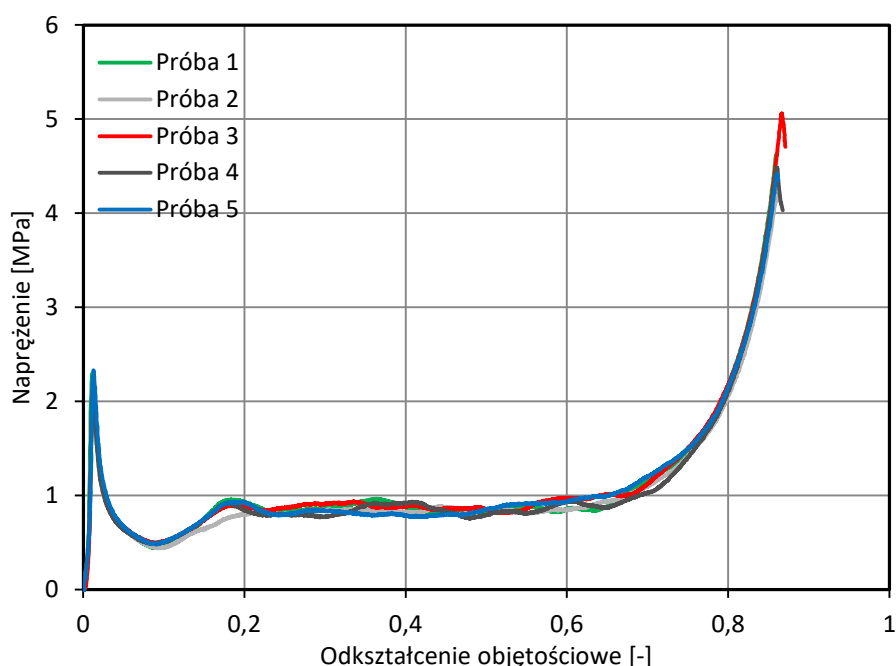
dopiero po zakończeniu, zamknięciu poprzedniej fałdy poprzez zetknięcie ścian ją tworzących. Zjawisko to zilustrowano na rys. 3.5.



Rys. 3.5 Proces tworzenia nowej fałdy podczas statycznego ściskania

Proces zakończył się całkowitym zagęszczeniem struktury. Na każdej z zewnętrznych ścian zaobserwowano utworzenie czterech pełnych fałd, niezależnie od ich liczby w początkowym stanie obserwowanym podczas utraty stateczności ścianek.

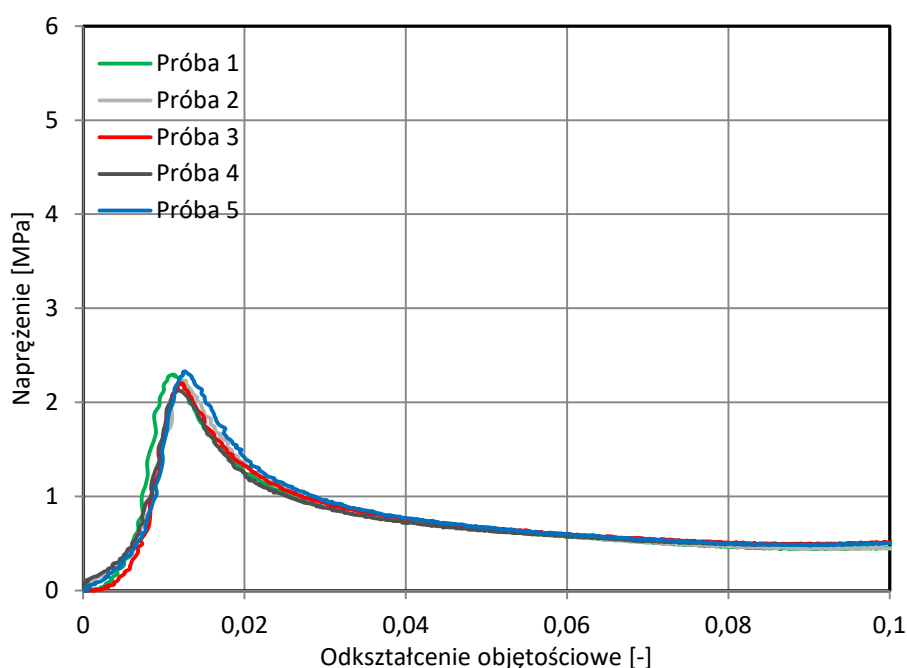
W celu uzyskania charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowej, wykonane zostały przekształcenia wg zależności (55) i (56). Wartości zarejestrowanej siły odniesiono do pola podstawy próbki, otrzymując wartości naprężeń. Po zestawieniu ich z wartościami odkształceń objętościowych, otrzymano charakterystyki przedstawione na rys. 3.6.



Rys. 3.6 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ struktury ALUCORE

W początkowym zakresie, widoczne jest łagodne narastanie naprężeń, aby następnie przejść do fazy sprężystej. Jest to niekorzystny efekt z punktu widzenia jakości uzyskiwanych danych, utrudniający dodatkowo ich analizę. Trudność uzyskania idealnie liniowej charakterystyki w zakresie sprężystym wynika głównie z odchyłek równoległości powierzchni okładek próbek oraz problematycznym ustaleniu optymalnego nacisku początkowego płaszczyzn

ściskających próbkę. Z uwagi na jej niską sztywność, zbyt duży nacisk początkowy powoduje pierwsze wyraźne odkształcenia, co dyskwalifikuje próbkę z badań. Rozbieżności charakterystyk sprężystych uzyskanych podczas prób przedstawia rys. 3.7. Różnice stałej sprężystości w zakresie liniowym nie są widoczne, wyraźne jest natomiast przesunięcie przebiegów w fazie. W związku z problemami natury technicznej, które opisano wyżej, moment wystąpienia sił reakcji o wartości wyższej od błędu pomiaru jest w poszczególnych próbach różny – różne więc będzie przemieszczenie tłoka maszyny wytrzymałościowej, a więc i wartość odkształcenia objętościowego.

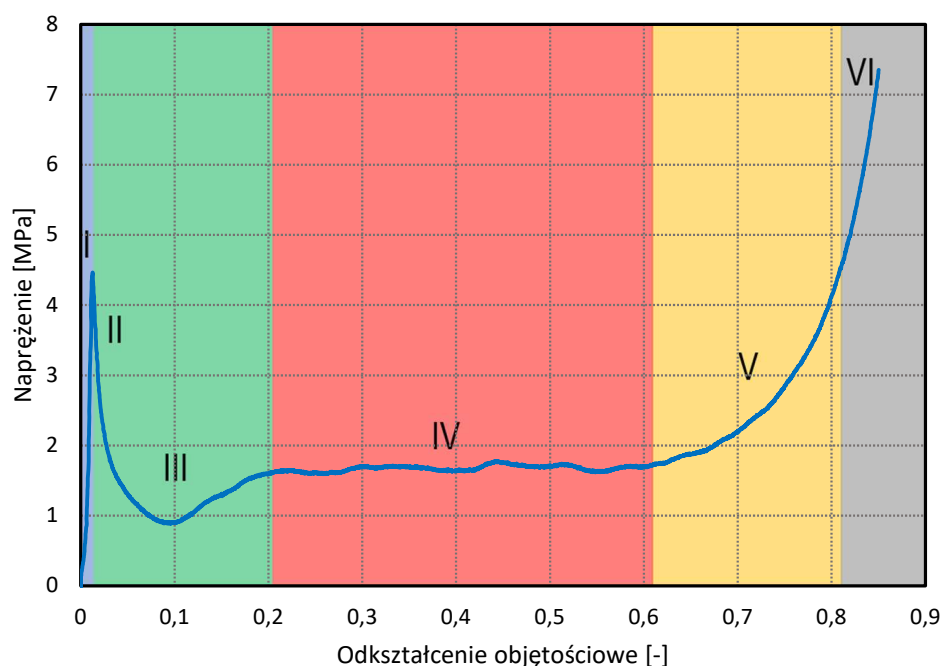


Rys. 3.7 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ struktury ALUCORE w początkowym zakresie odkształcenia

Uzyskane przebiegi przesunięto w fazie do uzyskania maksymalnie zbliżonych przyrostów w fazie sprężystej, a następnie uśredniono, uzyskując charakterystykę sztywności struktury statycznie obciążonej ściskaniem w kierunku wysokości komórki rdzenia. Przedstawiono ją na rys. 3.8. Po analizie uzyskanego rezultatu wyodrębniono pięć podstawowych, charakterystycznych dla tego typu struktur obszarów. Dla przejrzystej interpretacji podobszary te oznaczono kolorami:

- obszar sprężysty – niebieski;
- obszar utraty stateczności i formowania pierwszej fałdy – zielony;
- obszar progresywnego niszczenia – czerwony;
- obszar zagęszczania – pomarańczowy;
- obszar sprężysty struktury zagęszczonej – szary.

Utrata stateczności zachodzi na granicy obszarów niebieskiego i zielonego, osiągnąwszy naprężenia σ_{cr} o wartości 4,45 MPa przy odkształceniu $\varepsilon_V = 0,013$. Moduł sprężystości wzdłużnej struktury E_u zmierzony na odcinku liniowego narastania wartości naprężenia wyniósł 647,1 MPa. Wartości naprężeń z całego zakresu progresywnego niszczenia (plateau) uśredniono, uzyskując charakterystyczny parametr σ_{pl} , nazywany często średnim naprężeniem niszczącym, wynoszący 1,75 MPa. Moduł sprężystości wzdłużnej struktury całkowicie skompresowanej E_c wyniósł 84,9 MPa. Struktura ulowa została całkowicie skompresowana przy wartości odkształceń objętościowych ε_V 0,81 (granica obszarów pomarańczowego i szarego). Na wykresie zaznaczono cyframi (I-VI) momenty, które przedstawiają fotografie z rys. 3.4. Parametry struktury uzyskane w opisywanych próbach zamieszczono w tab. 3.1.



Rys. 3.8 Średnia charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ struktury ALUCORE; cyframi I-VI oznaczono poszczególne momenty ukazane na rys. 3.4

Tab. 3.1 Parametry struktury ALUCORE

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Szerokość celi	S	mm	9,5
Grubość ścianki	t	mm	0,09
Wysokość	T	mm	23
Moduł sztywności wzdłużnej	E_u	MPa	647,1
Naprężenie krytyczne	σ_{cr}	MPa	4,45
Naprężenie plateau	σ_{pl}	MPa	1,75
Względna objętość całkowitego zagęszczenia	V_F	-	0,19
Moduł szt. wzdł. skompresowanej strukt.	E_c	MPa	84,9

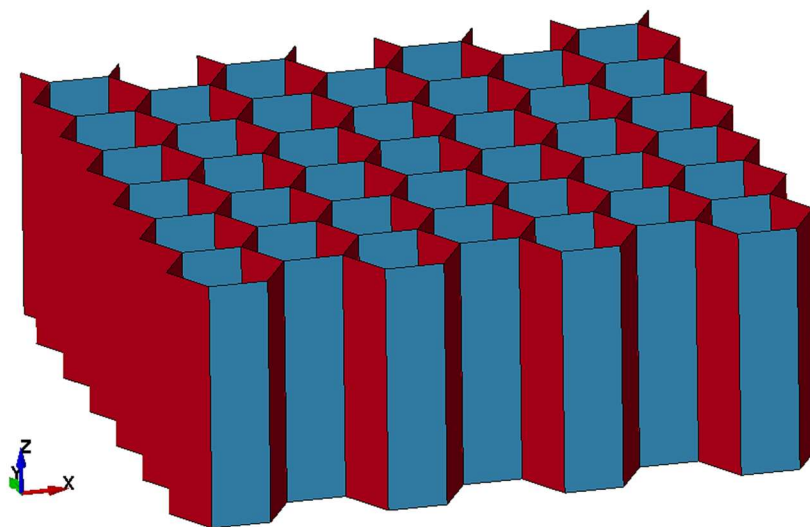
3.3. Numeryczna analiza statycznego ściskania ulowej struktury aluminiowej

Pierwsze z zastosowanych podejść do modelowania numerycznego to analiza pełnej geometrii struktury o wymiarze ograniczonym wielkością próbki przygotowanej do wykonanych badań eksperymentalnych. Sposób ten pozwala na uzyskanie charakterystyki wytrzymałościowej materiału oraz obserwację jego globalnego zachowania – postaci deformacji.

Analizy prowadzono przy użyciu niejawnego schematu całkowania równań różniczkowych. Do przeprowadzenia obliczeń wykorzystano system LS-Dyna. Dyskretyzacja przestrzenna

3.3.1. Model dyskretny

W oparciu o dane przedstawione przez producenta struktury w karcie materiałowej, utworzony został geometryczny model przestrzenny rdzenia. Wykorzystując powtarzalną, komórkową jego budowę, zwielowrotniono pojedynczą celę do uzyskania wymiaru próbki 60 mm. Utworzony model zawierał jedynie geometrię rdzenia, nie uwzględniając okładek, ani spoiwa łączącego je ze strukturą. Wykonany geometryczny model przedstawiono na rys. 3.9 Ściany składające się na plaster miodu posiadały idealną budowę, pozbawioną imperfekcji geometrycznych, czy materiałowych. Ściany podwójne (oznaczone kolorem niebieskim), które w rzeczywistym rdzeniu łączone są adhezyjnie, w przedstawionym modelu są ścianami pojedynczymi o podwojonej grubości. Nie uwzględniono klejonego połączenia pomiędzy nimi.

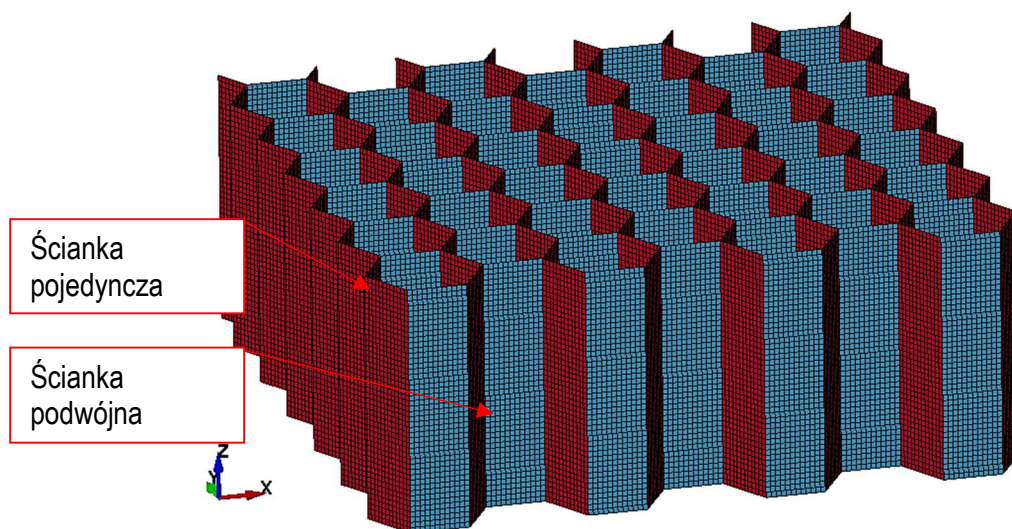


Rys. 3.9 Geometryczny model struktury rdzenia

Model geometryczny poddano procesowi dyskretyzacji przestrzennej. Z uwagi na budowę ścian – stosunek ich grubości do pozostałych wymiarów, do dyskretyzacji wykorzystano czterowzłowe, pełnocalkowalne elementy powłokowe. Zdefiniowano pięć punktów całkowania

na grubości każdego z elementów. Podejście to pozwala na znaczne uproszczenie procesu modelowania oraz oszczędność czasu potrzebnego na wykonanie pojedynczej analizy.

Wymiar charakterystyczny pojedynczego elementu wyniósł 0,48 mm, co pozwoliło na umieszczenie 552 elementów o sformułowaniu Belytschko-Tsay [38] na każdej ze ścianek. Na wysokości rdzenia znalazło się 46 elementów. Przy założeniu, że podczas kompresji struktury na każdej ze ścian utworzone zostaną cztery pełne fałdy, każdy z promieni gięcia obejmować będzie 5-6 elementów na długości łuku. Dyskretny model rdzenia przedstawiono na rys. 3.10.



Rys. 3.10 Dyskretny model rdzenia struktury

3.3.2. *Model konstytutywny, właściwości materiału*

Do odwzorowania zachowania stopu Al 3105-H25, z którego wykonany był rdzeń struktury, użyto sprężysto-plastycznego modelu konstytutywnego, który w wybranym do analiz systemie LS-Dyna zaimplementowany jest jako MAT_003_PLASTIC_KINEMATIC [38]. Jest to biliniowy model, którego relację naprężeniowo-odkształceniową określa się definiując tangens kąta części sprężystej oraz części umocnienia kinematycznego. Zalecany jest do modelowania izotropowych materiałów wykazujących wyraźną granicę plastyczności, w szczególności wykazujących wrażliwość na prędkość odkształcenia oraz podatność na zjawisko umocnienia izotropowego. Na podstawie przeprowadzonych badań literatury [26, 50, 100] w tym zakresie należy się spodziewać, że użyty model może być stosowany w realizacji zagadnienia.

Odwzorowanie zmiany własności materiału pod wpływem zmiany prędkości odkształcenia odbywa się z zastosowaniem zależności Cowpera-Symondsa, dzięki czemu możliwy jest wzrost wartości granicy plastyczności. Mnożona jest ona przez przedstawiony niżej współczynnik [38]:

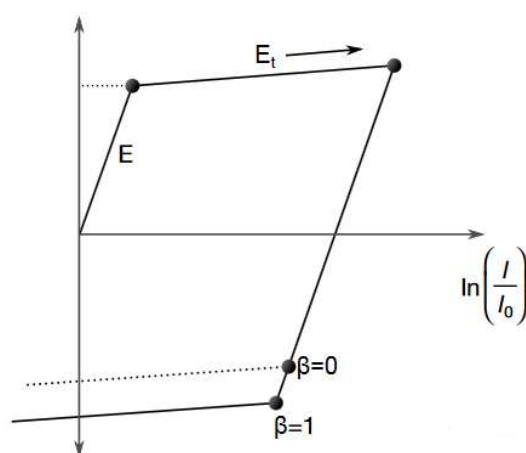
$$1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{S} \right)^{1/p} \quad (57)$$

gdzie:

$\dot{\epsilon}$ – prędkość odkształcenia

s, p – stałe modelu Cowpera-Symondsa

Schemat obrazujący działanie zastosowanego modelu dwuliniowego z uwzględnieniem umocnienia kinematycznego i izotropowego przedstawiono na rys. 3.11. Odcinek oznaczony E odwzorowuje zakres sprężysty, odcinek E_t jest nachyleniem w zakresie plastycznym, l jest długością zdeformowanej, natomiast l_0 niezdeformowanej próbki. Parametr β zawiera się w przedziale od 0 – dla kinematycznego umocnienia do 1 – dla umocnienia izotropowego. Dla zastosowania kombinacji umocnienia kinematycznego i izotropowego wprowadzona wartość powinna znajdować się wewnątrz przedziału.



Rys. 3.11 Schemat zachowania modeli materiałowego [38]

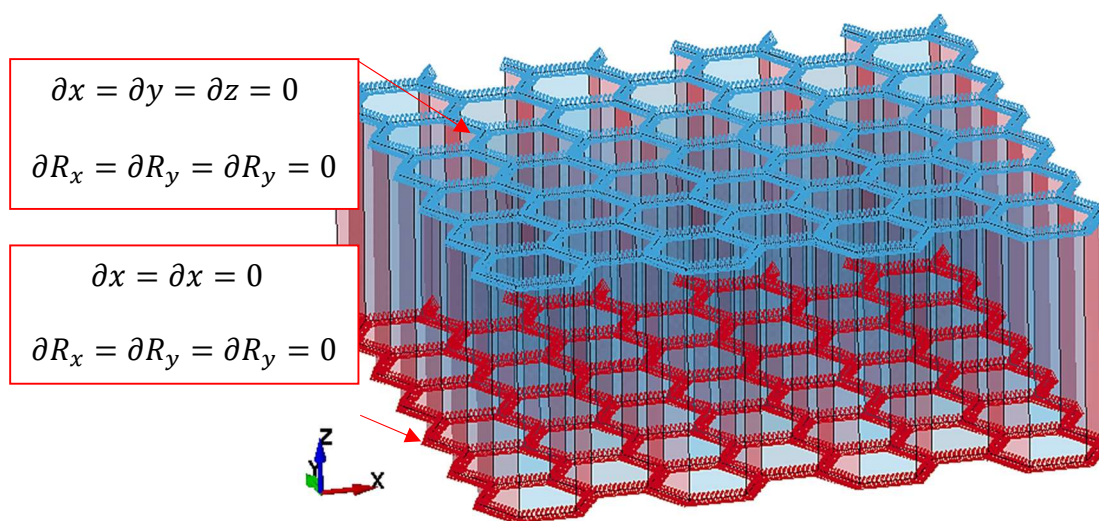
Własności materiałowe stopu aluminium o oznaczeniu Al 3105-H25 zaczerpnięto z internetowej bazy danych MatWeb.com [66]. Wybrane parametry użyte do przeprowadzenia obliczeń umieszczono w tab. 3.2.

Tab. 3.2 Dane materiałowe stopu Al 3105-H25 [66]

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Gęstość	ρ	kg/m ³	$2,7 \times 10^3$
Moduł sztywności wzdłużnej	E	GPa	69
Moduł sztywności postaciowej	G	MPa	25
Liczba Poissona	ν	-	0,29
Granica plastyczności	σ_0	MPa	160
Moduł sztywności wzdłużnej (zakr. plast.)	$E_{\tan}$	MPa	2,1
Wytrzymałość na rozciąganie	σ_m	MPa	180
Wytrzymałość na ścinanie	τ_u	MPa	105
Wydłużenie przy zerwaniu	ϵ_u	%	8

3.3.3. Warunki początkowo-brzegowe

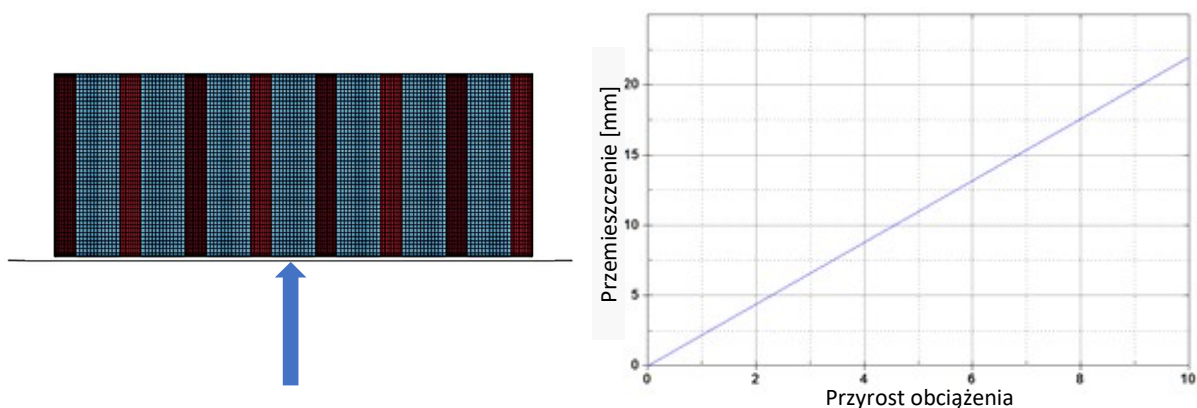
Jak napisano w rozdziale powyżej, zaproponowany model nie uwzględnia okładek, z związku z czym ich obecność i oddziaływanie na rdzeń została uwzględniona w niżej opisanym sposobie. Jako, że do łączenia tego typu struktur z okładkami używana jest zazwyczaj sztywna żywica epoksydowa tworząca pachwinową spoinę pomiędzy ścianą rdzenia i okładką, uniemożliwiając jej przesunięcie i obrót wzdłuż linii styku, węzłom rdzenia znajdującym się na styku z okładką zostały odebrane wszystkie translacyjne i rotacyjne stopnie swobody. Uwolniony pozostał jedynie kierunek pionowy w węzłach, na które oddziaływać będzie przemieszczająca się płaszczyzna. Schemat utwierdzenia struktury przedstawiono na rys. 3.12



Rys. 3.12 Schemat utwierdzenia rdzenia

Realizacja wymuszenia odbywała się przy użyciu płaszczyzny, którą wprowadzono do modelu na potrzeby wykonania testu. Do jej dyskretyzacji użyto powłokowych elementów czterowęzłowych. W celu odwzorowania jej sztywnego, nieodkształcalnego charakteru użyto materiału MAT_RIGID o gęstości i module sztywności wzdłużnej charakterystycznej dla stali (210 MPa).

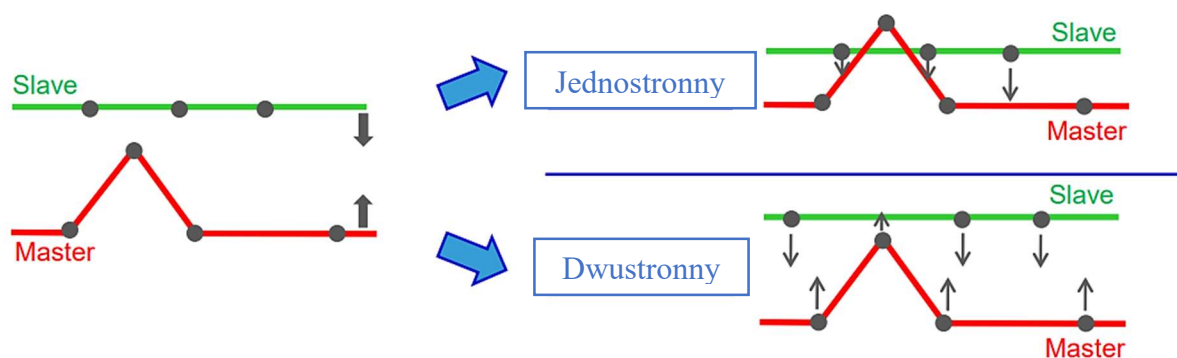
Przesunięcie dolnej płaszczyzny zdefiniowano w zakresie 0 – 23 mm. Schemat skontaktowanej pary wraz z krzywą obciążenia przedstawiono na rys. 3.13. W modelu pominięto oddziaływanie tarcia pomiędzy rdzeniem, a płaszczyzną. Uwzględniono je zaś w potencjalnie tworzących się parach kontaktowych wewnątrz rdzenia – pomiędzy odkształcanymi ścianami. Wszystkie problemy statyczne rozwiązywano metodą niejawną opisaną szerzej w rozdziale 2.4.1.



Rys. 3.13 Schemat wymuszenia przemieszczeniem płaszczyzny wraz z krzywą obciążenia

3.3.4. Modelowanie kontaktu

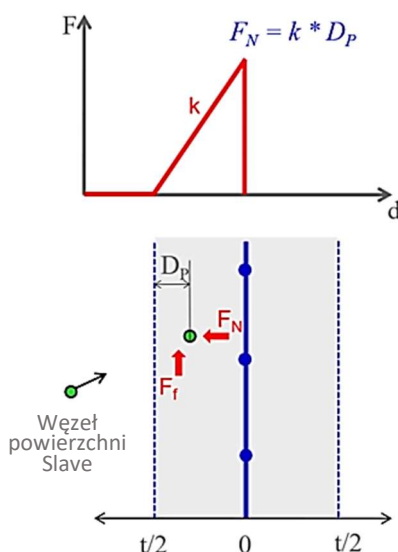
W celu ograniczenia możliwości wzajemnego przenikania ścianek struktury w trakcie ich deformowania, zastosowano jeden z automatycznych algorytmów definiujących kontakt pomiędzy elementami modelu. Algorytmy automatyczne charakteryzują się dwustronnością działania – wykrywanie potencjalnej penetracji odbywa się w odniesieniu do obydwu ciał. Nie są również zorientowane, co oznacza, że wykrywanie kontaktu odbywa się po obydwu stronach powierzchni. Podstawową różnicę działania jedno- i dwustronnego algorytmu poszukiwania kontaktu pomiędzy powierzchniami nazwanymi Master oraz Slave przedstawiono na rys. 3.14. [75].



Rys. 3.14 Sposób poszukiwania kontaktu w algorytmach jedno- i dwustronnych [75]

W przeciwieństwie do algorytmów bazujących na stałych, kinematycznych więzach ustalających pozycję węzłów w przestrzeni względem siebie, zastosowana funkcja zapobiega wzajemnemu przenikaniu się powierzchni. W przypadku, kiedy dochodzi do przeniknięcia węzła pierwszej powierzchni „slave” w głąb strefy tolerancji, zwykle zależnej bezpośrednio od grubości t , drugiej powierzchni „master”, do węzła przykładana jest siła normalna F_N proporcjonalna do sztywności kontaktu k oraz głębokości penetracji D_p . Oprócz tego, powstaje również siła tarcia

o kierunku stycznym do powierzchni i wartości odpowiadającej iloczynowi siły normalnej F_N i współczynnika tarcia μ . Dla lepszego rozumienia, opisane zjawiska przedstawiono na rys. 3.15.



Rys. 3.15 Zasada działania kontaktu przeciwdziałającego przenikaniu – penetracji [75]

Sztywność kontaktu k segmentu będącego częścią powierzchni pary kontaktowej, w przypadku elementów powłokowych obliczana jest wg zależności [75]:

$$k = \frac{f_s \cdot A_k \cdot K}{D_{max}} \quad (58)$$

gdzie:

f_s – współczynnik skalujący wymiar tolerancji;

A_k – pole powierzchni segmentu kontaktowego;

D_{max} – największa przekątna segmentu;

K – moduł sprężystości objętościowej obliczany z zależności [38]:

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (59)$$

gdzie:

E – moduł sprężystości wzdłużnej;

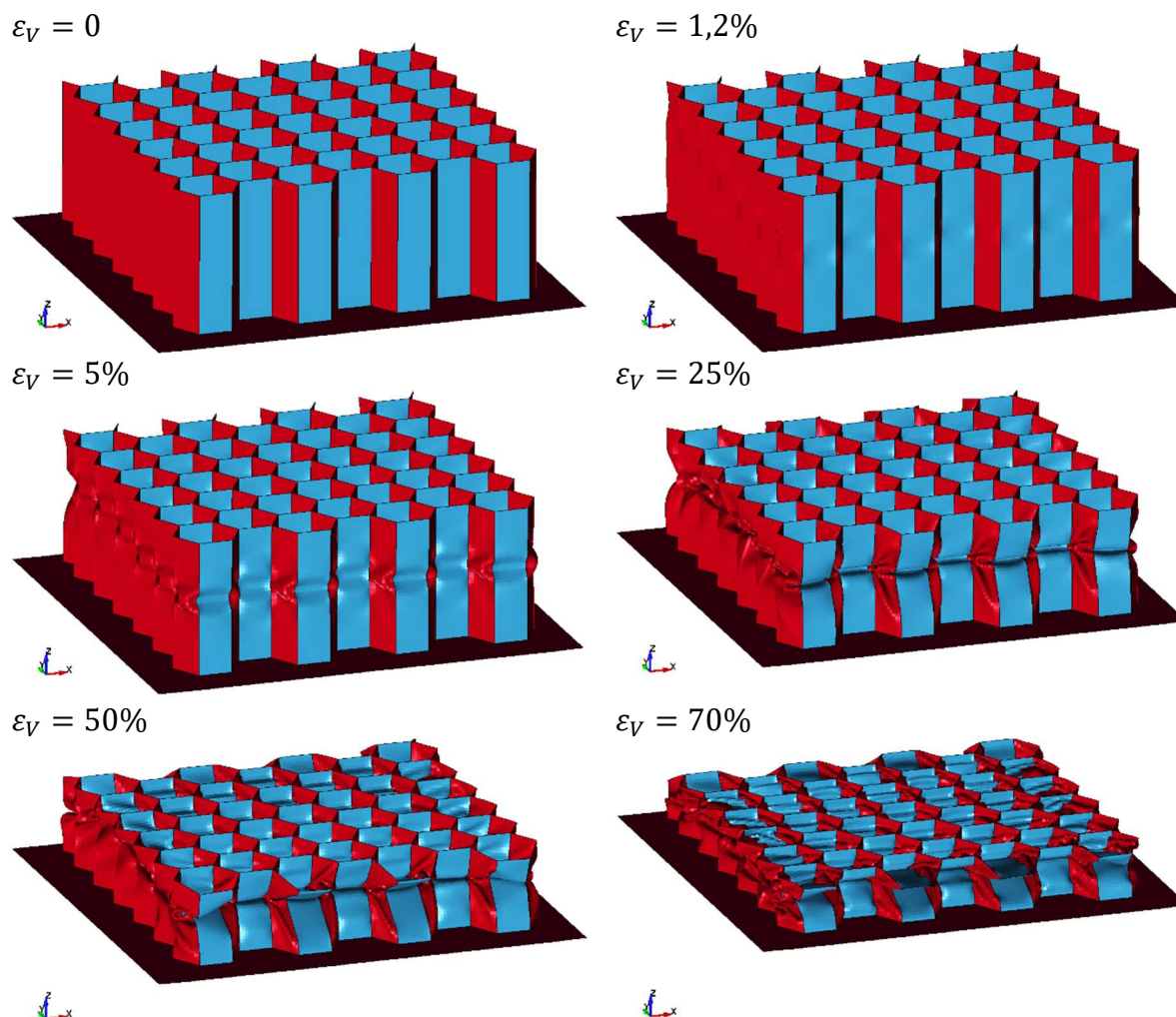
ν – liczba Poissona.

3.3.5. Wyniki obliczeń

W wyniku przeprowadzonych obliczeń uzyskano obrazy globalnej deformacji rdzenia o budowie plastra miodu. Uzyskane wyniki pozwalają także na obserwację mechanizmów powodujących lokalną degradację struktury w miejscach łączenia ścian jak i lokalnych wyboczeń i zginania poszczególnych elementów struktury.

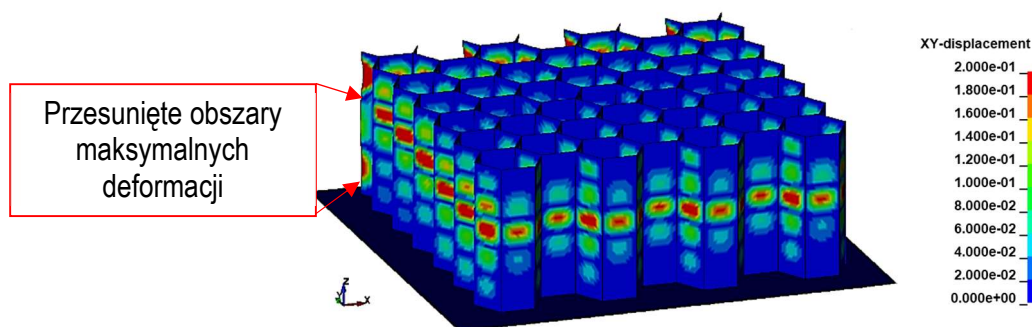
W celu uzyskania globalnej charakterystyki sztywnościowej badanej struktury, rejestrowano wielkość przemieszczenia płaszczyzny oddziałującej na strukturę oraz wartość siły

reakcji w osi oddziaływania powstałej w węzłach, którym odebrano wszystkie stopnie swobody. Na rys. 3.16 przedstawiono proces niszczenia rdzenia w kolejnych wartościach odkształcenia objętościowego dla danego stanu. Początkowo ścianki znajdujące się na froncie próbki tracą stateczność w okolicy połowy wysokości, formując pierwszy łuk gięcia. Ściany o pojedynczej grubości nie wykazują podobnego zachowania na całej szerokości rdzenia. Największe deformacje rozpoczynają się, w ich przypadku, pomiędzy 1/2 a 2/3 wysokości.



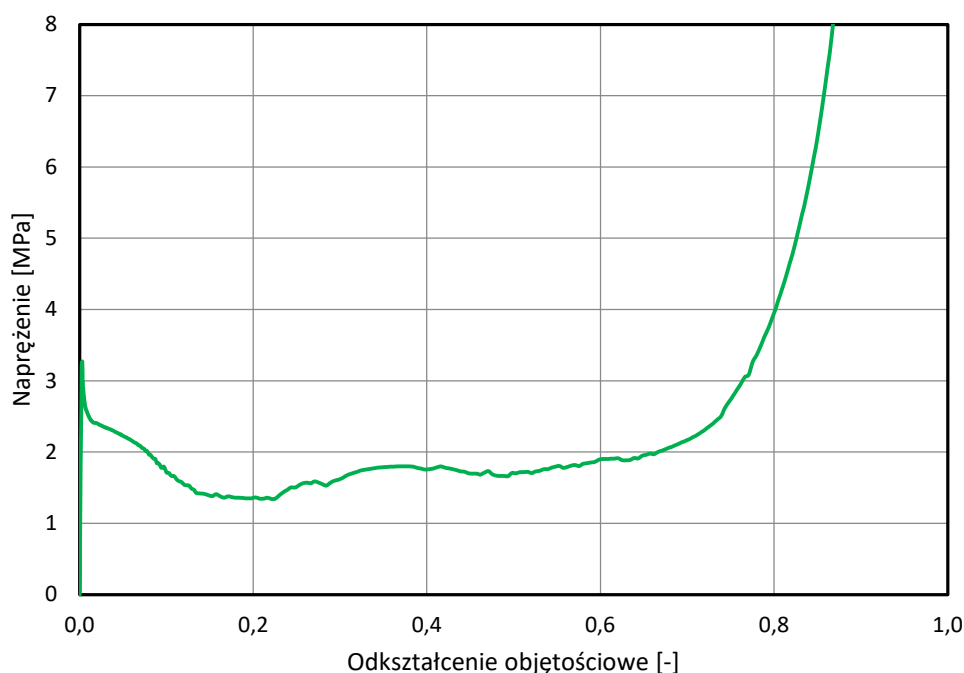
Rys. 3.16 Postać deformacji struktury wraz ze wzrostem odkształceń objętościowych

W celu uwidocznienia lokalnych deformacji analizowanej struktury w momencie utraty stateczności, na rys. 3.17 przedstawiono warstwice przemieszczeń węzłów w płaszczyźnie poziomej (XY). Widoczne na nim są pierwsze tworzące się fale. Widoczna jest również większa podatność ścianek pojedynczych – tworzą się na nich deformacje nie tylko w okolicy połowy wysokości, ale również na skrajach jak wskazano na rys. 3.17.



Rys. 3.17 Mapa przemieszczeń węzłów w płaszczyźnie XY

Wartości przemieszczenia oraz siły reakcji poddano stosownym przekształceniom, analogicznym do opisanych w rozdziale 3.2.3 w celu uzyskania przebiegu wartości naprężeń w funkcji odkształceń objętościowych. Charakterystykę wytrzymałościową badanej struktury umieszczono na rys. 3.18. Podobnie jak w przypadku krzywej uzyskanej w badaniach eksperymentalnych, powyższa – zawiera elementy charakterystyczne tj. ograniczony wartości siły krytycznej zakres sprężysty, zakres utraty stateczności, zakres progresywnego niszczenia, zagęszczania oraz zakres sprężysty struktury skompresowanej.



Rys. 3.18 Charakterystyka $\sigma - \varepsilon_V$ struktury – obliczenia MES

Właściwości struktury uzyskane w drodze przeprowadzonej analizy zamieszczono w tab. 3.3.

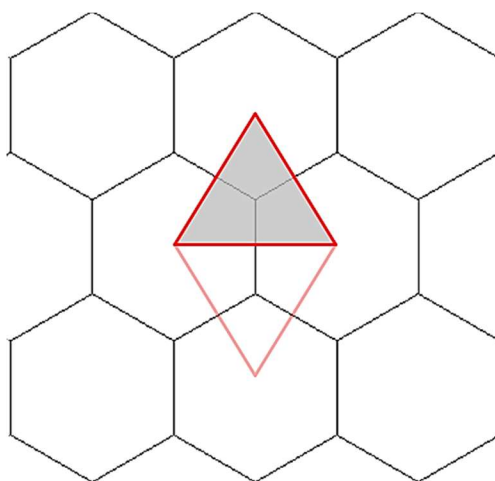
Tab. 3.3 Parametry struktury ALUCORE[®] otrzymane w drodze analizy MES

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Moduł sztywności wzdłużnej	E_u	MPa	1 388,1
Naprężenia krytyczne	σ_{cr}	MPa	3,21

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Napężenia plateau	σ_{pl}	MPa	1,81
Względna objętość zagęszczenia	V_F	-	0,18
Moduł szt. wzdl. skompresowanej strukt.	E_c	MPa	98,9

3.4. Numeryczna analiza statycznego ściskania przy wykorzystaniu uproszczonego modelu „Y”

Struktura komórkowa o topologii plastra miodu posiada szczególną własność swojej budowy. Jest nią występowanie podobszarów, które się powtarzają. Najmniejszy, powtarzalny podobszar, jaki można wydzielić ze struktury to komórka o podstawie trójkąta równobocznego, którego boki są prostopadłe do ścian trzech przyległych do siebie komórek plastra miodu. Wydzieloną, pojedynczą komórkę przedstawiono na rys. 3.19. Jak można zauważyć, wydzielony obszar zawiera po połowie z dwóch ścian pojedynczych oraz połowę ściany podwójnej. Tworząc lustrzane odbicia względem każdej ze ścian podstawy podobszaru, stworzona zostałaby pełna struktura plastra miodu.



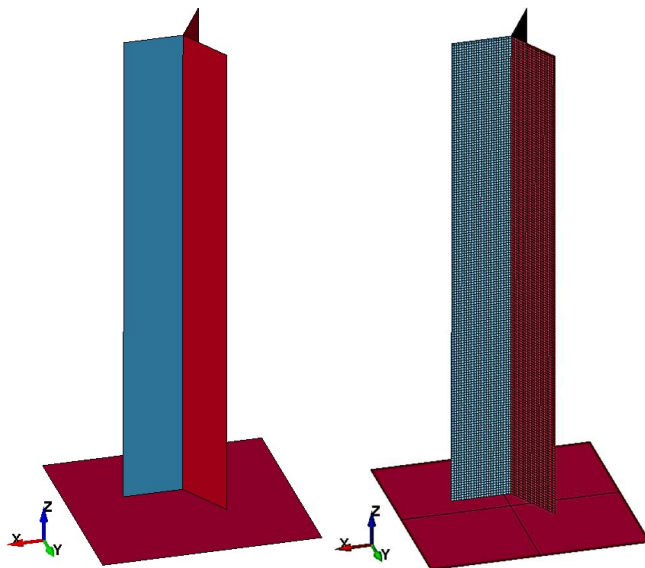
Rys. 3.19 Pojedyncza komórka wydzielona ze struktury

Jak wskazano w pracach [26, 50, 100], struktury składające się z powtarzających się elementów analizować można, skupiając się wyłącznie na modelu uproszczonym do wycinka przy zastosowaniu odpowiednich uwarunkowań. W przypadku analizowanej struktury, uwarunkowania te sprowadzają się do traktowania boków podstawy podobszaru jako płaszczyzn symetrii. Dzięki takiemu podejściu, jednostkowa komórka zachowa się jak plaster miodu o nieskończonej powierzchni.

3.4.1. Dyskretyzacja przestrzenna

Model geometryczny przygotowany do przeprowadzenia dyskretyzacji wykonano wg założeń przedstawionych na rys. 3.19. Składał się on z trzech ścian połączonych ze sobą w linii jednej z dłuższych krawędzi. Ściany połączono ze sobą z kątem rozwarcia równym 120° .

Do utworzenia siatki elementów skończonych wykorzystano czterowęzłowe, pełnocalkowalne elementy powłokowe z pięcioma punktami całkowania na grubości elementu. Wymiar charakterystyczny elementu wynosił 0,23 mm. Na wysokości ścianki znalazło się ich 100. Geometryczny model pojedynczego sektora jednostkowego wraz z naniesioną siatką elementów skończonych przedstawiono na rys. 3.20. Dodatkowym elementem modelu jest płyta umieszczona pod sektorem prostopadle do osi badanej struktury. Nie stanowi ona odwzorowania jednej z okładek struktury, a jedynie płaszczyznę, która przemieszczając się, będzie obciążać badaną strukturę.



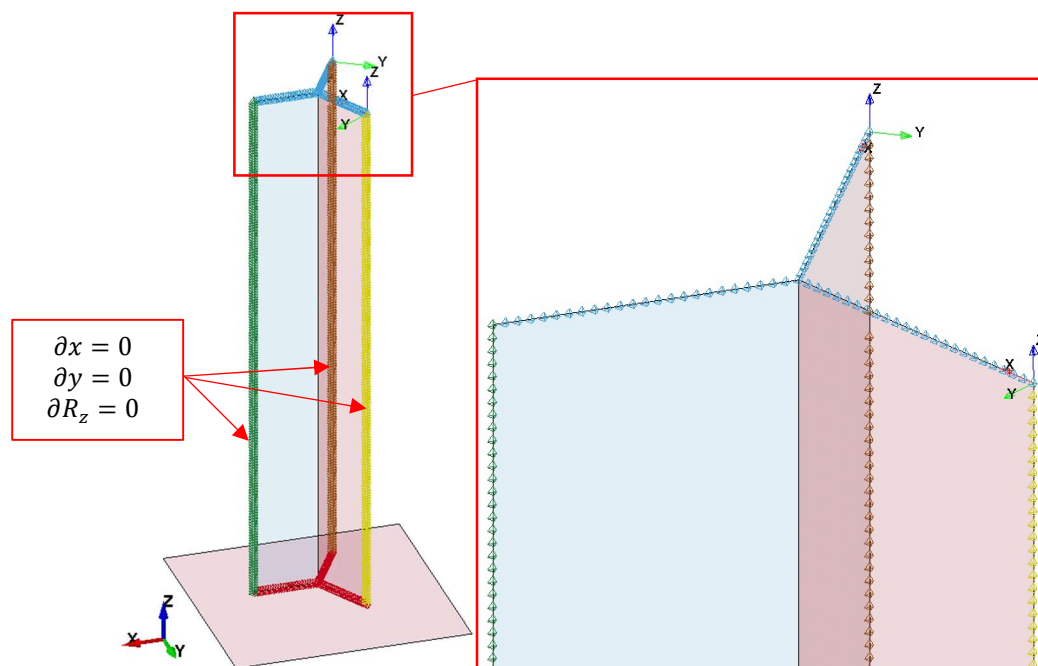
Rys. 3.20 Geometryczny model sektora jednostkowego wraz z siatką elementów skończonych

3.4.2. Warunki początkowo-brzegowe

Do przeprowadzenia analizy statycznego ściskania zastosowano podparcie oraz wymuszenie analogicznie, jak w przypadku ściskania całej próbki, tj. odebrano wszystkie stopnie swobody węzłom położonym najwyżej. Węzłom położonym przy płaszczyźnie wymuszającej ruch również odebrano wszystkie stopnie swobody oprócz translacyjnego w osi Z (pionowej).

Ograniczenie poddanego analizie obszaru do sektora przedstawionego na rys. 3.20 stwarza konieczność zastosowania specjalnych ograniczeń ruchu, które odwzorować mają zachowanie symetrii. Ściana podwójna – oznaczona na niebiesko – położona jest równolegle do płaszczyzny XZ podstawowego układu współrzędnych modelu. Daje to możliwość odwzorowania warunków symetrii poprzez odebranie węzłom znajdującym się na skraju ściany translacyjnego stopnia

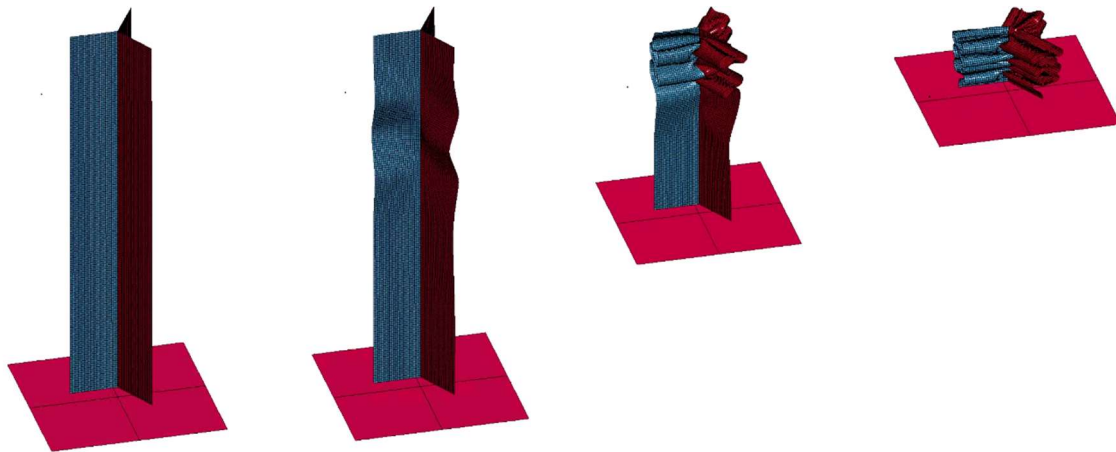
swobody względem osi X oraz rotacyjnych względem osi Y i Z. Nadanie podobnych ograniczeń na pozostałych ścianach wiąże się z koniecznością zdefiniowania lokalnych układów współrzędnych, których płaszczyzna XZ jest równoległa do płaszczyzny tworzonej przez ścianę. Schematyczne przedstawienie omawianych warunków brzegowych umieszczono na rys. 3.21.



Rys. 3.21 Warunki brzegowe odwzorowujące symetrię ścian

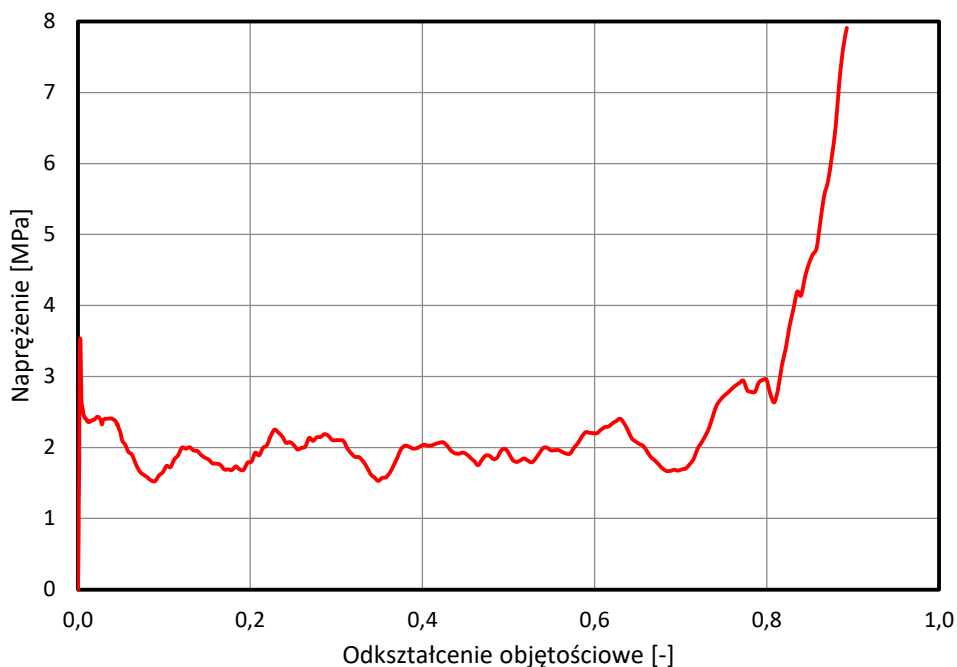
3.4.3. Wyniki obliczeń

W wyniku przeprowadzonej analizy stwierdzono zachowanie modelowanego w przedstawiony powyżej sposób rdzenia jako analogiczne do modelowanej struktury w całości. Uzyskane postacie deformacji wskazują na występowanie mechanizmów charakterystycznych dla procesu niszczenia tego typu struktur. Jak pokazano na rys. 3.22, rozróżnić można tutaj część próby, w której struktura zachowuje się sprężysto. Po osiągnięciu siły krytycznej następuje wyboczenie i kształtowanie pierwszego zafalowania materiału. Następna część to progresywne niszczenie rdzenia i tworzenie kolejnych zafalowań na ściankach. W końcu dochodzi do pełnego zagęszczenia struktury i wypełnienia pustek pomiędzy kolejno tworzącymi się fałdami.



Rys. 3.22 Proces progresywnego niszczenia Y-elementu

W trakcie testu rejestrowano wartość sił reakcji w osi pionowej w węzłach znajdujących się na górnych krawędziach ścian oraz wartości przemieszczenia płaszczyzny, przy użyciu której realizowano wymuszenie przemieszczeniem. W celu uzyskania wartości naprężenia, zarejestrowaną wartość siły reakcji odniesiono do pola powierzchni ograniczającej sektor, jak przedstawiono na rys. 3.19. Wartość przemieszczenia względnego odniesiono do początkowej wysokości rdzenia. Przy założeniu, że sektor nie odkształca się w kierunkach innych, niż pionowy, otrzymano w ten sposób wartości odkształcenia objętościowego w kolejnych przyrostach obciążenia. W efekcie uzyskano krzywą zależności wartości naprężenia w funkcji odkształcenia objętościowego, którą przedstawiono na rys. 3.23.



Rys. 3.23 Charakterystyka $\sigma - \varepsilon_V$ struktury – obliczenia MES – Y-element

Tab. 3.4 Parametry struktury ALUCORE® otrzymane w drodze analizy MES z użyciem elementu Y

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Moduł sztywności wzdlużnej	E_u	MPa	1 555,3
Naprężenia krytyczne	σ_{cr}	MPa	3,53
Naprężenia plateau	σ_{pl}	MPa	1,94
Względna objętość zagęszczenia	V_F	-	0,18
Moduł szt. wzdl. skompresowanej strukt.	E_c	MPa	99,3

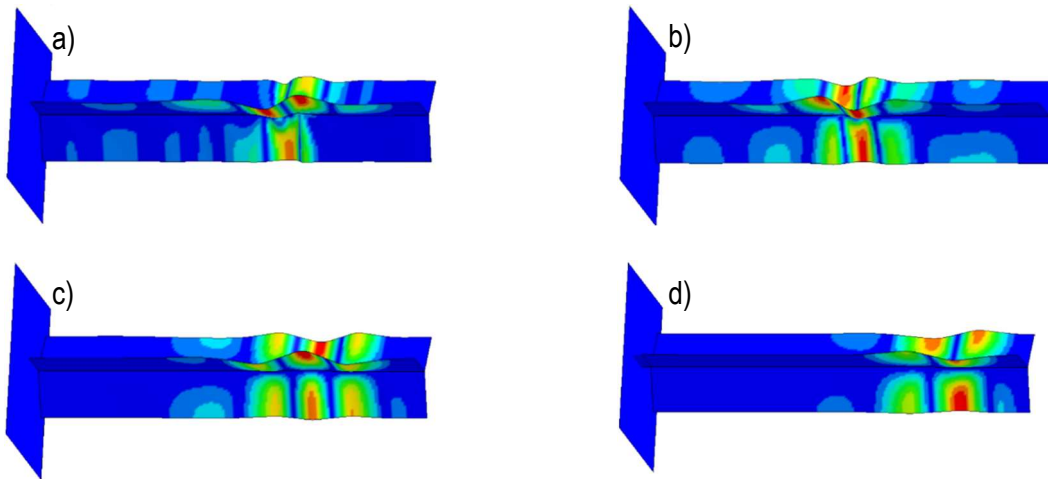
3.5. Badanie wpływu geometrycznych parametrów na globalną sztywność struktury

Kolejną częścią przeprowadzonych badań numerycznych było zbadanie wpływu geometrycznych parametrów charakterystycznych ulowego rdzenia na uzyskiwane wartości średniego naprężenia niszczącego. Do przeprowadzenia badań wykorzystano metodykę opisaną w rozdziale 3.4. Analizowano wpływ parametrów, takich jak wielkość celi rdzenia oraz grubość folii, z której został on wykonany. Struktura bazowa posiadała rdzeń o wielkości celi $S = 9,5 \text{ mm}$ i grubości folii $t = 0,09 \text{ mm}$. Zestawienie pozostałych badanych parametrów umieszczono w tab. 3.5.

Tab. 3.5 Geometryczne parametry analizowanych struktur ulowych

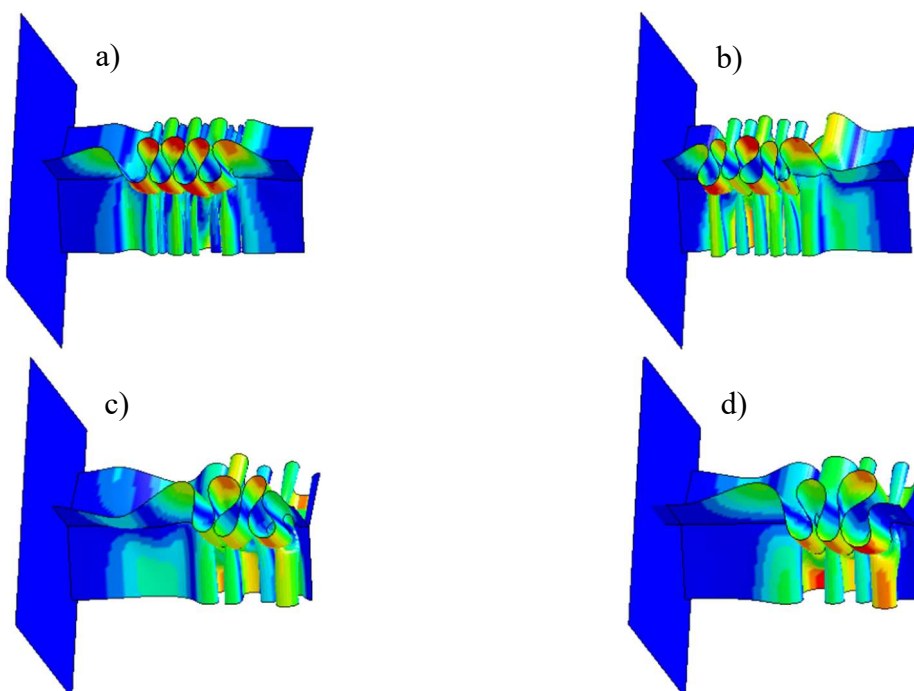
Parametr	Symbol	Jednostka	Wartość
Grubość ścianki	t	mm	0,02
		mm	0,05
		mm	0,12
Wielkość celi	S	mm	7,0
		mm	5,2
		mm	3,2

Podobnie, jak w przypadku realizowanego badania struktury o bazowych parametrach, realizowano akwizycję wartości siły reakcji w utwierdzonych węzłach oraz wartości przemieszczenia. Wartości naprężeń znajdujące się w obszarze progresywnego niszczenia próbki uśredniono i przyrównano do wartości otrzymanej według zależności przedstawionej przez Wierzbickiego [99]. Poniżej, na rys. 3.24 przedstawiono początkową postać deformacji struktur o wielkości celi $S = 9,5 \text{ mm}$ oraz grubości ścianki a) $t = 0,02 \text{ mm}$, b) $t = 0,05 \text{ mm}$, c) $t = 0,09 \text{ mm}$, d) $t = 0,12 \text{ mm}$.



Rys. 3.24 Utrata stateczności w strukturach o różnej grubości ścianki

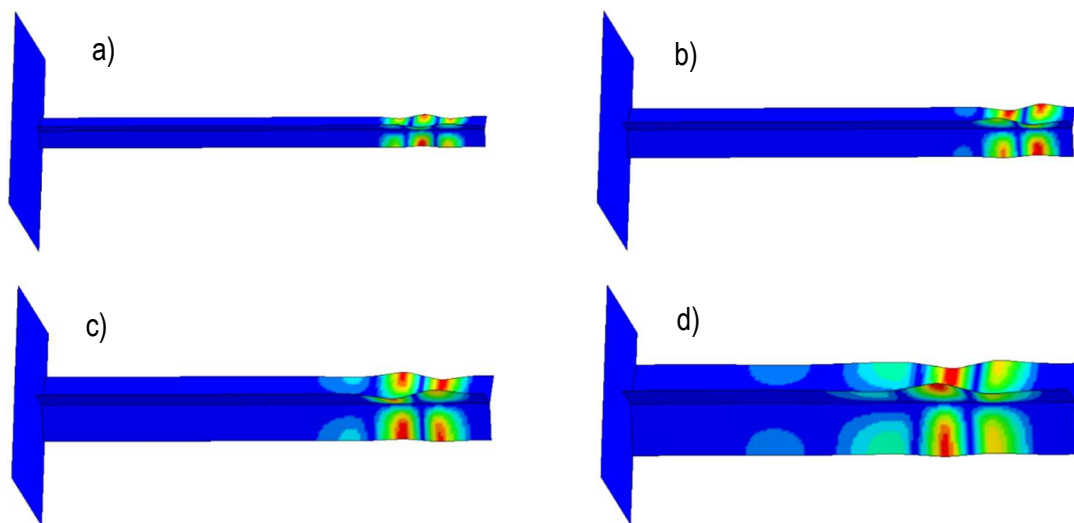
Zauważyć należy, że struktury o większej grubości ścianki wykazywały mniejszą liczbę zafalowań na wysokości rdzenia w momencie utraty stateczności. Powstałe fałdy charakteryzowały się większym promieniem gięcia niż uzyskiwane podczas badań struktur o mniejszej grubości ścianki. Zjawisko to widoczne jest wyraźniej, kiedy dochodzi do zamknięcia poszczególnych zafalowań, a cała struktura silnie się zagęszcza, jak przedstawiono na rys. 3.25.



Rys. 3.25 Widok zdeformowanych rdzeni po uzyskaniu 50% wartości odkształcenia objętościowego

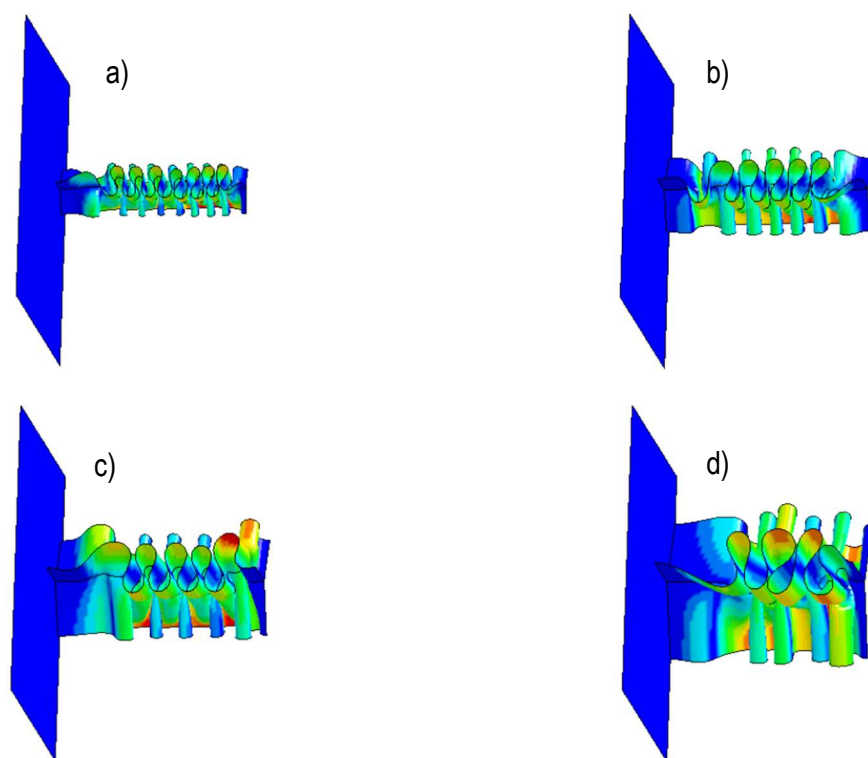
Kolejno, w analogiczny sposób przedstawiono rezultaty analiz, przedmiotem których było zbadanie wpływu wielkości celi. Na rys. 3.26 przedstawiono postać deformacji struktur w chwili utraty stateczności. W tym przypadku, każdy z rdzeni posiadał ścianki o grubości $t =$

0,09 mm. Wielkość komórki analizowanych struktur wynosiła kolejno: a) $S = 3,2 \text{ mm}$, b) $S = 5,2 \text{ mm}$, c) $S = 7 \text{ mm}$, d) $S = 9,5 \text{ mm}$.



Rys. 3.26 Utrata stateczności w strukturach o różnej wielkości komórki

W każdym z analizowanych przypadków, utrata stateczności nastąpiła w pobliżu całkowicie utwierdzonej krawędzi. Początkowo w każdym analizowanym przypadku, na każdej ze ścianek zaobserwowano po trzy zafalowania. Postać deformacji rdzenia po osiągnięciu 50% odkształceń objętościowych zaprezentowano na rys. 3.27.



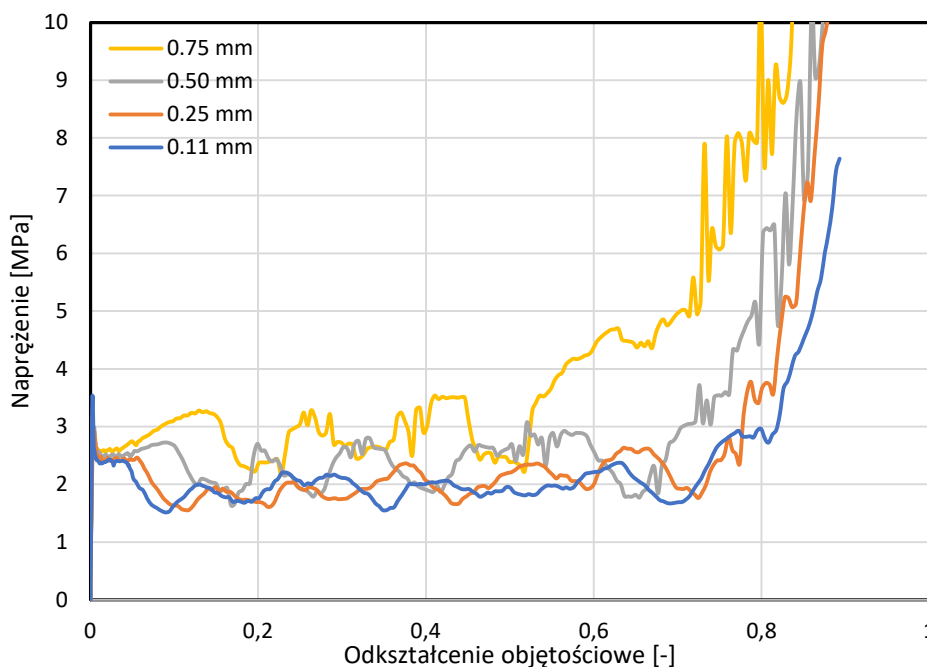
Rys. 3.27 Widok zdeformowanych rdzeni po uzyskaniu 50% wartości odkształcenia objętościowego

3.6. Badanie wpływu podstawowych parametrów modelu na wyniki symulacji

W poniższej części przedstawiono wyniki serii symulacji przeprowadzonych przy wykorzystaniu modelu struktury ulowej o wielkości celi $S = 9,5 \text{ mm}$ oraz grubości ścianki $t = 0,09 \text{ mm}$ przy jednakowych warunkach początkowo-brzegowych. Zmianie podlegały trzy podstawowe parametry modelu:

- wymiar elementu skończonego;
- sformułowanie elementu;
- liczba punktów całkowania na grubości elementu.

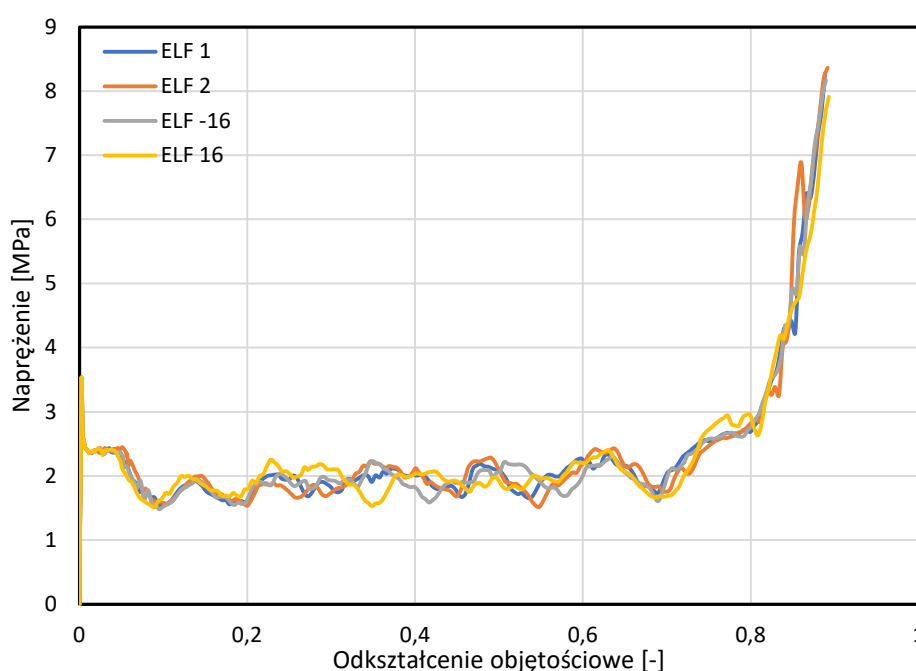
Na rys. 3.28 przedstawiono wyniki analiz modelu, do utworzenia których wykorzystano elementy powłokowe, czterowęzłowe o wymiarze 0,11 mm, 0,25 mm, 0,50 mm, 0,75 mm. Zaobserwowano znaczny wzrost wartości naprężenia wraz ze wzrostem wielkości elementu. Ma to związek przede wszystkim z mniejszą liczbą elementów umieszczonych na pojedynczej fałdzie, co przy zmniejszającym się wraz z poziomem odkształcenia promieniem ugięcia powoduje niedokładności w odwzorowaniu łuku i lokalne, niefizyczne przeszywnienia. Ponadto, w widoczny sposób wzrósł poziom oscylacji, co sugeruje problemy ze stabilnością obliczeń, a tym samym dokładnością rozwiązania. Wynika to przede wszystkim z problemów z utrzymaniem kontaktu w miejscach, gdzie dochodzi do największych deformacji (np. na łączeniach ścianek rdzenia).



Rys. 3.28 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ uzyskane przy różnych wymiarach elementu skończonego

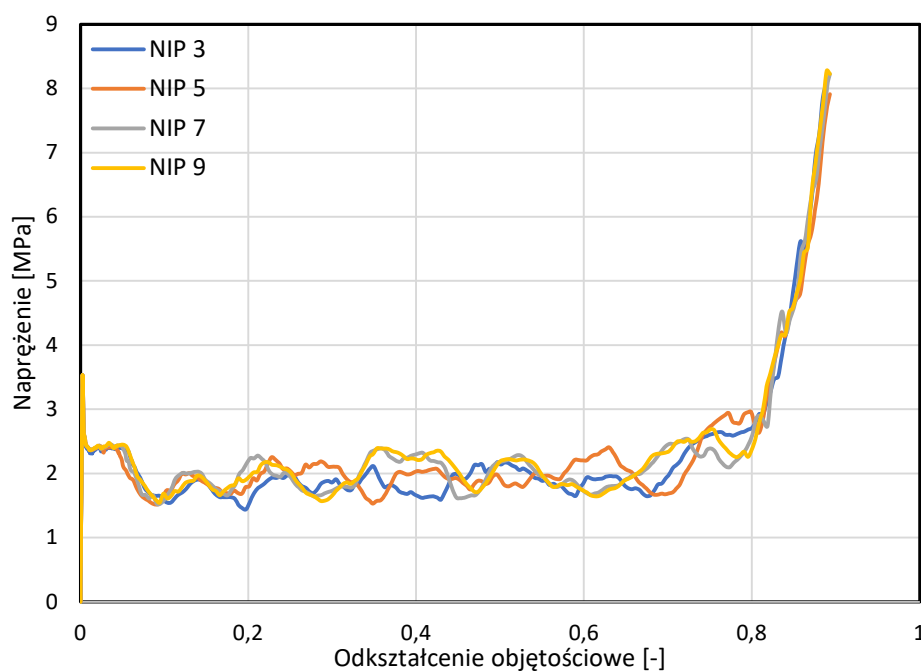
Rys. 3.29 przedstawia wyniki analiz modeli wykorzystujących cztery wybrane sformułowania elementu powłokowego: Hughes-Liu (ELF 1), Belytschko-Tsay (ELF 2) – z pojedynczym punktem całkowania oraz pełnocalkowalne (ELF 16) i pełnocalkowalne

o poprawionej dokładności (ELF -16) [38]. Wyniki przeprowadzonych analiz nie różnią się od siebie znacząco. Jedyna widoczna różnica to pojawiające się oscylacje w fazie zagęszczania w przypadku przebiegu oznaczonego jako ELF 2. Sformułowanie Belytschko-Tsay [38] jest powszechnie uważane za najszybsze do uzyskania rozwiązania, jednakże pozostałe z testowanych są rekomendowanymi [39], kiedy przewidywane są znaczne deformacje. W omawianym przypadku nie zaobserwowano również kluczowego atutu tego sformułowania – szybkości prowadzonych obliczeń, ponieważ w końcowej fazie symulacji znacznie spadł jej krok całkowania, skutkiem czego uzyskano niemal jednakowe czasy trwania obliczeń dla każdego z badanych sformułowań.



Rys. 3.29 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ uzyskane z zastosowaniem różnych rodzajów sformułowania elementu skończonego

W przypadku ostatniego z parametrów którego wpływ badano, nie odnotowano znaczących zmian wartości naprężenia w funkcji odkształcenia objętościowego. Wraz ze wzrostem liczby punktów całkowania na grubości elementu (NIP 3-9) mniej zauważalne były jedynie oscylacje w końcowej fazie próby. Powyżej siedmiu punktów nie odnotowano dalszych zmian i przebiegi były już niemal tożsame. Omawiane przebiegi przedstawiono na rys. 3.30.

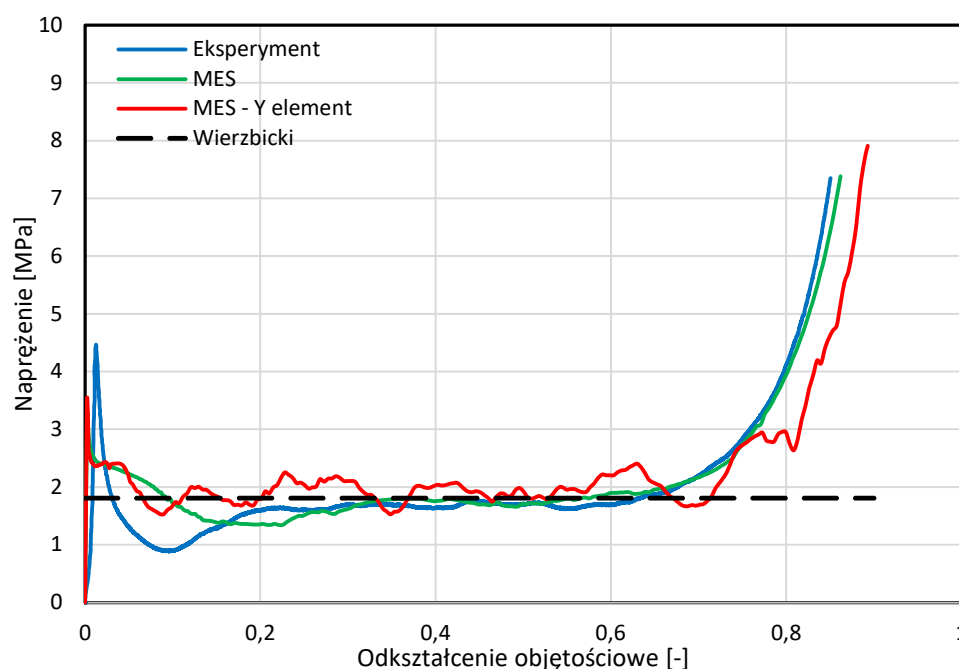


Rys. 3.30 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ uzyskane z zastosowaniem różnej ilości punktów całkowania na grubości elementu

3.7. Analiza wyników i wnioski

W wyniku przeprowadzonych prac uzyskano podstawowe charakterystyki wytrzymałościowe aluminiowego plastra miodu otrzymane w drodze przeprowadzonego eksperymentu oraz przeprowadzonych analiz numerycznych według odmiennych metodyk.

Porównując uzyskane wszystkimi wymienionymi metodami przebiegi z uzyskanymi wg zależności (7) Wierzbickiego [99], zaobserwować można zadowalającą zgodność wartości naprężeń w zakresie progresywnego niszczenia struktury. Zestawienie przebiegów umieszczono na rys. 3.31.



Rys. 3.31 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ struktury ALUCORE® uzyskane w drodze analiz MES oraz eksperymentalnie

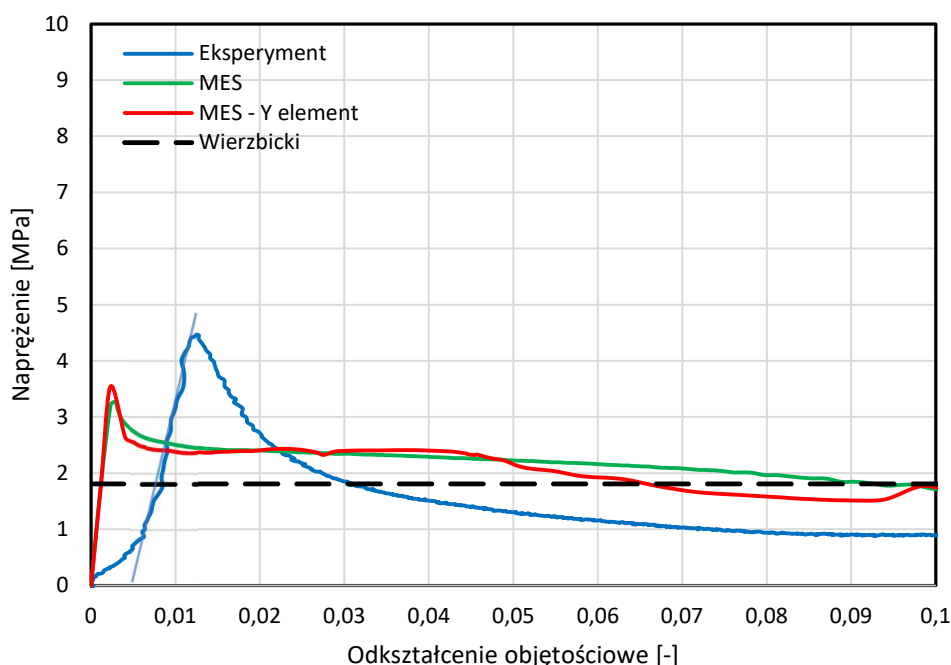
Wyraźne różnice widoczne są przed zakresem, gdzie występuje progresywne niszczenie struktury. W przypadku charakterystyk uzyskanych drogą symulacji numerycznych, otrzymano ponad dwukrotnie większy moduł sztywności wzdłużnej oraz niższą o 20% w przypadku symulacji MES z użyciem pełnego modelu próbki i niemal 28% w przypadku wyniku symulacji z użyciem elementu „Y” wartość maksymalnego naprężenia przed utratą stateczności w stosunku do uzyskanej eksperymentalnie. Wartość naprężeń plateau, parametr o największym znaczeniu z punktu widzenia badania, uzyskany na drodze symulacji różni się od otrzymanego eksperymentalnie o odpowiednio 3% oraz 11%. Zestawienie wszystkich najważniejszych parametrów uzyskanych wszystkimi użytymi metodami umieszczono w tab. 3.6.

Tab. 3.6 Porównanie parametrów struktury ALUCORE® uzyskanych podczas badań

Parametr	Jednostka	Eksp.	MES	MES-Y
Moduł sztywności wzdłużnej	MPa	647,1	1388,1	1555,3
Naprężenie krytyczne	MPa	4,45	3,21	3,53
Naprężenie plateau	MPa	1,75	1,81	1,94
Względna obj. całkowitego zagęszczenia	-	0,19	0,18	0,18
Moduł sztywn. wzdł. skompr. strukt.	MPa	84,9	98,9	99,3

Warto zauważyć, że rzeczywista struktura nie wykazywała liniowo sprężystej charakterystyki od początku trwania testu, jak miało to miejsce w przypadku wykonanych symulacji przy użyciu obu opisanych wyżej metod. Wyniki tych – w początkowym zakresie są niemal jednakowe, co można zaobserwować na rys. 3.32. Geometria oraz materiał rdzenia

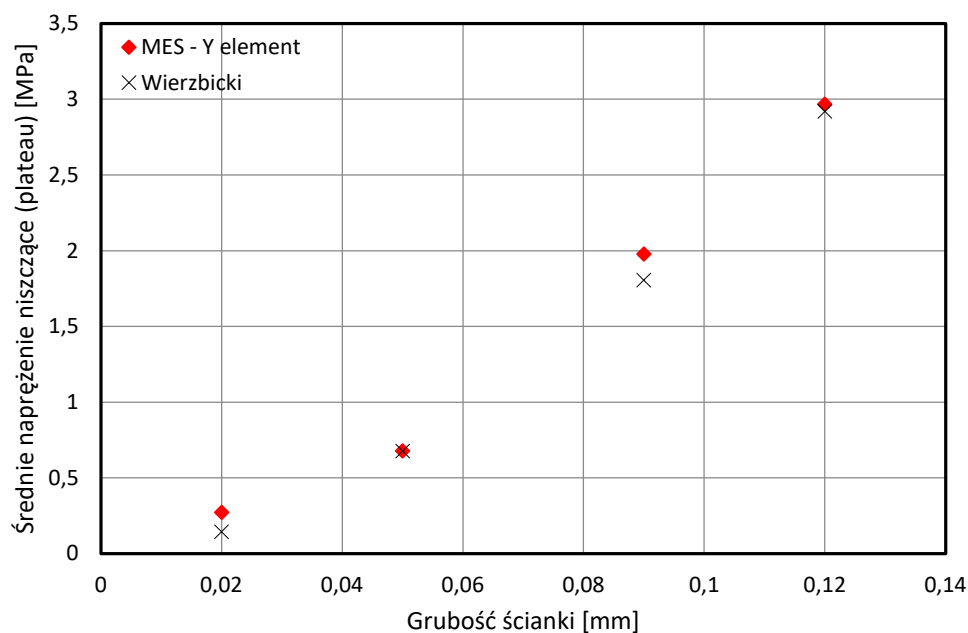
w modelach numerycznych są idealne, pozbawione jakichkolwiek imperfekcji, początkowych krzywizn, wad materiału. Model nie uwzględnia klejonego łączenia podwójnych ścian, stąd moduł sztywności wzdłużnej może osiągać wyższe wartości. Do elementów wpływających na kształt charakterystyki w początkowym zakresie badania rzeczywistej struktury należy również dokładność równoległości powierzchni próbki (aluminiowych okładek) oraz przemieszczających się płaszczyzn ściskających strukturę. Dodatkowo zauważyć należy, że charakterystyka uzyskana z analizy elementu Y odznacza się licznymi oscylacjami niemal w całym zakresie odkształcenia po utracie stateczności. Później niż odnotowano w pozostałych przypadkach, następuje też zakres całkowitego zagęszczenia rdzenia. Z uwagi na obecność wyłącznie trzech ścianek struktury w modelu, lokalne zjawiska związane z postępującym ich odkształcaniem, utratą stateczności w kolejnych miejscach, zamykaniem fałd, będą miały znaczący i widoczny wpływ na kształt charakterystyki.



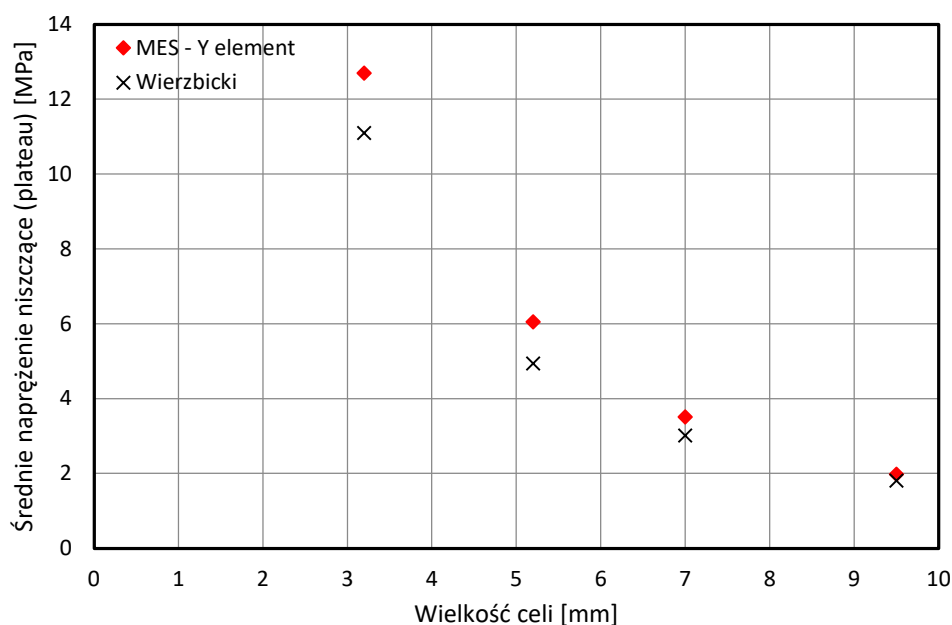
Rys. 3.32 Charakterystyki $\sigma - \varepsilon_v$ struktury ALUCORE® uzyskane wszystkimi użytymi metodami w początkowym zakresie odkształcenia

Weryfikacja zbieżności wyników uzyskiwanych w przeprowadzonych analizach numerycznych, zwłaszcza w prostej metodzie z zastosowaniem elementu Y, skłania do wyznaczania w ten sposób charakterystyk do użycia w konstytutywnych modelach traktujących struktury ulowe jako ciała jednorodne.

W wyniku przeprowadzonych analiz parametrycznych uzyskano wartości średnie naprężeń niszczących odniesionych do badanych parametrów. Wykresy obrazujące istniejące związki pomiędzy wartościami naprężeń, a podstawowymi parametrami geometrycznymi struktur ulowych przedstawiono na rys. 3.30 oraz rys. 3.31.



Rys. 3.33 Wartość średnich naprężeń niszczących odniesiona do grubości ścianki rdzenia



Rys. 3.34 Wartość średnich naprężeń niszczących odniesiona do grubości wielkości celi

Uzyskane wyniki, porównane z otrzymanymi analitycznie oraz eksperymentalnie, pozwalają sądzić, iż zastosowanie prostego modelu numerycznego, nadaje się do przybliżonego szacowania wartości sił niszczących strukturę rdzenia w procesie projektowania elementów do pochłaniania energii uderzenia, w których planuje się wykorzystanie metalowych plastrów miodu, czy dalszego wykorzystania w bardziej złożonych modelach numerycznych.

4. Badania eksperymentalne struktur ulowych ściskaniem przy różnych prędkościach odkształcenia

W rozdziale został przedstawiony proces przygotowania, przebieg oraz wyniki badań eksperymentalnych polegających na ściskaniu struktur ulowych o różnorodnej topologii przy różnych prędkościach odkształcenia. W oparciu o wyniki badań numerycznych opisanych w rozdziale 0 wybrano typy struktur ulowych oraz opracowano metodyki, które pozwalają na rejestrację ich podstawowych charakterystyk wytrzymałościowych. Metody prowadzenia badań wybrano spośród zestawionych w tab. 4.1.

Tab. 4.1 Zestawienie metod badawczych z osiąganymi prędkościami odkształcenia [78]

Prędkość odkształcenia [s^{-1}]	Zakres badań	Metody i narzędzia badania
$10^{-9} - 10^{-8}$	Pełzanie, relaksacja naprężeń	Pełzarki [34, 84]
		Hydrauliczne maszyny wytrzymałościowe [44, 76]
$10^{-7} - 10^{-2}$	Quasistatyczne	Hydrauliczne, serwo-hydrauliczne, śrubowe maszyny wytrzymałościowe [44, 76]
$10^{-1} - 10$	Dynamiczne niskich prędkości	Hydrauliczne, pneumatyczne maszyny wytrzymałościowe [44, 76]
		Młoty opadowe, bezwładnościowe [77]
		Maszyny krzywkowe [41]
$10^2 - 10^4$	Dynamiczne średnich prędkości	Dzielony pręt Hopkinsona [42, 56]
		Test Taylora [91]
		Test pierścieniowy [37, 47]
$10^5 - 10^7$	Dynamiczne wysokich prędkości	Badanie z użyciem fali uderzeniowej [13, 16]
		Test płyta-płyta [60]

Powszechnie przyjęto, że na zjawiska zachodzące w zakresie prędkości odkształcenia do $10^{-2} s^{-1}$, siły bezwładności mają znaczenie marginalne. Do przeprowadzenia badań wybrano metody, pozwalające na wyznaczenie charakterystyk materiału w zakresie quasistatycznym, dynamicznym niskich i średnich prędkości bez konieczności rozpędzania próbki. Kryterium to wprowadzono z uwagi na stosunkowo niską sztywność rdzenia i wysokie ryzyko utraty stateczności jego ścianek przed właściwą częścią badania, co czyniłoby je bezwartościowym.

4.1. Metoda badawcza

4.1.1. *Badania przy użyciu uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej*

Ocena wpływu prędkości odkształcenia na sztywność struktury jest zadaniem złożonym i wymagającym odpowiedniego przygotowania. Jedną z najczęściej stosowanych metod

określania wytrzymałości materiału na ściskanie w zakresie quasistatycznym jest zastosowanie uniwersalnych maszyn wytrzymałościowych, których przemieszczenie realizowane jest przy użyciu siłowników hydraulicznych sterowanych serwowaworami lub poprzez mechaniczne napędy śrubowe. Pierwszy z wymienionych typów maszyny jest w stanie realizować wymuszenie zmianą przemieszczenia lub siły w czasie. Jednym z przykładów jest użyta do badań maszyna INSTRON 8802, której roboczą część przedstawiono na rys. 4.1.



Rys. 4.1 Maszyna wytrzymałościowa INSTRON 8802 wraz z kamerą PHANTOM V12

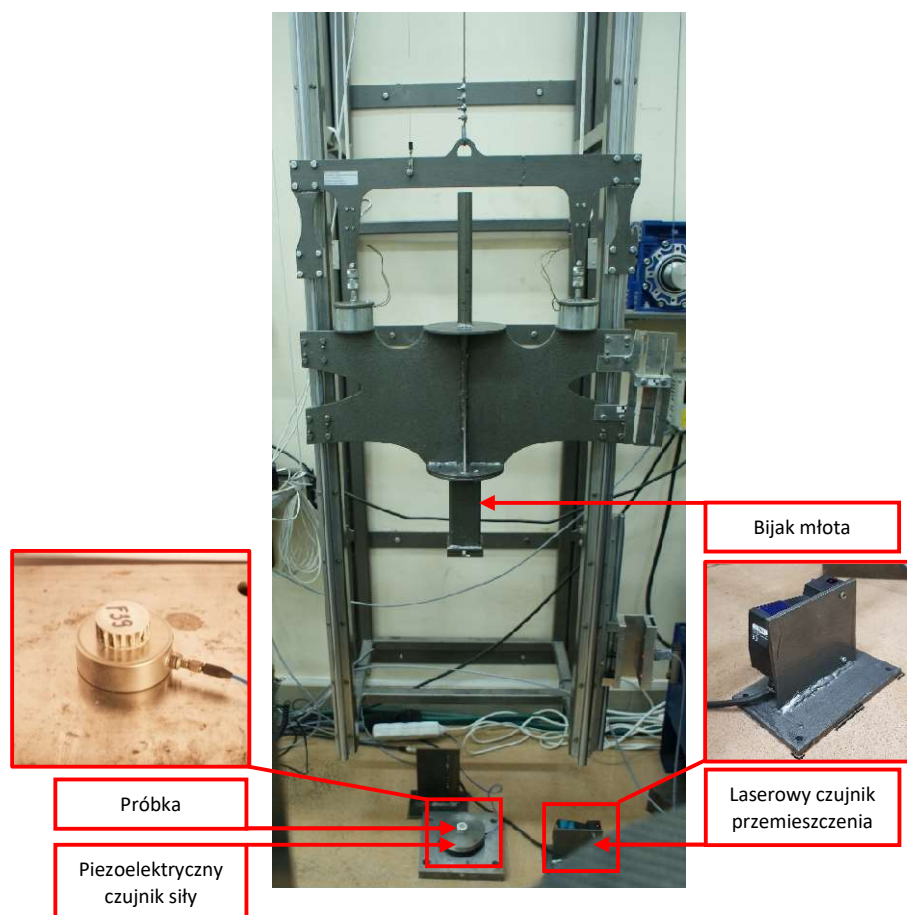
Warunki, w jakich realizowano statyczne próby ściskania, opisano w rozdziale 3.2. Maszyny tego typu zwykle są zdolne realizować wymuszenie przemieszczeniem z maksymalną prędkością 1 – 5 m/s. W związku z tym, do realizacji testów z prędkościami odkształcenia powyżej $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ konieczne było zastosowanie innych metod.

4.1.2. *Badania przy użyciu bezwładnościowego młota opadowego*

Pierwszą z wybranych metod jest dynamiczne jednoosiowe ściskanie struktury przy użyciu młota opadowego. Opiera się ona na wykorzystaniu energii kinetycznej bijaka do wywołania deformacji próbki znajdującej się na stoliku umieszczonym bezpośrednio pod nim. W próbach tego typu, wykonawca nie ma wpływu na wartość prędkości bijaka w trakcie ściskania, a jedynie na wartość jego prędkości początkowej – bezpośrednio przed momentem uderzenia w próbkę poprzez regulację początkowej wysokości bijaka. Podczas prób realizuje się pomiar zmiany wysokości bijaka, prędkości bijaka bezpośrednio przed uderzeniem w próbkę oraz zmiany wartości siły reakcji nacisku na podstawę w czasie.

Do badań wykorzystano infrastrukturę Laboratorium Wytrzymałości Materiałów Wydziału Inżynierii Mechanicznej Wojskowej Akademii Technicznej. Urządzenie – młot opadowy – oparte jest na stalowej konstrukcji kolumny zrzutowej z dwuprętowym prowadzeniem bijaka. Maszyna wyposażona jest w elektryczny wyciąg uchwytu bijaka i elektromagnetyczny system

jego zwalniania oraz mocowanie umożliwiające zastosowania bijaka o różnym kształcie, np. płaskim, kulistym, ostrosłupa lub tworzącej walca. Z uwagi na specyfikę testów ściskania jednoosiowego zastosowano płaskie zakończenie bijaka. Pomiar przemieszczenia realizowano z wykorzystaniem czujnika laserowego, natomiast pomiar siły reakcji przy użyciu piezoelektrycznego czujnika siły. Sygnały z czujników wzmacniano i rejestrowano przy użyciu karty pomiarowej. Stanowisko testowe młota opadowego przedstawiono na rys. 4.2.



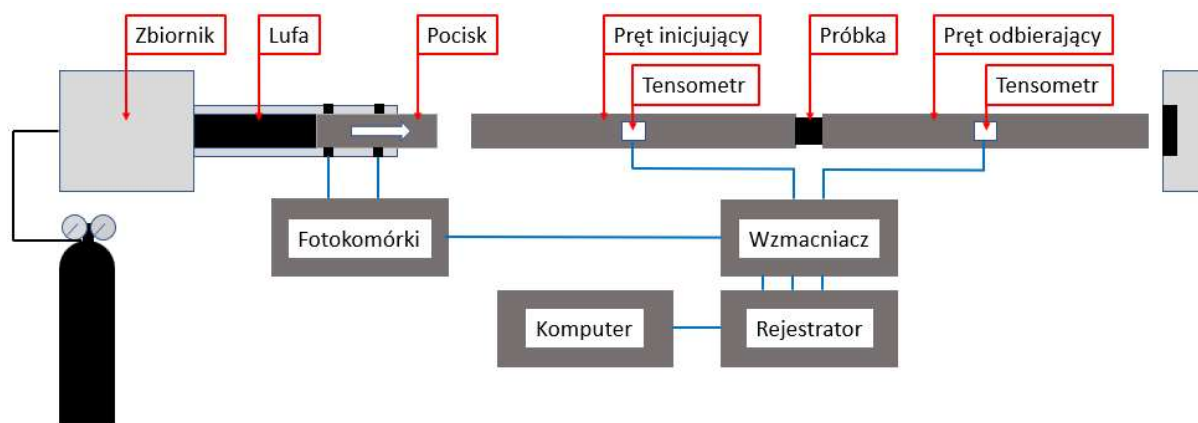
Rys. 4.2 Stanowisko bezwładnościowego młota opadowego

Urządzenie pozwala na prowadzenie prób w zakresie do 7 m/s, co w przypadku badania próbek o wysokości 10 mm umożliwia uzyskanie prędkości odkształcenia do $7 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$.

4.1.3. *Badania przy użyciu stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona*

Stanowisko testowe SHPB (*ang. Split Hopkinson Pressure Bar*) stanowi układ trzech sprężystych prętów umieszczonych współosiowo we wzdluznie łożyskowanych podporach. Pierwszy z prętów – pocisk – umieszczany jest w lufie działka zasilanego ciśnieniem sprężonego gazu. Dwa pozostałe, najczęściej jednakowej długości i średnicy, służą do pośredniego pomiaru wartości naprężeń i odkształceń w czasie, w badanym materiale. Zdolność tę dają adhezyjnie przymocowane na ich powierzchni elektrozestancyjne czujniki odkształcenia – tensometry. Pomiedzy prętem inicjującym i odbierającym, o których mowa, umieszczana jest badana próbka.

Wystrzelony z lufy pocisk uderza w pręt inicjujący, powodując powstanie mechanicznej fali sprężystej, poruszającej się od jego czoła do zakończenia. W efekcie, na końcu pręta dochodzi do jego sprężystego wydłużenia, a przy tym – zniszczenia próbki. Niepochłonięta przez energię odkształcenia część fali sprężystej przekazywana jest do pręta odbierającego, przez który porusza się również od czoła do zakończenia. Schemat stanowiska SHPB przedstawiono na rys. 4.3.



Rys. 4.3 Schemat stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona (SHPB)

Pierwszy z przedstawionych bloków pomiarowych to urządzenie do rejestrowania prędkości pocisku bezpośrednio przed momentem uderzenia w pręt inicjujący. Wartość prędkości, w procesie przygotowywania eksperymentu można wyznaczyć ze wzoru [35]:

$$v_x = \sqrt{\frac{2 \cdot P_0 \cdot v_0}{m_p} \ln \left[\frac{V_0 + A_p \cdot x}{v_0} \right]} \quad (60)$$

gdzie:

v_x – prędkość pocisku [m/s];

P_0 – ciśnienie początkowe w zbiorniku [Pa];

V_0 – objętość zbiornika;

m_p – masa pocisku;

A_p – pole otworu prowadnicy pocisku;

x – współrzędna położenia pocisku w prowadnicy.

Obliczenie prędkości pocisku posłużyć może do wyliczenia wartości naprężeń w pręcie inicjującym z zależności [35]:

$$\sigma_I = \frac{1}{2} \rho_I v_I v_x \quad (61)$$

gdzie:

σ_I – naprężenie w pręcie inicjującym [Pa];

ρ_I – gęstość materiału pręta inicjującego [kg/m³];

v_I – prędkość rozchodzenia się fali sprężystej w pręcie inicjującym [m/s];

v_x – prędkość uderzenia pocisku w pręt inicjujący [m/s].

Na długość impulsu fali sprężystej przechodzącej przez pręty wpływ ma głównie długość pocisku oraz wartość prędkości rozchodzącej się fali w materiale pocisku. Oszacować ją można według wzoru [35]:

$$t = \frac{2a_s}{v_p} \quad (62)$$

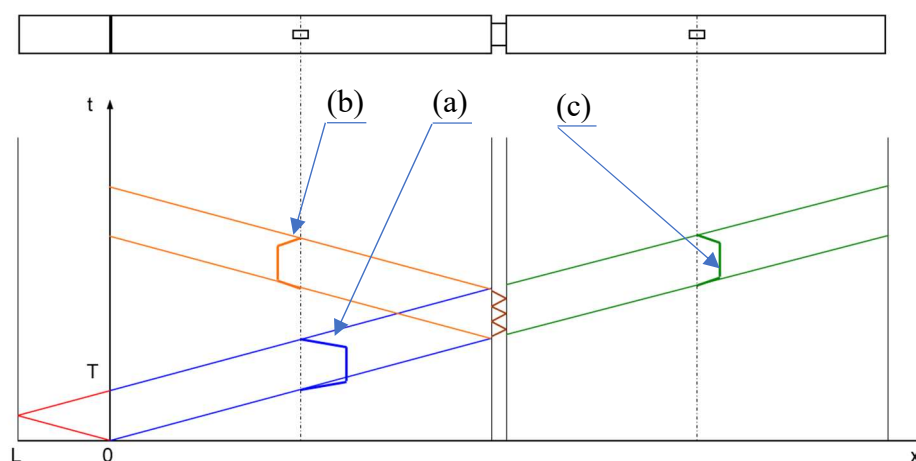
gdzie:

t – czas trwania impulsu [s];

a_s – długość pocisku [m];

v_p – prędkość rozchodzenia się fali sprężystej w pocisku.

Od momentu wystrzału rejestrowane są trzy istotne przebiegi wartości odkształcenia w prętach. Wszystkie schematycznie zaznaczono na rys. 4.4. Kolorem niebieskim zaznaczono – występujący jako pierwszy – impuls padający, stanowiący informację o wymuszeniu działającym na badaną próbkę. Drugi z kolei – oznaczony kolorem zielonym – to impuls fali przechodzącej. Jest to fala rezydualna, powstała w wyniku częściowego wytłumienia fali padającej przez odkształcenie próbki znajdującej się między prętami. Jej przebieg wynika więc wprost z wartości siły reakcji działającej na czoło pręta odbierającego. Oznacza to, że – wykorzystując uogólnione prawo Hooke’a – sygnał ten może zostać użyty do wyznaczenia wartości naprężeń ściskających próbkę w czasie. Ostatnie z rejestrowanych przebiegów to fala odbita. Jest to – zaburzona procesem odkształcenia – fala padająca i służy do wyznaczenia wartości odkształceń i prędkości odkształcenia.



Rys. 4.4 Sygnały rejestrowane podczas prób SHPB: a) impuls padający, b) impuls odbity, c) impuls przechodzący [35]

Przebiegi poszczególnych wartości w czasie wyznacza się według poniższych zależności [18]:

- Naprężenia:

$$\sigma(t) = \frac{EA_{po}}{A_{pr}} \varepsilon_T(t) \quad (63)$$

- Odształcenia:

$$\varepsilon(t) = -2 \frac{v}{a_p} \int_0^t \varepsilon_R(t) dt \quad (64)$$

- Prędkość odkształcenia:

$$\dot{\varepsilon}(t) = -2 \frac{v_0}{a_p} \varepsilon_R(t) \quad (65)$$

gdzie:

v_0 – prędkość rozchodzenia się fali sprężystej w pręcie inicjującym;

a_p – długość próbki;

E – moduł sprężystości wzdłużnej (Younga) materiału prętów;

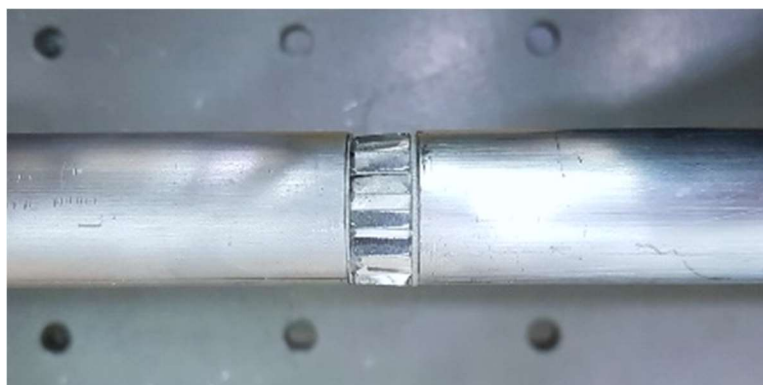
A_{po} – pole przekroju poprzecznego pręta odbierającego;

A_{pr} – pole przekroju poprzecznego próbki;

ε_R – wartość odkształceń w czasie w pręcie inicjującym – fala odbita;

ε_T – wartość odkształceń w czasie w pręcie odbierającym – fala przechodząca.

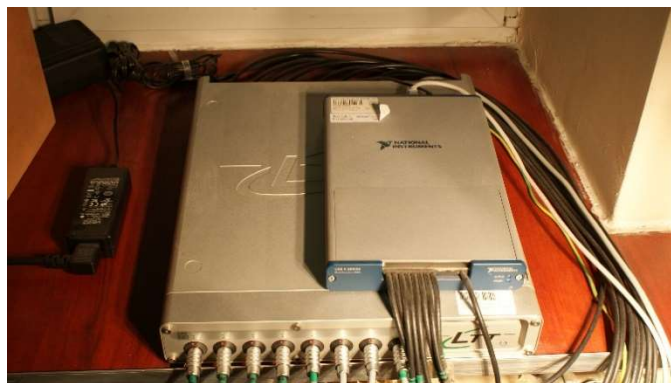
Wykorzystane do badań SHPB stanowisko przystosowane było do zastosowania prętów o średnicy 25 mm. Obydwa użyte pręty miały 2000 mm długości oraz 25 mm średnicy. Zastosowano pocisk o długości 250 mm. Próbkę umieszczoną między prętami, przygotowaną do badania przedstawiono na rys. 4.5.



Rys. 4.5 Próbkę przygotowana do badań na stanowisku SHPB

Do pomiaru wartości odkształcenia użyto tensometrów eletrerezystancyjnych połączonych w układzie ćwierćmostka. Wzmocnienie sygnałów realizowano przy użyciu wzmacniacza

szybkich przebiegów LTT 500 firmy Labortechnik Tasler GmbH. Przebiegi rejestrowano przy użyciu szybkiej karty pomiarowej A/D NI USB-6366 firmy National Instruments. Urządzenia odpowiadające za kondycjonowanie i akwizycję sygnałów przedstawiono na rys. 4.6.

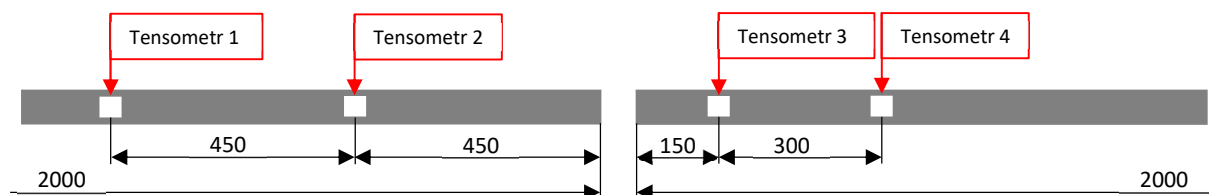


Rys. 4.6 Urządzenia do kondycjonowania i rejestracji sygnałów

Z uwagi na to, że struktura będąca przedmiotem badań charakteryzuje się relatywnie niską sztywnością w porównaniu do materiałów, z których najczęściej wykonuje się pręty do badań metodą SHPB, tj. stali czy aluminium, uzyskiwane sygnały nosiły znamiona silnego zaszumienia. Wartości odkształceń pręta odbierającego w czasie okazały się być zbyt niskiej wartości, aby nadawały się do analizy. Istnieje kilka sposobów na redukcję różnicy sztywności pomiędzy materiałem badanym i prętami. Są to m.in.: zwiększanie średnicy próbki, stosowanie drążonych prętów, zastosowanie prętów z materiałów o niższej sztywności. Każda z wymienionych metod posiada pewne ograniczenia komplikujące właściwą interpretację wyników. Próbki o zwiększonej średnicy mogą ulegać odkształceniu postaciowemu (najwcześniej odkształcać zacznie się centrum próbki) oraz wymagają dodatkowych elementów, płaszczyzn łączonych do końców prętów. Stanowią one dodatkową masę, która w badaniach z udziałem zjawisk falowych nie jest pożądana. Użycie prętów drążonych [18] wiąże się z kolei z ryzykiem pomniejszenia amplitudy podłużnej fali poruszającej się wzdłuż pręta na rzecz fali poprzecznej. Jest to zjawisko trudne do obserwacji, a mogące mieć wpływ na jakość otrzymywanych wyników. W związku z identyfikacją powyżej przytoczonych ograniczeń, zastosowano pręty wykonane z tworzywa sztucznego – poliwęglanu. Modyfikacja ta pozwala na znaczne zredukowanie stosunku sztywności prętów i próbek, dzięki czemu możliwe jest zaobserwowanie odkształceń o większej wartości na pręcie odbierającym, a tym samym wyższy stosunek wartościowego sygnału do poziomu szumu tła. Zmiana ta niesie jednak za sobą pewne ograniczenia i potrzebę dodatkowej, uważnej analizy uzyskiwanych sygnałów z uwagi na fakt, iż fala mechaniczna poruszająca się w materiałach polimerowych - lepkosprężystych ulega stosunkowo wyraźnemu zjawisku dyspersji, a co za tym idzie, podążając wzdłuż prętów, ulega zniekształceniu wraz z przyrostem przebytej drogi [18, 19, 24]. O ile w przypadku najpowszechniej stosowanych prętów

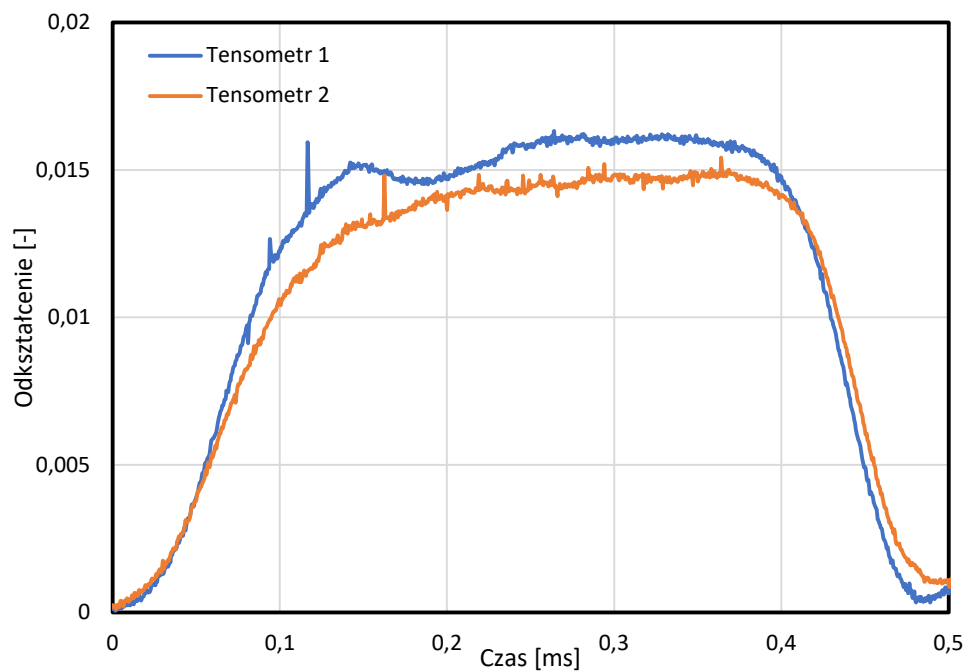
metalowych, w których tłumienie czy zjawisko dyspersji są pomijalne z punktu widzenia badania, rejestrowany sygnał w pewnej odległości od czoła pręta stykającego się z próbką może być wprost użyty do analizy własności badanego materiału bez wpływu na jakość otrzymanych wyników, o tyle zastosowanie prętów polimerowych rodzi konieczność zastosowania procedury ekstrapolacyjnej, celem otrzymania właściwych parametrów fali na zakończeniach prętów.

W celu identyfikacji zjawisk opisanych wyżej oraz umożliwienia zniwelowania ich skutków, przeprowadzono test według założeń badania w układzie prętów sprężystych (SHPB), jednak bez umieszczania między nimi próbki. Tego rodzaju badanie pozwala na analizę zmian parametrów fali mechanicznej w prętach. Na obydwu prętach umieszczono po dwa tensometry zgodnie ze schematem na rys. 4.7. W związku z tym, że pręt inicjujący służy do rejestrowania zarówno fali padającej, jak i odbitej, zdecydowano się na odsunięcie ostatniego tensometru, oznaczonego numerem 2 o 450 mm od czoła pręta. Zapobiega to ryzyku interferencji początku fali odbitej z końcem padającej. Takie ryzyko nie występuje w przypadku fali rejestrowanej na pręcie odbierającym, w związku z czym odsunięcie tensometru od czoła pręta miało na celu jedynie zminimalizowanie ryzyka uszkodzenia go.

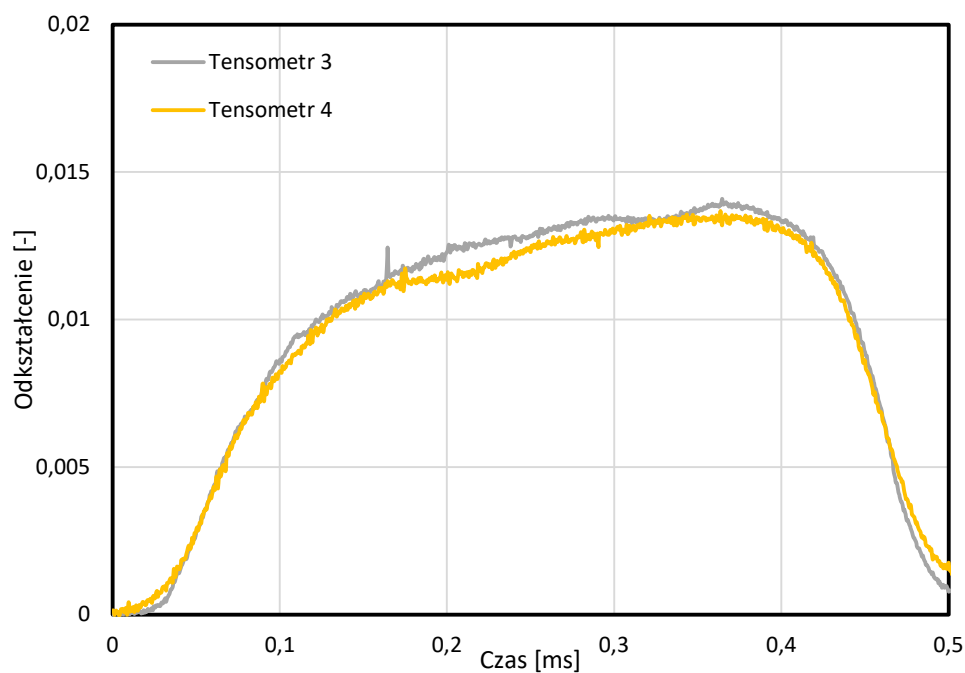


Rys. 4.7 Rozmieszczenie tensometrów na prętach

Wynik przeprowadzonego testu przedstawiono na rys. 4.8 oraz rys. 4.9. Wyraźnie zauważalne są różnice pomiędzy zarejestrowanymi na poszczególnych długościach prętów sygnałami. Są to przede wszystkim: spadek amplitudy fali oraz wzrost okresu. Ekstrapolowanie sygnału do miejsca na zakończeniu pręta nie jest możliwe wprost z wykorzystaniem współczynnika skalującego. Do realizacji tego celu konieczna jest szersza analiza.



Rys. 4.8 Przebiegi odkształcenia w funkcji czasu w poszczególnych miejscach pręta inicjującego



Rys. 4.9 Przebiegi odkształcenia w funkcji czasu w poszczególnych miejscach pręta odbierającego

Stosowana z powodzeniem metoda służąca ekstrapolowaniu sygnału [12, 19, 46, 112] opiera się na analizie spektralnej bazującej na szybkiej transformacji Fouriera (*ang. Fast Fourier Transform - FFT*). Polega ona na określeniu współczynnika tłumienia i liczby falowej, czyli inaczej odwrotności długości fali częstotliwości przestrzennej, która mówi o ilości składowych sinusoidalnych na jednostkę długości. Następnie, wykonuje się rekonstrukcję widma częstotliwości sygnału w odpowiednim miejscu na pręcie.

Jeżeli w dwóch różnych punktach ulokowanych na pręcie w odległościach x_1 oraz x_2 zarejestrowano przebiegi odkształcenia w czasie odpowiednio $\varepsilon_1(t)$ oraz $\varepsilon_2(t)$. W przypadku sygnałów rejestrowanych cyfrowo ze stałą częstotścią próbkowania, gdzie numer próbki będzie oznaczony jako τ , widma obliczane przy użyciu FFT będą miały następującą postać [19]:

$$Y_1[\omega] = \text{FFT}\{\varepsilon_1[\tau]\} = \sum_n Y_{1n} e^{i\phi_{1n}} \quad (66)$$

$$Y_2[\omega] = \text{FFT}\{\varepsilon_2[\tau]\} = \sum_n Y_{2n} e^{i\phi_{2n}} \quad (67)$$

gdzie Y_{1n} oraz Y_{2n} oznaczają amplitudy, a ϕ_{1n} oraz ϕ_{2n} oznaczają fazy składowych widma.

Współczynnik tłumienia $\hat{\alpha}_n$ oraz liczba falowa $\hat{k}_n$ to parametry, które można oszacować na podstawie cyfrowej reprezentacji zmierzonych wielkości na podstawie zależności [19]:

$$\hat{\alpha}_n = \frac{\ln Y_{1n} - \ln Y_{2n}}{x_2 - x_1} \quad (68)$$

oraz

$$\hat{k}_n = \frac{\phi_{1n} - \phi_{2n}}{x_2 - x_1} \quad (69)$$

Jeżeli odległość od czoła pręta, w której oszacowany ma zostać przebieg wartości odkształcenia w czasie, zostanie oznaczony jako x , to zgodnie z teorią analizy widmowej fal [19], dla jednowymiarowej, liniowej propagacji, funkcja przejścia w pręcie (transmitancja) może zostać wyrażona jako:

$$G[\omega] = \sum_n G_n = \sum_n e^{-(\alpha_n + i\hat{k}_n)x} \quad (70)$$

W związku z powyższym, jeżeli na długości x_m pręta zmierzona zostanie wartość odkształcenia w czasie $\varepsilon_m(t)$, to na długości x_c pręta, na której ma zostać oszacowany przebieg $\varepsilon_c(t)$, to jego widmo częstotliwościowe $E_c[\omega]$ może zostać obliczone przy użyciu poniższego równania [19]:

$$Y_c[\omega] = \sum_n Y_{mn} G_n e^{i\phi_{mn}} = \sum_n Y_{mn} e^{i\phi_{mn}} e^{-(\alpha_n + i\hat{k}_n)\Delta x_c} \quad (71)$$

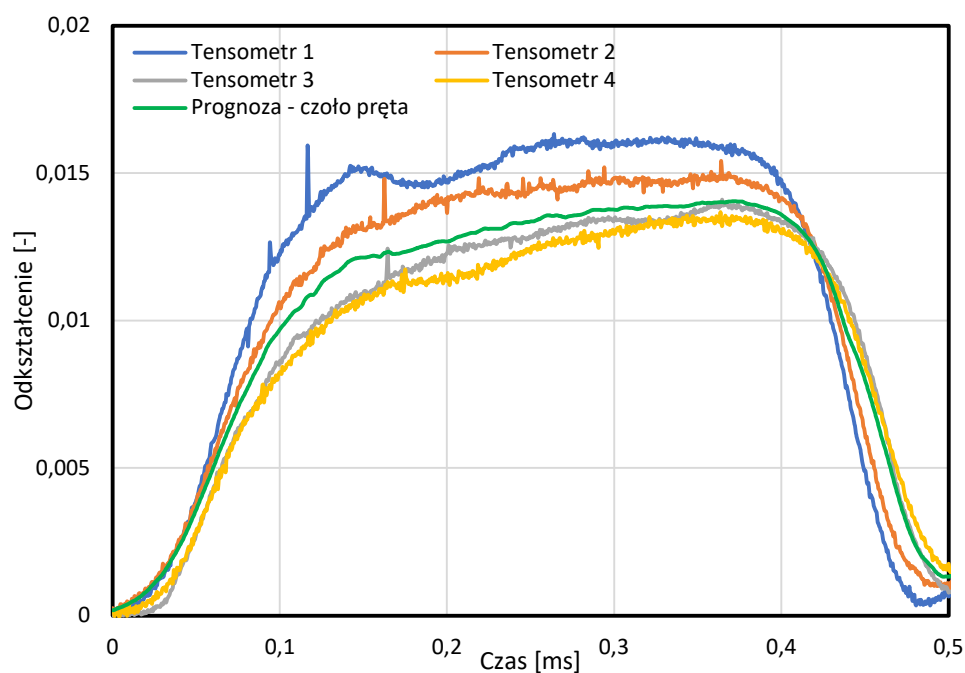
gdzie:

$$\Delta x_c = x_c - x_m \quad (72)$$

natomiast $Y_{mn}e^{i\phi_{mn}}$ uzyskuje się z analizy FFT przebiegu $\varepsilon_m(t)$, otrzymanego na długości x_m . Ostatecznie, dyskretna postać $\varepsilon_c[\tau]$ przebiegu $\varepsilon_c(t)$ może zostać obliczona przy użyciu odwrotnej transformaty Fouriera (*ang. Inverse Fast Fourier Transform*) [19]:

$$\varepsilon_c(\tau) = \text{IFFT}\{Y_c[\omega]\} \quad (73)$$

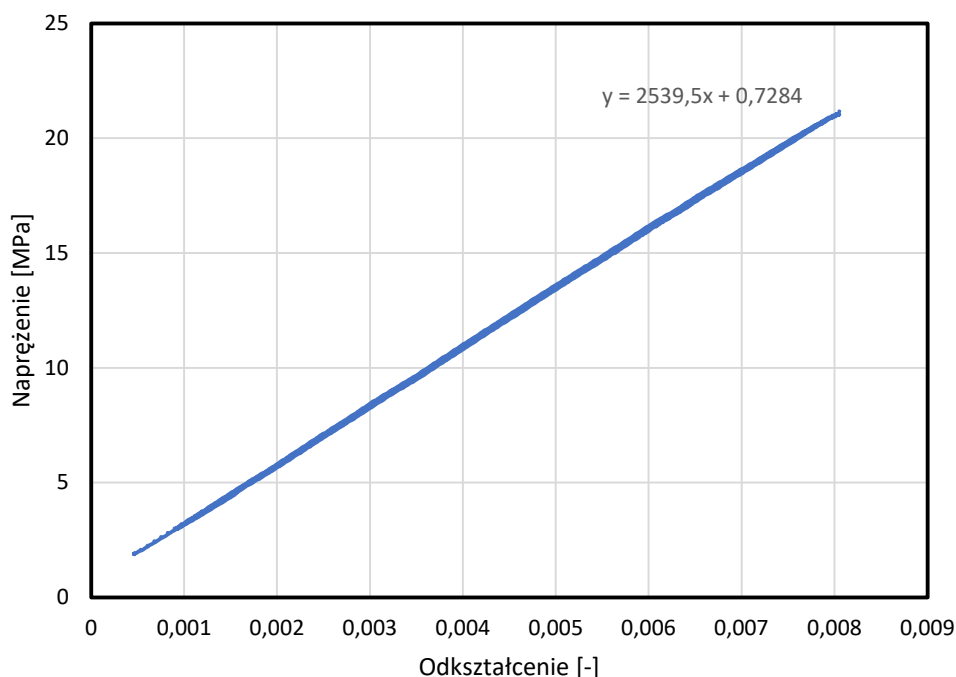
Przedstawiona powyżej metodologia przewidywania oraz rekonstrukcji sygnału w innym miejscu na pręcie, niż w lokalizacji czujników tensometrycznych opiera się na tezie, że na podstawie znanych dwóch sygnałów zarejestrowanych w różnych miejscach tego samego pręta, wzdłuż którego przemieszcza się wolna od innych zaburzeń, podłużna fala mechaniczna, możliwe jest określenie jej kształtu w innym, dowolnym miejscu zlokalizowanym na tym pręcie. Aby działanie to było skuteczne, zamiast analizy sygnału w prostej postaci – w funkcji czasu, należy analizować rozkład natężeń jego składowych harmonicznich w funkcji częstotliwości – widma. Po uzyskaniu parametrów determinujących zmianę sygnału (tłumienie) i budowie na ich podstawie znanej z układów sterowania transmitancji, możliwe jest wykonanie prognozy przebiegu wartości sygnału w czasie, po wcześniejszym przeprowadzeniu odwrócenia transformaty Fouriera. Efekt omówionego działania przedstawiono na rys. 4.10.



Rys. 4.10 Porównanie sygnałów zarejestrowanych 900 mm od czoła pręta inicjującego (Tensometr 1), 450 mm od czoła pręta inicjującego (Tensometr 2) oraz prognozowanego na czole pręta

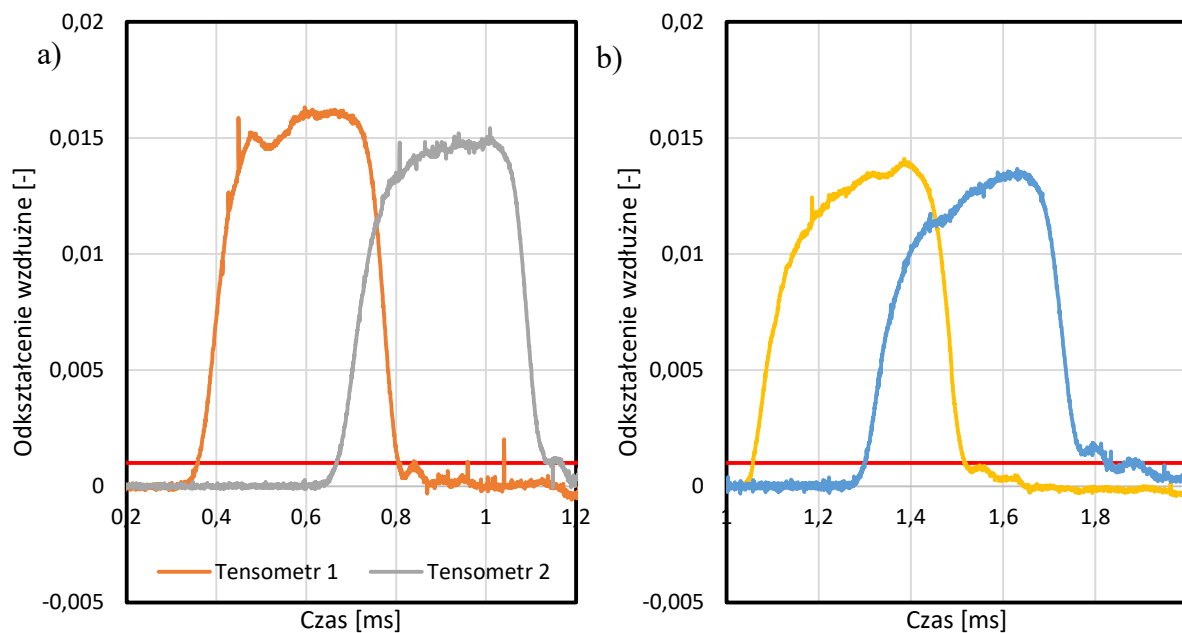
Oprócz wyznaczenia współczynników korygujących, niezbędnych dla prawidłowego zastosowania prętów z materiałów lepkosprężystych, do obliczenia wartości naprężeń i odkształceń występujących w próbce podczas badania, konieczne jest wyznaczenie modułu sprężystości wzdłużnej E oraz prędkości rozchodzenia się fali sprężystej w prętach v_0 . Pierwszą z wymienionych wielkości wyznacza się przez ściskanie krępego pręta (walca) wykonanego

z materiału tworzącego pręty użyte na stanowisku SHPB. Wykonuje się wyznaczenie pełnej histerezy, a więc zmianę wartości naprężenia i odkształcenia zarówno w trakcie przyrostu, jak i spadku obciążenia. Wynik testu przedstawiono na rys. 4.11.



Rys. 4.11 Zmiana wartości naprężenia w funkcji odkształcenia podczas próby jednoosiowego ściskania pręta wykonanego w poliwęglanu

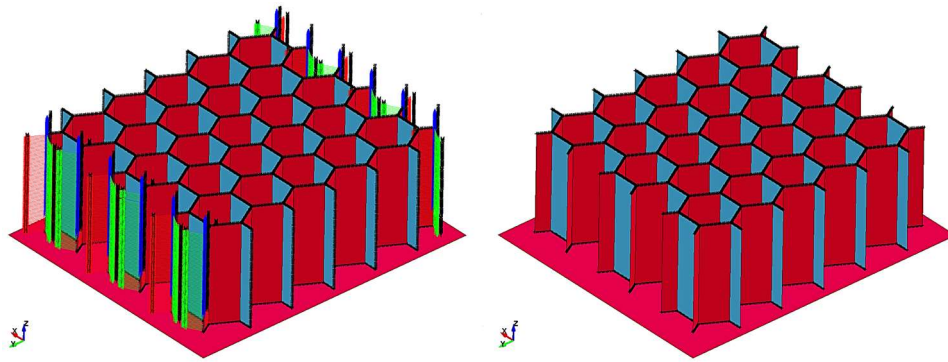
Kolejny element konieczny do wyznaczenia własności stanowiska to pomiar prędkości fali mechanicznej poruszającej się wzdłuż pręta. Korzystając z faktu, że każdy z nich wyposażono w dwa tensometry, wszystkie z nich wykorzystano do wykonania pomiarów. Na rys. 4.12 przedstawiono zmiany zarejestrowanych wartości odkształcenia w funkcji czasu w prętach w ramach testu, podczas którego czoła prętów były ze sobą skojarzone. W celu ustalenia prędkości fali, odczytywano czas, w którym wartość odkształcenia w poszczególnych punktach wyniosła 0,1% (oznaczono czerwoną linią).



Rys. 4.12 Wartości odkształcenia w funkcji czasu rejestrowane przez tensometry umieszczone na prętach: a) inicjującym, b) odbierającym

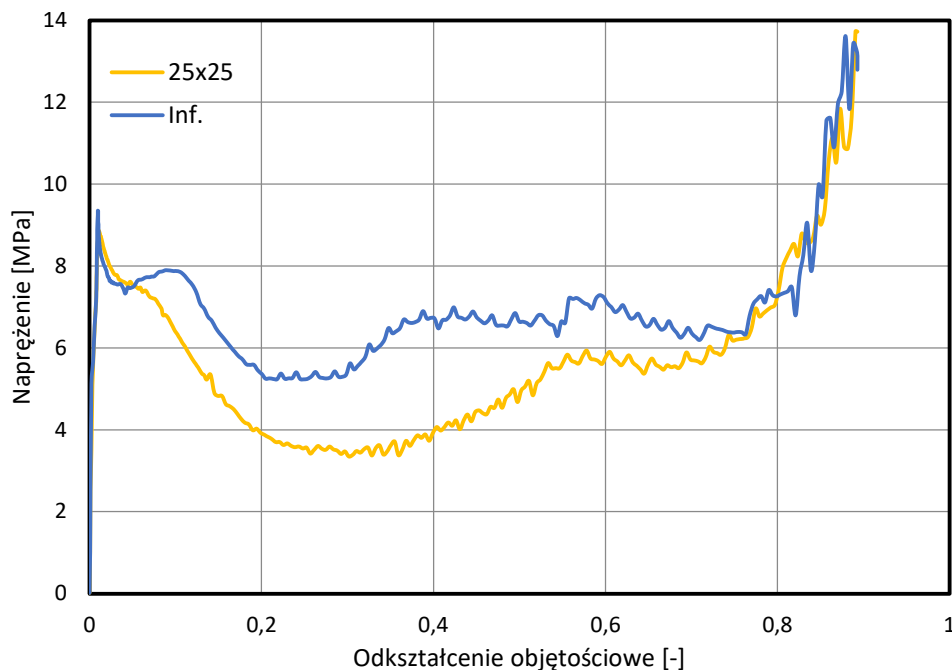
4.2. Dobór typów struktury do badań

Badania wstępne, które wykonywane były w celu oceny właściwego doboru metodyk badawczych realizowano przy użyciu materiału ALUBOND ALUCORE®, którego wymiary podstawowe to $S = 9,5$ mm i $t = 0,09$ mm, przy $h = 23$ mm. Mając na względzie ograniczenie wymiaru próbki do 25 mm, przeanalizowano wpływ brzegu na otrzymywane wyniki. Jak można przypuszczać, istnieje minimalna liczba pojedynczych komórek struktury, poniżej której sztywność globalna próbki może spadać. W celu oceny tego zjawiska przeprowadzono szereg analiz numerycznych, które wykazać miały, jaki wpływ na rezultaty badań może mieć wymiarowe ograniczenie próbki. Utworzono model dyskretny fragmentu rdzenia o wymiarach 25 x 25 mm, który utwierdzono na dwa sposoby. Pierwszy to odebranie węzłom na wolnych krawędziach odpowiednich stopni swobody, co pozwolić ma na symetryczne deformowanie ścian, a tym samym zasymulowanie próbki o nieskończenie wielkiej powierzchni. Drugi z modeli, posiadał wszystkie krawędzie uwolnione, do oznacza, że węzły na nich miały możliwość przemieszczać się w dowolnym kierunku. Ilustrację modelu struktury utwierdzonej i wolnej przedstawiono na rys. 4.13.



Rys. 4.13 Model porównawczy z krawędziami utwierdzonymi i wolnymi

Wszelkie inne warunki przeprowadzonych analiz były jednakowe jak przedstawione w rozdziale 0. Przykładowy wynik przeprowadzonej analizy porównawczej przedstawiono na rys. 4.14. Opis legendy „25 x 25” dotyczy wyników próby uwolnionej struktury, a „Inf.” Przedstawia wynik uzyskany w próbie symulującej nieskończenie wielką powierzchnię struktury ulowej otrzymanej przez zastosowanie warunków brzegowych zilustrowanych na rys. 4.13.



Rys. 4.14 Zastawienie zależności $\sigma - \varepsilon_V$ struktury ukazujące wpływ brzegu na jej sztywność

Wykonane badanie pozwoliło uznać, że dotychczas stosowana topologia struktury nie będzie nadawać się do prowadzenia badań przy ograniczonej średnicy próbki do 25 mm, w związku z czym do kolejnych prób wykorzystane zostały próbki wykonane z płyt warstwowych z wysokiej jakości rdzeniem ulowym firmy IMATEC 3/16-5052-.0015. Zastosowano strukturę komórkową o wymiarze celi $S = 4,7$ mm, grubości ściany $t = 0,038$ mm i wysokości $T = 23$ mm. Porównanie wyglądu zewnętrznego próbek o średnicy 25 mm wyciętych z obydwu struktur przedstawiono na rys. 4.15.

ALUBOND ALUCORE

S=9,5 mm
t=0,09 mm
T=23 mm



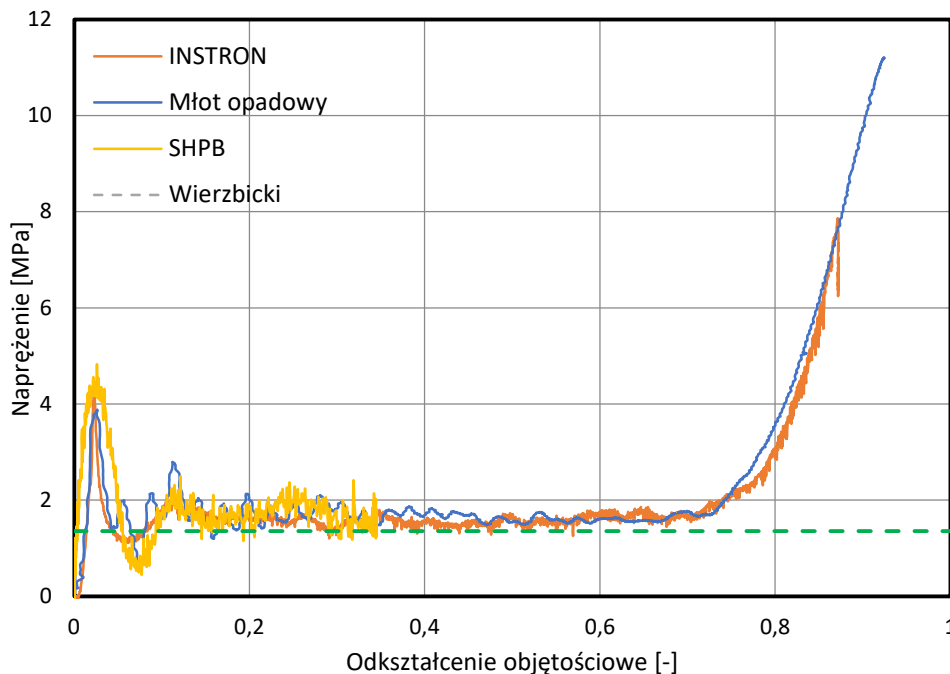
IMATEC 3/16-5052-.0015

S=4,7 mm
t=0,038 mm
T=23 mm



Rys. 4.15 Próbkki wykonane z ALUCORE® i IMATEC® 3/16-5052-.0015

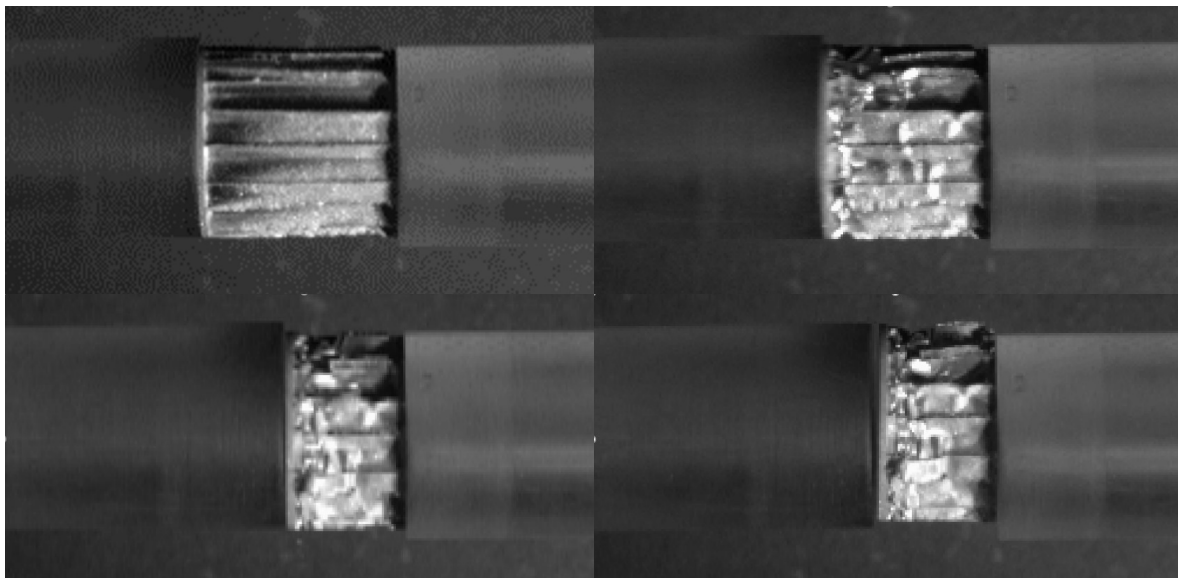
W celu oceny możliwości wykorzystania zaplanowanych wg rozdziału 4.1 metodyk, zrealizowano próby z ich wykorzystaniem. Testy na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej INSTRON 8802 przeprowadzono przy prędkości trawersu wynoszącej 50 mm/min. Badania z użyciem bezwładnościowego młota opadowego realizowano przy prędkości końcowej bijaka na poziomie 1,61 m/s. Badania na stanowisku dzielonego pręta Hopkinsona realizowano przy końcowej prędkości pocisku na poziomie 78 m/s uzyskanej przy początkowym ciśnieniu gazu w zbiorniku 5 bar. Uzyskane krzywe $\sigma - \epsilon_v$ zestawiono i porównano z wartością średnią naprężeń niszczących, uzyskanych zgodnie z zależnością Wierzbickiego. Zestawienie przedstawiono na rys. 4.16



Rys. 4.16 Porównanie charakterystyk $\sigma - \epsilon_v$ uzyskanych przy różnych prędkościach odkształcenia

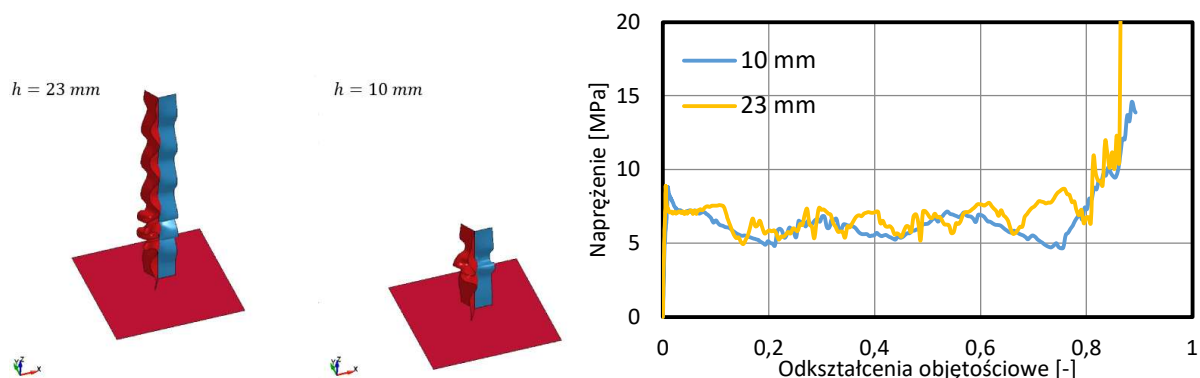
Zauważyć można wysokie podobieństwo uzyskanych charakterystyk, zarówno ilościowe, jak i jakościowe. Znamiennym jest fakt nagłego zakończenia przebiegu uzyskanego w trakcie testu przy użyciu dzielonego pręta Hopkinsona. Jest to efekt niewystarczającej amplitudy fali

sprężystej, a co za tym idzie – zbyt małym przemieszczeniem zakończenia pręta inicjującego, aby badana próbka została zdeformowana w całości przy pierwszym przejściu fali. Efekt ten przedstawiono na rys. 4.17. Na ostatnim z przedstawionych kadrów widoczne jest odsunięcie płaszczyzny próbki od zakończenia pręta, którego przemieszczanie ustało chwilę wcześniej.



Rys. 4.17 Deformacja struktury IMATEC 3/16-5052-.0015 w trakcie testu SHPB

Obserwacja opisanego wyżej zjawiska skłoniła do rozważenia analizy struktur o obniżonej wysokości, tak aby możliwe było zarejestrowanie pełnej charakterystyki progresywnego niszczenia rdzenia próbki. Z uwagi na ryzyko wzrostu sztywności obniżonego rdzenia z powodu obniżenia smukłości jego ścian, przeanalizowano wpływ tej zmiany na spodziewane wyniki badań. W tym celu wykonano odpowiednie symulacje metodą elementu Y. Wysokość rdzenia dobrano po analizie obrazu z kamery do szybkich zdjęć w oprogramowaniu TEMA 3. Porównanie postaci deformacji oraz charakterystyk uzyskanych w wyniku analizy obydwu modeli przedstawiono na rys. 4.18. Po analizie uzyskanych wyników stwierdzono, że zmniejszenie wysokości rdzenia struktury IMATEC 3/16-5052-.0015 do 10 mm ostatecznie nie ma większego wpływu na jej globalną sztywność. Bardziej widoczne są natomiast oscylacje wartości naprężeń wokół wartości średniej w zakresie progresywnego niszczenia (plateau). Zjawisko to niewątpliwie jest powodowane mniejszą liczbą fałd kształtowanych w jednym czasie na powierzchni ścian. Stan ten powoduje, że po całkowitym zamknięciu pojedynczej fałdy powstaje następna poprzez kolejną, lokalną utratę stateczności. Tę poprzedza chwilowy wzrost sztywności do momentu osiągnięcia siły krytycznej.



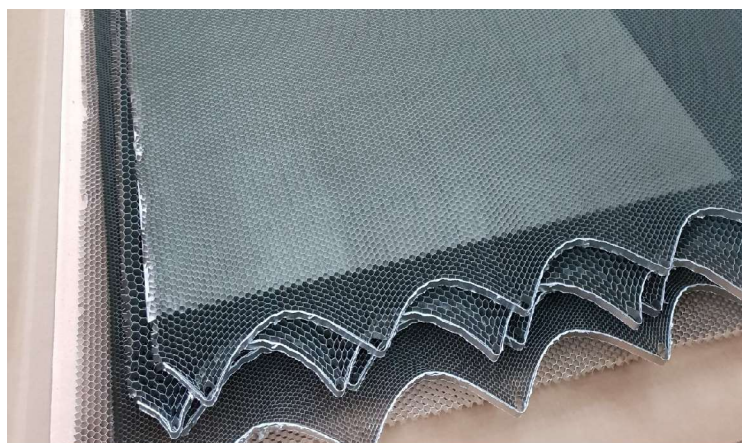
Rys. 4.18 Porównanie wyników uzyskanych dla ściskania rdzeni o wysokości 10 i 23 mm

W efekcie przeprowadzonych analiz wokół zagadnienia doboru odpowiednich typoszeręgów struktur do prowadzenia badań w sposób umożliwiający realizację wszystkich opisanych wyżej metodologii, uznano, że wysokość badanego rdzenia nie może przekroczyć 10 mm, z uwagi na ograniczony zakres ruchu czoła pręta w testach SHPB, a rozmiar pojedynczej komórki rdzenia nie może być większy niż 6,5 mm. Dokonano wyboru siedmiu typów struktur spełniających wymogi badań, dostępnych w katalogach producentów tworzyw tego typu. Parametry geometryczne poszczególnych struktur przedstawiono w tab. 4.2. W nazwach poszczególnych typów struktur zawarte są następujące informacje: wielkość_celi-rodzaj_aluminium-grubość_ścianki, przy czym wszystkie wymiary są w calach.

Tab. 4.2 Parametry geometryczne struktur przeznaczonych do badań

Lp.	Typ	Deklarowana wielkość celi S [mm]	Deklarowana grubość ścianki t [mm]	Wysokość T [mm]
1	1/8-5052-.0007	3,1750	0,01778	10
2	1/8-5052-.001	3,1750	0,02540	10
3	1/8-5052-.0015	3,1750	0,03810	10
4	3/16-5052-.0007	4,7625	0,01778	10
5	3/16-5052-.001	4,7625	0,02540	10
6	3/16-5052-.0015	4,7625	0,03810	10
7	1/4-5052-.001	6,3500	0,02540	10

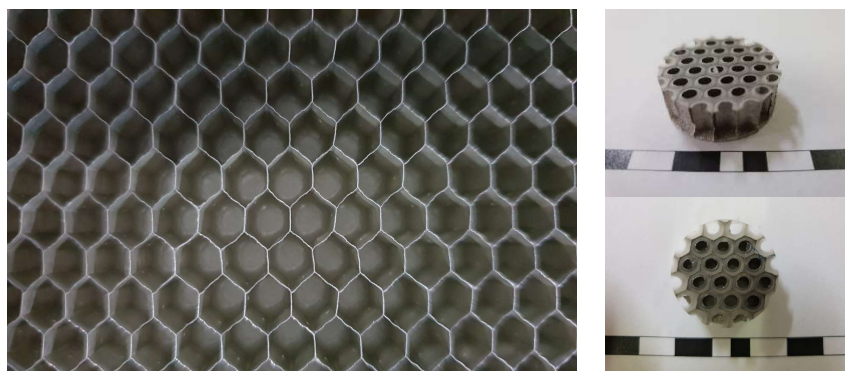
Jak można zauważyć, typy struktur dobierano w sposób umożliwiający późniejsze porównanie wyników uzyskanych w badaniach przy zmianie tylko jednego z parametrów. Możliwe jest wyodrębnienie jednej grupy próbek o jednakowej grubości ścianki $t = 0,0254 \text{ mm}$ oraz dwóch grup próbek o jednakowej wielkości celi $S = 3,175 \text{ mm}$ oraz $S = 4,7625 \text{ mm}$. Gotowe płyty ulowego rdzenia przeznaczone do wytworzenia próbek do badań przedstawiono na rys. 4.19.



Rys. 4.19 Półfabrykaty do wytworzenia próbek

4.3. Przygotowanie próbek

Płyty aluminiowego plastra miodu adhezyjnie łączono przy użyciu żywicy epoksydowej EPIDIAN 53 z utwardzaczem Z1 mieszanej w proporcji 10:1. Jako okładki wykorzystywano płyty aluminiowe o wymiarach 500 x 500 x 0,5 mm. Na każdą okładkę przeznaczano $50 \text{ g} \pm 3 \text{ g}$ spoiwa, co przy założeniu, że gęstość żywicy epoksydowej wynosi $\rho = 1,19 \text{ kg/dm}^3$ daje średnią grubość warstwy adhezyjnej na poziomie 1,6 mm. W celu sprawdzenia poziomu zwilżenia ścian struktury spoiwem, od wybranych próbek usunięto jedną z okładek. Widok jednostronnie przyklejonego rdzenia oraz próbek po odklejeniu okładki przedstawiono na rys. 4.20.



Rys. 4.20 Proces łączenia rdzeni z okładkami i kontroli jakości połączenia

Kolejny przeprowadzony etap przygotowania do badań to wycinanie kołowych próbek o średnicach 25, 30, 40, 50 i 60 mm. Wymiar próbki zróżnicowano w celu doświadczalnego, statycznego zbadania wpływu brzegu na uzyskiwane wyniki. Próbki wykonywano przy użyciu wycinarki wodnej, następnie płaskie powierzchnie próbek szlifowano przy użyciu szlifierki taśmowej w celu wyeliminowania możliwości styku z powierzchniami urządzeń testujących innego niż całą płaszczyznę okładki. Wykonane próbki z serii 3/16-5052-.001 przedstawiono na rys. 4.21.

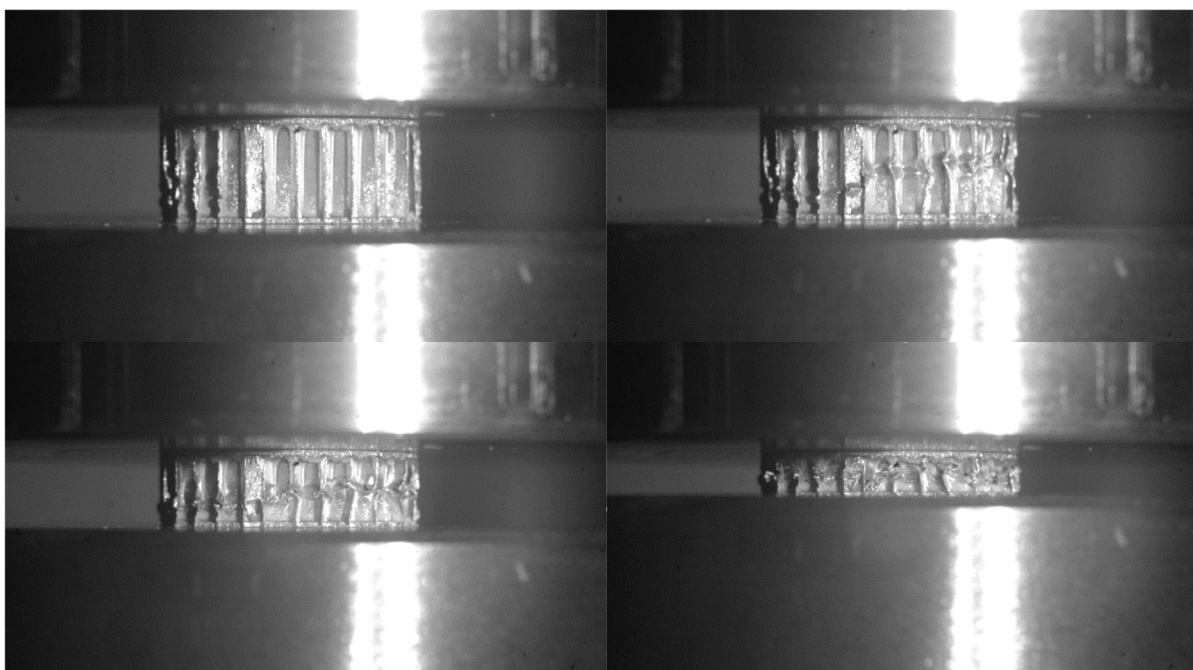


Rys. 4.21 Próbkki z serii 3/16-5052-.001 przygotowane do badań

4.4. Wyniki badań

4.4.1. *Badania statyczne*

Badania statyczne wykonano, wykorzystując uniwersalną maszynę wytrzymałościową INSTRON 8802 znajdującą się na wyposażeniu Laboratorium Wytrzymałości Materiałów WME. Próby realizowano przy stałej prędkości pionowej tłoka wynoszącej 5 mm/min w zakresie 0-8 mm. W trakcie prób rejestrowano względne przemieszczenie tłoka, siłę reakcji oraz obraz za pomocą kamery do szybkich zdjęć PHANTOM V12. Przy użyciu tej metody zrealizowano pomiar sztywności struktury przy użyciu próbek o średnicach z przedziału 25-60 mm. Przykładowe kadry z jednej z prób przedstawiono na rys. 4.22



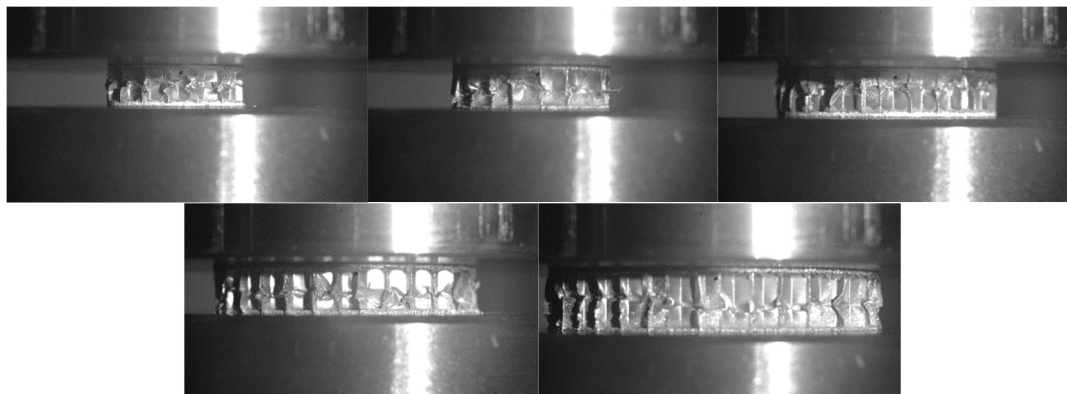
Rys. 4.22 Przykład statycznej próby ściskaniem przy użyciu INSTRON 8802

Wszystkie typy struktur ulowych będące przedmiotem analizy przebadane zostały w pełnym zakresie średnic próbek. Z każdego typu, do nadań przeznaczono po 5 egzemplarzy próbek wyciętych w losowych miejscach półfabrykatu w celu wyeliminowania błędów statystycznych. Przykład jednej serii przygotowanej do badań przedstawiono na rys. 4.23



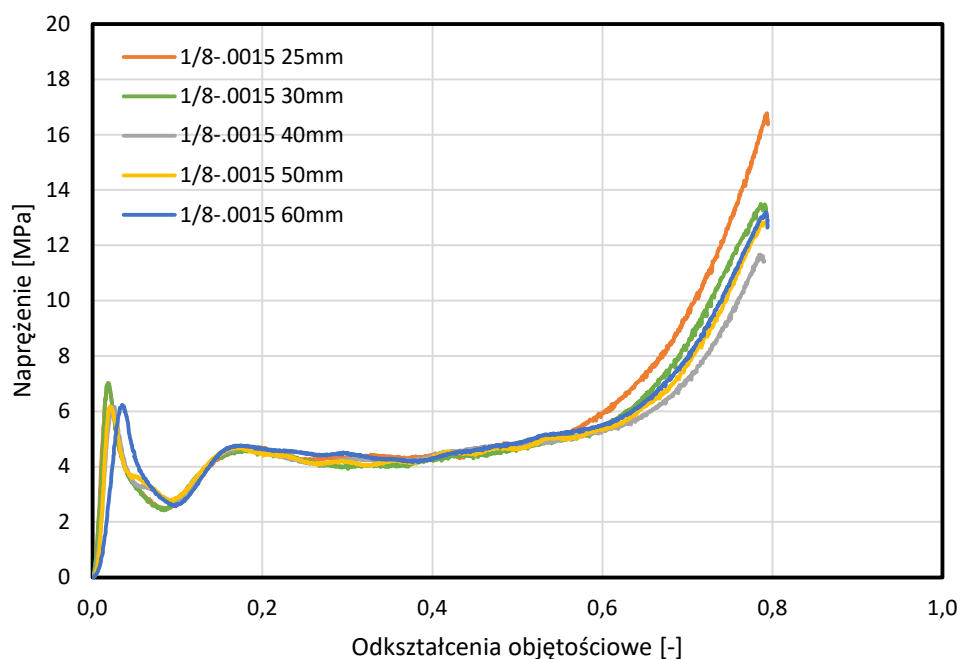
Rys. 4.23 Seria próbek przygotowanych do badań

W czasie trwania wszystkich prób obserwowano postać deformacji próbek i analizowano zwłaszcza pod kątem anomalii, które mogłyby spowodować konieczność odrzucenia wyników niewłaściwie przebiegającej próby, np. w razie przesunięcia okładki próbki po płaszczyźnie trawersy. Wybrany przykład porównania sposobów deformacji próbek o średnicy z przedziału 25-60 mm przedstawiono na rys. 4.24.



Rys. 4.24 Próbki o średnicach z przedziału 25-60 mm w trakcie badań

W wyniku przeprowadzonych statycznych badań jednoosiowym ściskaniem uzyskane zostały charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowe aluminiowych, heksagonalnych struktur ulowych. Przebiegi uzyskane przy użyciu próbek o średnicach 25-60 mm zestawiono ze sobą. Zestawienie wyników otrzymanych w ramach badań typu 1/8-5052-.0015 (tab. 4.2) przedstawiono na rys. 4.25.



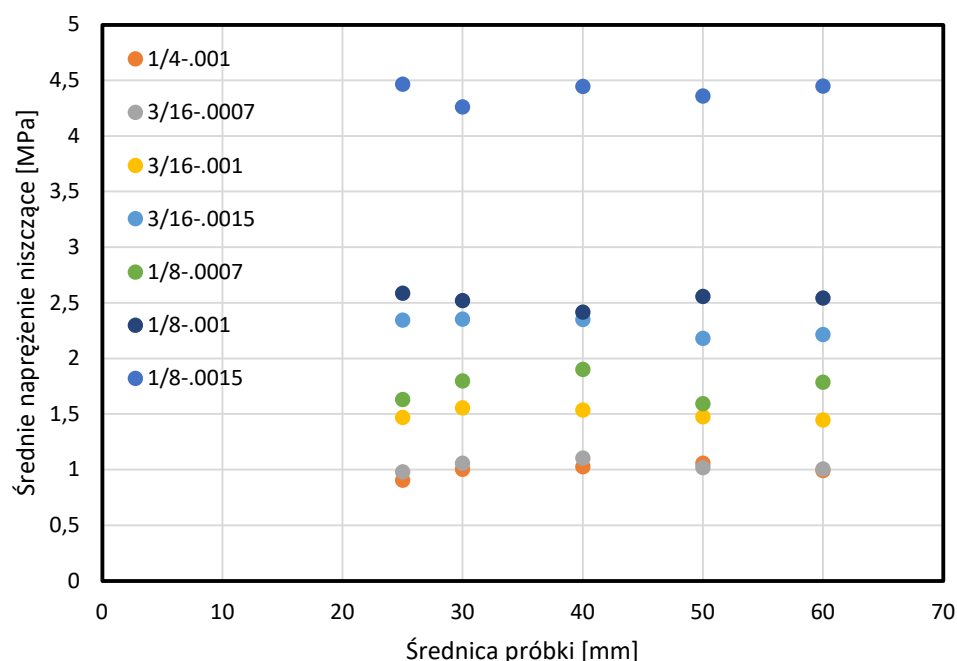
Rys. 4.25 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych dla próbek o średnicach 25-60 mm

Z charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ wyznaczono średnią wartość naprężenia niszczącego (plateau) poprzez określenie wartości średniej z całego zakresu progresywnego niszczenia rdzenia. Następnie wartości uzyskane dla wszystkich serii zestawiono i porównano w tab. 4.3. W nawiasach umieszczono odnotowaną różnicę względem wartości otrzymanej podczas badania próbki o średnicy 60 mm dla każdego z typów. Wyniki odniesiono do największej z próbek, z uwagi na fakt, że analiza dotyczy wpływu brzegu, a w tym właśnie przypadku jest on najmniejszy.

Tab. 4.3 Zestawienie wartości średnich naprężeń niszczących odniesionych do średnicy próbki dla poszczególnych typów struktury ulowej [MPa]

Średnica [mm] Typ	25	30	40	50	60
1/4-.001	0,91 (8,08%)	1,00 (1,01%)	1,02 (3,03%)	1,05 (6,06%)	0,99
3/16-.0007	0,98 (2,97%)	1,05 (3,96%)	1,10 (8,91%)	1,01 (0,00%)	1,01
3/16-.001	1,47 (1,38%)	1,56 (7,59%)	1,53 (5,52%)	1,48 (2,07%)	1,45
3/16-.0015	2,34 (5,88%)	2,35 (6,33%)	2,35 (6,33%)	2,18 (1,36%)	2,21
1/8-.0007	1,62 (8,99%)	1,79 (0,56%)	1,90 (6,74%)	1,60 (10,11%)	1,78
1/8-.001	2,59 (1,97%)	2,52 (0,79%)	2,42 (4,72%)	2,56 (0,79%)	2,54
1/8-.0015	4,47 (0,45%)	4,26 (4,27%)	4,45 (0,00%)	4,36 (2,02%)	4,45

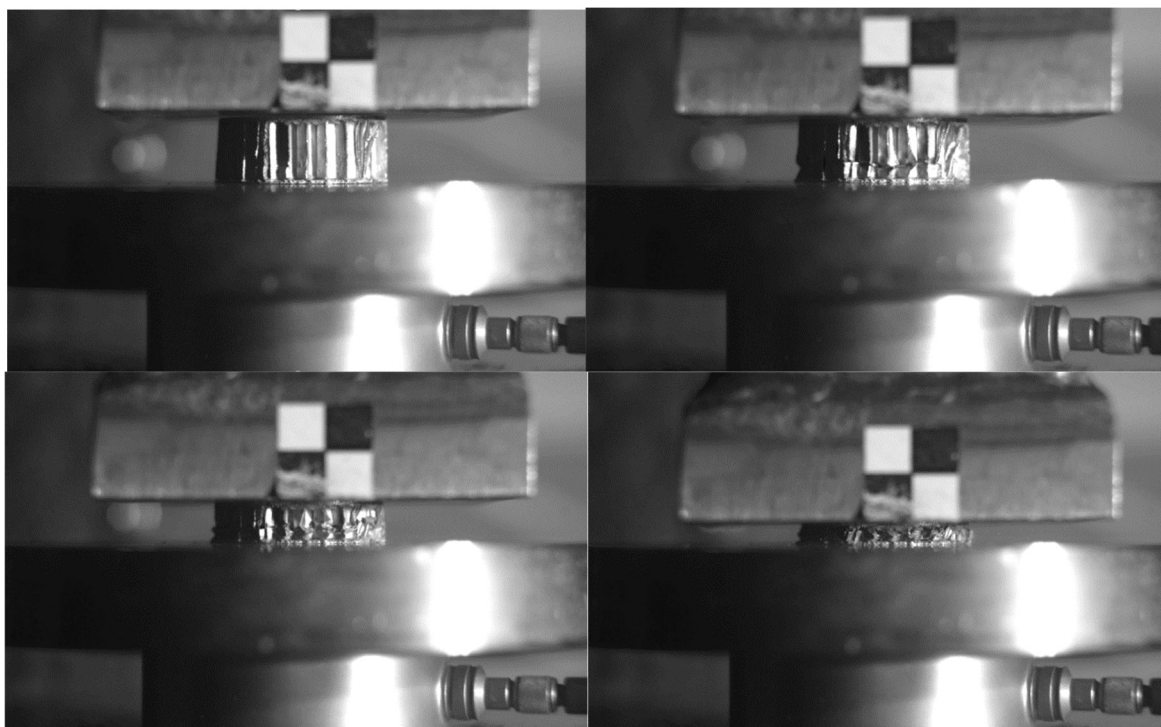
Na rys. 4.26 przedstawiono wykres wartości średniego naprężenia niszczącego w zależności od średnicy próbki. Jak można zauważyć, wartości naprężeń nie są jednakowe dla wszystkich wartości średnicy próbki w danej serii, jednak nie zaobserwowano jednoznacznego trendu, zwłaszcza spodziewanego spadku wartości naprężeń wraz ze zmniejszeniem średnicy próbki. Na podstawie zestawienia stwierdzono, iż dla żadnego z badanych typów nie wystąpiły przesłanki, aby wykluczać możliwość wykonywania prób dynamicznych przy wykorzystaniu próbek o średnicy 25 mm.



Rys. 4.26 Zestawienie wyników badań statycznych z zastosowaniem próbek o różnych średnicach

4.4.2. *Badania dynamiczne*

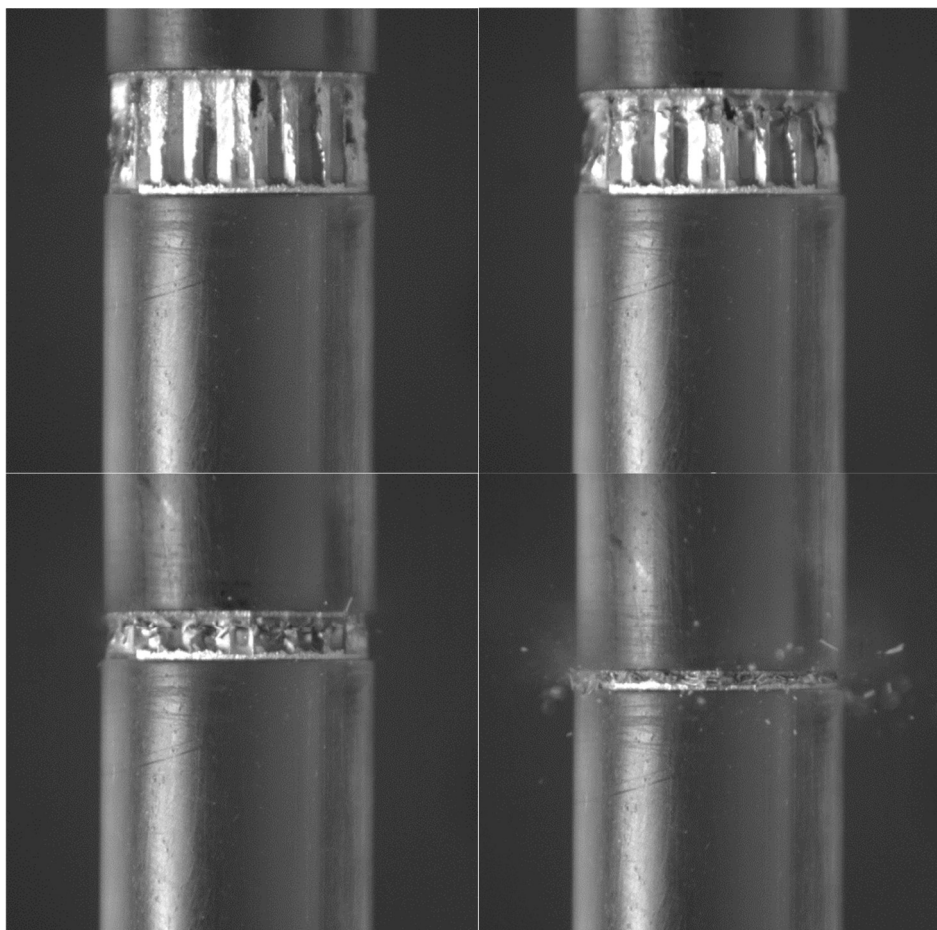
Badania dynamiczne niskich prędkości realizowano przy użyciu bezwładnościowego młota opadowego znajdującego się na wyposażeniu Laboratorium Wytrzymałości Materiałów WIM WAT. Próby realizowano przy początkowej prędkości pionowej bijaka wynoszącej $\sim 3,7$ m/s. W trakcie prób rejestrowano względne przemieszczenie bijaka, siłę reakcji oraz obraz za pomocą kamery do szybkich zdjęć PHANTOM V12. Przykładowe kadry zarejestrowane podczas jednej z prób przedstawiono na rys. 4.27.



Rys. 4.27 Postać deformacji próbki 1/8-5052-.0015 w charakterystycznych momentach testu przy użyciu młota opadowego

Badania dynamiczne średnich prędkości realizowano przy użyciu stanowiska dzielonego pręta Hopkisona znajdującego się na wyposażeniu Laboratorium Wytrzymałości Materiałów WME. Próby realizowano przy początkowej prędkości pocisku wynoszącej ~ 54 m/s uzyskiwanej przy ciśnieniu początkowym w zbiorniku 0,3 MPa. W trakcie prób rejestrowano prędkość pocisku, wzdlużne odkształcenie prętów w czasie przy użyciu czujników tensometrycznych oraz obraz za pomocą kamery do szybkich zdjęć PHANTOM V12. Uzyskiwana prędkość odkształcenia za każdym razem wynosiła $\sim 3,3 \times 10^3$ s⁻¹. Przykładowe kadry zarejestrowane kamerą podczas jednej z prób struktury typu 1/8-5052-.0015 przedstawiono na rys. 4.28.

Podobnie, jak w przypadku badań statycznych, w celu sporządzenia rachunku statystycznego oraz stworzenia możliwości wyłączenia z analizy wyników znacznie odróżniających się, badano po 5 egzemplarzy próbek każdego typu realizując, testy z użyciem młota opadowego, jak i używając do tego celu stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona.

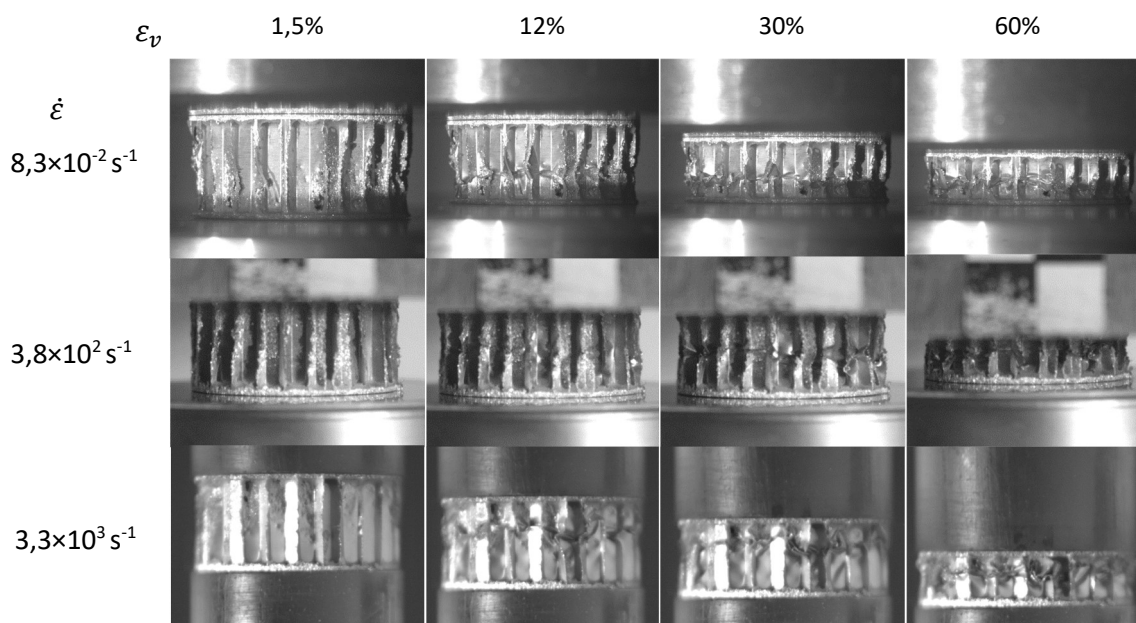


Rys. 4.28 Postać deformacji próbki 1/8-5052-.0015 w charakterystycznych momentach testu przy użyciu SHPB

Wyniki wszystkich przeprowadzonych prób zostały zebrane i przeanalizowane pod kątem poprawności wykonania badania oraz ewentualnych niezgodności. W celu wyeliminowania błędów grubych zastosowano regułę trzech sigm. W związku z tym, wynik próby wykraczający poza dopuszczalny przedział wartości średniej $\pm$ trzech odchyleń standardowych odrzucano, a badanie powtarzano. Przy rozkładzie normalnym wyników uzyskiwanych w tego rodzaju badaniach, 99,7% obserwacji powinno znaleźć się w dopuszczalnym zakresie.

W pierwszej kolejności skupiono się na analizie obrazu zarejestrowanego przez szybką kamerę. Z zarejestrowanych obrazów wynika, że sposób niszczenia komórkowego rdzenia dla wszystkich zastosowanych prędkości odkształcenia jest podobny w całym zakresie odkształcenia. Po pierwszej, lokalnej utracie stateczności następuje budowanie pierwszej fałdy na ściankach. Po zamknięciu fałdy, wejściu w kontakt zakończeń łuku tworzącego ją, następuje kolejna lokalna utrata stateczności. Po utworzeniu i zamknięciu wszystkich fałd, dochodzi do zagęszczenia struktury poprzez zginanie powstałych łuków na ścianach. Zauważalną różnicą, aczkolwiek niewystępującą w każdym przypadku, było przesuwanie strefy utraty stateczności i pierwszej fałdy w kierunku obciążenia, wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia. Wybrane

zarejestrowane kadry uszeregowane według prędkości odkształcenia w poszczególnych fazach deformacji dla serii 1/8-5052-.0015 przedstawiono na rys. 4.29.

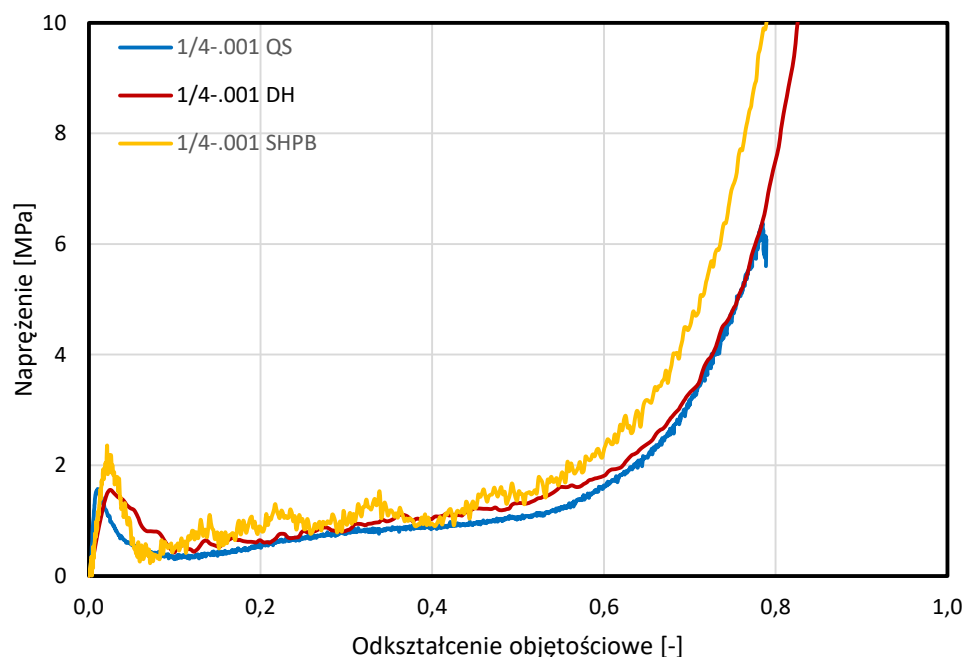


Rys. 4.29 Kadry zarejestrowane podczas prób serii 1/8-5052-.0015 przy różnych prędkościach odkształcenia

Kolejnym etapem obróbki otrzymanych w toku badań wyników było sporządzenie porównawczych wykresów zawierających przebiegi wartości naprężeń odniesione do wartości odkształceń objętościowych. Na każdym z przedstawionych poniżej wykresów kolorem niebieskim zaznaczona została uśredniona krzywa uzyskana poprzez przeprowadzenie statycznego ściskania pięciu próbek – w legendzie wykresu oznaczonego jako QS (*ang. quasi-static*), kolorem czerwonym oznaczono uśrednioną krzywą uzyskaną w testach dynamicznych niskich prędkości na stanowisku młota opadowego – w legendzie wykresu oznaczonego jako DH (*ang. drop hammer*), natomiast na pomarańczowo – uśredniony wynik testów dynamicznego ściskania pięciu próbek na stanowisku dzielonego pręta Hopkinsona – w legendzie wykresu oznaczonego jako SHPB (*ang. split Hopkinson pressure bar*).

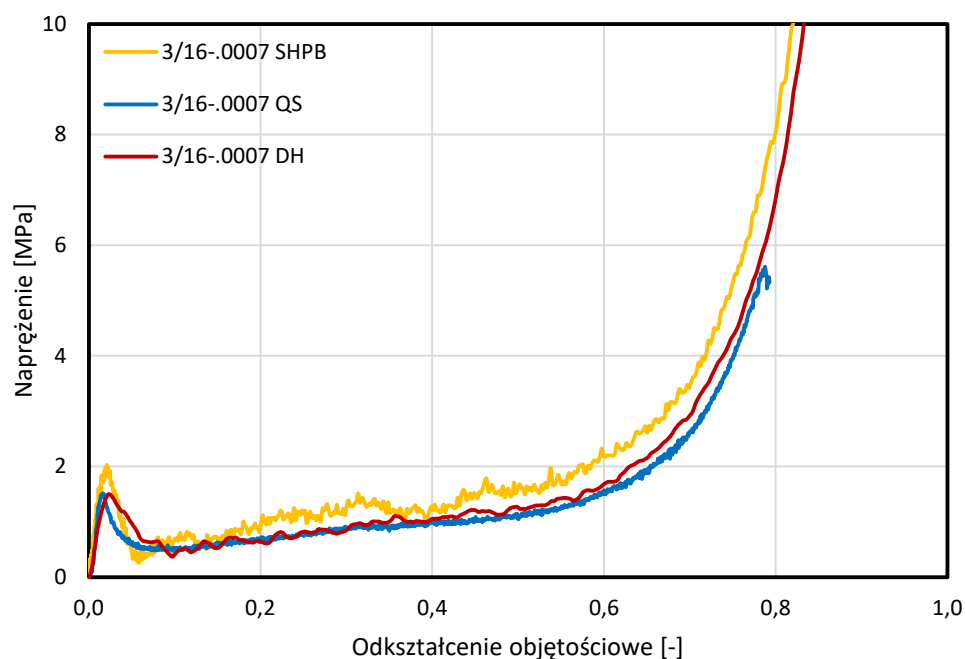
Na rys. 4.30 przedstawiono wyniki prób przeprowadzonych na strukturze 1/4-5052-.001. Zauważalna jest tutaj różnica wartości naprężeń w całym zakresie odkształceń objętościowych przy porównaniu zwłaszcza wyników uzyskanych w testach statycznych i testach SHPB. Wyraźnie widoczna jest również różnica charakterystyk w zakresie sprężystym.

Wartość naprężeń niszczących określona przez wyznaczenie średniej z całego zakresu progresywnego niszczenia wyniosła odpowiednio 0,906 MPa w przypadku badania statycznego, 1,011 MPa dla testu dynamicznego przy użyciu młota opadowego oraz 1,192 MPa uzyskana w ramach testu SHPB.



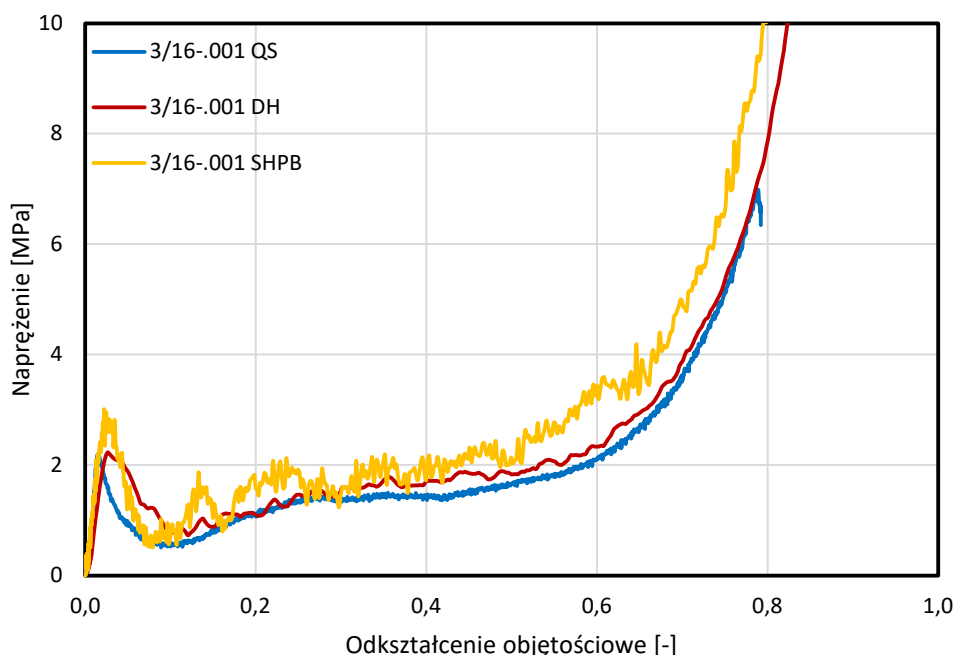
Rys. 4.30 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/4-5052-.001 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia

Na rys. 4.31- rys. 4.36 przedstawiono wyniki badań uzyskane w ramach pozostałych serii prób. W każdym przypadku konfrontowano ze sobą dane pochodzące z jednakowych serii – tej samej topologii badanej struktury. Zauważyć można, że w każdym z omawianych przypadków odnotowano wzrost wartości naprężeń w całym przedziale odkształceń wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia. Wzrost ten najbardziej widoczny jest w końcowej fazie niszczenia struktury, tuż przed fazą całkowitego zagęszczania.



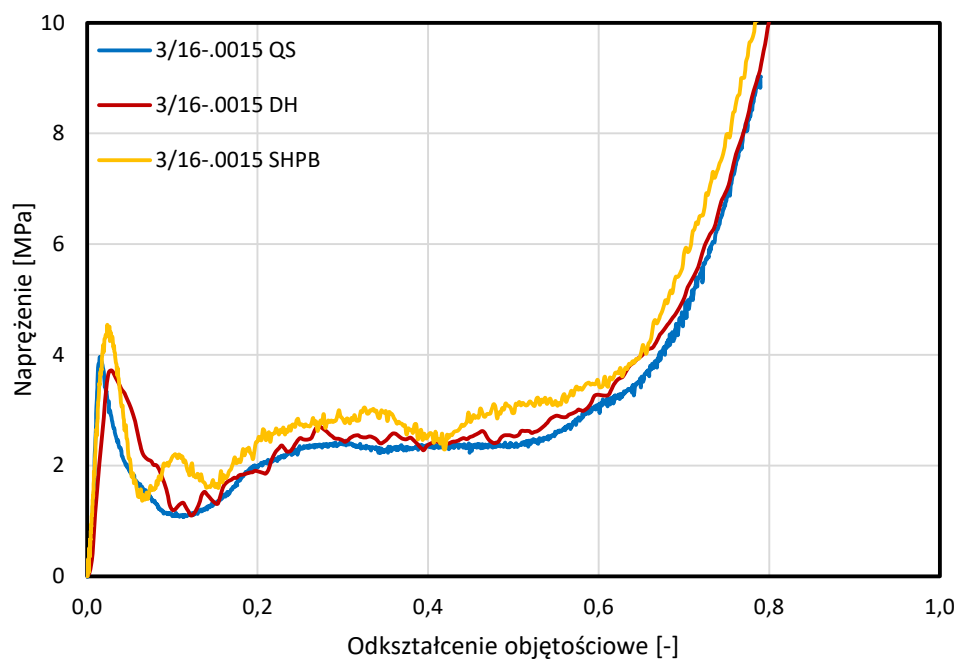
Rys. 4.31 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.0007 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia

Narastanie wartości naprężenia, kojarzone z początkiem fazy zagęszczania rdzenia – stopniowego likwidowania wolnych przestrzeni wewnątrz komórek, następowało tym wcześniej im wyższą prędkość odkształcenia stosowano w teście. W przypadku struktury 3/16-5052-.0007, początek tej fazy zarejestrowany w ramach testu na stanowisku SHPB odnotowano już przy odkształceniu ε_V o wartości 0,41, a podczas testu statycznego 0,55. Opisywane zjawisko można zauważyć na rys. 4.32.

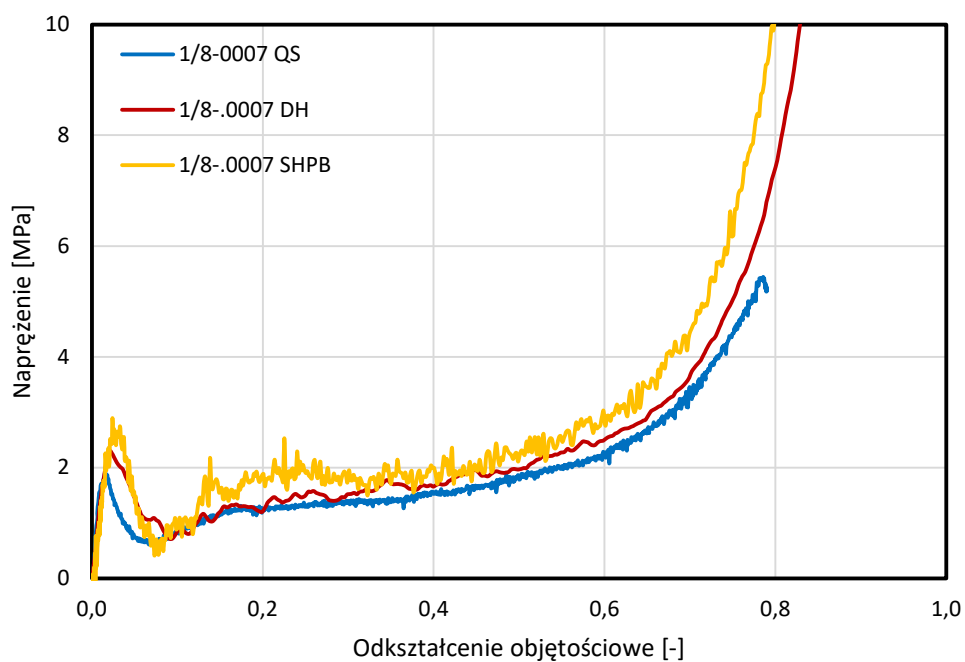


Rys. 4.32 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.001 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia

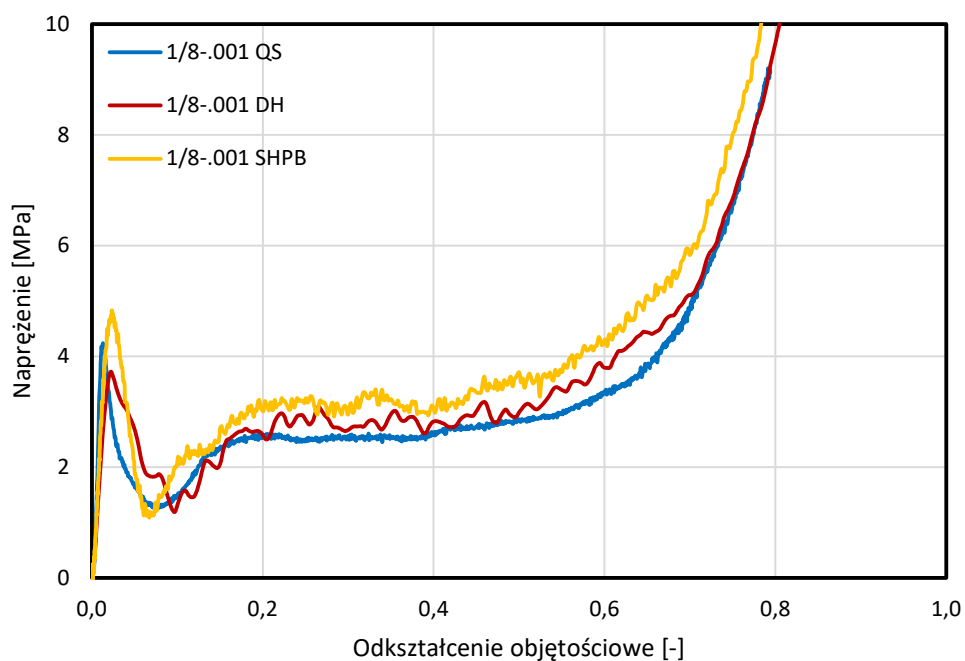
Widoczna jest również tendencja wcześniejszego wzrostu naprężeń niszczących (wcześniejszego zagęszczania struktury), a tym samym skracania przedziału średnich naprężeń niszczących (plateau), wraz ze wzrostem grubości ścianki rdzenia. Jest to zjawisko wynikające z układania się kolejnych fałd tworzonych na ścianach wzdłuż wysokości rdzenia. Wcześniejszy początek fazy zagęszczania powodowany jest występowaniem fałd o większym promieniu i większej ich sztywności, jak wskazano w rozdziale 3.5. Całkowite ich zamknięcie powoduje wzrost siły reakcji, ponieważ w pełni skompresowana struktura posiada sztywność zbliżoną do sztywności materiału rodzimego, z którego jest wykonana – w badanym przypadku jest to stop aluminium. Większa grubość ścianki, po zamknięciu fałdy tworzyć będzie większą wysokość sztywnego materiału, a więc zmniejszenie udziału wysokości, na której rdzeń pozostaje jeszcze wiotki.



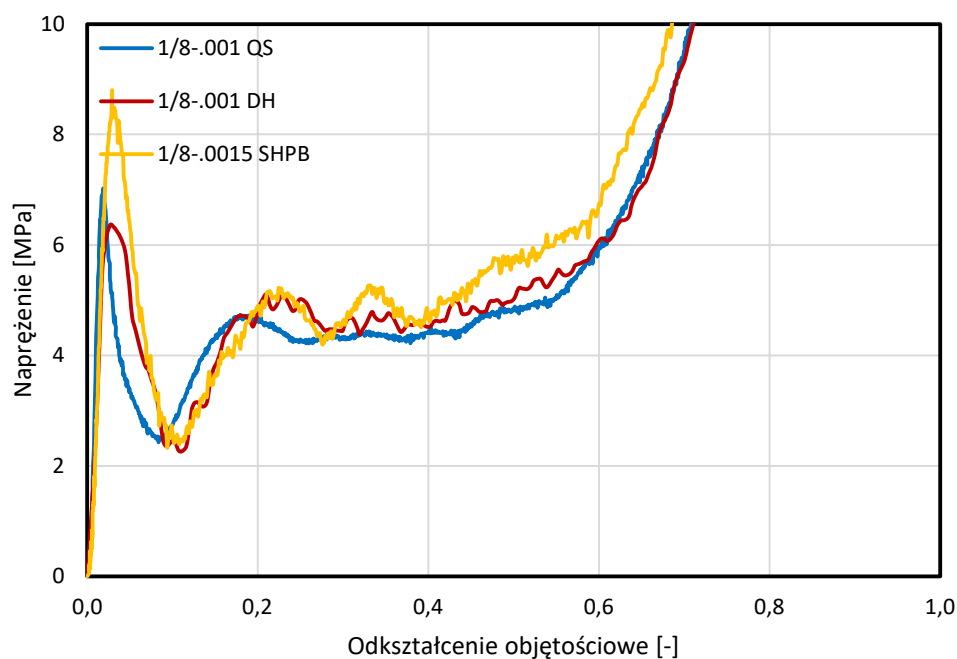
Rys. 4.33 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \epsilon_v$ serii 3/16-5052-.0015 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia



Rys. 4.34 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \epsilon_v$ serii 1/8-5052-.0007 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia



Rys. 4.35 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.001 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia

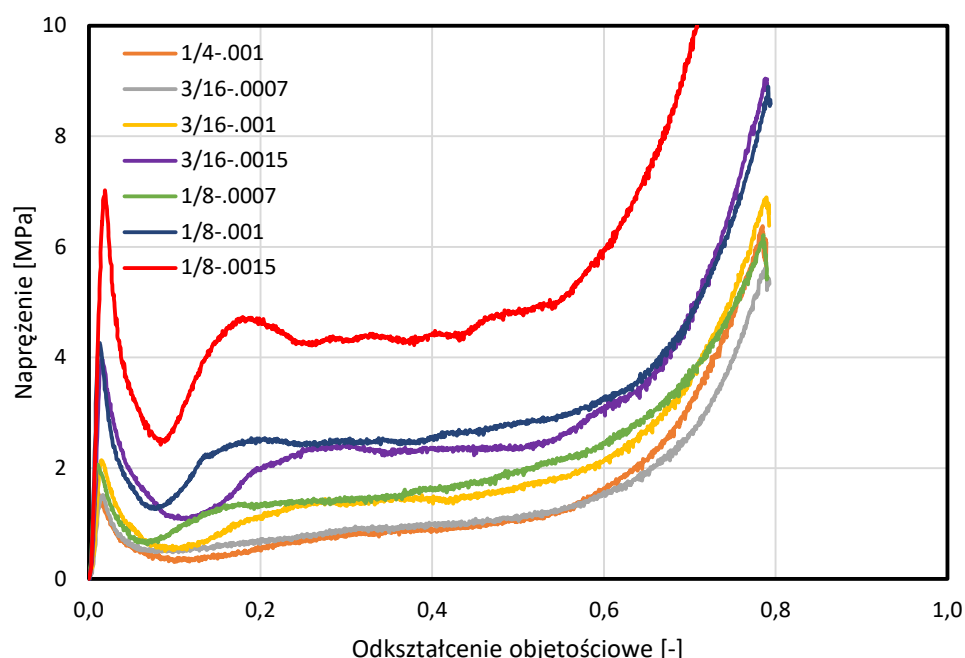


Rys. 4.36 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych dla różnych prędkości odkształcenia

4.5. Analiza wyników i wnioski

Na podstawie prostego zestawienia uzyskanych wyników testów statycznych, które przedstawiono na rys. 4.37 stwierdzono, że wraz ze wzrostem udziału objętości materiału (stopu aluminium) w objętości próbki/rdzenia, a więc wzrostem grubości ścianki lub spadkiem wymiaru

komórki rośnie wartość naprężeń krytycznych, po której dochodzi do utraty stateczności oraz średniego naprężenia niszczącego (plateau). Zauważalny jest również wpływ wielkości celi na kształt charakterystyki tuż po utracie stateczności, przed osiągnięciem stabilizacji średniego naprężenia niszczącego. Występuje wówczas faza kształtowania pierwszej fałdy, podczas której rejestrowany jest znaczący spadek naprężenia – od 44% w przypadku struktury 1/8-.0015 do 63% w przypadku struktury 3/16-.001 bez wyraźnej tendencji. Wpływ wielkości celi widoczny jest w szerokości przedziału odkształcenia objętościowego, podczas którego trwa faza kształtowania pierwszej fałdy. W przypadku rdzeni o wielkości celi 3,175 mm (1/8") kolejne – po naprężeniu krytycznym – ekstremum występuje kiedy wartość odkształcenia ε_V wynosi od 0,069 do 0,085, w przypadku wielkości celi 4,7625 mm (3/16") ε_V wynosi od 0,089 do 0,118, a w przypadku wielkości celi 6,35 mm (1/4") ε_V wynosi 0,128. Analiza każdej serii wykazała, że wartość ε_V , w której notowane jest ekstremum, rośnie wraz ze wzrostem grubości ścianki rdzenia.



Rys. 4.37 Porównanie statycznych charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ wszystkich przebadanych struktur

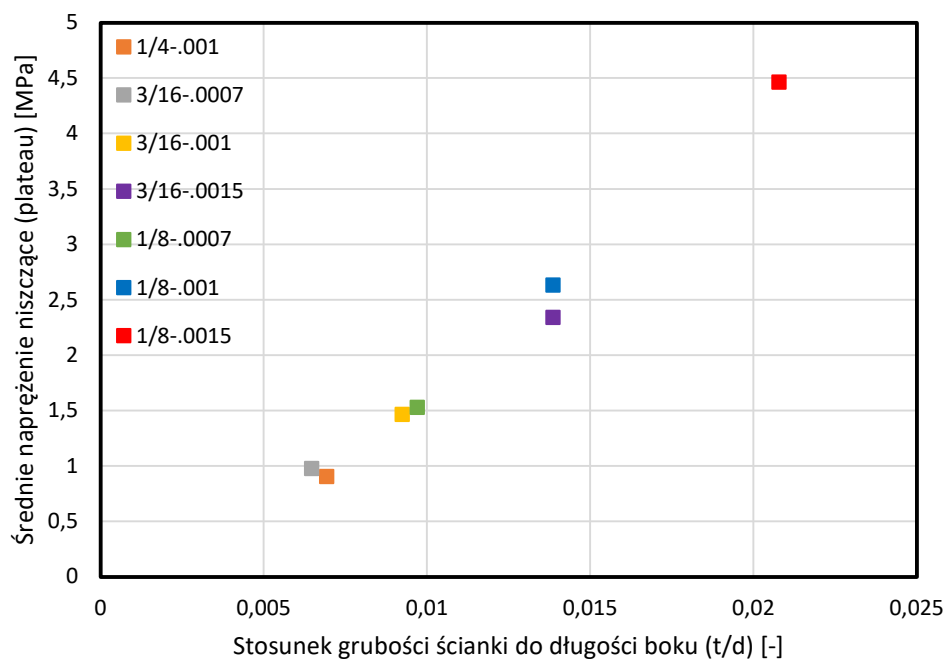
Zauważyć również należy, że struktury o grubości ścianki 0,0381 mm (0,0015") – wcześniej niż pozostałe – wchodziły w fazę zagęszczania (wzrostu wartości naprężenia) oraz zagęszczenia całkowitego (ostatecznego przejścia w charakterystykę sprężystą). Powody występowania tego zjawiska szczegółowo opisano pod rys. 4.32.

Z otrzymanych charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ wyznaczono średnie naprężenia niszczące poprzez określenie dominanty spośród zarejestrowanych wartości naprężenia z całego zakresu odkształceń objętościowych. W tab. 4.4 zestawiono podstawowe parametry wszystkich przebadanych struktur.

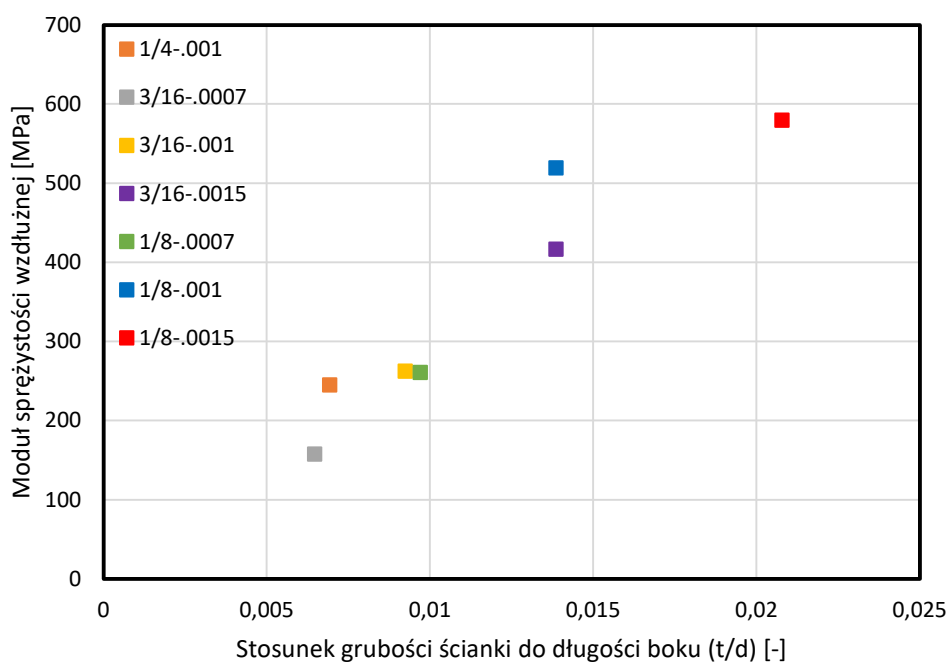
Tab. 4.4 Zestawienie podstawowych parametrów przebadanych struktur

Parametr	Deklarowana grubość ścianki	Deklarowana wielkość celi	Napężenie plateau	Moduł sztywności wzdłużnej	Napężenie krytyczne	Względna objętość całkowitego zagęszcz.	Moduł sztywności wzdłużnej skompr. struktury
Oznaczenie	t	S	σ_{pl}	E_u	σ_{cr}	V_F	E_c
Jedn. Typ	mm	mm	MPa	MPa	MPa	-	MPa
1/4-.001	0,02540	6,3500	0,91	245,32	1,57	0,31	36,75
3/16-.0007	0,01778	4,7625	0,98	157,64	1,51	0,26	41,74
3/16-.001	0,02540	4,7625	1,47	262,85	2,19	0,27	44,26
3/16-.0015	0,03810	4,7625	2,34	416,75	3,96	0,29	51,74
1/8-.0007	0,01778	3,1750	1,53	261,20	1,90	0,25	28,99
1/8-.001	0,02540	3,1750	2,64	519,82	4,24	0,26	52,22
1/8-.0015	0,03810	3,1750	4,47	580,00	7,03	0,30	80,05

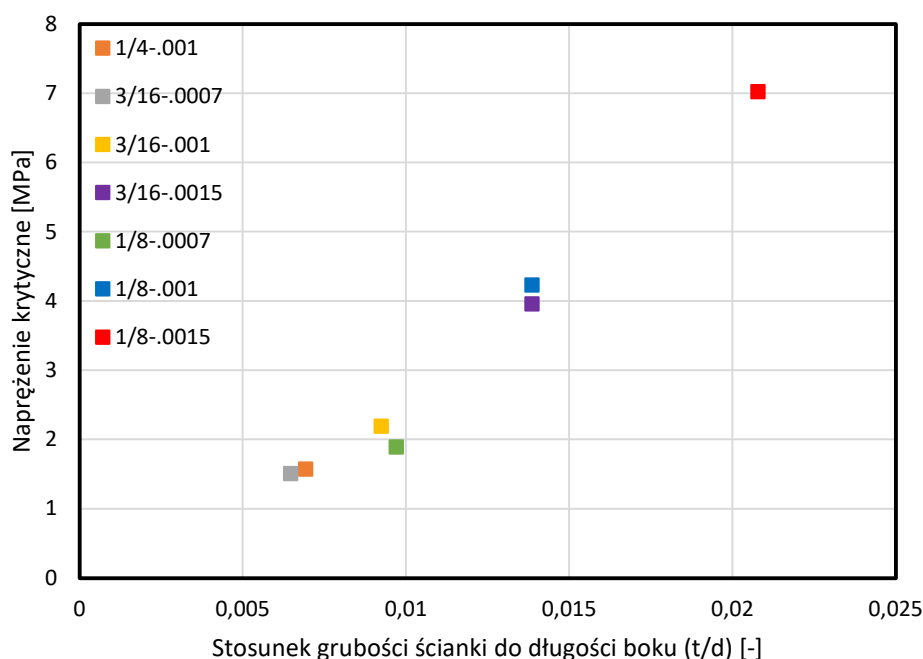
Jak można zauważyć, podobnie jak w przypadku zanotowanych wartości średniego napężenia niszczącego, moduł sprężystości wzdłużnej oraz wielkość napężenia krytycznego rośnie wraz ze wzrostem grubości ścianki, natomiast maleje wraz ze wzrostem wielkości celi. Parametrami, do których odnieść można wybrane własności mechaniczne materiałów porowatych lub celularnych, jest ich gęstość (stosunek masy do zajmowanej objętości) bądź stosunek grubości ścianki do długości boku celi (t/d). Zestawienia takie przedstawiono na rys. 4.38 – rys. 4.40. Wyraźnie widoczna jest liniowa zależność pomiędzy wartością napężenia plateau, modułu sprężystości wzdłużnej, napężenia krytycznego, a stosunkiem wymiarów t/d . Niemniej jednak, w przypadku struktur o jednakowym stosunku grubości ścianki do wielkości celi (3/16-.0015, 1/8-.001), wyższą wartość wszystkich wymienionych parametrów odnotowano dla rdzenia o mniejszej wielkości celi.



Rys. 4.38 Relacja pomiędzy wartością naprężenia plateau, a stosunkiem grubości ścianki do długości boku pojedynczej celi rdzenia



Rys. 4.39 Relacja pomiędzy wartością modułu sprężystości wzdłużnej, a stosunkiem grubości ścianki do długości boku pojedynczej celi rdzenia



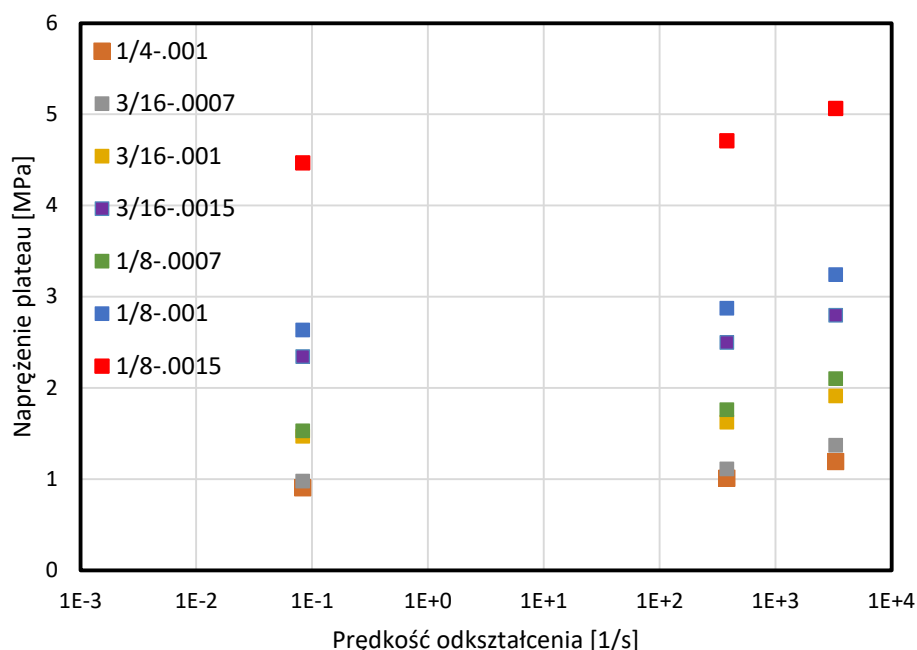
Rys. 4.40 Relacja pomiędzy wartością naprężenia krytycznego, a stosunkiem grubości ścianki do długości boku pojedynczej celi rdzenia

W dalszej kolejności zestawiono uzyskane wartości średniego naprężenia niszczącego (plateau) dla poszczególnych typów struktury odniesione do poszczególnych typów struktury, uzyskane przy trzech prędkościach odkształcenia. W każdym z badanych przypadków odnotowano wzrost wartości naprężenia plateau wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia. Szczegółowe wyniki przedstawiono w tab. 4.5.

Tab. 4.5 Zestawienie wartości naprężenia plateau uzyskanego podczas ściskania wszystkich rodzajów struktur przy trzech prędkościach odkształcenia

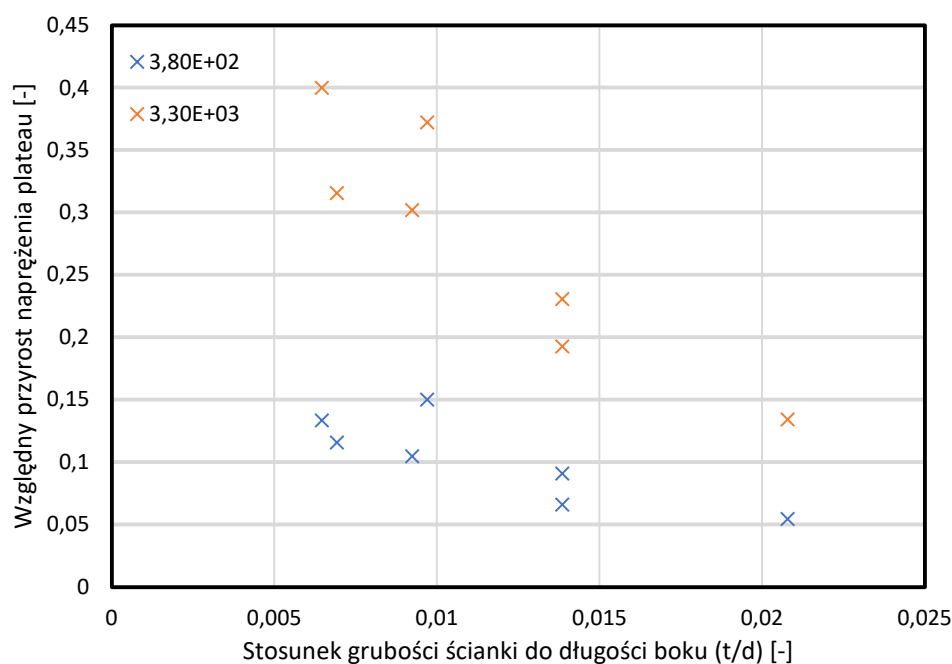
			Prędkość odkształcenia $\dot{\epsilon}$		
			[1/s]		
			8,3E-2	3,8E+2	3,3E+3
Parametr	Grubość ścianki	Wielkość celi	Napężenie plateau		
Oznaczenie	t	S	σ_{pl}		
Jedn.	mm	mm	MPa		
Typ					
1/4-.001	0,02540	6,3500	0,906	1,011	1,192
3/16-.0007	0,01778	4,7625	0,980	1,111	1,372
3/16-.001	0,02540	4,7625	1,469	1,623	1,913
3/16-.0015	0,03810	4,7625	2,344	2,499	2,796
1/8-.0007	0,01778	3,1750	1,531	1,761	2,101
1/8-.001	0,02540	3,1750	2,635	2,875	3,243
1/8-.0015	0,03810	3,1750	4,466	4,710	5,066

W kolejnym kroku, uzyskane wartości średnich naprężeń niszczących umieszczono na wykresie, którego oś rzędnych, której nadano logarytmiczną skalę o podstawie 10, przedstawia wartość prędkości odkształcenia. Przedstawiono go na rys. 4.41.



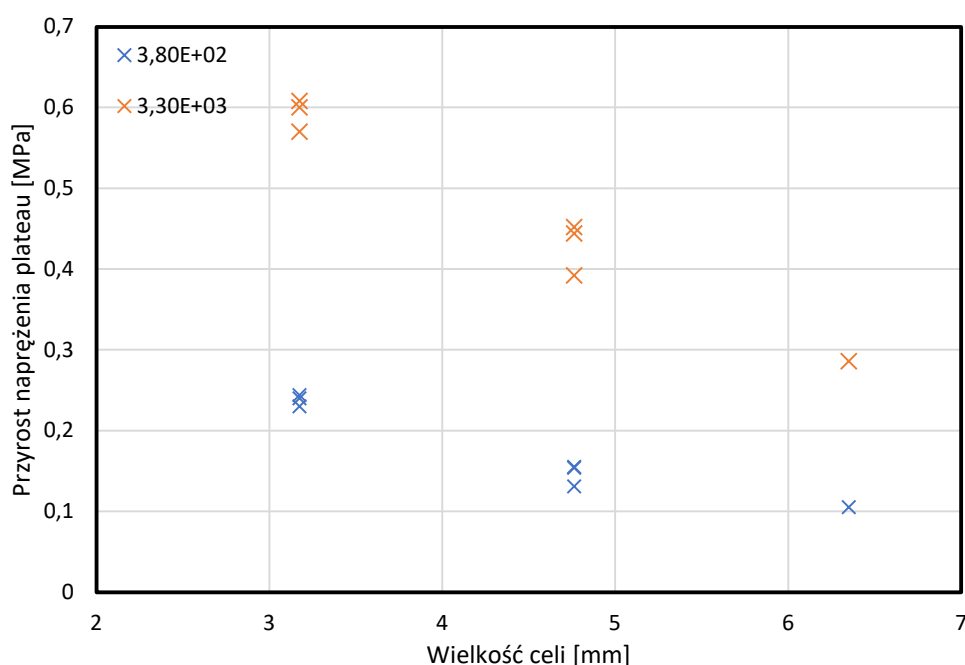
Rys. 4.41 Wartości średniego naprężenia niszczącego w zależności od prędkości odkształcenia

W związku z identyfikacją związku poszczególnych parametrów wytrzymałościowych rdzeni ze stosunkiem grubości ścianki do wielkości celi, porównano w jego dziedzinie również względne przyrosty wartości naprężenia plateau otrzymanego przy prędkościach odkształcenia $\dot{\epsilon}$ wynoszących $3,8 \times 10^2$ oraz $3,3 \times 10^3$. Wykres przedstawiający omawiane zestawienie przedstawiono na rys. 4.42. Zaobserwowano, że wzrost udziału materiału w objętości rdzenia – definiowany pośrednio stosunkiem t/d – nie powoduje większego względnego wzrostu wartości naprężenia plateau. Fakt ten potwierdza brak wrażliwości zastosowanego do budowy rdzenia materiału (w tym przypadku Al5052) na prędkość odkształcenia lub jak można odnaleźć w literaturze [105], spadającą wytrzymałość materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia. Jednocześnie, prowadzi to do wniosku, iż powodu przyrostu średniego naprężenia niszczącego należy dopatrywać się w aspektach niezwiązanych z materiałem rdzenia.



Rys. 4.42 Relacja pomiędzy wartością względnego przyrostu naprężenia plateau, a stosunkiem grubości ścianki do długości boku pojedynczej celi rdzenia

Co zaskakujące, powiązanie przyrostu naprężenia plateau z geometrycznym parametrem struktury zaobserwowano w odniesieniu do wielkości celi. Typy struktury o jednakowym wymiarze celi wykazywały bardzo zbliżone wartości przyrostu naprężenia, natomiast, wraz ze wzrostem wymiaru celi przyrost ten był coraz mniejszy. Powyższą konkluzję oparto na przedstawionej na rys. 4.43 charakterystyce.

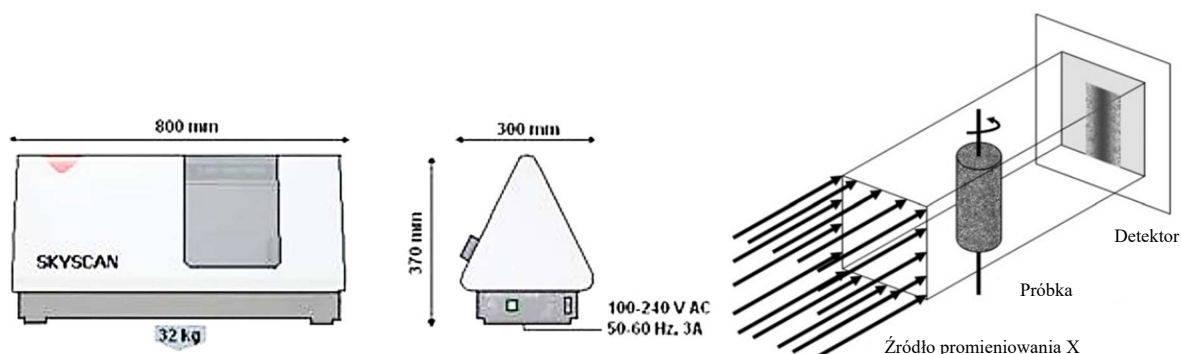


Rys. 4.43 Relacja pomiędzy wartością przyrostu naprężenia plateau, a wielkością celi rdzenia

W związku ze zidentyfikowaniem wyżej opisanej zależności, należy przypuszczać, że przyrost wartości naprężenia plateau ma związek z uwieczoną wewnątrz zamkniętych cel

objętością powietrza. Do podobnych konkluzji doszli badacze szukający przyczyn wzrostu wytrzymałości na ściskanie aluminiowych pianek posiadających zamknięte pory [25, 71], w odróżnieniu od tych, którzy badali pianki z porami otwartymi [27]. Przesłanki te stanowią, że zjawiska związane ze sprężaniem powietrza wewnątrz rdzenia są głównym, jeżeli nie jedynym źródłem przyrostu naprężenia plateau w trakcie dynamicznego ściskania. Zmiana wartości tego przyrostu wraz ze zmianą wielkości celi może mieć związek z faktem ograniczonej, choć jednakowej objętości badanych próbek i zmiennej objętości zamkniętego ściankami rdzenia powietrza. Tezę tę sprawdzono poprzez analizę wykonanych fizycznie struktur.

W tym celu wykonano przestrzenne skany techniką rentgenowskiej tomografii komputerowej. Do realizacji tego zadania wykorzystano tomograf SkyScan 1174. Jest to kompaktowy model wykorzystywany w medycynie i technice. Realizuje on tworzenie przestrzennego obrazu analizowanej struktury poprzez składanie dwuwymiarowych profili absorpcji promieniowania rentgenowskiego uzyskiwanych pod różnymi kątami względem próbki. Technicznie proces ten odbywa się poprzez jednostajny obrót stolika mieszczącego badaną próbkę, podczas gdy źródło i detektor promieniowania rentgenowskiego pozostają nieruchome. Widok zewnętrzny oraz zasadę działania tomografu przedstawiono na rys. 4.44.



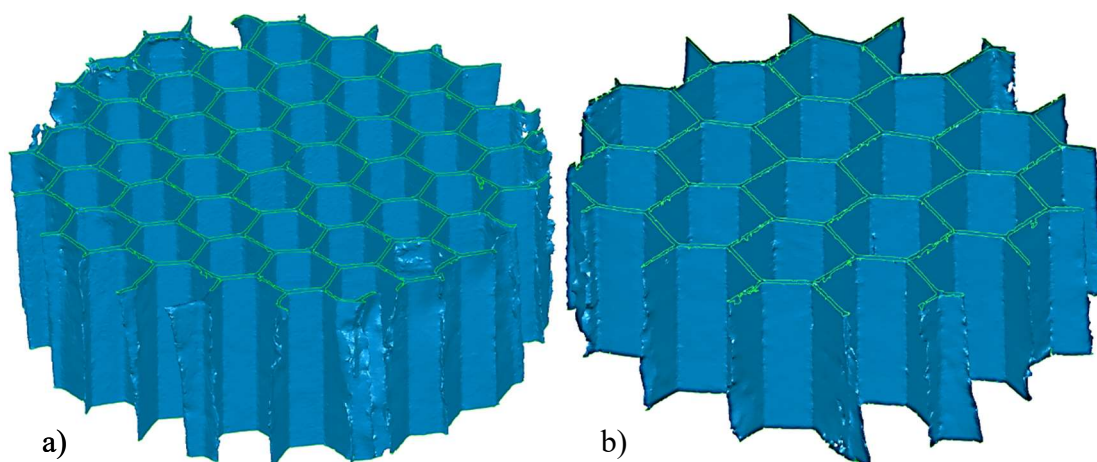
Rys. 4.44 Tomograf SkyScan 1174 wraz ze schematem działania

Podstawowe parametry tomografu SkyScan 1174:

- Źródło promieni X - 20-50kV, 40W mocy maksymalnej
- Detektor promieni X - 1.3Mp CCD z soczewkami z zoomem 1:6
- Rozdzielczość 6-30 μm
- Rozmiar obiektu badanego - średnica 5 - 30mm, wysokość 50mm
- Opcjonalnie – nakładki do chłodzenia/ogrzewania i ściskania/rozciągania badanych próbek.

Otrzymane chmury punktów poddano obróbce celem redukcji szumów, a następnie wygenerowano przy ich użyciu poligonizację – utworzono dyskretne, trójkątne powierzchnie pomiędzy najbliższymi położonymi punktami. Uzyskano w ten sposób przestrzenne modele rdzeni,

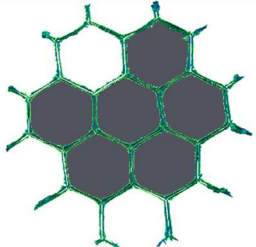
użyteczne do wykonania pomiarów. Aksonometryczny widok modeli próbek 1/8-.0015 oraz 3/16-.0015 przedstawiono na rys. 4.45.

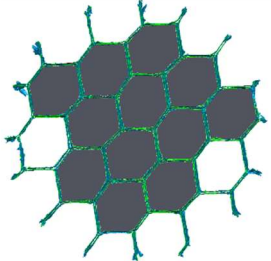
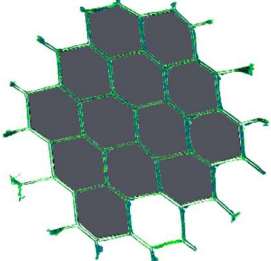
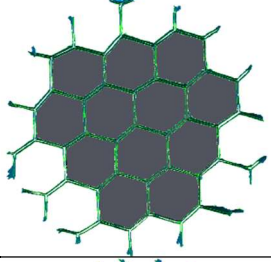
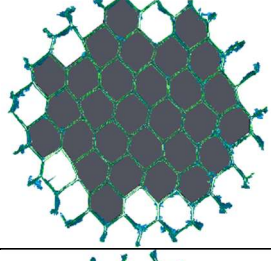
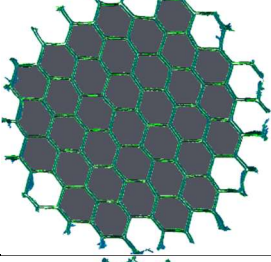
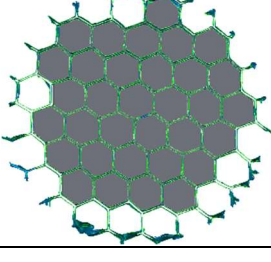


Rys. 4.45 Przejrzyste modele próbek: a) 1/8-.0015, b) 3/16-.0015 uzyskane metodą tomografii komputerowej

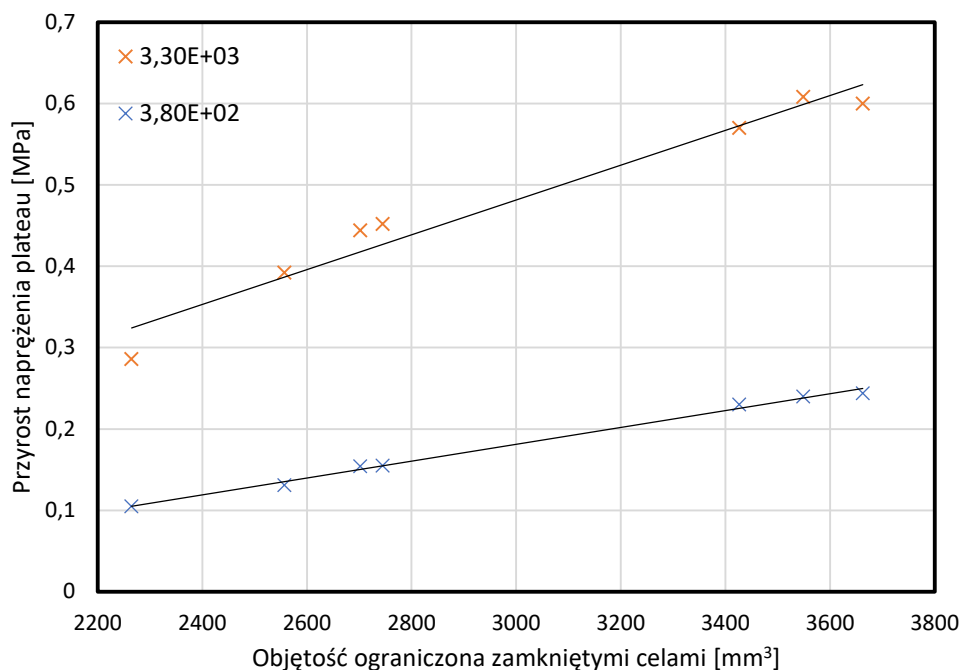
Otrzymane modele geometryczne poddano analizie celem identyfikacji w pełni zamkniętych cel oraz ewentualnych uszkodzeń sprawiających powstanie cel otwartych. Następnie zmierzono objętości brył ograniczonych zamkniętymi ściankami rdzeni. Wyniki pomiarów dotyczących jednakowych typów próbek uśredniono. Wizualizację omawianego procesu przedstawiono w tab. 4.6. W celu identyfikacji zamkniętej ściankami przestrzeni, zacerniono ją. Dzięki temu, wyraźnie widoczna jest różnica udziału powierzchni zamkniętej w powierzchni całej próbki. Te, do wykonania których użyto rdzenia o mniejszych celach, zawierały zauważalnie większy udział zamkniętej objętości.

Tab. 4.6 Wyniki pomiarów modeli rzeczywistych próbek pod kątem objętości powietrza ograniczonego ścianami

Parametr	Reprezentacja graficzna	Grubość ścianki	Wielkość celi	Objętość zamkniętego powietrza
Oznaczenie	-	t	S	V_a
Jedn.	-	mm	mm	mm ³
Typ	-			
1/4-.001		0,02540	6,3500	2264,5

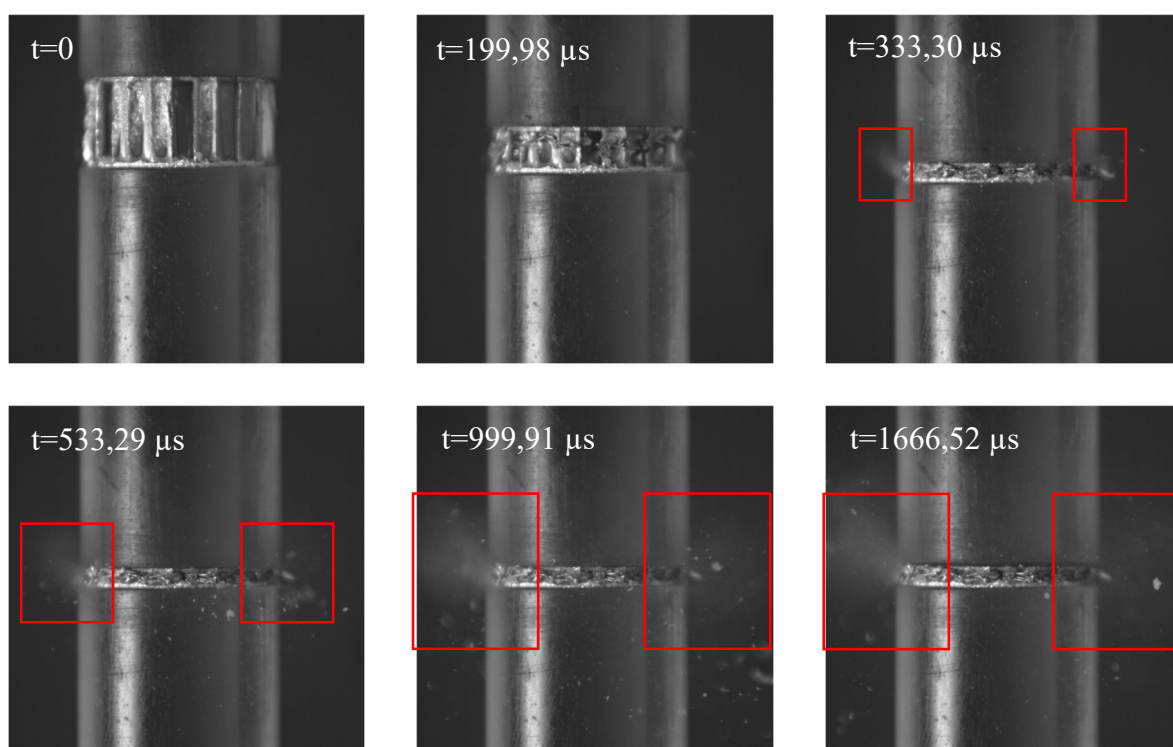
Parametr	Reprezentacja graficzna	Grubość ścianki	Wielkość celi	Objętość zamkniętego powietrza
Oznaczenie	-	t	S	V_a
Jedn.	-	mm	mm	mm ³
Typ	-			
3/16-.0007		0,01778	4,7625	2556,8
3/16-.001		0,02540	4,7625	2702,0
3/16-.0015		0,03810	4,7625	2744,9
1/8-.0007		0,01778	3,1750	3426,4
1/8-.001		0,02540	3,1750	3548,8
1/8-.0015		0,0381	3,175	3662,1

Przedstawiając bezwzględne przyrosty naprężenia plateau w dziedzinie objętości ściśle ograniczonej ścianami, otrzymano niemal liniowe charakterystyki, co można zaobserwować na rys. 4.46. Obserwacja ta stanowić może dowód przedstawionej wyżej tezy, jakoby głównym czynnikiem mającym wpływ na ostateczny kształt charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ był wzrost ciśnienia uwięzionego wewnątrz komórek powietrza.



Rys. 4.46 Przyrost naprężenia plateau w zależności od objętości powietrza uwięzionego wewnątrz próbki

Kolejnym argumentem przemawiającym za słusznością tezy jest poczyniony na bazie obserwacji obrazów rejestrowanych szybką kamerą wniosek o pozostawaniu wewnątrz ściśniętego rdzenia pewnej masy powietrza. Jak przedstawiono na rys. 4.47, w końcowej fazie ściskania próbki ($t=333,30 \mu s$) z wnętrza próbki zaczyna wyciekać gaz. Staje się on widoczny dzięki obłokowi pyłu – mieszaniny powietrza wydobywającego się z wnętrza próbki oraz drobnych cząstek zniszczonego rdzenia i żywicy. Zjawisko to ma miejsce w każdym z przypadków po osiągnięciu około 50% odkształcenia i trwa jeszcze po tym, jak dojdzie do maksymalnego przemieszczenia czoła pręta inicjującego, a nawet po utracie kontaktu jego płaszczyzny z płaszczyzną próbki. Opisane zjawiska dowodzą, że podczas próby wewnątrz rdzenia dochodzi do silnego sprężenia powietrza, które dopiero po całkowitym ściśnięciu ulega uwolnieniu.



Rys. 4.47 Deformacja próbki nr 01 struktury 1/8-.0015 w kolejnych chwilach czasu; czerwonymi prostokątami oznaczono pył wydobywający się wraz z powietrzem z wnętrza próbki

Sformułowany powyżej wniosek jest o tyle istotnym, że żaden z dostępnych w komercyjnie używanych środowiskach obliczeniowych model konstytutywny nie przewiduje uwzględnienia tego rodzaju zjawiska mającego wpływ na zmianę globalnych właściwości mechanicznych struktury. Wszystkie z opisanych w rozdziale 2.4 modeli dają wyłącznie możliwość skalowania charakterystyki $\sigma - \varepsilon_v$ w zależności od prędkości odkształcenia. W analizowanym przypadku, zastosowanie takiej procedury nie jest właściwe z uwagi na inny charakter umocnienia badanej struktury, niezwiązany z wrażliwością materiału rodzimego rdzenia.

W związku z powyższym, celem bardziej dokładnego, niż przewidują dostępne w komercyjnych systemach obliczeniowych modele, opisu zachowania aluminiowych struktur ulowych w zakresie prędkości odkształcenia wyższych od quasistatycznych, należy opracować podejście, które będzie przewidywało uwzględnienie zarówno reakcji deformowanego cienkościennego rdzenia, jak i sprężanego wewnątrz zamkniętych cel powietrza.

Przyjmując w uproszczeniu, że zamknięte wewnątrz komórek powietrze jest sprężane bez wymiany ciepła, wzrost ciśnienia ΔP można opisać prostą zależnością [106]:

$$\Delta P = P_0 \left(\frac{V_0}{V} - 1 \right) \quad (74)$$

gdzie:

P_0 – ciśnienie początkowe (atmosferyczne);

Wówczas, pośrednio mierzona wartość naprężenia rzeczywistej struktury byłaby sumą wartości naprężenia w strukturze (traktując ją zgodnie z przyjętym założeniem jako homogeniczną) oraz ciśnienia w danej chwili czasu. W związku z tym, że odkształcanie rdzenia zachodzi w zasadzie jedynie w kierunku przemieszczenia, zmianę objętości można traktować jako zmianę wysokości próbki, zatem spodziewaną wartość mierzonego naprężenia opisuje wzór [106]:

$$\sigma = \sigma_r + P_0 \left(\frac{T_0}{T_0 - u} - 1 \right) \quad (75)$$

gdzie:

σ_r – naprężenie w rdzeniu próbki traktowanym jako ośrodek ciągły;

T_0 – początkowa wysokość rdzenia.

Sformułowane wyżej założenia prowadzą do konkluzji, że zamknięte wewnątrz komórek powietrze powoduje wzrost notowanej wartości naprężenia niezależnie od prędkości odkształcania, co zgodnie z wnioskami przedstawionymi w rozdziale 4.5 nie jest właściwe. Istnieją badania [104], które dowodzą, że kluczowym aspektem wiążącym odpowiedź struktury z czasem trwania jej niszczenia, mają wycieki powietrza powstające dzięki niedoskonałościom struktury i tworzącym się w procesie deformowania nieciągłościom materiału. Ich wielkość δ określono zależnością [104]:

$$\delta = 1 - \frac{PV}{P_0V_0} \quad (76)$$

Biorąc powyższe pod uwagę, wartość ciśnienia może zostać określona wzorem:

$$P = P_0 \frac{1 - \delta}{1 - \varepsilon_v} \quad (77)$$

Przyjmując, że δ jest funkcją czasu niszczenia rdzenia t' , różniczkując równanie (67) po czasie i przyjąwszy, że $\varepsilon_v = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t'}$, otrzymuje się:

$$\dot{P} = \frac{P_0}{1 - \varepsilon_v} \left(\frac{1 - \delta}{1 - \varepsilon_v} \cdot \dot{\varepsilon}_v - \dot{\delta} \right) \quad (78)$$

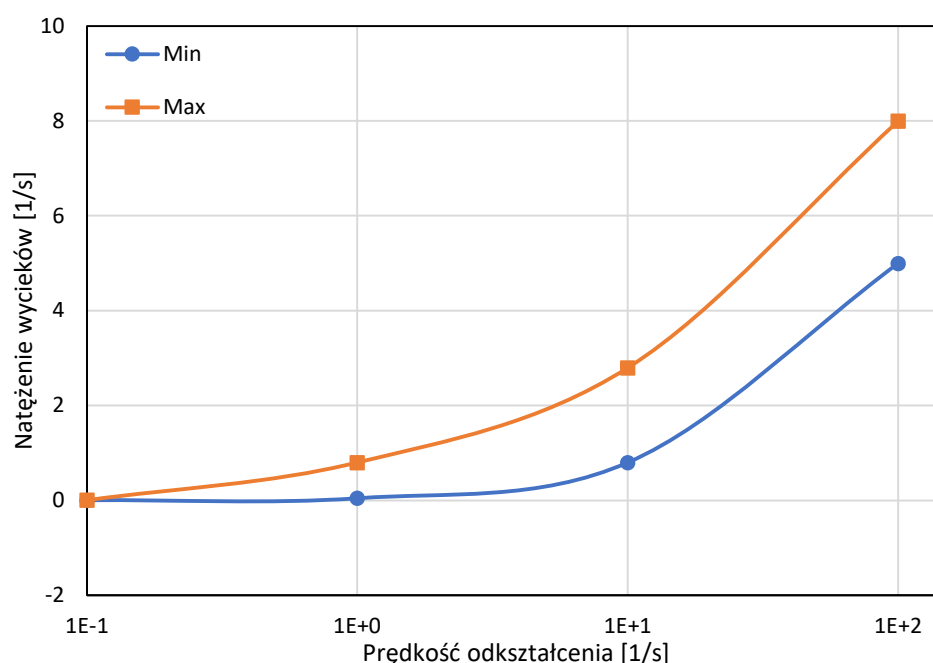
czyli:

$$\dot{\delta} = \frac{1}{P_0} [P \dot{\varepsilon}_v - \dot{P}(1 - \varepsilon_v)] \quad (79)$$

Zgodnie z zapisanymi wyżej zależnościami, zauważyć można, że wartość ciśnienia oraz wielkość wycieków powiązana jest z prędkością i wielkością odkształcania. Badacze tworzący modele analityczne dotyczące tego rodzaju zagadnień [104], korzystając z założenia, że prędkość odkształcania jest stała w trakcie testu, wyprowadzili zależność łączącą zmianę ciśnienia wewnątrz rdzenia z prędkością odkształcania i wycieków:

$$\Delta P = P_0 \left(\frac{1}{1 - \varepsilon_v} - 1 \right) \cdot \left(1 - \frac{\dot{\delta}}{\dot{\varepsilon}_v} \right) \quad (80)$$

Równanie nie zawiera nieznanych parametrów poza wydatkiem wycieków $\dot{\delta}$. Źródła [106] podają, że należy go wyznaczać empirycznie poprzez porównanie wyników – krzywych $\sigma - \varepsilon_v$ uzyskanych podczas ściskania próbek z rdzeniami szczelnie zamkniętymi między okładkami oraz takimi, w okładkach których wykonano otwory uwalniające powietrze w trakcie testu. Natężenie wycieków jest bardzo zbliżone, gdy porównuje się wyniki badań struktur ulowych o jednakowym stosunku t/d , a jego wartość zależy od prędkości odkształcenia. Na rys. 4.48 przedstawiono uzyskane charakterystyki natężenia wycieków w funkcji prędkości odkształcenia, dla jednego z analizowanych w pracy [106] przypadków (1/8-5052-.001). Wydatek wycieków rósł w tym przypadku niemal wprost proporcjonalnie do wartości prędkości odkształcenia. Oznacza to, że dziesięciokrotny wzrost prędkości odkształcenia dał co najmniej dziesięciokrotny wzrost natężenia wycieków.



Rys. 4.48 Natężenie wycieków $\dot{\delta}$ w funkcji prędkości odkształcenia (na podstawie [106])

Przeprowadzona i przedstawiona w rozdziale analiza wskazuje, że mając na celu najbardziej wiarygodne numeryczne odwzorowanie zachowania materiałów komórkowych, właściwym jest uwzględnienie możliwego wzrostu odczytywanego naprężenia w wyniku wzrostu ciśnienia zamkniętego wewnątrz powietrza.

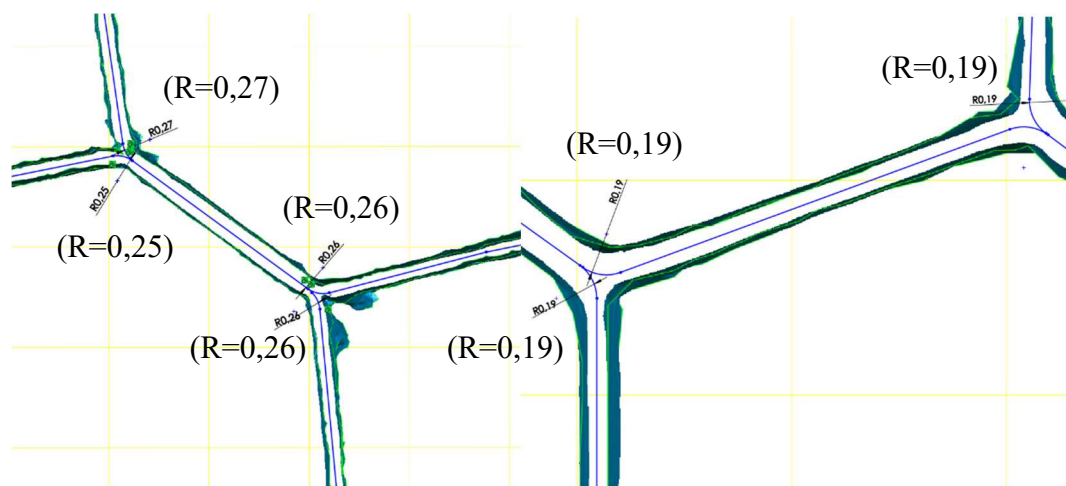
5. Wyznaczanie charakterystyk wytrzymałościowych aluminiowych plastrów miodu przy użyciu modelu Y

5.1. Budowa modelu numerycznego

Przedstawione w rozdziale 3.4 wyniki analiz numerycznych i ich zestawienie z wynikami uzyskanymi metodami eksperymentalnymi prowadzą do wniosku, że stosowanie do obliczeń uproszczonego modelu pojedynczej sekcji plastra miodu w kształcie litery Y prowadzi do uzyskania podstawowych parametrów struktur tego typu. Istnieją jednak aspekty wymagające szczególnej uwagi, ponieważ mimo wysokiej zgodności uzyskiwanych charakterystyk w fazach progresywnego niszczenia oraz zagęszczania materiału, to występują znaczne odchylenia w fazie sprężystego ściskania i momentu utraty stateczności. Celem uzyskania metody tworzenia modeli o maksymalnie wysokiej dokładności i zgodności uzyskiwanych charakterystyk z charakterystykami rzeczywistych struktur, zrealizowano szereg analiz badających wpływ imperfekcji geometrycznych czy użytych parametrów materiału.

5.1.1. Model geometryczny

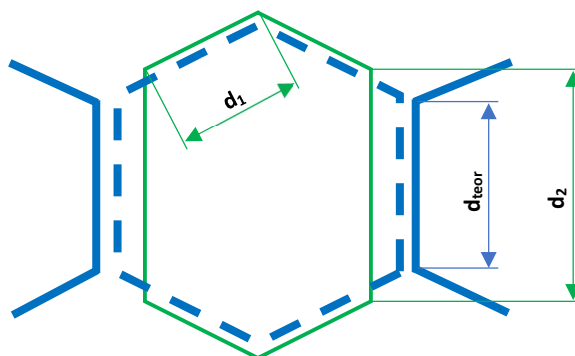
Wykonana analiza rzeczywistej struktury rdzeni poprzez wykonanie trójwymiarowych modeli metodą tomografii komputerowej, opisaną w rozdziale 4.5, pozwoliła na zbadanie podstawowych parametrów geometrycznych, np. długości poszczególnych ścian, wielkości celi, promieni gięcia ścian w pobliżu łączy. Przykładowe wyniki pomiarów umieszczono na rys. 5.1.



Rys. 5.1 Przykładowe wyniki pomiarów parametrów geometrycznych rzeczywistych rdzeni

Tab. 5.1 przedstawia zestawienie uśrednionych dla poszczególnych próbek wyniki pomiarów geometrycznych. Symbolem R oznaczono długość promienia gięcia pojedynczej ściany w pobliżu miejsca styku, klejenia z drugą ścianą. Porównano również teoretyczną szerokość ściany, podaną w karcie katalogowej producenta [40], oznaczoną jako d_{teor} ze zmierzonymi wymiarami oznaczonymi jako d_1 dla ściany pojedynczej oraz d_2 dla ściany

podwójnej. Obydwa typy należało rozróżnić z uwagi na fakt, że w trakcie pomiarów wykryto różnice w ich wymiarach, czego zobrazowaniem jest rys. 5.2.



Rys. 5.2 Wymiary nominalne (deklarowane) szerokości ściany rdzenia (d_{teor}) oraz rzeczywiste (d_1 , d_2)

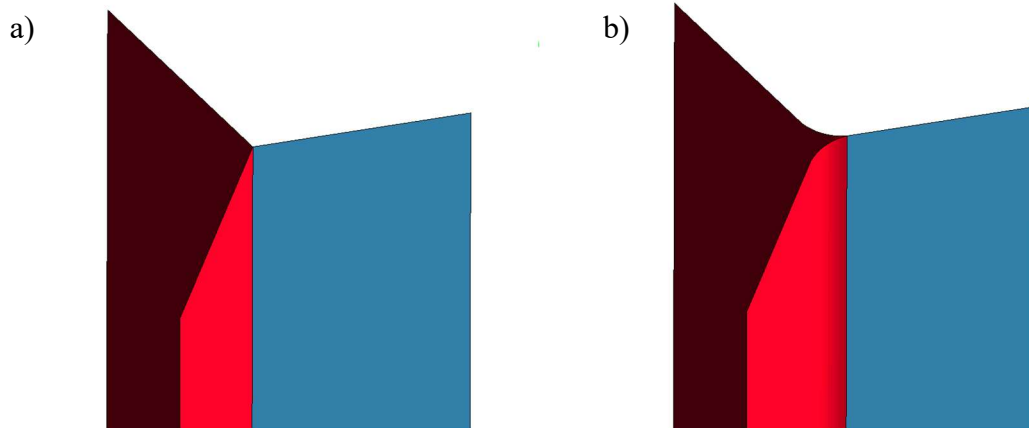
Grubość ścianki i wielkość celi przedstawiono informacyjnie, również na podstawie karty katalogowej. Oznaczono je odpowiednio jako T i S.

Tab. 5.1 Zestawienie charakterystycznych wymiarów uzyskanych w drodze pomiarów rzeczywistych struktur

Typ	1/4-.001	3/16-.0007	3/16-.001	3/16-.0015	1/8-.0007	1/8-.001	1/8-.0015
T [mm]	0,0254	0,01778	0,0254	0,0381	0,0178	0,0254	0,0381
S [mm]	6,35	4,76	4,76	4,76	3,18	3,18	3,18
R [mm]	0,27	0,22	0,28	0,39	0,19	0,26	0,37
d_{teor} [mm]	3,67	2,75	2,75	2,75	1,83	1,83	1,83
d_1 [mm]	3,57	3,02	3,06	3,14	2,19	2,11	2,14
d_2 [mm]	3,84	2,72	2,62	2,53	1,63	1,75	1,71

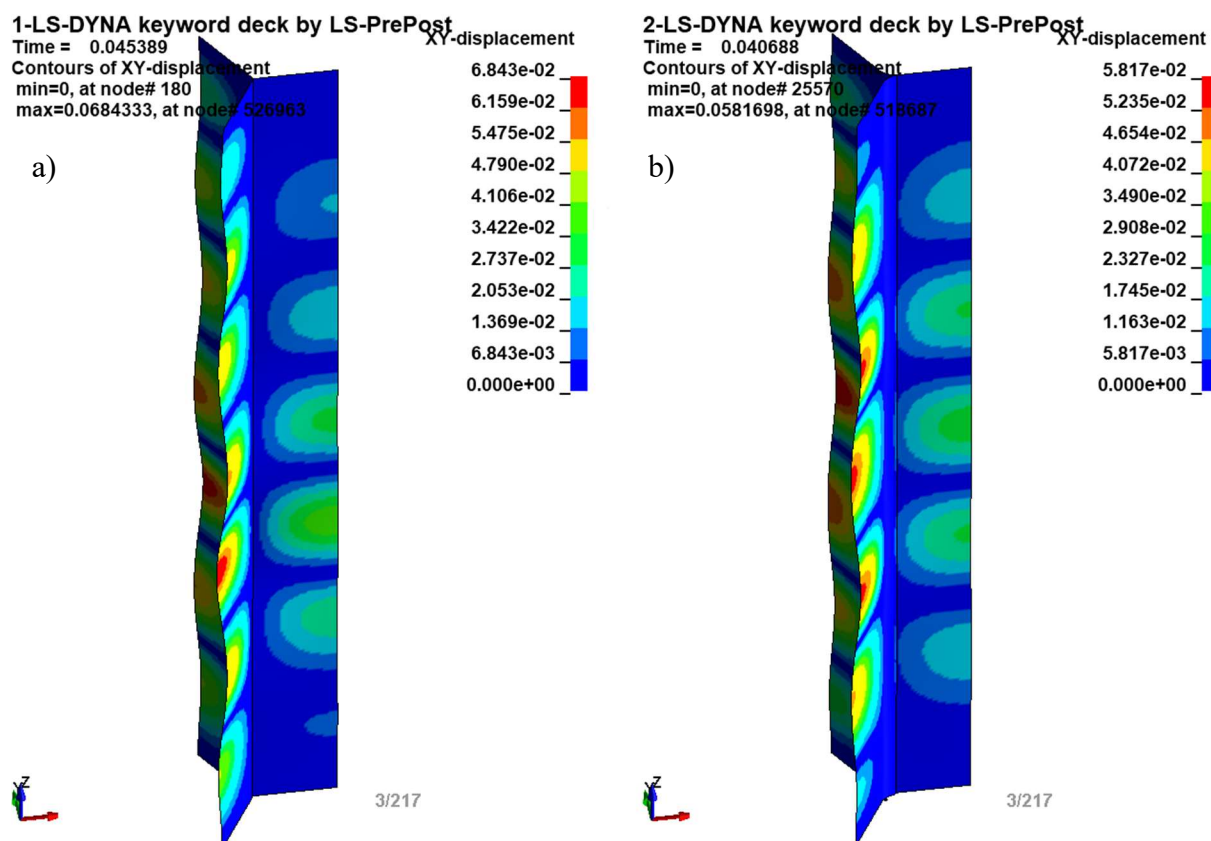
Na podstawie przedstawionych wyżej danych zauważyć można, że ściany podwójne posiadają mniejszą, a pojedyncze większą szerokość niż zadeklarowano to w kartach katalogowych. Ponadto, fragment ściany, która jest wygięta w łuk stanowi wyraźnie oddzieloną jej część. Uzyskane wyniki pomiarów pozwalają wysnuć wniosek, że promień gięcia ścian zależy głównie od ich grubości i wymiary te łączą proporcja około 10:1.

Celem sprawdzenia wpływu zmiany opisanych wyżej parametrów geometrycznych, zbudowano modele struktury 1/8-.0015 w wersji podstawowej, wyidealizowanej oraz w wersji z odwzorowanym kształtem ścian według opisanych w tab. 5.1 parametrów. Na rys. 5.3 przedstawiono obydwie analizowane warianty. Oprócz widocznych zaokrągleń brzegów pojedynczych ścian (zaznaczonych na czerwono) wyraźne jest również zmniejszenie szerokości ściany podwójnej (zaznaczonej na niebiesko) na rzecz ścian pojedynczych.



Rys. 5.3 Geometryczne modele rdzenia w wersji: a) prostej – wyidealizowanej; b) z odwzorowanym kształtem zaokrągleń ścian

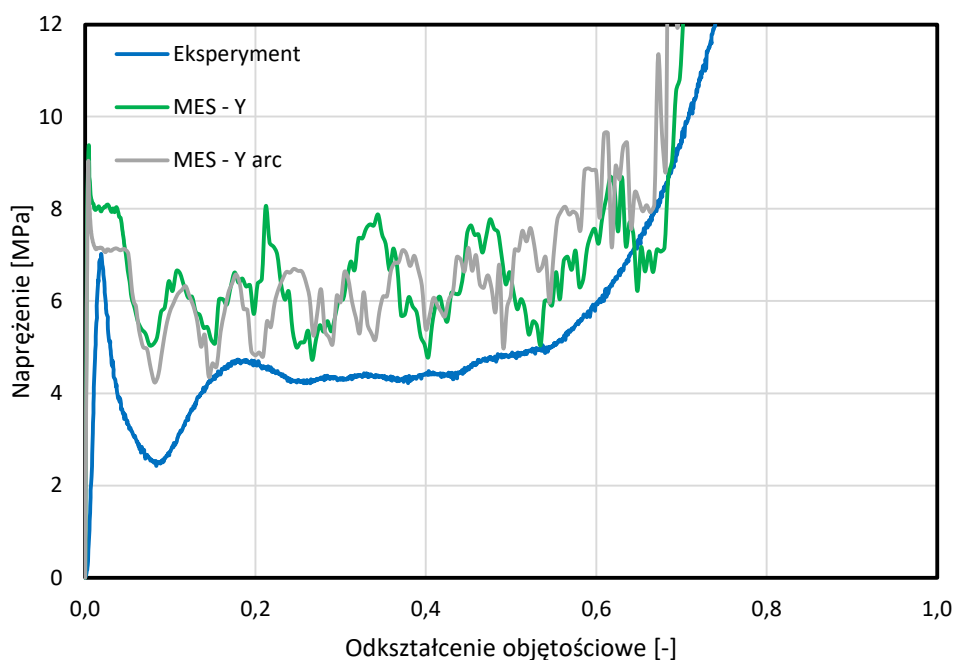
Wprowadzona zmiana geometrii przyniosła w rezultacie różnice w postaci deformacji struktury już w początkowej fazie – utraty stateczności. Jak można zaobserwować na rys. 5.4, na płaskich ścianach rdzenia powstało siedem grzbietów, natomiast na zaokrąglonych sześć mniejszych.



Rys. 5.4 Mapy przemieszczeń w płaszczyźnie XY modelu struktury w wersjach a) prostej - wyidealizowanej; b) z odwzorowanym kształtem zaokrągleń ścian

Drobne różnice w geometrii porównywanych modeli znajdują również odzwierciedlenie w uzyskiwanych w drodze testu ściskania charakterystykach naprężeniowo-odkształceniowych.

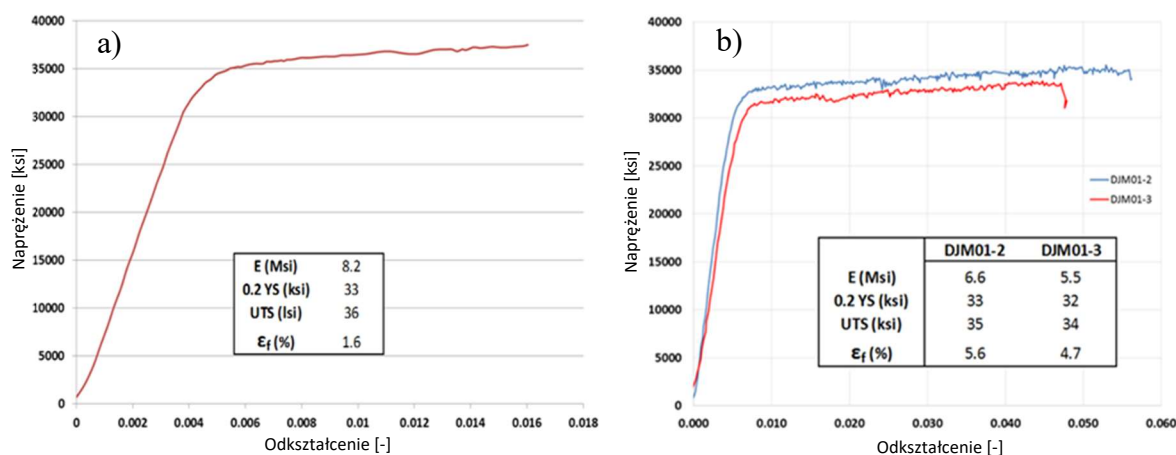
Wartość naprężenia krytycznego spadła o 11,6% (z 8,65 MPa do 7,64 MPa), wartość średniego naprężenia niszczącego spadła o 15,5% (z 5,98 MPa na 5,05 MPa). Zmianie uległa również wartość modułu sprężystości wzdłużnej przed utratą stateczności o 28,1% (z 3,11 GPa na 3,24 GPa). Są to znaczne różnice, w związku z czym zmiana geometrii modelu zostanie uwzględniona w przyszłych symulacjach, zwłaszcza, że nie stanowi ona obciążenia modelu w zakresie czasu i stopnia skomplikowania jego tworzenia ani w zakresie czasu niezbędnego do przeprowadzenia obliczeń. Porównanie omawianych charakterystyk wraz z odniesieniem do otrzymanej eksperymentalnie umieszczono na rys. 5.6.



Rys. 5.5 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8.0015 uzyskanych dla modeli w wersjach: a) prostej – wyidealizowanej (MES-Y); b) z odwzorowanym kształtem zaokrągleń ścian (MES-Y arc) oraz uzyskanej eksperymentalnie

5.1.2. Model konstytutywny materiału

Do odzwierciedlenia zachowania się materiału, z którego wykonany został obiekt badań – stopu aluminium Al 5052-H39 użyto, opisanego w rozdziale 0, modelu konstytutywnego MAT_003_PLASTIC_KINEMATIC. Parametry, własności mechaniczne materiału zostały zaczerpnięte z opublikowanego przez NASA raportu [61], z uwagi na fakt, że parametry cienkiej, wielokrotnie walcowanej folii znacząco odbiegają od parametrów materiału, z którego została ona wykonana. W przytoczonej pracy przedstawiono wyniki badań folii wykonanej ze stopu Al 5052-H39, jak również fragmentów folii wyciętych z gotowej struktury rdzenia komórkowego. Uzyskane wyniki badań przedstawia rys. 5.6.



Rys. 5.6 Charakterystyki $\sigma - \epsilon$ uzyskane w próbach jednoosiowego rozciągania: a) folii wykonanej ze stopu Al 5052-H39; b) fragmentów folii wyciętych z próbek rdzenia [61]

Tab. 5.2 przedstawia zestawienie podstawowych paramentów aluminium Al 5052-H39 służącego do wykonania rdzeni o topologii plastra miodu w formie nieobrobionej [66], w postaci folii [61] oraz fragmentu rdzenia [61]. Materiał po obróbce plastycznej cechuje się wyraźnie niższymi parametrami wytrzymałościowymi. W postaci folii posiada o 19% niższy moduł Younga, niższą o 30% granicę plastyczności i o 25% niższą wytrzymałość na rozciąganie. Próbkę wyciętą z fragmentu rdzenia posiada natomiast aż o 46% mniejszy moduł Younga, o 32% niższą granicę plastyczności i o 35% niższą wytrzymałość na rozciąganie.

Tab. 5.2 Porównanie własności mechanicznych aluminium Al 5052-H39, wykonanej z niego folii, fragmentu rdzenia ulowego wykonanego z folii

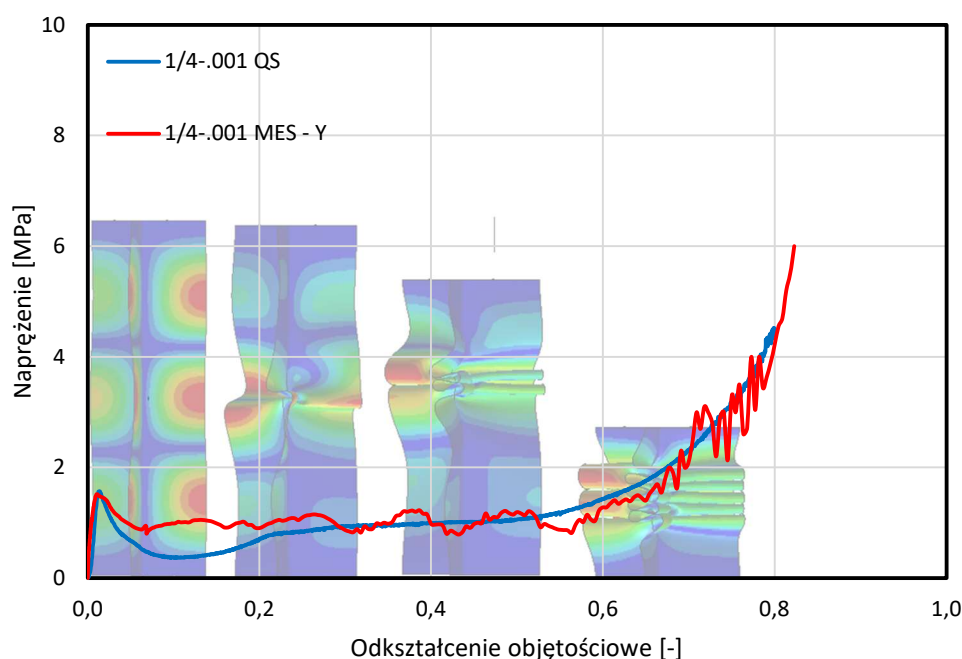
Parametr	Ozn.	Jedn.	5052-H39 [66]	Folia 5052-H39 [61]	Próbka rdzenia [61]
Gęstość	ρ	kg/m ³	$2,7 \times 10^3$	$2,7 \times 10^3$	$2,7 \times 10^3$
Moduł sztywności wzdłużnej	E	GPa	70,00	56,53	37,92
Granica plastyczności	R_e	MPa	325,0	227,5	220,6
Wytrzym. na rozciąganie	R_m	MPa	330,0	248,2	234,4
Wydłużenie przy zerwaniu	ϵ_u	%	4,0	1,6	4,7

Z związku z tym, że tworzone proste modele mają służyć do wyznaczania własności mechanicznych ściskanych statycznie aluminiowych plastrów miodu bez konieczności ich eksperymentalnego badania, do obliczeń numerycznych użyto właściwości folii wykonanej z aluminium Al 5052-H39.

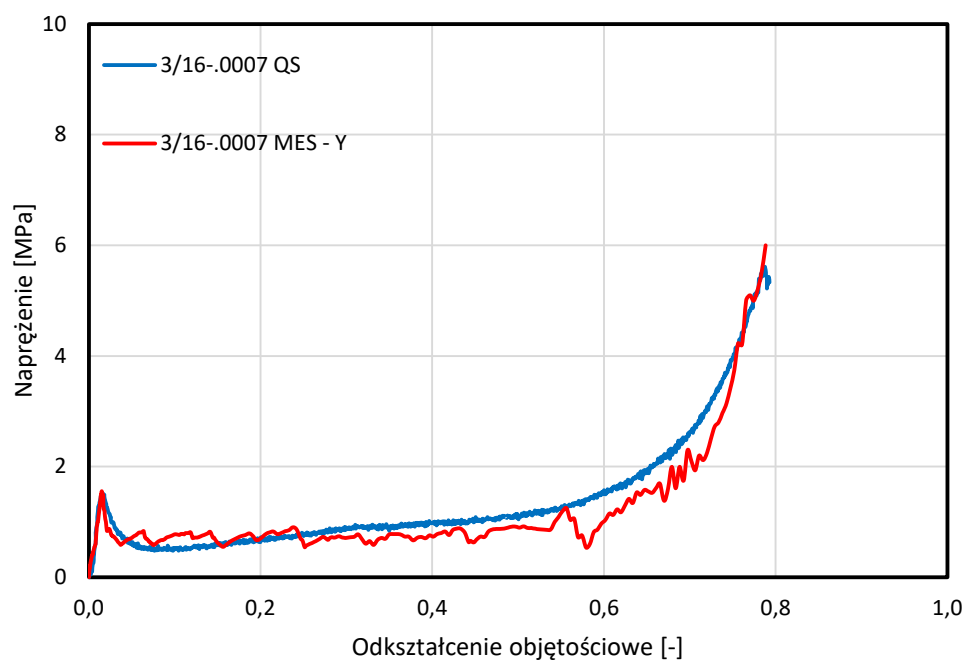
5.2. Wyniki obliczeń

Podstawowym efektem wykonanych analiz była charakterystyka zmiany wartości naprężenia w funkcji odkształcenia objętościowego oraz wynikające z niej parametry. Przedstawione na rys. 5.7 – rys. 5.13 zestawienia charakterystyk uzyskanych w drodze statycznej

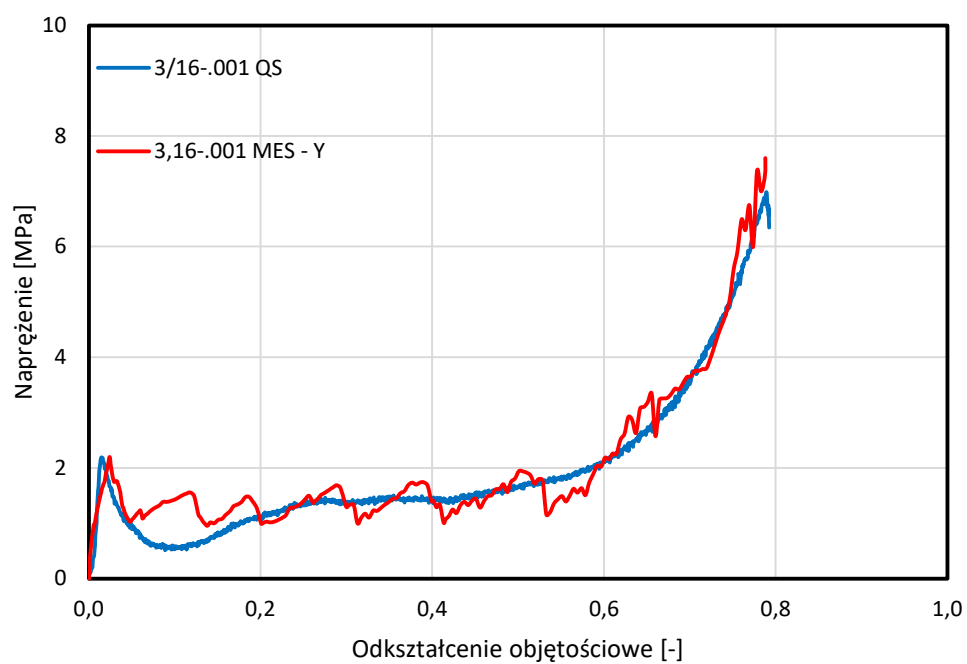
analizy MES i eksperymentalnie, ujawniają zgodny przebieg zmiany wartości naprężenia wraz ze wzrostem wartości odkształcenia. Podobieństwo widoczne jest zwłaszcza w fazie sprężystej – aż do osiągnięcia naprężenia krytycznego, progresywnego niszczenia i zagęszczania. Najbardziej widoczna różnica wartości naprężenia występuje tuż po utracie stateczności. W każdym z badanych eksperymentalnie przypadków występuje wówczas głęboki spadek, aż do około połowy występującego później naprężenia progresywnego niszczenia. Uzyskiwane w drodze analizy MES charakterystyki nie posiadają tej cechy. Po utracie stateczności wartość siły spada i stabilizuje się aż do fazy zagęszczania. Kolejny efekt, który rejestrowany był wyłącznie w ramach symulacji, to oscylacje wartości naprężenia w fazie progresywnego niszczenia oraz zagęszczania. Przyczyn pierwszych z wymienionych należy dopatrywać się w lokalnym charakterze zjawisk, takich jak utrata stateczności, tworzenie pojedynczej fałdy, zamykanie jej – wzajemny kontakt ścianek, kolejna utrata stateczności itd. W rzeczywistej strukturze, takiej jak badana eksperymentalnie, wymienione etapy deformacji zachodzą w poszczególnych komórkach w różnych chwilach czasu, w związku z czym lokalne efekty wzajemnie się kompensują, a oscylacje nie występują. Kolejną wartą zauważenia cechą rejestrowanych oscylacji wartości naprężenia w fazie niszczenia progresywnego jest wzrost amplitudy wraz ze wzrostem grubości ścianki i spadek częstotliwości wraz ze wzrostem wielkości celi. Oscylacje w fazie zagęszczania mają natomiast związek z występowaniem sił kontaktowych oraz tarcia na skutek stykania się coraz większych powierzchni ścianek ze sobą i wzajemnego przesuwania się po sobie.



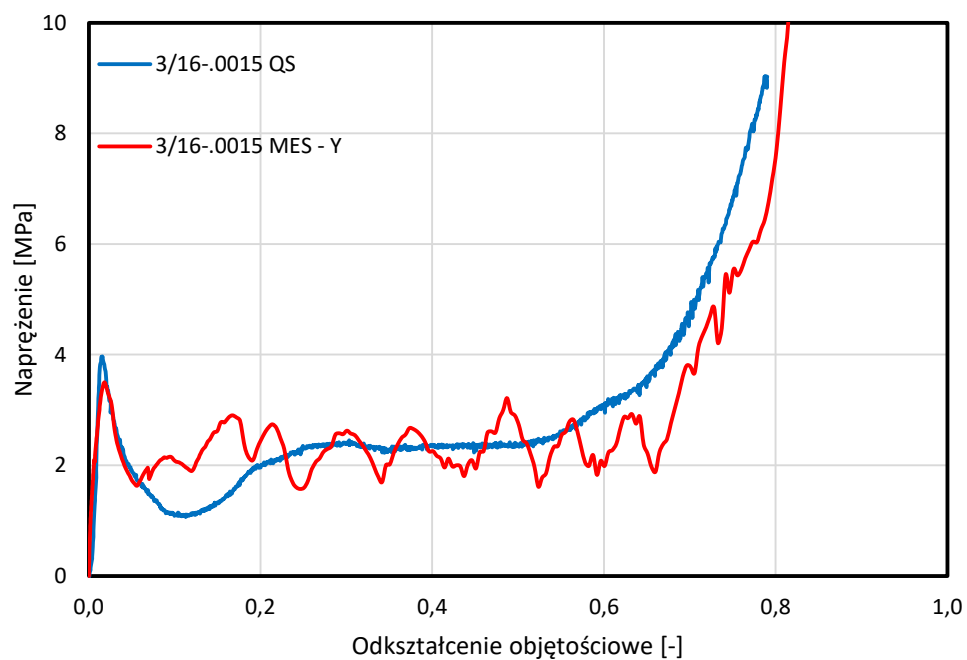
Rys. 5.7 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_v$ serii 1/4-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



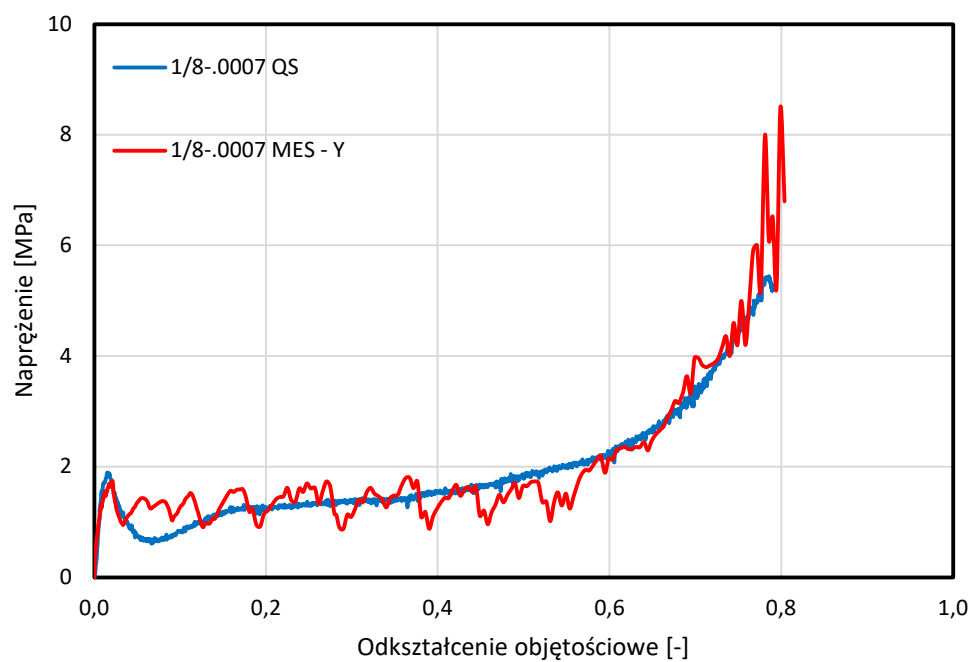
Rys. 5.8 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.0007 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



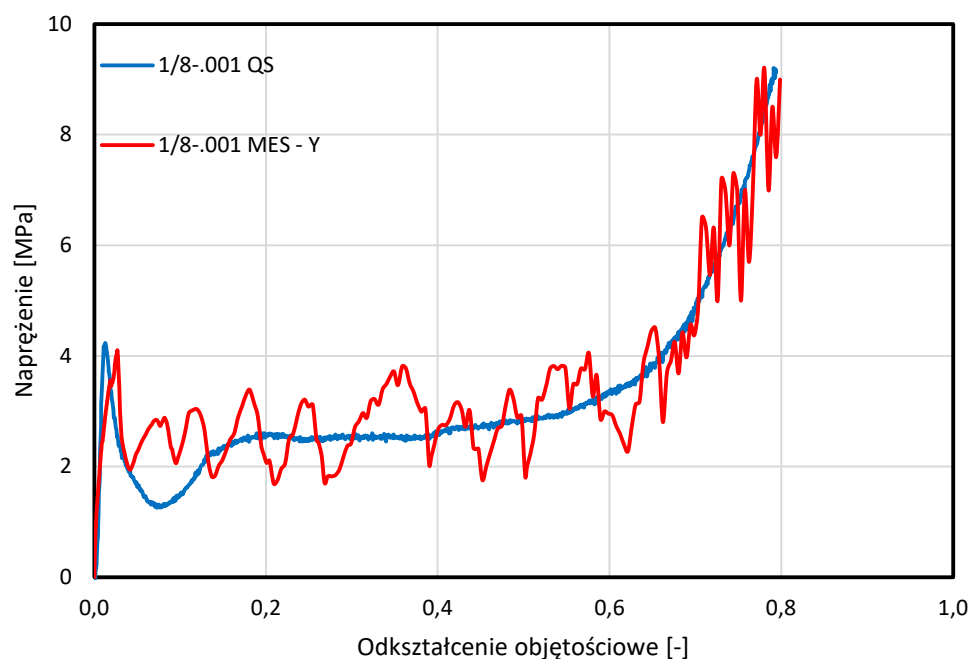
Rys. 5.9 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



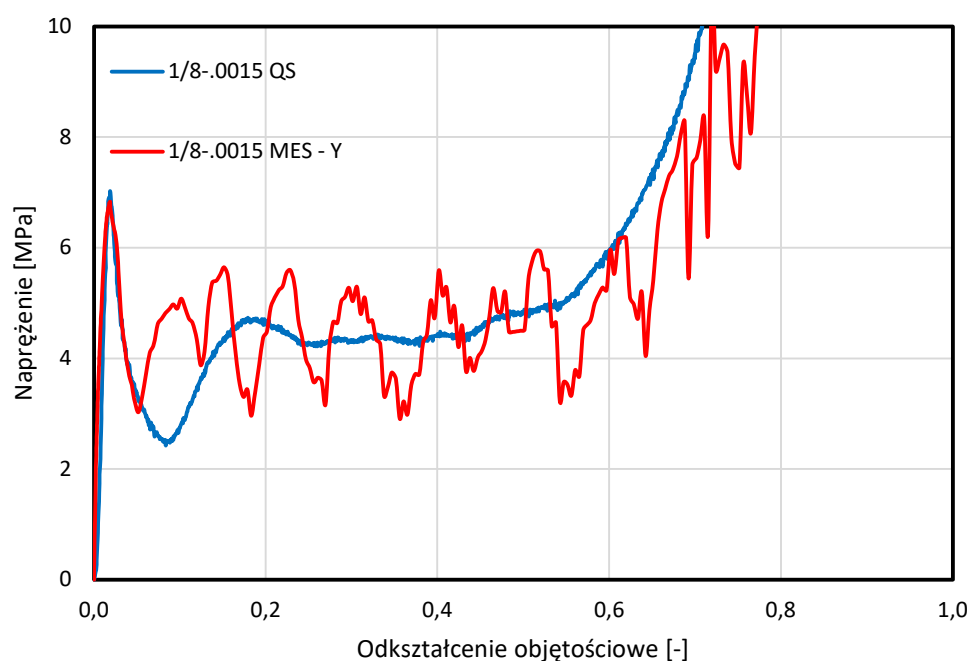
Rys. 5.10 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



Rys. 5.11 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0007 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



Rys. 5.12 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie



Rys. 5.13 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model Y oraz eksperymentalnie

Otrzymane w charakterystyki z pełnego zakresu odkształcenia pozwoliły na identyfikację i określenie wartości podstawowych parametrów poszczególnych typów rdzenia ulowego. Wszystkie zestawiono i porównano z uzyskanymi w drodze badań empirycznych. Różnicę pomiędzy wartością parametru ujawnioną w drodze eksperymentu i analiz MES umieszczono każdorazowo w nawiasach.

Tab. 5.3 Zestawienie podstawowych parametrów przebadanych struktur

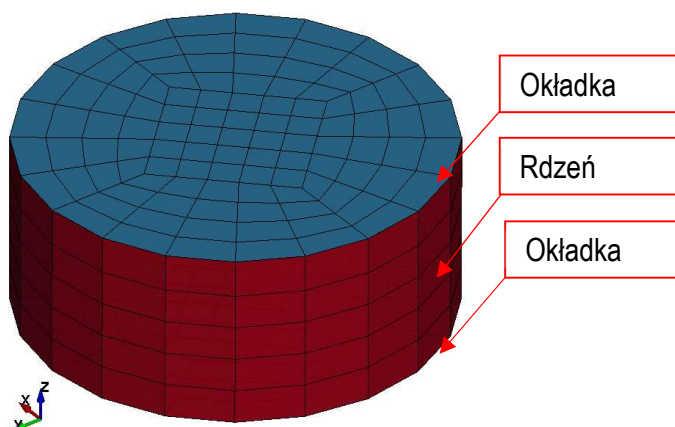
Parametr	Deklarowana grubość ścianki	Deklarowana wielkość celi	Napężenie plateau	Moduł sztywności wzdłużnej	Napężenie krytyczne	Względna objętość całkowitego zagęszcz.
Oznaczenie	t	S	σ_{pl}	E_u	σ_{cr}	V_F
Jedn. Typ	mm	mm	MPa	MPa	MPa	-
1/4-.001	0,02540	6,3500	0,99 (-8,8%)	261,16 (-6,5%)	1,42 (9,6%)	0,28 (9,7%)
3/16-.0007	0,01778	4,7625	0,95 (3,1%)	168,22 (-6,7%)	1,60 (-6,0%)	0,28 (-7,7%)
3/16-.001	0,02540	4,7625	1,42 (3,4%)	247,73 (5,8%)	2,22 (-1,4%)	0,29 (-7,4%)
3/16-.0015	0,03810	4,7625	2,28 (2,6%)	397,34 (4,7%)	3,54 (10,6%)	0,21 (27,6%)
1/8-.0007	0,01778	3,1750	1,49 (2,6%)	251,34 (3,8%)	1,72 (9,5%)	0,27 (-8,0%)
1/8-.001	0,02540	3,1750	2,70 (-2,3%)	474,06 (8,8%)	4,11 (3,1%)	0,24 (7,7%)
1/8-.0015	0,03810	3,1750	4,41 (1,3%)	591,11 (-1,9%)	6,82 (3,0%)	0,21 (30,0%)

6. Analiza wytrzymałościowa struktur ulowych przy użyciu modelu zhomogenizowanego.

Przeprowadzone badania, zarówno eksperymentalne, jak i numeryczne wskazują, że istnieje co najmniej kilka dróg do uzyskania niezbędnych parametrów i charakterystyk cechujących metalowe materiały komórkowe, w szczególności o architekturze przypominającej plaster miodu. Celem badań opisanych w poniższym rozdziale jest ocena efektywności wykorzystania ich w modelach, które opisują globalną odpowiedź tego rodzaju materiałów bez szczegółowej analizy zachowania jej elementów składowych. W przypadkach, gdy materiały te stanowią jedynie wzmacniający lub energochłonny wypełniacz dużego układu mechanicznego, sposób modelowania, o którym mowa, znacząco wpływa na czasochłonność, a niekiedy i wykonalność stworzenia modelu numerycznego i przeprowadzenie obliczeń. Daje również możliwość szybkiego wykonania analiz ze zmianą własności wypełniacza (rdzenia) bez ingerowania w model dyskretny.

6.1. Model numeryczny

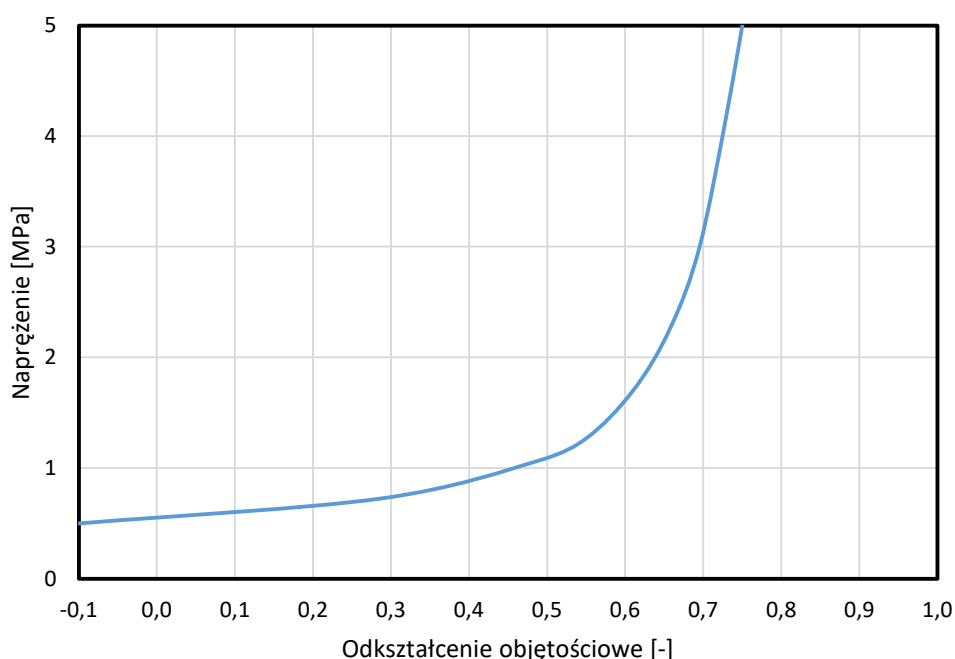
Do wykonania badań – jednoosiowego ściskania struktury – wykorzystano model o geometrii najbardziej przypominającej użyte do badań eksperymentalnych próbki. Utworzony został walec o średnicy 25 mm i wysokości 10 mm odwzorowujący globalną geometrię rdzenia próbki. Tworzyło go 525 elementów o heksagonalnej topologii. Na wysokości – w kierunku Z – umieszczono 5 warstw elementów. Okładki próbki modelowano jako dodatkowe powierzchnie, okrągłe tarcze połączone z rdzeniem węzłami. Z punktu widzenia statycznych prób ściskania, okładki mają marginalne znaczenie poza utrzymywaniem wolnych krawędzi ścian rdzenia w niezmienionej pozycji. Mogą mieć jednak wpływ na dynamiczną odpowiedź poprzez zwiększenie bezwładności, stąd zdecydowano o uwzględnieniu ich w modelu. Geometrię próbki po dyskretyzacji przestrzennej przedstawiono na rys. 6.1.



Rys. 6.1 Model dyskretny badanej struktury

6.2. Konstytutywny model rdzenia

Do odwzorowania rdzenia traktowanego jako homogeniczny materiał użyto modelu materiału MAT_26_HONEYCOMB dostępnego w systemie LS-DYNA. Założenia modelu zostały szeroko opisane w rozdziale 2.4., natomiast użyte do modelowania poszczególnych typów struktury parametry zostały przedstawione w tab. 5.3. Ponad skalarne parametry materiału, do modelowania materiału niezbędna jest charakterystyka $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$, o której mowa na stronie 48. W każdym przypadku tworzą ją poprzez wybór punktów charakterystycznych z krzywych uzyskiwanych w drodze symulacji MES z użyciem modelu „Y”. Przykładową przedstawia rys. 6.2.



Rys. 6.2 Charakterystyka $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$ użyta do modelowania homogenicznej struktury 1/4-.001

Jak zostało wcześniej wspomniane, model konstytutywny MAT_25_HONEYCOMB posiada prosty algorytm mający za zadanie skalować powyższą charakterystykę wraz ze zmianą prędkości odkształcenia. Wcześniej współczynnik skalowania należy zdefiniować, uzależniając go od wartości prędkości odkształcenia. W związku z faktem, że zidentyfikowano inny niż umocnienie materiału rdzenia powód zmiany odpowiedzi materiału w przypadku obciążeń dynamicznych, uderowych – związany z obecnością uwięzionego w komórkach powietrza, podejście oparte na prostym skalowaniu charakterystyki uznano za niewłaściwe do tego rodzaju zagadnień i w konsekwencji zrezygnowano z jego stosowania. Tworzenie modelu zdolnego do uwzględnienia zmiany charakteru odpowiedzi wraz ze zmianą warunków początkowych powodujących wzrost prędkości odkształcenia, oparto o jeden z dostępnych sposobów,

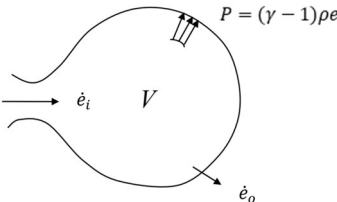
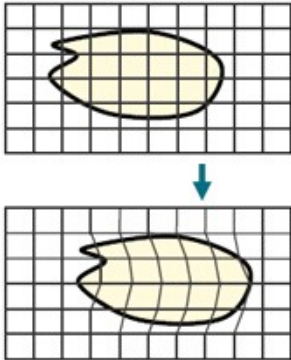
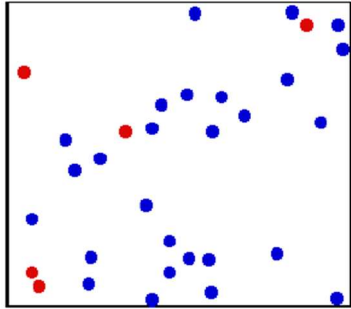
opisujących zachowanie elementów wypełnionych powietrzem. Współczesne systemy obliczeniowe, takie jak LS_DYNA, posiadają ich co najmniej kilka.

6.3. Warunki początkowo-brzegowe

Najbardziej rozpowszechnione wśród badaczy i inżynierów są metody oparte na definicji brzegowego warunku jednorodnej dystrybucji ciśnienia na ograniczoną powierzchnię, często oznaczane w nomenklaturze skrótem UP/CV (*ang. Uniform Pressure/Control Volume*), metody łączące opis analizowanej przestrzeni stacjonarną i ruchomą siatką elementów skończonych oraz umożliwiające połączenie i niejako przekazanie oddziaływania elementów modelowanych siatką nieruchomą, na pozostałe, spotykane pod oznaczeniem ALE (*eng. Arbitrary Lagrangian-Eulerian*). Ostatnia z najczęściej spotykanych, a jednocześnie najnowszych, to metoda bazująca na teorii kinetyczno-molekularnej. Przy założeniu, że ciała składają się z cząstek o pomijalnej wielkości, znajdujących się w ciągłym, chaotycznym ruchu, które oddziałują na siebie, zderzając się sprężysto, a całkowita energia ciała jest sumą energii kinetycznej i potencjalnej wewnątrz niego, pozwala ona na powiązanie wielkości kinematycznych cząstek z termodynamicznymi parametrami, takimi jak ciśnienie, temperatura. W literaturze przedmiotu można spotkać nazwę ostatniej z wymienionych metod pod skrótem CPM (*ang. Corpuscular Particle Method*).

Wszystkie z wymienionych metod są szeroko stosowane do analiz numerycznych, związanych zwłaszcza z badaniem skuteczności poduszek powietrznych, ale bywają również pomocne do odwzorowania zachowania ogumienia pojazdów itp. Wszystkie niosą ze sobą również szereg udogodnień i ograniczeń. Zebrano je w tab. 6.1.

Tab. 6.1 Podstawowe dane powszechnie stosowanych podejść do modelowania gazów umieszczonych w zamkniętej objętości

Model	UP/CV	ALE	CPM
			

Podstawowa charakterystyka	- Model oparty o skalarne równania termodynamiczne; - Jednorodna dystrybucja ciśnienia na powierzchni; - Ciśnienie aplikowane w kierunku wektora normalnego powierzchni.	- Model oparty o dyskretyzację przestrzenną zarówno elementów strukturalnych jak i płynów; - Wszystkie materiały, elementy opisane są w jednej, nieruchomej siatce elementów skończonych.	- Model oparty o teorię kinetyczno-molekularną gdzie gaz reprezentowany jest przez cząstki w ciągłym, szybkim, losowym ruchu; - Liczba cząstek jest zredukowana, w stosunku do rzeczywistej.
Zalety	- Brak przestrzennego, dyskretnego modelu gazu; - Prosty, szybki w przygotowaniu i relatywnie dokładny model; - Nieznaczny wpływ zastosowania na czas prowadzenia obliczeń.	- Odwzorowanie oddziaływania płynu i ograniczającej go struktury; - Możliwość obserwacji rozkładu ciśnienia płynu w pełnym przekroju; - Możliwość obserwacji lokalnych efektów, np. działania wlotów, wylotów.	- Znacznie mniejsza pracochłonność i czas obliczeń niż metoda ALE przy porównywalnej dokładności obliczeń; - Brak dyskretnego modelu otaczającego gazu; - Możliwość obserwacji lokalnych efektów, np. działania wlotów, wylotów; - Możliwe skalowanie modelu.
Wady	- Oddziaływanie płynu reprezentowane przez jednorodny rozkład ciśnienia; - Brak możliwości obserwowania lokalnych efektów.	- Skomplikowany proces tworzenia modelu; - Znacznie wydłużony czas obliczeń; - Utrudniona kontrola niekontrolowanych wycieków.	- Zaszumione wskazania wartości ciśnienia; - Czas obliczeń silnie wzrasta wraz ze wzrostem liczby cząstek.

Jak wynika z powyższego porównania, modele ALE oraz CPM dają znacznie większe możliwości od modelu UP/CV, zwłaszcza w realizacji zagadnień, gdzie występuje napełnianie, miejscowe wycieki, mieszanie się faz gazu wypełniającego zasobnik, naczynie, przy czym silnie wpływają na czas przygotowania oraz przeprowadzenia symulacji. Biorąc pod uwagę istotę zagadnienia, do którego model ma zostać użyty – odwzorowanie oddziaływania pewnej ilości powietrza zamkniętego w ograniczonej objętości pod wpływem jej zmiany, stosowanie złożonych modeli mogłoby się okazać zbyt czasochłonnym w stosunku do korzyści, które z ich stosowania można byłoby osiągnąć. Podstawowym założeniem realizowanych prac jest odnalezienie prostej, a zarazem szybkiej drogi pozwalającej na uzyskanie zadowalających rezultatów. W związku z tym zdecydowano o zastosowaniu jednego z najwcześniej stosowanych modeli, stworzonego do symulowania poduszek powietrznych – UP/CV.

System LS-DYNA oferuje szereg kart o różnorodnych możliwych zastosowaniach. Spośród nich należy wspomnieć co najmniej o kilku. Istnieją bowiem złożone, pozwalające na odwzorowanie interakcji między naczyniami, również połączonymi, do modelowania np. wielokomorowych poduszek powietrznych (AIRBAG_INTERACTION), umożliwiające odwzorowanie wpływu strumienia gazu od wlotu na rozkład ciśnienia na granicach objętości (AIRBAG_HYBRID_JETTING), ale także zupełnie prymitywne, realizujące zasadę o niezmienności iloczynu ciśnienia i objętości, bez możliwości uwzględnienia dopływu dodatkowej masy gazu ani wypływu, wycieku (AIRBAG_ADIABATIC_GAS_MODEL).

Z dotychczas wykonanych badań wynika, że zastosowany model powinien pozwalać na opisanie zmiany ciśnienia gazu wraz ze zmianą objętości wewnątrz której się znajduje. Powinien również umożliwiać uwzględnienie wycieków w kalkulowaniu zmiany ciśnienia oraz aplikację do powierzchni, granicy przestrzennego elementu. Wszystkie z wymienionych możliwości daje jeden z najprostszych modeli – AIRBAG_SIMPLE_AIRBAG_MODEL. Wartość bieżąca ciśnienia oddziałującego na granice domeny – naczynia, obliczana jest przy użyciu równania stanu [38]:

$$P = (\gamma - 1)\rho e \quad (81)$$

gdzie:

P – ciśnienie;

ρ – gęstość;

e – energia wewnętrzna gazu.

Współczynnik γ jest wykładnikiem adiabaty – stosunkiem ciepła właściwego przy stałym ciśnieniu, do ciepła właściwego przy stałej objętości [79]:

$$\gamma = \frac{c_p}{c_v} \quad (82)$$

Pamiętać należy, że parametry te łączy indywidualna stała gazowa R [79]:

$$R = c_p - c_v \quad (83)$$

która dla większości jedno- i dwuatomowych gazów jest stabilizowana. Znana jest również dla powietrza i wynosi $287,05 \frac{\text{J}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$ [31].

Tempo zmian masy powietrza wewnątrz objętości w czasie opisywana jest zależnością [65]:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{dm_i}{dt} - \frac{dm_o}{dt} \quad (84)$$

Wartość masy powietrza, które wpływa m_i w kolejnych odstępach czasu, definiuje się odpowiednią charakterystyką. Na określenie masy wypływającego powietrza m_o dostępne są dwie opcje – zdefiniowanie powierzchni otworów A oraz współczynnika ich kształtu μ oraz określenie charakterystyki masy w czasie. Istnieje także możliwość uzależnienia wielkości powierzchni otworów oraz współczynnika kształtu od wartości ciśnienia wewnątrz.

W omawianym podejściu, wyłącznymi składowymi bilansu energetycznego [65]:

$$\dot{e} = \dot{e}_i - \dot{e}_o - P\dot{V} \quad (85)$$

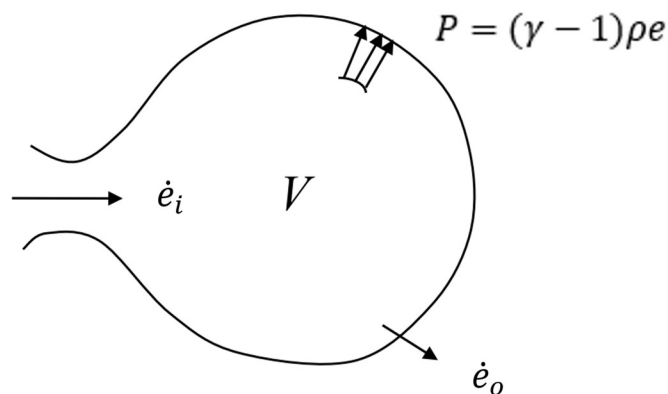
są:

$\dot{e}_i$ – zmiana energii powodowana masą wpływającego gazu;

$\dot{e}_o$ – zmiana energii powodowana masą wypływającego gazu;

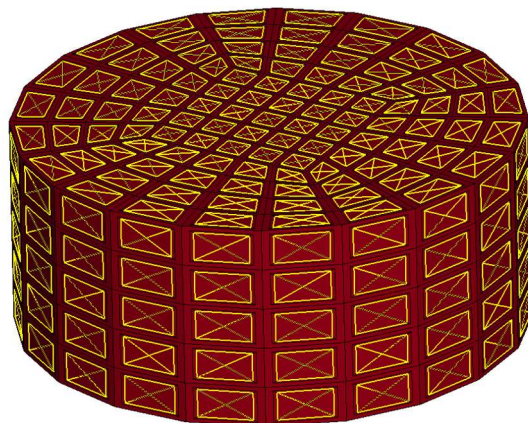
$P\dot{V}$ – praca wykonana przez ciśnienie na zmianę objętości.

Uproszczony schemat ilustrujący główne człony bilansu energetycznego modelu przedstawiono na rys. 6.3.



Rys. 6.3 Schemat działania modelu AIRBAG_SIMPLE_AIRBAG_MODEL [65]

Warunek brzegowy, o którym mowa, zastosowano do powierzchni elementów znajdujących się na zewnętrznych ścianach walca, co ilustruje rys. 6.4. Pozwoli to na bezpośrednie przeniesienie sił pochodzących od wzrostu ciśnienia na granice próbki, a dzięki temu możliwe jest spełnienie założenia opisanego równaniem (80), że odczytywana wartość naprężenia jest sumą naprężenia w rdzeniu i wartości ciśnienia wewnątrz niego. Parametry użyte do opisu zamkniętego wewnątrz próbki powietrza przedstawiono w tab. 6.2. Wszystkie parametry dotyczące wpływu masy powietrza zostały pominięte.



Rys. 6.4 Powierzchnie użyte jako granice objętości powietrza

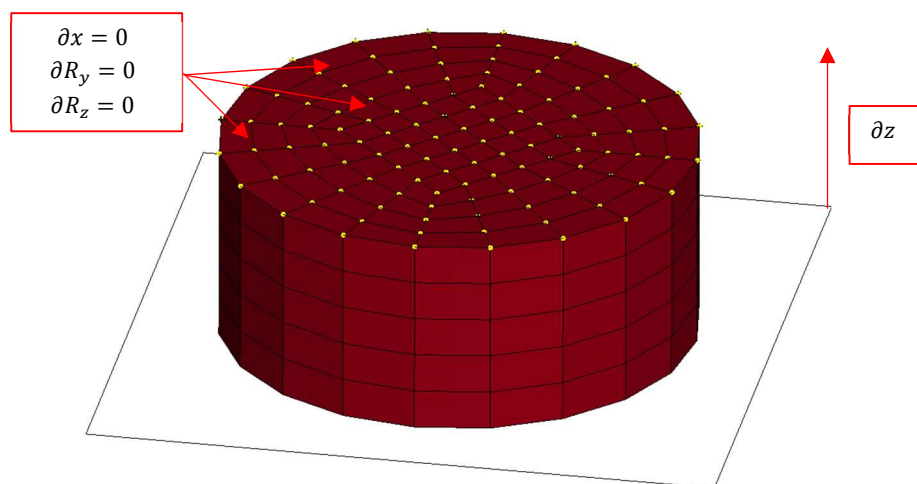
Tab. 6.2 Parametry zamkniętego wewnątrz rdzenia powietrza wg założeń modelu AIRBAG_SIMPLE_AIRBAG_MODEL [31]

Parametr	Oznaczenie	Jednostka	Wartość
Gęstość	ρ	kg/m ³	1,2
Ciepło właściwe przy stałej objętości	c_v	J/(kg·K)	713,00
Ciepło właściwe przy stałym ciśnieniu	c_p	J/(kg·K)	1000,00
Ciśnienie otoczenia	P_e	MPa	0,1
Temperatura	T	K	293
Powierzchnia otworów	A_o	m ²	0,004

Do realizacji obciążenia przemieszczeniem wykorzystano opcję nieodkształcalnej, poruszającej się bariery funkcjonującej w LS_DYNA jako RIGIDWALL_PLANAR_MOVING_FORCES. Pozwala ona na modelowanie oddziaływania kontaktu pomiędzy deformowanym ciałem, a powierzchnią, ścianą, definiowalną w prosty sposób, przy użyciu współrzędnych i masy, bez konieczności prowadzenia dyskretyzacji przestrzennej i przypisywania np. parametrów materiałowych. Jest szeroko stosowana w modelowaniu zagadnień typu zderzenia. Pozwala również na rejestrowanie wartości siły reakcji, różnorakie definiowanie kontaktu. Zastosowanie omawianego podejścia pozwala na obserwację ewentualnego odbicia sprężystego próbki od nacierającej powierzchni i ewentualnych wibracji, co daje przewagę nad alternatywną drogą – realizacji przemieszczenia w czasie konkretnych węzłów. Powierzchni nadano masę o 5 rzędów wielkości większą od masy próbki, a jej początkowa prędkość była równa prędkościom stosowanym w badaniach eksperymentalnych.

Węzłom znajdującym się na powierzchni będącej po przeciwnej stronie próbki odebrano wszystkie translacyjne stopnie swobody, a podczas symulacji były rejestrowane siły reakcji. Warunki początkowo-brzegowe schematycznie zobrazowano na rys. 6.5.

Do obliczeń stosowano jawny schemat rozwiązywania równań ruchu.



Rys. 6.5 Schemat warunków początkowo-brzegowych zastosowanych w modelu

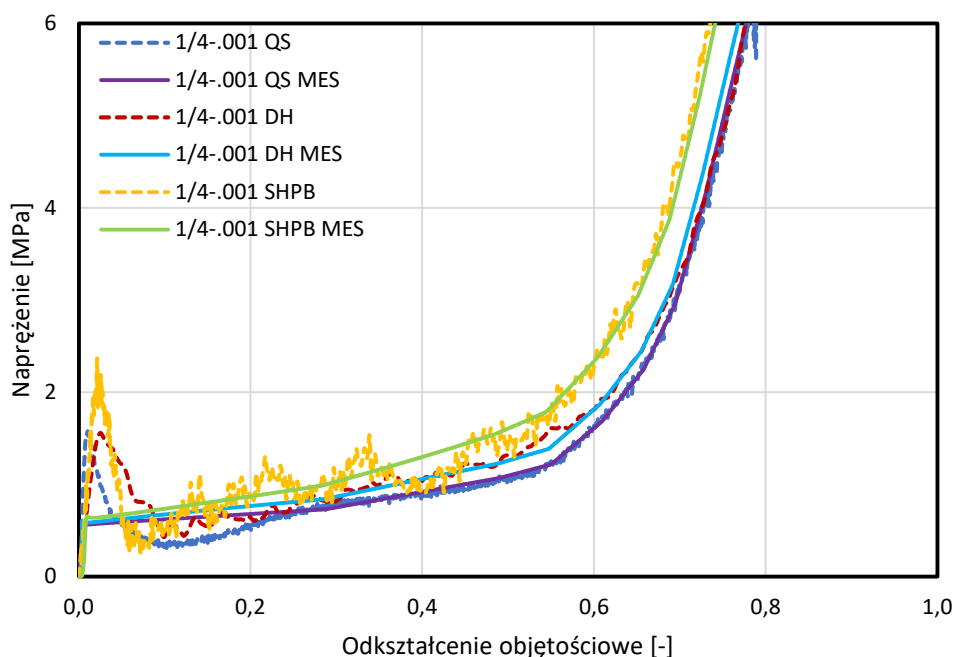
6.4. Wyniki badań

W rozdziale przedstawiono wyniki przeprowadzonych symulacji w warunkach odwzorowujących te zastosowane w badaniach empirycznych, opisanych w rozdziale 4. Charakterystyki uzyskane w realizacji obydwu rodzajów testów zostały zestawione i porównane. Na rys. 6.6 – rys. 6.12 przedstawiono charakterystyki $\sigma - \varepsilon_v$ uzyskane w drodze badań eksperymentalnych oraz analiz numerycznych przy zastosowaniu modelu bryłowego – zhomogenizowanego. Każdy z wykresów zawiera wyniki otrzymane w ramach testów prowadzonych przy trzech prędkościach odkształcenia: $8,3 \times 10^{-2}$ – na wykresach oznaczona jako QS, $3,8 \times 10^2$ – na wykresach oznaczona jako DH, $3,3 \times 10^3$ – na wykresach oznaczona jako SHPB. Zestawienia grupowano według typu badanej struktury – serii. W celu uwydatnienia charakterystyk uzyskanych w ramach obliczeń MES, pokazane już wcześniej charakterystyki pochodzące z badań empirycznych oznaczono linią przerywaną.

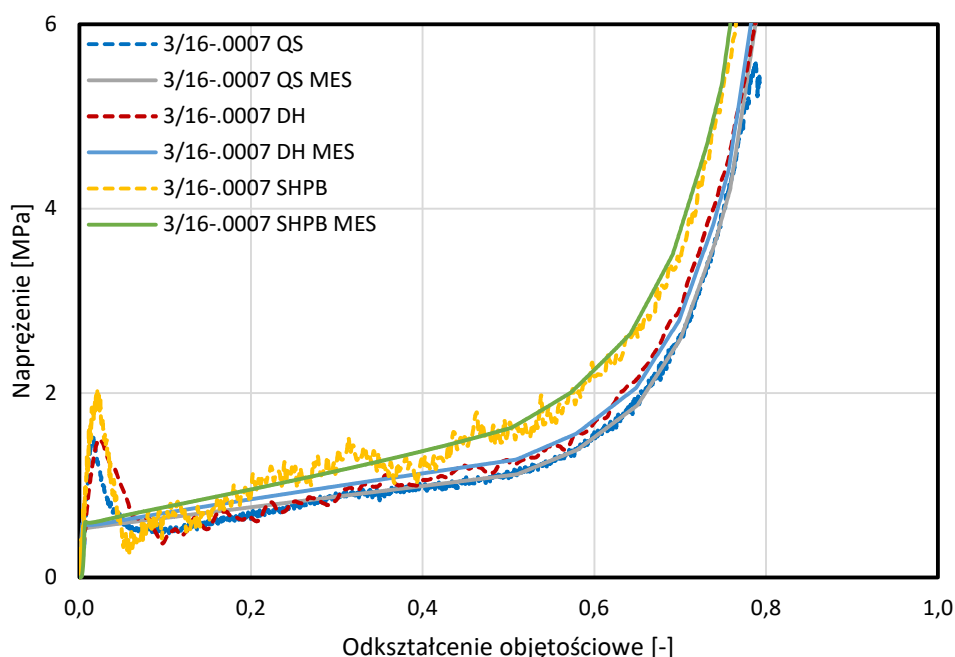
Uzyskiwane w drodze analiz MES charakterystyki są zgodne z ich odpowiednikami uzyskiwanymi eksperymentalnie, a tendencja do wzmacniania wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia jest zachowana. Także charakter tej tendencji jest podobny, to znaczy, że w zakresie naprężenia plateau nie występuje umocnienie o stałej, proporcjonalnej wartości, ale wraz ze zmianą wysokości próbki umocnienie to jest silniejsze. Można więc przyjąć, że zastosowanie charakterystyki materiałowej uzyskanej w drodze próby statycznej w konstytutywnym modelu dedykowanym do prób dynamicznych oraz uwzględnienie w nim zamkniętego wewnątrz rdzenia powietrza, w warunkach prowadzonych testów, przyniosło zamierzony rezultat.

W żadnym z analizowanych przypadków nie wystąpiły wibracje ani nie zaobserwowano innych symptomów występowania zjawisk falowych, które zostały zarejestrowane w ramach

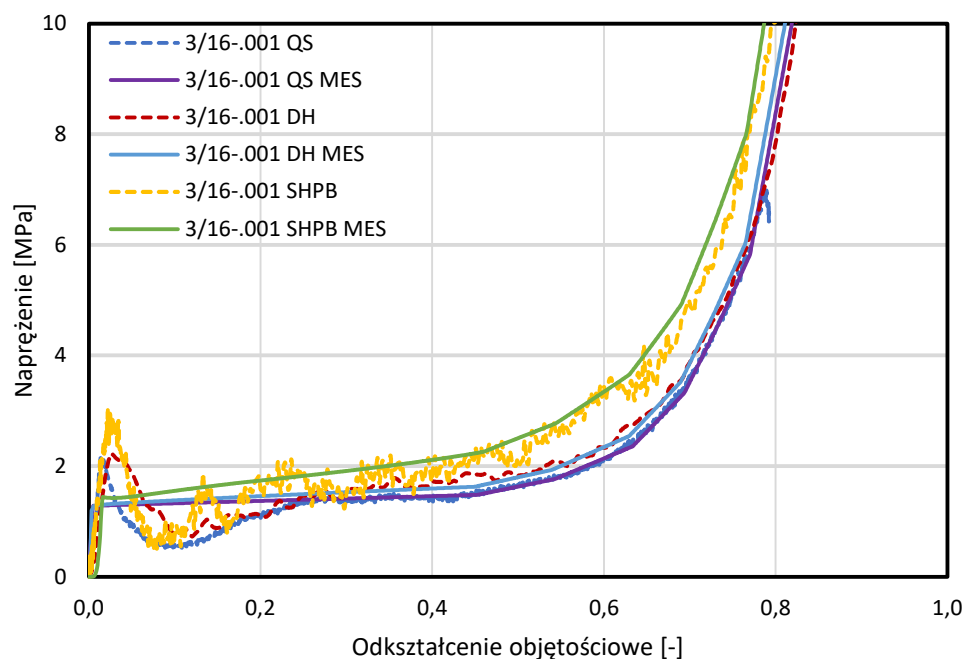
badan przy użyciu dzielonego pręta Hopkinsona. Należy jednak wspomnieć, że sposób określania wartości naprężenia w tej metodzie jest pośredni, polegający na pomiarze odkształcenia długiego, smukłego pręta podatnego również na oscylacje w kierunkach innych niż wzdłużny. Oscylacje nie muszą więc wynikać z odpowiedzi badanego materiału, ale ze sposobu pomiaru i odczytu. Charakterystyki otrzymane w ramach badań MES są gładkie, pozbawione sinusoidalnych składowych o wysokich amplitudach czy niskich częstotliwościach.



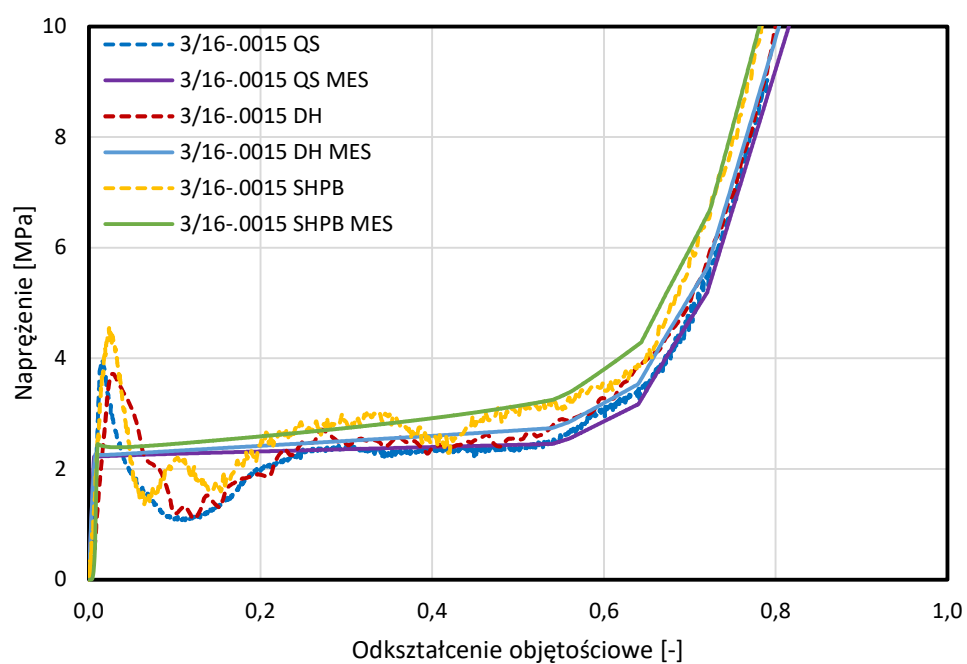
Rys. 6.6 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/4-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



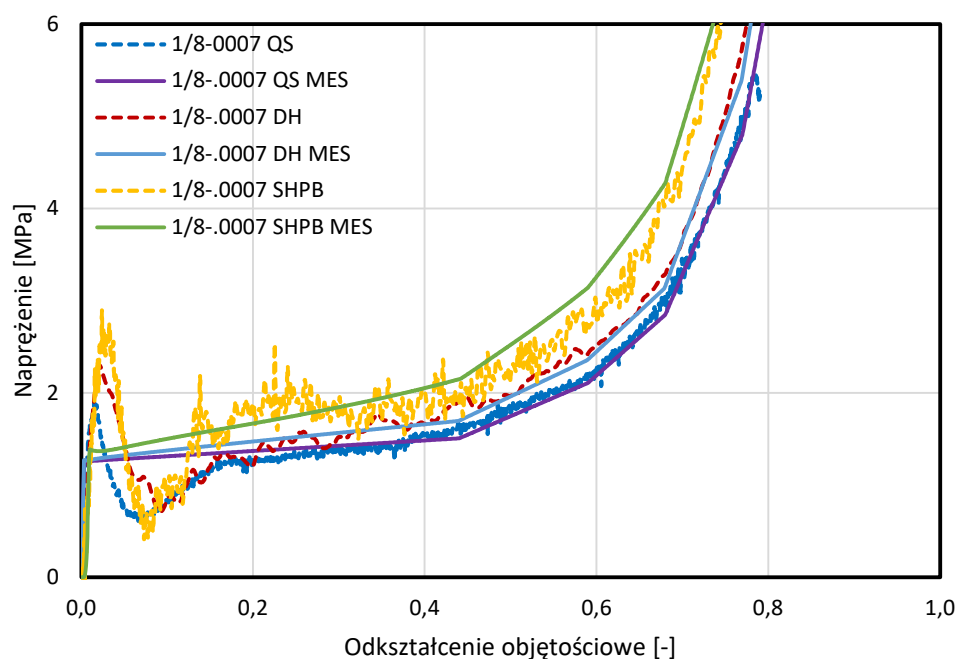
Rys. 6.7 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.0007 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



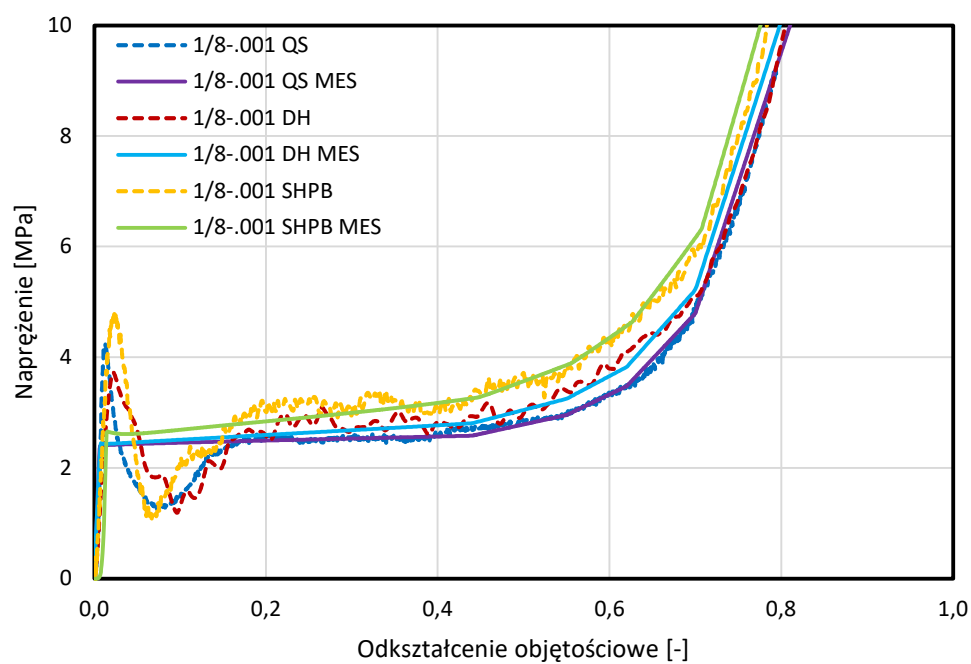
Rys. 6.8 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



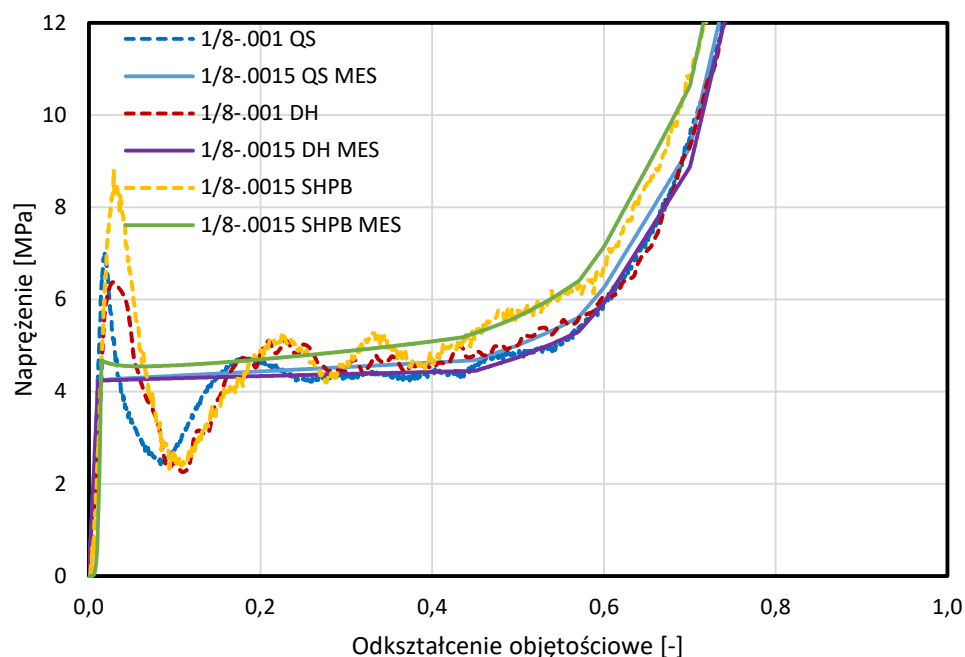
Rys. 6.9 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 3/16-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



Rys. 6.10 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0007 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



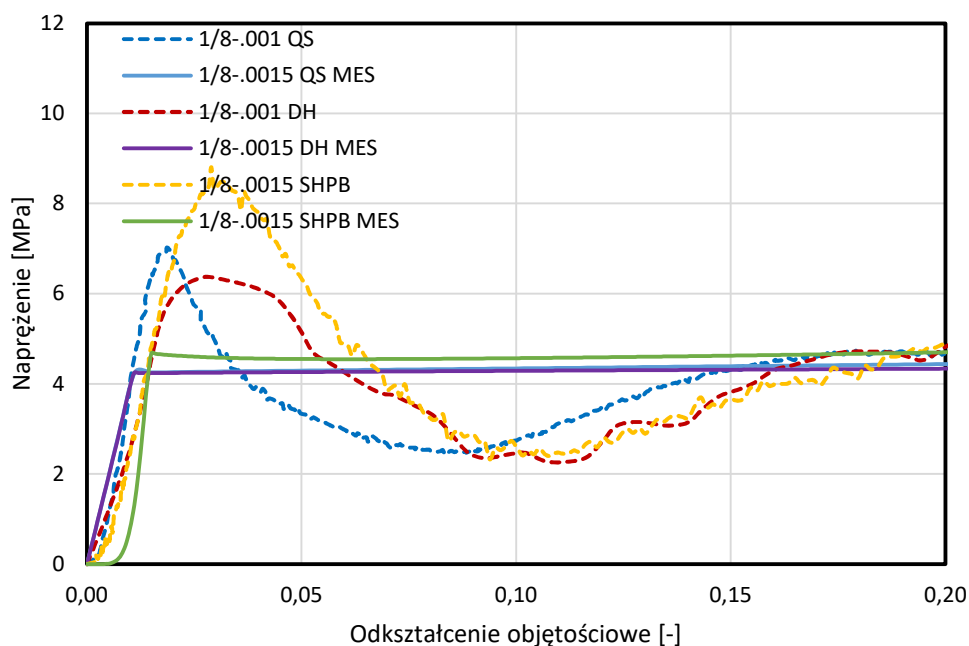
Rys. 6.11 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.001 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie



Rys. 6.12 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie

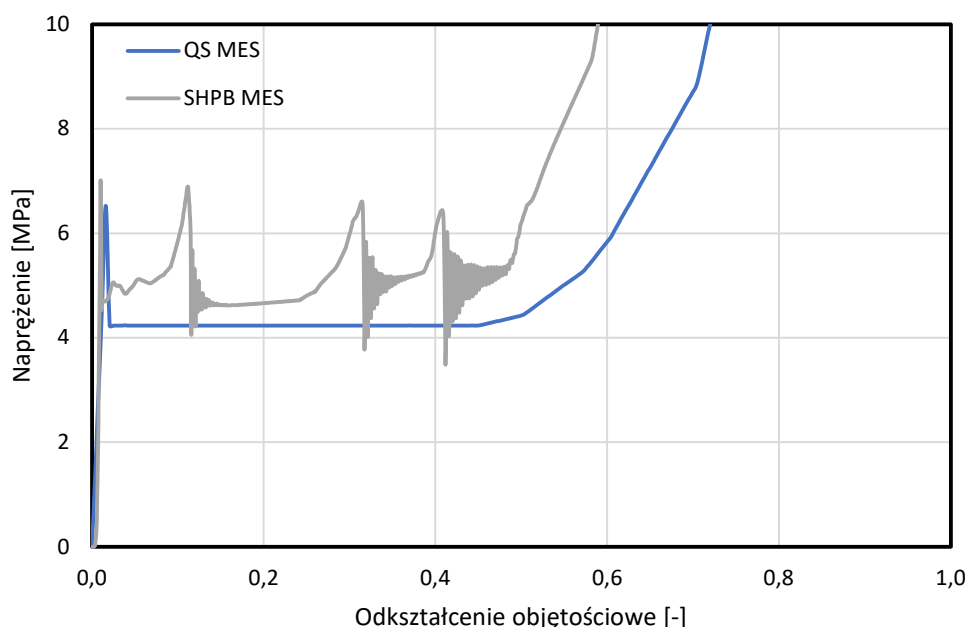
Wskazać należy, że charakterystyki uzyskane eksperymentalnie i numerycznie w sposób znaczący różnią się w początkowym zakresie. O ile zakres sprężysty ma podobny przebieg we wszystkich przypadkach, również w zakresie charakteru narastania naprężenia w początkowym zakresie, to po osiągnięciu wartości definiowanej krzywą $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$ charakterystyczną dla użytego modelu konstytutywnego MAT_HONEYCOMB, wartość naprężenia stabilizuje się i w całym dalszym zakresie odkształcenia podąża za wartościami przez nią określonymi. Co istotne, nie występuje tutaj więc zjawisko osiągania wyraźnej, znacznie wyższej od naprężenia plateau wartości naprężenia krytycznego, po którym, w przypadku rzeczywistej struktury, następuje utrata stateczności i swego rodzaju załamanie stabilności konstrukcji, objawiające się spadkiem wartości naprężenia poniżej wartości plateau osiąganey i utrzymywanej w dalszej, znacznej części próby ściskania. W celu dokładniejszej obserwacji omawianego zagadnienia, na rys. 6.13 przedstawiono charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 z ograniczeniem wyświetlanego zakresu odkształcenia objętościowego do 20%.

Model MAT_HONEYCOMB nie zawiera opcji pozwalającej na uwzględnienie omawianego zjawiska poprzez wskazanie skalarnej wartości naprężenia, do osiągnięcia której odpowiedź materiału byłaby zależna od modułu sprężystości wzdłużnej, aby następnie przyjąć wartość zgodną ze wskazaną charakterystyką $\sigma - \varepsilon_V$.



Rys. 6.13 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny oraz eksperymentalnie – $\varepsilon_V \in < 0; 0,2 >$

Celem osiągnięcia lepszych, w większej mierze zgodnych z rzeczywistymi rezultatów w początkowym zakresie deformacji, przeprowadzono próby, w których zmodyfikowano charakterystykę $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$ użytą do modelu MAT_HONEYCOMB. Modyfikacja polegała na określeniu wartości naprężenia dla $\varepsilon_V < 0$ na poziomie wartości naprężenia krytycznego, określanego na podstawie symulacji z użyciem modelu Y, a w pozostałej części – w formie niezmienniczej. Wyniki symulacji przedstawiono na rys. 6.14.



Rys. 6.14 Zestawienie charakterystyk $\sigma - \varepsilon_V$ serii 1/8-5052-.0015 uzyskanych przy użyciu MES – model homogeniczny ze zmodyfikowaną charakterystyką $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$

W przypadku statycznego ściskania struktury (QS MES), uzyskano efekt bliski zamierzonego – sprężystą odpowiedź aż do osiągnięcia naprężenia krytycznego, natomiast odwzorowanie dynamicznego testu (SHPB MES), z uwagi na efekty związane z bezwładnością próbki, nie powiodło się. Każda z pięciu warstw elementów bryłowych na wysokości próbki ulegała deformacjom osobno – kolejno, jedna po drugiej. Z otrzymanej charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ wynika, że każda z warstw przechodziła kolejno przez wszystkie fazy: sprężystą, utraty stateczności, plateau, zagęszczania, aż do osiągnięcia wartości naprężeń równej krytycznej. Wówczas następowało przekroczenie tej granicznej wartości w kolejnej warstwie, aż do ostatniej. Rozwiązanie to mogłoby być skutecznym, gdyby model rdzenia tworzyła pojedyncza warstwa elementów. Powodowałoby to jednak trudności w modelowaniu i uzyskiwaniu poprawnych wyników w zakresie postaci deformacji konstrukcji o większej powierzchni, np. paneli przeciwwminowych.

7. Analiza wyników badań i wnioski

7.1. Wyznaczanie stałych i charakterystyk

Struktury ulowe – regularne, przestrzenne konstrukcje cienkościenne – są ciekawym obiektem badań prowadzonych pod kątem wyłonienia ich podstawowych charakterystyk wytrzymałościowych. Z powodzeniem możliwe jest wykonywanie tego zadania zarówno poprzez prowadzenie analiz numerycznych, badań eksperymentalnych, jak i rozważań analitycznych.

Tworząc założenia badań mających na celu wyznaczenie właściwości mechanicznych aluminiowych plastrów miodu, w tym charakterystyk związanych z ich progresywnym niszczeniem, należy zadbać o właściwy dobór aparatury pomiarowej o odpowiedniej zdolności rozdzielnej w zakresie pomiaru wartości siły i przemieszczenia, z uwagi na niską sztywność materiału. Uzyskanie jednego z kluczowych parametrów – średniego naprężenia niszczącego (plateau) jest znacznie utrudnione, z uwagi na krótki zakres stabilizacji jego wartości w trakcie narastania wartości odkształcenia, gdy badane są struktury o niskim stosunku wysokości do wielkości celi. W pracy badano struktury o stosunku tym, wynoszącym co najmniej 1,5. Badanie próbek o niższym parametrze, w kierunku wyznaczenia naprężenia plateau, wydaje się być bezprzedmiotowe. W przypadku zastosowania do badań struktur o stosunku średnicy próbki do wielkości celi większej niż 4, efekt skali jest marginalny. Wykazano to poprzez wyznaczenie charakterystyk wszystkich serii pomiarowych przy użyciu próbek o średnicach 25-60 mm.

Struktury ulowe wykonane z aluminium wykazują zależność paramentów mechanicznych, tj.: naprężenie niszczące (plateau), naprężenie krytyczne, moduł sprężystości w początkowym zakresie od stosunku grubości ścianki do szerokości ściany rdzenia (t/d). Nie jest to jednak zależność liniowa i regularna. Struktury o tym samym stosunku t/d posiadały różne paramenty na korzyść struktury o mniejszej szerokości ścianki.

Wyznaczanie dynamicznych charakterystyk wytrzymałościowych struktur o topologii plastra miodu jest możliwe przy użyciu stanowiska bezwładnościowego młota opadowego oraz stanowiska dzielonego pręta Hopkinsona. Celem efektywnego wykorzystania wymienionych metod, należy pamiętać o niskiej sztywności badanej struktury w stosunku do elementów układu pomiarowego. Zredukowanie tej różnicy można uzyskać np. stosując pręty drążone bądź wykonane z tworzyw sztucznych. Należy wówczas pamiętać o ograniczeniach z tym związanych, zwłaszcza zniekształceniach fali mechanicznej na drodze, którą ona pokonuje.

Wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia, wzrasta również wartość średnich odkształceń niszczących (plateau). W przypadku badań dynamicznych niskich prędkości, rejestrowano przyrost pomiędzy 5, a 12%. W badaniach średnich prędkości, na stanowisku dzielonego pręta

Hopkinsona, wynosił on już między 14, a 37%. Powiązanie tego przyrostu z gęstością struktury, czy stosunkiem grubości ścianki i wielkości celi rdzenia okazało się być niemożliwe. Wielkość tego przyrostu okazała się być zależna od objętości powietrza zamkniętego wewnątrz komórek, które sprężane podczas ściskania, na skutek zmiany ciśnienia, powoduje wzrost rejestrowanej siły – odpowiedzi materiału.

Możliwe jest wyznaczenie pełnej charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowej przy użyciu metody elementów skończonych. Do tego celu nadaje się zarówno wykorzystanie modelu obejmującego pełną geometrię struktury ulowej, jak i zastosowanie metody uproszczonej, której założenia opierają się na wykorzystaniu wyłącznie jednostkowej komórki rdzenia w kształcie litery Y. Stosowanie drugiej z wymienionych pozwala na znaczną oszczędność czasu poświęcanego zarówno na przygotowanie modelu, przeprowadzenie obliczeń, jak również umożliwia znacznie dokładniejsze odwzorowanie zmiany kształtu progresywnie niszczonej struktury poprzez zastosowanie większej gęstości siatki elementów skończonych. W trzeciej dekadzie XXI wieku wielkość i stopień skomplikowania modelu numerycznego przestaje mieć znaczenie, z uwagi na coraz większą moc obliczeniową maszyn liczących. Niemniej jednak, dobór odpowiedniego typu struktury pochłaniającej energię może wiązać się z koniecznością przeprowadzenia szeregu symulacji struktur o różnych parametrach geometrycznych i materiałowych. Stosowanie tak prostego, a jednocześnie miarodajnego modelu pozwala na wykonanie tego zadania stosunkowo małym wysiłkiem.

7.2. Energochłonność

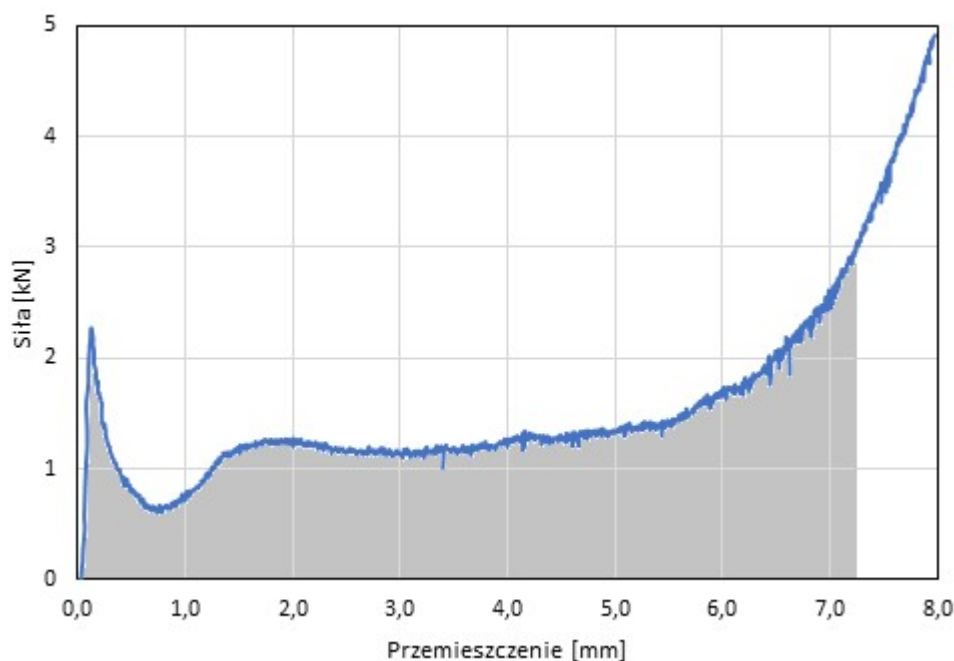
Podstawową szukaną w rozważaniach na temat doboru materiałów do budowy elementów ochrony biernej przez skutkami oddziaływania energii kinetycznej pochodzącej ze zderzenia czy fali uderzeniowej jest ilość energii, jaką materiał jest zdolny pochłoniąć. Jako że w przypadku analizowanego materiału, aluminiowego plastra miodu, energia kinetyczna przekształcana jest w pracę odkształcenia plastycznego, ilość pochłoniętej energii obliczyć można z zależności:

$$W = \int F du \quad (86)$$

lub bardziej właściwie – w przypadku funkcji dyskretnych:

$$W = \sum_{i=0}^{t_0} F_i u_i \quad (87)$$

Jest to więc pole pod wykresem siły w funkcji przemieszczenia, uzyskiwanym podczas próby, jak przedstawiono schematycznie kolorem szarym na rys. 7.1.

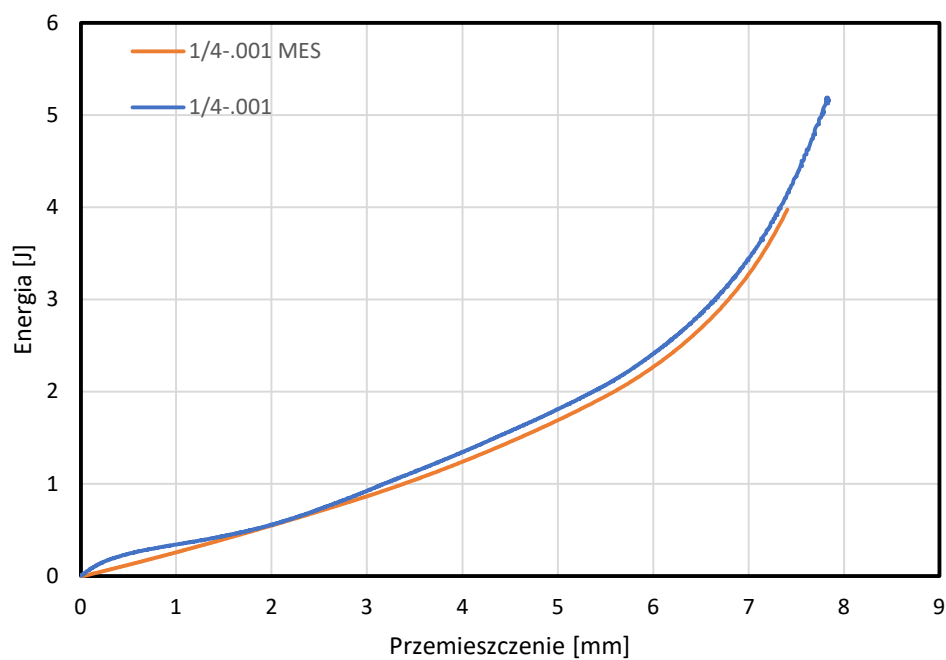


Rys. 7.1 Energia pochłonięta podczas niszczenia rdzenia ulowego

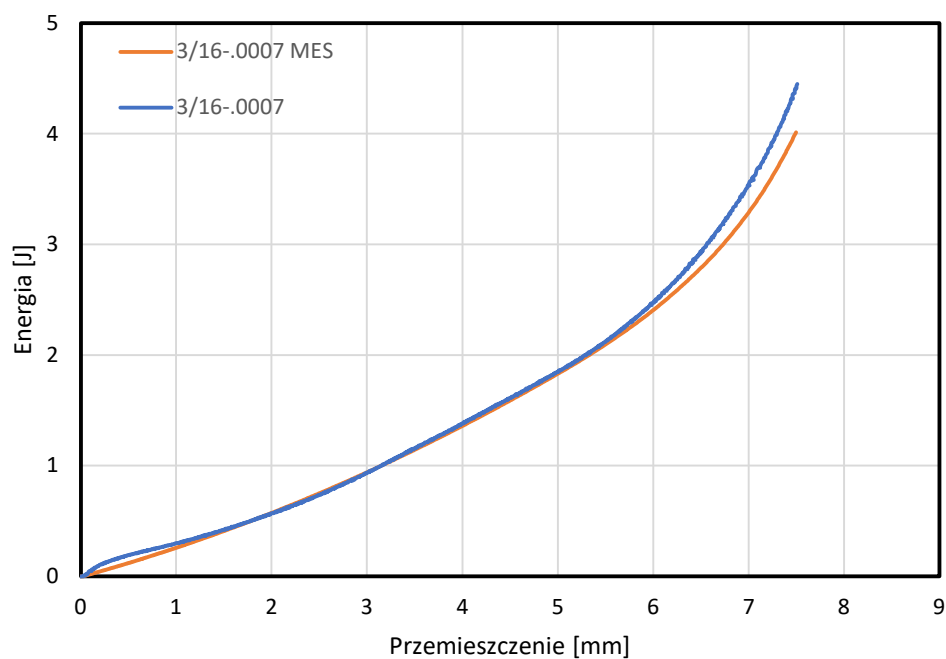
Ponadto, porównanie przebiegów wzrostu pochłoniętej energii – pracy sił zewnętrznych określonej w ramach badań eksperymentalnych i energii wewnętrznej obliczonej w analizie MES jest jednym ze sposobów przeprowadzenia walidacji wytworzonych modeli. Wartość energii wewnętrznej e_n^w jest obliczana na bazie sześciu składowych naprężenia i odkształcenia w ujęciu tensorowym [30]. Jest ona liczona dla każdego z elementów z osobna, a następnie sumowana wg poniższego równania:

$$e_w^{n+1} = e_w^n + \sum \sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij} V \quad (88)$$

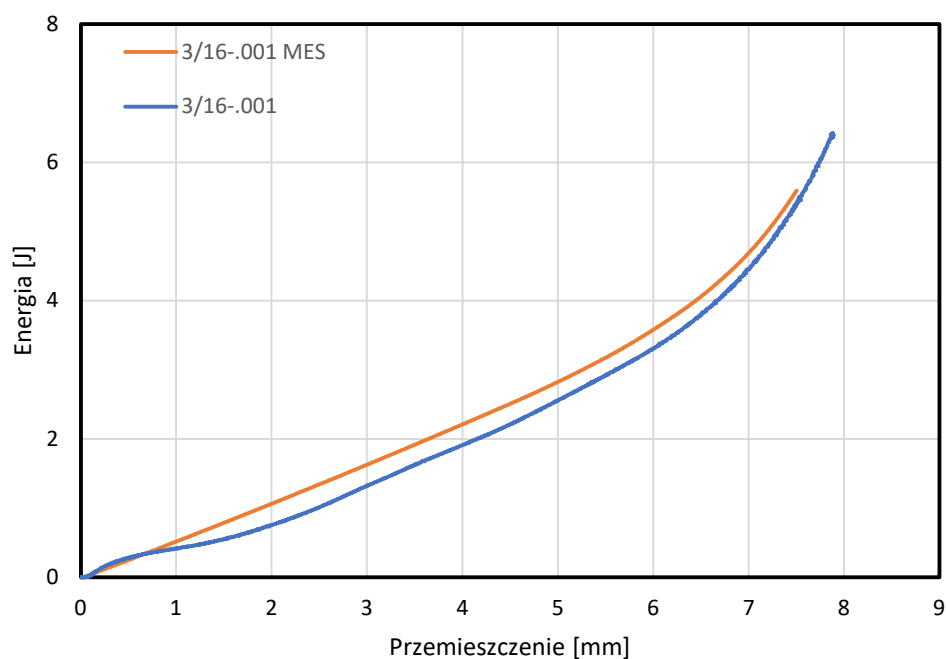
Porównania uzyskanych przebiegów przedstawiono na rys. 7.2 - rys. 7.8.



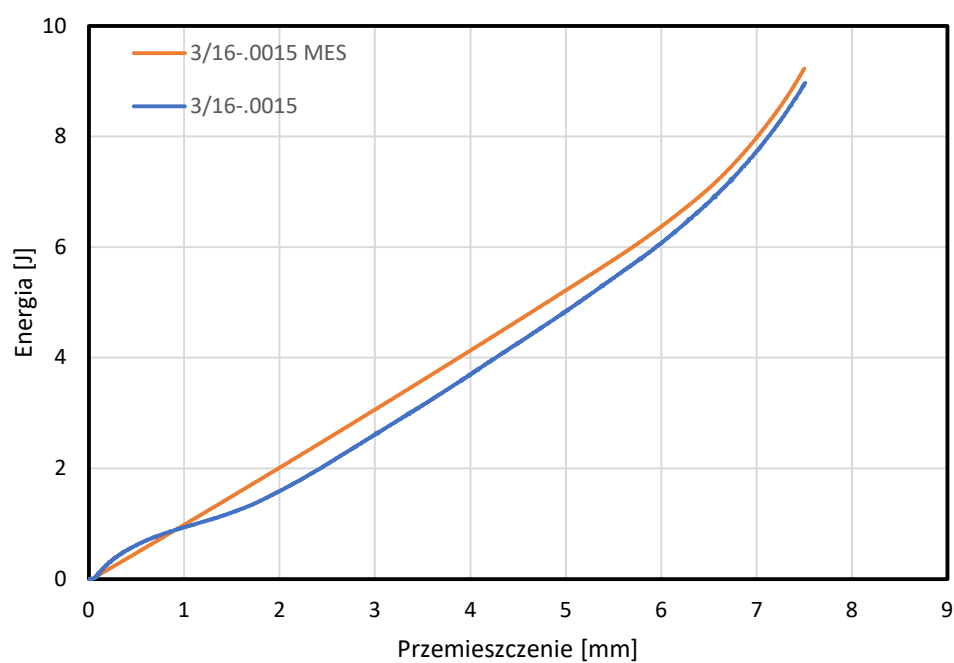
Rys. 7.2 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 1/4-5052-.001



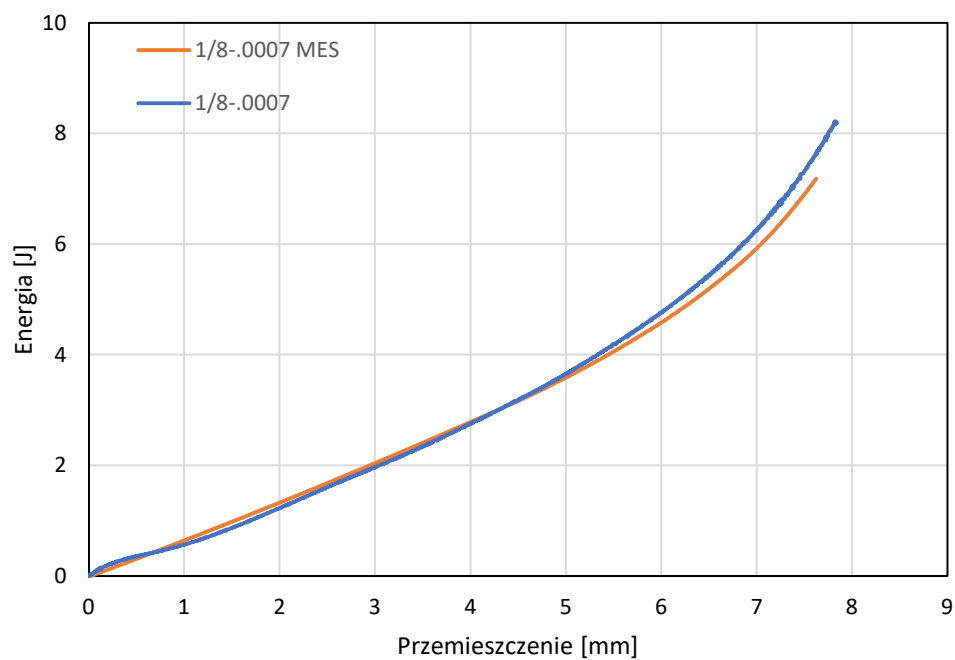
Rys. 7.3 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 3/16-5052-.0007



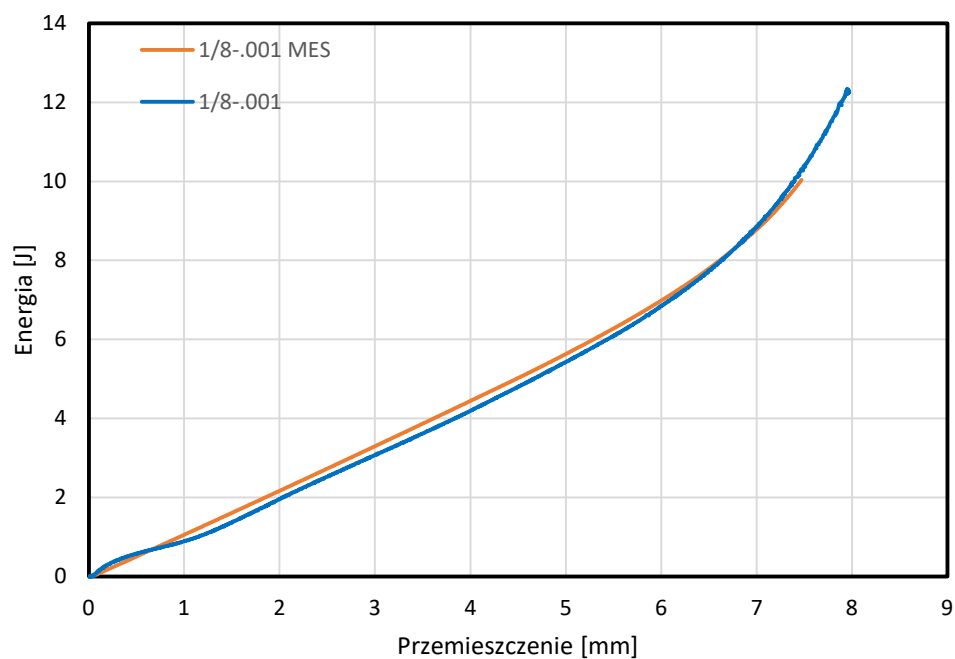
Rys. 7.4 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 3/16-5052-.001



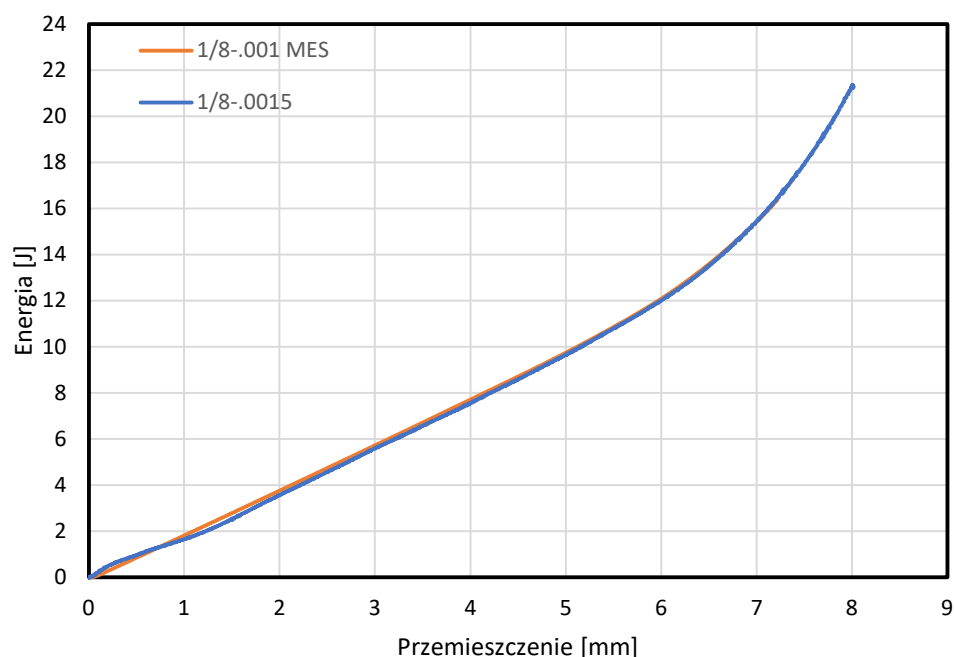
Rys. 7.5 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 3/16-5052-.0015



Rys. 7.6 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 1/8-5052-.0007



Rys. 7.7 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 1/8-5052-.001



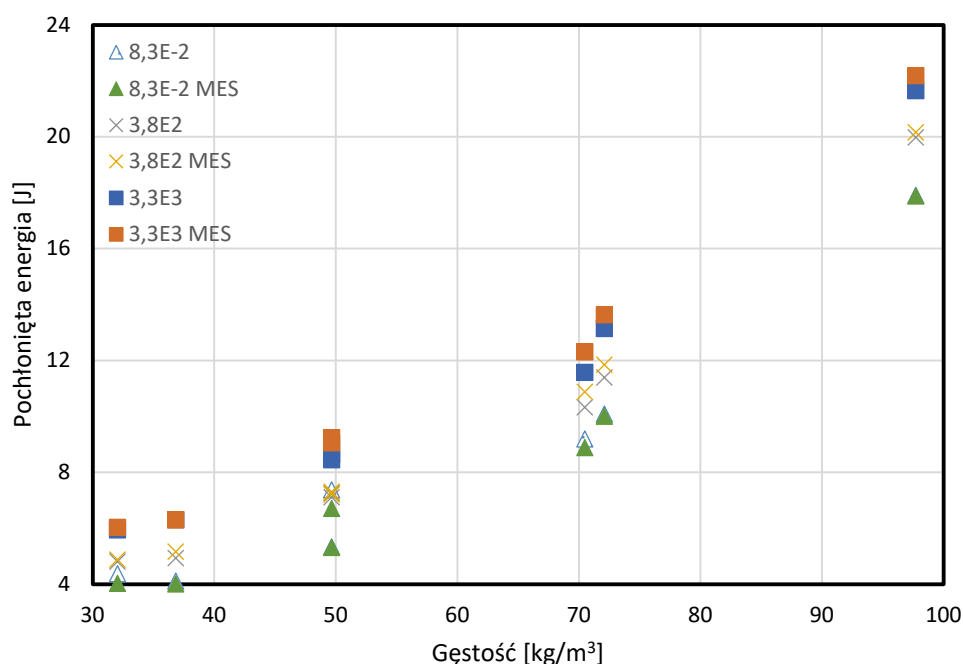
Rys. 7.8 Porównanie przyrostów pracy sił wewnętrznych (eksperyment) oraz obliczonej energii wewnętrznej (MES) – seria 1/8-5052-.0015

Zmierzone w ten sposób wartości pochłoniętej energii posłużyły do stworzenia zestawienia, w którym porównano wyniki uzyskane dla siedmiu wybranych struktur, w trzech prędkościach odkształcenia metodami eksperymentalnymi i numerycznymi. Zestawienie to zawarto w tab. 7.1. Niemal w każdym statycznym przypadku wynik analizy MES był nieznacznie niższy od eksperymentalnego, w przeciwieństwie do analiz dynamicznych, gdzie wyższe wartości uzyskano w drodze symulacji numerycznej. Różnica w żadnym przypadku nie przekroczyła 10%, a w znacznej mierze mieściła się w przedziale między 1 a 5%. Największe różnice kształtu przebiegów zarejestrowano w początkowym zakresie deformacji struktury. Powodem tego jest fakt, iż model materiału użytego do symulacji nie opisuje przyrostu wartości naprężenia aż do momentu naprężenia krytycznego i utraty stateczności. Ta ma miejsce po uzyskaniu wartości naprężenia plateau. Zakres gwałtownego spadku wartości naprężenia po utracie stateczności w wyniku symulacji MES również nie jest uzyskiwany. Wymienione różnice kompensują się wzajemnie dając, w ostateczności, przebiegi o bardzo zbliżonym kształcie.

Tab. 7.1 Pochłonięta energia – zestawienie [J]

$\dot{\epsilon}_V$	$8,3 \times 10^{-2}$			$3,8 \times 10^2$			$3,3 \times 10^3$		
Typ	Eksp.	MES	Różnica	Eksp.	MES	Różnica	Eksp.	MES	Różnica
1/4-.001	4,12	4,01	2,67%	4,94	5,17	4,49%	6,32	6,30	0,21%
3/16-.0007	4,38	4,04	7,76%	4,82	4,89	1,42%	5,95	6,04	1,52%
3/16-.001	5,34	5,32	0,37%	7,12	7,22	1,43%	8,65	9,25	6,94%
3/16-.0015	9,20	8,89	3,37%	10,34	10,88	5,29%	11,59	12,32	6,33%
1/8-.0007	7,38	6,72	8,94%	7,26	7,31	0,73%	8,46	9,06	7,17%
1/8-.001	10,10	10,02	0,79%	11,40	11,86	4,05%	13,15	13,65	3,76%
1/8-.0015	17,92	17,89	0,17%	19,99	20,18	0,96%	21,66	22,20	2,50%

Porównanie otrzymanych w drodze prób eksperymentalnych i analiz numerycznych danych o energochłonności poszczególnych struktur w szerokim przedziale prędkości odkształcenia pozwala sądzić, że poprawnie przyjęto założenie o zasadniczym wpływie uwięzionego wewnątrz rdzenia na odpowiedź materiału, zwłaszcza w przypadku działania obciążeń udarowych. Zasadniczo, ilość energii jaką struktura jest w stanie pochłoniąć, jest proporcjonalna do jej gęstości, co można zaobserwować na rys. 7.9. Nie jest to jednak liniowy trend i, co należy podkreślić, większą korzyść przy jednakowej gęstości daje zastosowanie rdzenia o mniejszym wymiarze celi niż większej grubości ścianki.



Rys. 7.9 Wielkość pochłoniętej energii odniesiona do gęstości struktury

Miarodajną wielkością, pozwalającą ocenić efektywność absorbowania energii przez dany typ materiału i jego strukturę, jest względna energochłonność. Jest to ilość energii, jaką zdolny jest pochłoniąć materiał odniesiona do jednostki jego masy. W tab. 7.2 przedstawiono zestawienie wyliczonych wartości energochłonności względnej wszystkich badanych próbek. Umieszczone w niej dane pokazują, że energochłonność aluminiowych plastrów miodu nie zależy liniowo od gęstości struktury, wówczas liczby w poszczególnych wierszach tabeli byłyby znacznie do siebie zbliżone.

Tab. 7.2 Względna energochłonność badanych struktur [kJ/kg]

$\dot{\epsilon}_V$	$8,3 \times 10^{-2}$			$3,8 \times 10^2$			$3,3 \times 10^3$		
Typ	Eksp.	MES	Różnica	Eksp.	MES	Różnica	Eksp.	MES	Różnica
1/4-.001	24,67	24,01	2,67%	27,34	28,57	4,49%	34,93	34,86	0,21%
3/16-.0007	27,88	25,72	7,76%	30,64	31,07	1,42%	37,82	38,39	1,52%
3/16-.001	25,80	25,70	0,37%	29,20	29,62	1,43%	35,48	37,94	6,94%
3/16-.0015	27,76	26,82	3,37%	29,88	31,46	5,29%	33,49	35,61	6,33%

1/8-.0007	26,60	24,22	8,94%	29,76	29,98	0,73%	34,69	37,17	7,17%
1/8-.001	30,19	29,95	0,79%	32,21	33,51	4,05%	37,17	38,57	3,76%
1/8-.0015	40,10	40,03	0,17%	41,67	42,07	0,96%	45,16	46,29	2,50%

7.3. Wytyczne do budowy modeli numerycznych struktur ulowych

W celu uzyskania pełnej charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowej metalicznego plastra miodu można posłużyć się modelem numerycznym, którego geometria będzie ograniczona do pojedynczego sektora w kształcie litery Y. Aby charakterystyki $\sigma - \varepsilon_V$ i parametry skalarne, np. moduł sprężystości wzdłużnej, czy względna objętość całkowitego zagęszczenia były najbardziej zgodne z rzeczywistymi, należy zadbać o spełnienie poniższych warunków.

1. Uzyskiwanie parametrów, w tym charakterystyk struktur ulowych przy zastosowaniu elementu Y:

- Model geometryczny należy przygotować w sposób uwzględniający trzy przylegające do siebie ściany zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 3.19;
- Węzłom znajdującym się na krawędziach ścian, wzdłuż których podzielono je na połowę, należy nadać warunki brzegowe odwzorowujące symetryczne zachowanie ściany w płaszczyznach prostopadłych do ich szerokości;
- Gęstość siatki elementów skończonych należy uzależnić, obok wymiarów bezwzględnych obiektu, od szerokości ściany rdzenia. Wraz z pomniejszaniem tego wymiaru rośnie bowiem liczba fałd układających się na wysokości rdzenia. Poprawne odwzorowanie ich krzywizn jest jednym z elementów wpływających na jakość rozwiązania, a to z kolei zależy ściśle od liczby elementów umieszczonych na pojedynczym łuku. Wykonane symulacje dawały poprawne rezultaty przy zastosowaniu 7 elementów na szerokości ściany, ale znacznie łatwiejsze do interpretacji, z uwagi na niższe oscylacje, były te, w których liczba elementów wynosiła 20;
- Z uwagi na przemysłową technologię wytwarzania struktur, należy pamiętać, że ich kształt może być inny niż teoretycznie założony (trzy ściany połączone w równych odstępach kątowych). Prostem, a przy tym efektywnym, jest uwzględnienie łagodnego, zaokrąglonego przejścia ściany podwójnej w dwie pojedyncze. Uwzględnienie tego parametru znacznie zmienia wynik badania, przybliżając rozwiązanie do uzyskanego eksperymentalnie. Badania geometrii przeprowadzone przy użyciu tomografu komputerowego wykazały, że promień gięcia pojedynczej ściany przy węźle powinien wynieść około 1/10 jej grubości. W wyniku tej operacji

zmianie ulegną też szerokości ścian. Podwójna ulegnie zwężeniu, natomiast pojedyncza poszerzeniu. Jest to zgodne z obserwacjami modeli uzyskanych metodą tomografii;

- Pomimo zdefiniowanego najczęściej przez producenta gatunku materiału użytego do budowy plastra miodu (w analizowanym przypadku był to stop Al 5052-H39), należy posługiwać się stałymi materiałowymi pochodzącymi z badania folii o grubości zbliżonej do grubości ściany analizowanego rdzenia wytworzonej w zbliżony sposób do tej, z której wykonuje się aluminiowe plastry miodu. Różnice mogą być bowiem znaczne, a wpływ na wynik analiz – zauważalny;

2. Modelowanie struktur ulowych jako homogeniczne:

- Poza rdzeniem, w modelu geometrycznym należy uwzględnić okładki, których obecność, z racji znacznie większej gęstości w stosunku do samego rdzenia, może stanowić znaczną zmianę bezwładności, co w przypadku symulowania dynamicznych oddziaływań może mieć kluczowy wpływ na wynik;
- Uzyskaną charakterystykę $\sigma - \varepsilon_V$ należy doprowadzić do uproszczonej w początkowym zakresie formie, przydatnej do modelu materiałowego MAT_26_HONEYCOMB. Uproszczenie polega na pominięciu sprężystego zakresu i ekstrapolacji przebiegu do ujemnej wartości odkształcenia, jak przedstawiono na rys. 6.2. Działanie to ma na celu ułatwienie osiągnięcia zbieżności w początkowym etapie analizy. Pozostałe parametry, które należy wyznaczyć na podstawie charakterystyki i wprowadzić do modelu, to: moduł sprężystości wzdłużnej w zakresie do momentu utraty stateczności, moduł sprężystości po całkowitym skompresowaniu rdzenia, względna objętość całkowicie skompresowanego rdzenia. Metoda ta uniemożliwia wierne odwzorowanie np. osiągnięcia naprężenia krytycznego o wartości zgodnej z rzeczywistością. Z punktu widzenia analiz zakładających duże odkształcenia ma to jednak marginalne znaczenie;
- Stosowanie konstytutywnych modeli materiałowych, które implementują charakterystyki pochodzące ze statycznych prób, może dać poprawne rezultaty symulacji w szerokim zakresie prędkości odkształcenia, przy założeniu, że w modelu uwzględniona jest zmiana ciśnienia w związku z potencjalnym sprężeniem powietrza zamkniętego w objętości rdzenia. Istnieją różnorodne rozwiązania numeryczne, które mogą spełnić to założenie. W niniejszej pracy sprawdzono skuteczność działania jednej z prostszych metod – definicji

brzegowego warunku jednorodnej dystrybucji ciśnienia na ograniczoną powierzchnię (*ang. Uniform Pressure/Control Volume*). Umożliwia ona stworzenie modelu wiernie odwzorowującego odpowiedź ulowej struktury przy różnych prędkościach odkształcenia.

7.4. Podsumowanie

Struktury o budowie plastra miodu, których przeznaczeniem ma być pochłanianie energii kinetycznej, zazwyczaj stanowią niewielki udział złożonego układu mechanicznego. Z tego powodu dążenie do maksymalnego uproszczenia tej części modelu numerycznego wydaje się być koniecznym.

Zastąpienie złożonej struktury o drobnej budowie monolitycznym elementem przestrzennym daje wymierne korzyści, zwłaszcza z punktu widzenia oszczędności czasu niezbędnego do wykonania modelu, przeprowadzenia obliczeń i interpretacji wniosków, a także badania wpływu poszczególnych parametrów geometrycznych czy materiałowych rdzenia ulowego na odpowiedź obciążonej konstrukcji. Wymaga jednak wyznaczenia szeregu parametrów rzeczywistej struktury, co może niweczyć uzyskaną oszczędność czasu, jak również stworzyć potrzebę zaangażowania zasobów zajmujących się badaniami empirycznymi.

W pracy przedstawiono propozycję schematu działań, które prowadzą do uzyskiwania zadowalających wyników analiz numerycznych procesu ściskania metalowych plastrów miodu bez konieczności wcześniejszego wyznaczania charakterystyk metodami eksperymentalnymi. Stosowanie jej może zauważalnie wpłynąć na efektywność i czas prowadzonych prac, mających na celu dobór właściwego typu elementów absorbujących do wymuszeń, na które może być narażona projektowana konstrukcja.

7.5. Wyniki pracy

W niniejszej pracy uzyskano następujące oryginalne wyniki prac badawczych:

1. Opracowanie metod i wykonanie badań eksperymentalnych szeregu struktur komórkowych w szerokim spektrum prędkości odkształcenia,
2. Opracowanie rodziny modeli numerycznych struktur ulowych,
3. Wypracowanie sposobu wyznaczania stałych i charakterystyk materiałowych struktur ulowych bez konieczności prowadzenia badań eksperymentalnych,
4. Opracowanie metody pozwalającej na uwzględnienie w modelu numerycznym struktury ulowej uwięzionego wewnątrz powietrza.

8. Literatura

1. aoav.org.uk/2020/a-decade-of-global-ied-harm-reviewed
2. aoav.org.uk/2022/explosive-violence-in-february-2022
3. Argyris J. H., Die matritzentheorie der Statik, Ingenieur-Archiv XXV, p. 174-194, 1957
4. Ashab, A., Ruan, D., Lu, G., & Wong, Y. C. Quasi-static and dynamic experiments of aluminum honeycombs under combined compression-shear loading, Materials & Design, 97, 183–194. 2016
5. Ashab, A., Ruan, D., Lu, G., Xu, S., & Wen, C. Experimental investigation of the mechanical behavior of aluminum honeycombs under quasi-static and dynamic indentation, Materials & Design, 74, 138–149. 2015
6. assets.publishing.service.gov.uk/government/uploads/system/uploads/attachment_data/file/789827/20190328_UK_Armed_Forces_Operational_deaths_post_World_War_II_Tables_and_Figures_O.xlsx
7. ASTM C293, Method of Shear Test in Flatwise Plane of Flat Sandwich Constructions or Sandwich Cores, 1994
8. ASTM C297, Methods for Tension Test of Flat Sandwich Constructions in Flatwise Plane, 1994
9. ASTM C364, Method of Test for Edgewise Compressive Properties of Sandwich Cores, 1994
10. ASTM C365, Method of Test for Flatwise Compressive Properties of Sandwich Cores, 1994
11. Babuska I., Aziz A. K., Survey lectures on the mathematical foundations of the finite element method, In The Mathematical Foundation of the Finite Element Method with Applications to Partial Differential Equations, p. 3-636, 1972
12. Bacon C., An experimental method for considering dispersion and attenuation in a viscoelastic Hopkinson bar, Experimental Mechanics 38 (4), p. 242-249, 1998
13. Baker W. Explosions in air. Austin: University of Texas Press, 1973
14. Baker W. E, Togami T. C., Weydert J. C., Static and dynamic high density properties of hogh-density metal honeycombs, International Journal of Impact Engineering, V. 21(3), p. 149-163, 1998
15. Barnat W., Wybrane problemy energochłonności nowych typów paneli ochronnych obciążonych falą wybuchu, Warszawa, 2010, ISBN 978-83-61208-52-5

16. Blanc L., Sturtzer M., Schunk T., Eckenfeis D., Legendre J., Blast wave mitigation using multi-phase solid material in a sandwich cladding, The Hague, NL, September 23-28, 2018
17. Bragov A. M., Demenko P. V., Lomunov A. K., Sergeichev I. V., Kruszka L., Investigation of behavior of the materials of different physical nature using the Kolsky method and its modifications, (Chapter 9.1), in: New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact, Nowacki W. K., and Klepaczko J. R., Eds., Series: Trends in Mechanics of Materials. Volume 3, Centre of Excellence for Advanced Materials and Structures, Polish Academy of Sciences, Warsaw, 337, 2001
18. Chen, W., Zhang, B., Forrestal M. J., A split Hopkinson bar technique for low-impedance materials, *Experimental Mechanics*, 39, 81-85, 1999
19. Cheng Z. Q., Crandall J. R., Pilkey W. D., Wave dispersion and attenuation in viscoelastic split Hopkinson pressure bar, *Shock and Vibration*, 5, p. 307-315, 1998
20. Ciepielewski R., Dybcio P., Barnat W., Out-of-plane static crushing of thin-walled honeycomb structures. Numerical and experimental investigation, *Advances in Science and Technology Research Journal*, 12, No. 3, p. 96–105, 2018
21. Cordesman A. H., Loi C., Kocharalakota V., IED Metrics for Iraq: June 2003, September 2010, Center for Strategic & International Studies, 2010
22. Cordesman A. H., Allison M., Lemieux J., IED Metrics for Afghanistan; January 2004 - September 2010, Center for Strategic & International Studies, 2010
23. Courant R., Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations, *Bulletin of American Mathematical Society*, v. 49, p. 1-23, 1943
24. Daniel C. T., Fourney W. L., Chang P., A Polymeric Split Hopkinson Pressure Bar Instrumented with Velocity Gages, *Experimental Mechanics* 43 (4) p. 420-427, 2003
25. Dannemann K.A., Lankford J., High strain rate compression of closed-cell aluminium foams, *Mater. Sci. Eng.*, 293, p. 157-154, 2000
26. Deqiang, S., Weihong, Z., & Yanbin, W. Mean out-of-plane dynamic plateau stresses of hexagonal honeycomb cores under impact loadings, *Composite Structures*, 92(11), 2609–2621. 2010
27. Deshpande V.S., Fleck N.A., High strain rate compressive behaviour of aluminium alloy foams, *International Journal of Impact Engineering*, V. 24, p. 277-298, 2000
28. Dotts R., Apollo experience report – Spacecraft heating environment and thermal protection for launch through the atmosphere of the Earth, NASA TN D-7085, National Aeronautics and Space Administration, Washington D.C., p. 5, March 1973

29. Doubrava K., Methods and standards for testing of composite materials, Faculty of Mechanical Engineering, CTU in Prague, p. 24-28, 2016
30. <https://www.dynasupport.com/howtos/general/internal-energy>
31. engineeringtoolbox.com/individual-universal-gas-constant-d_588v
32. fr.mathworks.com/discovery/finite-element-analysis.html
33. Gibson, L. J., & Ashby, M. F. Cellular solids: structure and properties, Cambridge University Press, 1999
34. Gillett H. W., Some things we don't know about the creep of metals, Transactions of the American Institute of Mining and Metallurgical Engineers, Iron and Steel, 135, p. 15, 1939
35. Gieleta R., Materiały dydaktyczne do prowadzenia przedmiotu „Zaawansowane działy metod eksperymentalnych”, niepublikowane
36. Goldsmith W., Sackman L., An experimental study of energy absorption in impact on sandwich plates, International Journal of Impact Engineering, 12(2), 241-262, 1992
37. Gourdin W. H., Weinland S. L., Boling R. M., Development of the electromagnetically launched expanding ring as a high-strain-rate test technique, Review of Scientific Instruments, vol. 60, issue 3, p. 427, 1989
38. Hallquist, J., LS-DYNA® theory manual, Livermore Software Technology Corporation, 2006
39. Haufe A., Schweizerhof K., Paul Dubois., Properties & Limits: Review of Shell Element Formulations, Conference: LS-DYNA Developer Forum 2013 At: Filderstadt, Germany, 2013
40. HexWeb® Rigicell™, Corrosion Resistant Aluminum Corrugated Honeycomb, Product Data
41. Hockett J. E., Lindsay N. A., Cam plastometer data acquisition system, Journal of Physics E: Scientific Instruments, vol. 4, No 7, p. 520, 1971
42. Hopkinson B., A method of measuring the pressure produced in the detonation of high, explosives or by the impact of bullets, Philosophical Transactions of The Royal Society of London, Vol. 213, p.437, 1914
43. hsw.pl
44. ISO 6892-1: Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at room temperature
45. Ivañez, I., Fernandez-Cañadas, L. M., & Sanchez-Saez, S. Compressive deformation and energy-absorption capability of aluminium honeycomb core, Composite Structures. 2017

46. Janiszewski J., Bużantowicz W., Baranowski P., Correction Procedure of Wave Signals for a Viscoelastic Split Hopkinson Pressure Bar, Problems Of Mechatronics Armament, Aviation, Safety Engineering, 7, 1 (23), p. 17-30, 2016
47. Johnson P. C., Stein B. A., Davis R. S., Temperature Dependence of Shock-Induced Phase Transformations in Iron, Journal of Applied Physics, vol. 33, issue 2 , p. 557, 1962
48. Jost T., Heubrandtner T., RufflC., Fellner B., A new method to model aluminium honeycomb based crash barriers in lateral and frontal crash load cases, 7. LS-DYNA Anwenderforum, B-III, p. 13-24, 2008
49. Kee Paik, J., Thayamballi, A. K., & Sung Kim, G. The strength characteristics of aluminum honeycomb sandwich panels, Thin-Walled Structures, 35(3), 205–231. 1999
50. Khoshravan, M. R., & Najafi Pour, M. Numerical and experimental analyses of the effect of different geometrical modelings on predicting compressive strength of honeycomb core, Thin-Walled Structures, 84, 423–431. 2014
51. Kleiber M., Wprowadzenie do metody elementów skończonych, PWN, Warszawa, 1989
52. Kleiber M., Woźniak C., Nonlinear Mechanics of structure, PWN, Warszawa, 1991
53. Kleiber M., Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum, PWN, Warszawa, 1985.
54. Kundu T., Advanced Ultrasonic Methods for Material and Structure Inspection, John Wiley and Sons, ISBN: 978-1-905-20969-9, p. 271-284, 2007
55. Kojima S., Yasuki R., MikutsuS., Takasudo T., A study on yielding function of aluminium honeycomb, 5-Th European LS_DYNA Users Conference, Birmingham, 2005
56. Kolsky T. E., An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading, Proceedings of the Physical Society. Section B, 62, p. 676-700, 1949
57. Krauss-MaffeiWegmann.com
58. Krzystała E., Kciuk S., Mężyk A., Identyfikacja zagrożeń załogi pojazdów specjalnych podczas wybuchu, Gliwice, ISBN 978-83-7789-161-2, 2012
59. Kucewicz M., Baranowski P., Małachowski J., Popławski A., Płatek P., Modelling and characterization of 3D printed cellular structures, Materials & Design, Volume 142, 15, p. 177-189, 2018
60. Kumar P., Clifton R.J., Optical alignment of impact faces for plate impact experiments, Journal Applied Physics, 48, p. 1366–1367, 1977
61. Lerch B. A., Properties of 5052 Aluminum For Use as Honeycomb Core in Manned Spaceflight, NASA/TM-2018-219753, NASA Glenn Research Center Cleveland, OH, United States, 2018

62. Lindholm U. S., Some experiments with the split Hopkinson pressure bar, *J. Mech. Phys. Sol.*, 12, 317, 1964
63. Liu J., Saletti D., Pattofatto S., Zhao H., Impact testing of polymeric foam using Hopkinson bars and digital image analysis, *Polymer Testing*, 36, p. 101–109, 2014
64. Malinowski J.Z., Klepaczko J.R., Kowalewski Z.L., Miniaturized Compression Test at Very High Strain Rates by Direct Impact, *Experimental Mechanics*, 47, p. 451–463, 2007
65. Mattern S., Overview on Airbag-Modelling Possibilities in LS-DYNA, *DYNAmore Express*, DYNAmore GmbH, 2020
66. Matweb - Your Source for Materials Information, *MatWeb*, 1–2, 2015
67. McFarland R., The development of metal honeycomb energy-absorbing elements. Technical report no. 32-639, California, 1964
68. Miedzińska D., Numeryczne badania energochłonności materiałów pianowych z uwzględnieniem ich mikrostruktury, *Wojskowa Akademia Techniczna*, ISBN 978-83-7938-060-20, 2015
69. Military Specification, Core Material, Aluminum, For Sandwich Construction, MIL-C-7438G, Department of Defence, Waschington, D.C. 20301, 1985
70. Military Standard, Sandwich constructions and core materials, general test methods, MIL-STD-401A, Department of Defence, Waschington, D.C. 20301, 1954
71. Mukai T., Miyoshi T., Nakano S., Somekawa H., Higashi, Compressive response of a closed-cell aluminum foam at high strain sate, *Scripta Mat.*, 54, p. 533-537, 2006
72. Niezgoda T., Ochelski S., Barnat W., Doświadczalne badanie wpływu rodzaju wypełnienia podstawowych struktur kompozytowych na energię zniszczenia, *Acta Mechanica et Automatica*, vol.1 no.1, 2007
73. Niezgoda, T., Sławiński, G., Gieleta, R., Świerczewski, M., Ochrona pojazdów wojskowych przed wybuchem min i improwizowanych urządzeń wybuchowych. *J. KONBiN* 1(33), 123–134, 2015
74. Oden J. T., Finite elements: An introduction, in *Handbook of Numerical Analysis II, Finite element methods (Part I)*, North-Holland, Amsterdam, p. 3-12, 1991
75. Owen E., Webinar: LS-DYNA Introduction to contacts, *Oasys*, 2020
76. PN-EN ISO 6892-1
77. Rao K. P., Jagasivamani V., Gopinathan V., Doraivelu S. M., A gravity drop hammer for high velocity deformation studies of materials, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Volume 25, Issue 1, p. 51-62, 1985

78. Ruan D., Kariem M.A., Crouch I.G., High strain rate and specialised testing, *The Science of Armour Materials*, 2017, p. 581-637
79. Sawieliew I. W., *Wykłady z fizyki*, Tom 1, Wydawnictwo Naukowe PWN, 2019
80. Shanqing X., Beynona J., Ruana D., Lu G., Experimental study of the out-of-plane dynamic compression of hexagonal honeycombs, *Composite Structures*, V. 94, p. 2326-2336, 2012
81. Simiński P., *Wojskowe pojazdy kołowe*, BEL Studio, Warszawa, 2015, s. 89, ISBN: 978-83-7798-171-9
82. Śliwiński J., Protection of vehicles against mines, *Journal of KONES Powertrain and Transport*, Vol. 18, No. 1, 2011
83. Slyusar V., Sotnyk V., Ukrainian armoured vehicle feedback from the Donbass, 20-th International Armoured Vehicle conference, London, 2020
84. Smith A. I., Murray D., Day M.F., Creep Testing Equipment-Design Features and Control; Vol. 180 Pt. 3A, p. 303-307, 1965-66
85. statista.com/statistics/317560/fatalities-in-afghanistan-uk, thefallen.militarytimes.com
86. Strang G., Fix G. J., *An analysis of the Finite Element Method*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1973
87. Szmelter J., Dacko M., Dobrociński S., Wieczorek M., *Metoda elementów skończonych w statyce konstrukcji*, Arkady, Warszawa, 1979
88. Szmelter J., Dacko M., Dobrociński S., Wieczorek M., *Programy metody elementów skończonych*, Arkady, Warszawa, 1972
89. Szmelter J., *Metody komputerowe w mechanice*, PWN, Warszawa, 1980
90. Świerczewski M., Klasztorny M., Dziewulski P., Gotowicki P., Numerical modelling, simulation and validation of the SPS and PS systems under 6 kg TNT blast shock wave, *Acta mechanica et automatica*, vol.6 no.3, 2012
91. Taylor G.I., The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress I. Theoretical considerations, *Proc. of the Royal Society of London* Vol. 194, p. 289, 1948
92. theguardian.com/global-development/2016/apr/04/ukraine-attempt-defuse-landmines-as-more-are-planted
93. Trajkovski J., Perenda J., Kunc R., Blast response of Light Armoured Vehicles (LAVs) with flat and V-hull floor, *Thin-Walled Structures*, Volume 131, p. 238-244, October 2018
94. Turner M. J., Clough R. M., Martin H. C., Topp L. J., Stiffness and deflection analysis of complex structures, *Journal of Aeronautical Science*, v. 23, p. 805-823, 1956

95. ukraine.un.org/en/123917-landmines-still-pose-threat-two-million-ukrainians
96. unicef.org/press-releases/430000-children-continue-bear-brunt-eastern-ukraine-conflict
97. Walentynowicz J., Metody oceny uszkodzeń bojowych KTO Rosomak; Nowa Technika Wojskowa, 1/2012
98. Wang, Z., Liu, J., & Hui, D., Mechanical behaviors of inclined cell honeycomb structure subjected to compression, *Composites Part B: Engineering*, 110, 307–314. 2017
99. Wierzbicki, T. Crushing analysis of metal honeycombs, *International Journal of Impact Engineering*, 1(2), 157–174. 1983
100. Wilbert, A., Jang, W.-Y., Kyriakides, S., & Floccari, J. F. Buckling and progressive crushing of laterally loaded honeycomb, *International Journal of Solids and Structures*, 48(5), p. 803–816. 2011
101. Włodarczyk E., Wstęp do mechaniki wybuchu, PWN, Warszawa, 1994
102. Wulf G.L., Richardson G.T., The measurement of dynamic stress–strain relationships at very high strains, *Journal of Physics E: Scientific Instruments*, 7, p. 167, 1974
103. Xiang Y., Yu T., Yang L., Comparative analysis of energy absorption capacity of polygonal tubes, multi-cell tubes and honeycombs by utilizing key performance indicators, *Materials & Design*, 89: 689-696, 2016
104. Xu S., Beynon J.H., Ruan D., Yu T.X., Strength enhancement of aluminium honeycombs caused by entrapped air under dynamic out-of-plane compression, *International Journal of Impact Engineering*, V. 47, p. 1-13, 2012
105. Yamada H., Kami T., Mori R., Kudo T., Okada M., Strain Rate Dependence of Material Strength in AA5xxx Series Aluminum Alloys and Evaluation of Their Constitutive Equation, *Metals*, 8, 576, 2018
106. Yamashita M., Gotoh M., Impact behavior of honeycomb structures with various cell specifications – numerical simulation and experiment, *International Journal of Impact Engineering*, 32, p. 618-630, 2005
107. Zarei Mahmoudabadi M., Sadighi M., A theoretical and experimental study on metal hexagonal honeycomb crushing under quasi-static and low velocity impact loading, *Materials Science and Engineering: A*, 528(15), p. 4958–4966, 2011
108. Zhang D., Lu G., Ruan D., Quasi-static combined compression-shear crushing of honeycombs: An experimental study, *Materials & Design*, 167: 107632, 2019
109. Zhang X.W., Yu T.X., Energy absorption of pressurized thin-walled circular tubes under axial crushing, *International Journal of Mechanical Sciences*, 51, p. 335-349, 2009

110. Zhao H., Gary G., A three dimensional analytical solution of the longitudinal wave propagation in an infinite linear viscoelastic cylindrical bar. Application to experimental techniques, *J. Mech. Phys. Solids*, 43, p. 1335–1348, 1995
111. Zhao H., Gary G., On the use of SHPB techniques to determine the dynamic behavior of materials in the range of small strains, *Int. J. Solids Struct.*, 33, p. 3363–3375, 1996
112. Zhao H., Gary G., Klepaczko R. J., On the use of a viscoelastic split Hopkinson pressure bar, *International Journal of Impact Engineering* 19 (4), p. 319-330, 1997
113. Zienkiewicz O. C., *The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics*, McGraw-Hill, London, 1971
114. Żmihorski E., *Konstrukcje Przekładkowe*, Wydawnictwo Ministerstwa Obrony Narodowej, Warszawa, 1964